Том. 21 № 1-2/2019 ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

С О Д Е Р Ж А Н И Е

ЭНЕРГЕТИКА

ЛАПТЕВ А.Г., БАШАРОВ М.М., ЛАПТЕВА Е.А. Показатели энергосепарационной эффективности газосепараторов капельных аэрозолей 3

ГРАЧЕВА Е.И., САДЫКОВ Р.Р., ХУСНУТДИНОВ Р.Р., АБДУЛЛАЗЯНОВ Р.Э. Исследование параметров надежности низковольтных коммутационных аппаратов по эксплуатационным данным промышленных предприятий. 10

ГАВРИЛОВ С.Н., ПЕТРЕНЯ Ю.К. Демпфирование шин как средство повышения вибрационной надежности статоров турбогенераторов. 19

СОСНОВСКИЙ А.Ю., МУРМАНСКИЙ Б.Е., БРОДОВ Ю.М. Современное состояние и перспективные решения по совершенствованию систем тепловых расширений паровых турбин. 28

ЭЛЬМОХЛАВИ А.Э., ОЧКОВ В.Ф., КАЗАНДЖАН Б.И. Оценка производительности и энергоэффективности интегрированного солнечного комбинированного цикла электростанции. 43

СТОГОВ А.Ю., БЕЛЯЕВ А.Н. Повышение динамической устойчивости автономной энергосистемы на основе управления по взаимным параметрам. 55

ГАЛЕЕВА Р.У., НАЗАРОВ А.В., ХАСАНШИН А.А. Влияние электромагнитных связей между проводами двухцепной воздушной линии и поверхностью земли на переходные режимы. 67

КИСЕЛЕВ В.Г., РУЗИЧ Е.Н. Особенности отечественной нормативной базы, регламентирующей катодную защиту тепловых сетей от наружной коррозии в грунте. 77

ВАЛИУЛЛИНА Д.М., ИЛЬЯСОВА Ю.К., КОЗЛОВ В.К. Качественные методы спектрального анализа в диагностике трансформаторных масел. 87

ЗАРЯНКИН А.Е., ПАДАШМОГАНЛО Т. Разработка и исследование гасителей неравномерности в трубопроводных системах и трактах турбомашин на основе математического моделирования. 93

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

БОРИСОВ А.Н., ШИРИЕВ Р.Р. Светодиодный источник света с повышенной светоотдачей. 111

МАЛЁВ Н.А., ПОГОДИЦКИЙ О.В. Статистический анализ динамических характеристик асинхронного электромеханического преобразователя с изменяющимися параметрами нагрузки. 120

ЗОЛОТОВ И.И., ШЕВЦОВ А.А. Влияние потребителей электроэнергии на форму питающего напряжения автономных систем электроснабжения. 131

MAJID ABDULHAMEED ABDULHY AL-ALI, KORNILOV V.YU., GORODNOV A.G. Optimize the performance of electrical equipment in gas separation stations (degassing station ds) and electrical submersible pumps of oil equipment for oil rumaila field. 141

ПРИБОРОСТРОЕНИЕ, МЕТРОЛОГИЯ И ИНФОРМАЦИОННО-ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ ПРИБОРЫ И СИСТЕМЫ

ЕВДОКИМОВ Ю.К., МОХАММЕД Х.С.А., ХРАМОВ Л.Д. Математическая модель и измерительный алгоритм непрерывно распределенного полупроводникового датчика профиля температуры в неизотермических потоках. 146

Vol. 21 № 1-2 /2019 ENERGY SECTOR PROBLEMS

C O N T E N T S

POWER ENGINEERING

LAPTEV A.G., BASHAROV M.M., LAPTEVA E.A. Indicators of energy and separation efficiency of gas separators intended to remove aerosol droplets. 3

GRACHEVA E.I., SADYKOV R.R., KHUSNUTDINOV R.R., ABDULLAZYANOV R.E. Investigation of the parameters of reliability of low voltage commutation devices on operating data of industrial enterprises. 10

GAVRILOV S.N., PETRENYA IU.K. Bus bar damping is a way of increasing the vibration reliability of turbo generator stators. 19

SOSNOVSKIY A.YU., MURMANSKII B.E., BRODOV YU.M. Up-to-date condition and perspective solutions for improvement of heat expansion systems of steam turbines. 28

ELMOHLAWY A.E., OCHKOV V.F., KAZANDZHAN B.I. Evaluation of the performance and energy efficiency of integrated solar combined cycle power plant. 43

STOGOV A.YU., BELYAEV A.N. Improvement of transient stability of autonomous power system on basis of wide area control system. 55

GALEEVA R.U., NAZAROV A.V., KHASANSHIN A.A. The effect of electromagnetic coupling between wires double-circuit overhead line and the ground on transients. 67

KISELEV V.G., RUZICH E.N. Features of domestic regulatory framework governing cathodic protection of heating networks against external corrosion in the ground. 77

VALIULLINA D.M., ILYASOVA J.K., KOZLOV V.K. Qualitative methods of spectral analysis in diagnostics of transformer oils. 87

ZARYANKIN A.E., PADASHMOGHANLO T. Development and research of vibration irregularity in piping systems and paths of turbomachines on the basis of mathematical modeling. . . . 93

ELECTRICAL ENGINEERING

BORISOV A.N., SHIRIEV R.R. Led source of light with high light circuit. 111

MALEV N.A., POGODITSKY O.V. Statistical analysis of dynamic characteristics asynchronous electric motor with changing load parameters. 120

ZOLOTOV I.I., SHEVCOV A.A. Influence of electricity consumers on the autonomous power supply system's voltage form. 131

AL-ALI MAJID ABDULHAMEED ABDULHY, KORNILOV V.YU., GORODNOV A.G. Optimize the performance of electrical equipment in gas separation stations (degassing station ds) and electrical submersible pumps of oil equipment for oil rumaila field. 141

INSTRUMENT MAKING, METROLOGY AND INFORMATION-MEASURING DEVICES AND SYSTEMS

EVDOKIMOV YU.K., MOHAMMED KH.S.A., HRAMOV L.D. Mathematical model and measuring algorithm of continually distributed semiconductor sensor of a temperature profile in non-isothermal flows. 146

© А.Г. Лаптев, М.М Башаров, Е.А.Лаптева

ЭНЕРГЕТИКА

(cc) BY

УДК 541.182.2/3

ПОКАЗАТЕЛИ ЭНЕРГОСЕПАРАЦИОННОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГАЗОСЕПАРАТОРОВ КАПЕЛЬНЫХ АЭРОЗОЛЕЙ

А.Г. Лаптев[1], М.М. Башаров[2]., Е.А. Лаптева[1]

[1]Казанский государственный энергетический университет г. Казань, Россия
[2]АО "ТАНЕКО" г. Нижнекамск
tvt_kgeu@mail.ru

Резюме: *Рассмотрены энергетические коэффициенты и критерии энергоэффективности тепло- и массообменных аппаратов. С применением этих коэффициентов и критериев получены модифицированные комплексы энергосепарационной эффективности насадочных газосепараторов жидких аэрозолей. Приведены технические характеристики регулярных и хаотичных насадок и сделаны расчеты энергетических комплексов и мощности на подачу газа на очистку. Установлено, что среди нерегулярных насадок наиболее эффективной является спирально-призматическая, а среди регулярных – рулонная РГН-5 (Инжехим).*

Ключевые слова: *аэрозоли, насадки, энергоэффективность, сепарация, энергозатраты.*

Благодарности: *Исследование выполнено в рамках научного проекта РНФ № 18-79-10136.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-3-9.*

Для цитирования: *Лаптев А.Г., Башаров М.М., Лаптева Е.А. Показатели энергосепарационной эффективности газосепараторов капельных аэрозолей // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 3-9. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-3-9.*

INDICATORS OF ENERGY AND SEPARATION EFFICIENCY OF GAS SEPARATORS INTENDED TO REMOVE AEROSOL DROPLETS

A.G. Laptev[1], M.M. Basharov[2], E.A. Lapteva[1]

[1]Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia
[2]JSC “TANECO”, Nizhnekamsk, Russia

Abstract: *Abstract: Energy coefficients and energy efficiency criteria for heat and mass transfer devices are considered. With application of these coefficients and criteria, modified complexes for the energy separation efficiency of packed-type gas separators aimed to remove liquid aerosols are obtained. Technical characteristics of structured and random packings are given and calculations of energy complexes and of the power required for supplying gas to the purification are made. It is determined that the spiral-prismatic packing is most efficient among all considered*

random packings and the spiral wound packing RGN-5 (manufactured by LLC EPC "Inzhekhim") is most efficient among all considered structured packings.

Keywords: *aerosols, packings, energy efficiency, separation, energy expenditures.*

Acknowledgments: *The study was carried out by a grant from the Russian Science Foundation (project No. 18-79-10136).*

For citation: *A.G. Laptev, M.M. Basharov, E.A. Lapteva. Indicators of energy and separation efficiency of gas separators intended to remove aerosol droplets. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp.3-9. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-3-9.*

Введение

Известно, что при работе тепло- и массообменных аппаратов и энергетических установок часто наблюдается унос капельной влаги паром или газом. Эта влага попадает в паровой поток при дроблении жидкости в процессе барботажа, разрушении струй и разрыве оболочек паровых пузырей. В паровых котлах, испарителях, выпарных аппаратах брызгоунос приводит к загрязнению пара веществами, содержащимися в жидкой фазе (котловой воде, конденсате); в ректификационных и абсорбционных колоннах унос жидкой фазы уменьшает эффективность проводимых процессов. Например, к градирням предъявляют требования максимально возможного снижения выноса капель с потоком охлаждающего воздуха. Сепарация, захватываемая паровым или газовым потоком капельной влаги, проводится либо непосредственно в верхней части аппаратов или в отдельных газосепараторах, которые встраиваются в технологические линии.

Основной задачей при выборе энергоэффективных конструкций газосепарирующих устройств для заданных условий проведения процесса, является достоверный расчет эффективности сепарации дисперсной фазы. Эффективность газоочистки (степень очистки) может быть определена по содержанию дисперсной фазы в газах (парах) до поступления в аппарат для разделения и на выходе из него по выражению:

$$\eta = \frac{G_{\text{н}} - G_{\text{к}}}{G_{\text{н}}} = \frac{V_{\text{н}} C_{\text{н}} - V_{\text{к}} C_{\text{к}}}{V_{\text{н}} C_{\text{н}}} = 1 - \frac{V_{\text{к}} C_{\text{к}}}{V_{\text{н}} C_{\text{н}}}, \quad (1)$$

где G – массовый расход дисперсной фазы (капель, пыли и т.п.), содержащейся в газах, кг/с; V – объемный расход газов, м^3/с; C – концентрации частиц в газах, кг/м^3. Нижние индексы "н"– начальные и "к"– конечные значения. Обычно для аппаратов принимается $V_{\text{н}} = V_{\text{к}}$.

Как известно, существуют гравитационный, градиентный, турбулентный, инерционный, центробежный и другие механизмы осаждения частиц. Работа большинства промышленных аппаратов основана на совмещении различных принципов осаждения. Соответственно эффективность сепарации зависит от различных параметров и факторов [1–3].

Коэффициенты энергосепарационной эффективности

Для предварительного выбора конструкций и режима работы газосепарирующих элементов, ниже рассмотрены различные комплексы.

По аналогии с выражением (энергетического коэффициента Кирпичева для теплообменника) для аппарата газоочистки можно записать:

$$E = \frac{M}{N} = \frac{G_{\text{н}} - G_{\text{к}}}{\Delta p V_{\text{г}}}, \quad (2)$$

где $G_н$, $G_к$ – начальная и конечная концентрация частиц, кг/м^3; Δp – перепад давления газа в аппарате, Па; $V_г$ – объемный расход газа, м^3/с; M – поток массы частиц, кг/с; N – мощность на подачу газа, Вт.

Из выражений (1) и (2) следует модифицированный энергетический параметр:

$$E = \frac{\eta C_н}{\Delta p}, \tag{3}$$

где концентрация на выходе $G_к = G_н$ (1-η).

Далее с применением критерия энергоэффективности химических реакторов [4] аналогично запишем для аппарата газоочистки от аэрозолей:

$$K_{эф} = \frac{M}{NV_{an}} = \frac{u_t F \overline{\Delta C}}{NV_{an}}, \tag{4}$$

где $F / V_{an} = a_v$ – удельная поверхность осаждения частиц, м^2; u_t – скорость турбулентного осаждения аэрозольных частиц, м/с; V_{an} – объем аппарата, м^3.

Среднюю движущую силу переноса частиц запишем как среднеарифметическую $\overline{\Delta C}$=0,5($\Delta C_δ$+$\Delta C_м$). Учитывая, что на поверхности осаждения $C_{гр}$=0, имеем. $\overline{\Delta C}$=0,5($\Delta C_н$+$\Delta C_к$). Выражая конечную концентрацию через эффективность разделения, η=($C_н$-$C_к$)/$C_н$ получим среднюю движущую силу $\overline{\Delta C}$=0,5$C_н$(2-η). Тогда критерий энергоэффективности (4) получит вид

$$K_{эф} \frac{u_t a_v C_н (2-\eta)}{2\Delta p V_г}. \tag{5}$$

Скорость турбулентного осаждения (миграции) частиц u_t на поверхность элементов вычисляется по выражениям из работ [1–3].

В выражениях (2) и (4) значение мощности N записывается с применением значения перепада давления Δp рабочей зоны газосепаратора, который обеспечивает заданную эффективность η.

С использованием энергетического коэффициента Антуфьева для теплообменников, запишем аналогично для аппарата газоочистки модифицированный коэффициент

$$E_t = \frac{u_t F}{N}. \tag{6}$$

Отсюда для насадочного газосепаратора имеем

$$E_t = \frac{u_t a_v H}{\Delta p u_{ср} \varepsilon_{св}}, \tag{7}$$

где F=$a_v SH$ – поверхность насадки, м^2; S – площадь поперечного сечения аппарата, м^2; H – высота слоя насадки, м; $\varepsilon_{св}$ – удельный свободный объем насадки, м^3/ м^3; $u_{ср}$ – скорость газа в слое, м/с.

Результаты расчетов

Результаты расчетов энергетических коэффициентов приведены в табл. 2, 3 для насадок из табл. 1 [5, 6].

В табл. 2: $d_ч$ – диаметр частиц, мкм; $Re_г$=$u_{ср} d_э / ν_г$ – число Рейнольдса; ξ – коэффициент гидравлического сопротивления насадок; u_* – динамическая скорость, м/с; $\omega_E \tau_p$ – фактор инерционности частиц, $u_t^+ = u_t / u_*$ – безразмерная скорость.

Таблица 1

Характеристики регулярных и нерегулярных насадок

Тип насадки	$\varepsilon_{св}$	a_v, м^2/м^3	$d_э$, м*
Регулярные насадки:			
Регулярная рулонная насадка	0,904	240	0,015
Регулярная рулонная гофрированная насадка с шероховатой поверхностью	0,904	240	0,015
Регулярная пакетная гофрированная насадка	0,98	162	0,024
Регулярная рулонная насадка РГН-5	0,9	360	0,01
Нерегулярные насадки:			
Инжехим-2012 (8 мм):	0,96	650	0,006
Инжехим-2012 (12 мм)	0,95	420	0,009
Спирально-призматическая насадка (2 мм)	0,81	3300	0,00098
Кольца Рашига (15 мм)	0,95	350	0,012
* $d_э$ – эквивалентный диаметр насадки, м			

Таблица 2

Результаты расчетов насадочного газосепаратора при эффективности η=0,985. S=1 м^2.

Система воздух-вода

$u_{ср}$, м/с	$d_ч$, мкм	$Re_г$	ξ	u_*, м/с	$\omega_E\tau_p$	u_t^+	H, м	Δp, кПа
Металлические кольца Рашига 15х15 мм, a_v=350 м^2/м^3								
6	5	4800	2,93	1,46	0,188	0,2	0,45	1,21
6	3	4800	2,93	1,46	0,081	0,022	1,83	4,93
10	3	8000	2,65	2,1	0,116	0,087	0,53	5,7
Насадка "Инжехим-2012" 12 мм, a_v=420 м^2/м^3								
6	5	3033	3,42	1,7	0,35	0,198	0,14	1,16
6	3	3033	3,42	1,7	0,124	0,03	0,88	7,32
10	3	6067	3,23	2,35	0,179	0,0124	0,26	5,67
10	1	6067	3,23	2,35	0,019	0,002	16,2	353,63
Насадка "Инжехим-2012" 8 мм, a_v=650 м^2/м^3								
10	1	3867	3,35	2,66	0,033	0,032	5,72	203,18
Спирально-призматическая насадка 2х2х0,2 мм, a_v=3300 м^2/м^3								
10	1	654	1,26	3,24	0,245	0,049	0,6	121,99

Таблица 3

Результаты расчетов энерго-сепарационных характеристик насадочных газосепараторов для системы воздух-вода

$u_{ср}$, м/с	$d_ч$, мкм	N, кВт	E (3)	$K_{эф}$ (5)	E_t (7)
Металлические кольца Рашига 15х15 мм, a_v=350 м^2/м^3					
6	5	7,26	0,074	0,53	4,34
6	3	29,6	0,0182	0,014	0,47
10	3	57,0	0,016	0,029	0,28
Насадка "Инжехим-2012" a_v=420 м^2/м^3					
6	5	6,96	0,077	0,65	1,67
6	3	43,9	0,012	0,016	0,25
10	3	56,7	0,016	0,005	0,024
10	1	3536,3	$2,5\cdot10^{-4}$	$1,3\cdot10^{-5}$	0,0038
Насадка "Инжехим-2012" a_v=650 м^2/м^3					
10	1	2031,8	$4,4\cdot10^{-4}$	0,01	0,058
Спирально-призматическая насадка a_v=3300 м^2/м^3					
10	1	1210	$7,4\cdot10^{-4}$	0,0073	0,079

Из табл. 3 следует, что наиболее предпочтительными являются насадка «Инжехим-2012» и кольца Рашига при скорости газа $u_{ср}$ =6 м/с.

На рисунке показаны затраты мощности на очистку в регулярных насадках из табл. 1. Диаметр частиц $d_ч$=5 мкм. Эффективность η=0,9.

Из представленных на рисунке и в таблицах результатов расчетов видно, что среди хаотичных насадок наиболее эффективная спирально-призматическая насадка и насадка "Инжехим 2003-м" и "Инжехим 2012", а среди регулярных – рулонная насадка РГН-5. Так, например, насадка РГН-5 при заданной эффективности сепарации и размерах частиц обеспечивает минимальную удельную мощность на очистку аэрозолей при скорости газа от 5 до 7 м/с. Минимум энергозатрат при $u_{ср}$=6 м/с (см. рис.). Окончательный выбор режимных и конструктивных характеристик насадочных газосепараторов должен выполняться по требованиям технического задания предприятий с применением различных методов [7–11].

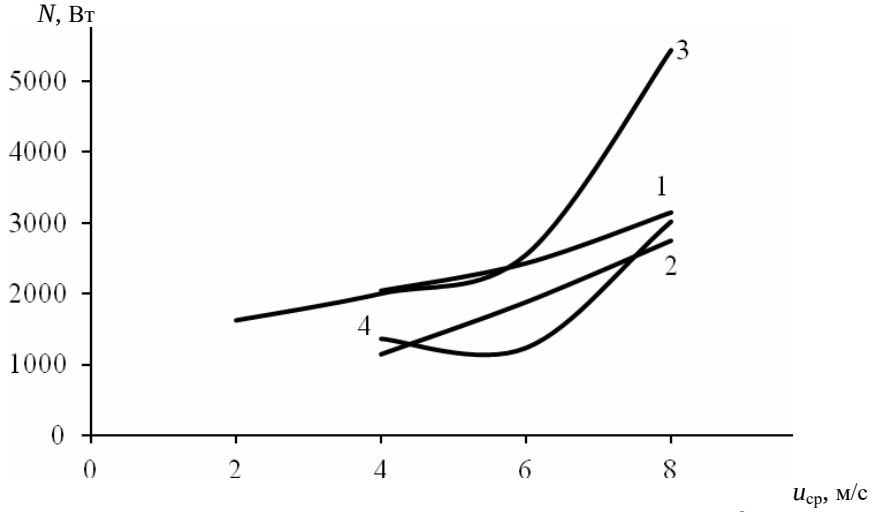


Рис. Мощность на подачу газа для регулярных насадок. S=1м^2.
Номера насадок по порядку из табл. 1

Выводы

Для выбора конструктивных и режимных характеристик насадочных газосепараторов жидких аэрозолей рассмотрены энергетические коэффициенты и комплексы из теории теплообменных и массобменных процессов. Получены выражения модифицированных комплексов для оценки энергоэффективности осаждения аэрозолей для насадки. Представлены результаты расчетов нескольких типов регулярных и нерегулярных контактных устройств. По максимальным значениям комплексов и минимальной мощности на подачу газа сделаны выводы о наиболее эффективных конструкциях газосепарирующих элементов.

Литература

1. Бусройд Р. Течение газа со взвешенными частицами. Изд-во «Мир, 1970. 323с.

2. Медников Е.П. Турбулентный перенос и осаждение аэрозолей. М.: Наука,1980. 176 с.

3. Лаптев А.Г., Башаров М.М., Лаптева Е.А., Фарахов Т.М. Модели и эффективность процессов межфазного переноса. Часть 1. Гидродинамические процессы: монография. Казань: Центр инновационных технологий, 2017. 392 с.

4. Соколов В.Н., Доманский И.В. Газожидкостные реакторы. Л.: Машиностроение, 1976. 216 с.

5. Сокол Б.А., Чернышев А.К., Баранов Д.А. Насадки массообменных колонн. М.: «Галилея-принт», 2009. 358 с.

6. Каган А.М., Лаптев А.Г., Пушнов А.С., Фарахов М.И. Контактные насадки промышленных тепломассобменных аппаратов / под ред. А.Г. Лаптева. Казань: Отечество, 2013. 454 с.

7. Зиятдинов Н.Н. Моделирование и оптимизация химико-технологических процессов и систем // Теоретические основы химической технологии. 2017. Т. 51, № 6. С. 613–617.

8. Дмитриев А.В., Зинуров В.Э., Дмитриева О.С., Нгуен Ву Л. Улавливание мелкодисперсных твердых частиц из газовых потоков в прямоугольных сепараторах // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2018. Т. 22, №3 (134). С. 138–144.

9. Dmitriev A.V., Dmitrieva O.S., Madyshev I.N. Optimal designing of mass transfer apparatuses with jet-film contact devices // Chtmical and Petroleum Engineering. 2017. P.1–5.

10. Зиганшин М.Г., Колесник А.А., Зиганшин А.М. Проектирование аппаратов пылеочистки: учебное пособие. 2-е изд. перераб. и доп. СПб: Издательство «Лань», 2014. 544 с.

11. Лаптев А.Г., Башаров М.М., Лаптева Е.А. Сепарационная и энергетическая эффективность насадочных аппаратов очистки газов от аэрозолей // Теоретические основы химической технологии. 2017. Т. 51, №5. С. 491–498.

Авторы публикации

Лаптев Анатолий Григорьевич – д-р техн. наук, профессор, заведующий кафедрой "Технология воды и топлива" Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). E-mail: tvt_kgeu@mail.ru.

Башаров Марат Миннахматович – канд.техн.наук., зам. генерального директора по техническому обслуживанию и инжинирингу АО "ТАНЕКО".

Лаптева Елена Анатольевна – канд. техн. наук, доцент кафедры "Энергообеспечение предприятий и энергоресурсосберегающих технологий" Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

References

1. Busroyd R. Gas flow with suspended particles. Moscow: Mir, 1970. 323 p.

2. Mednikov E.P. Turbulent transport and deposition of aerosols. Moscow: Nauka, 1981. 176 p.

3. Laptev A.G., Basharov M.M., Lapteva E.A. Farakhov T.M. Models of interphase transport and calculation of process efficiency. Part 1. Hydromechanical processes. Kazan: Center for innovative technology, 2017. 392 p.

4. Sokolov V.N., Domanskii I.V. Gas-liquid reactors. Leningrad: Mashinostroenie Publishing House, 1976. 216 p.

5. Sokol B.A., Chernyshev A.K., Baranov D.A. Packings of mass transfer columns. Moscow: Galleya-print, 2009. 358 p.

6. Kagan A.M., Laptev A.G., Pushnov A.S., Farakhov M.I. Contact packings of industrial heat and mass transfer apparatuses. Kazan: Otechestvo, 2013. 454 p.

7. Ziyatdinov N.N. Modeling and optimization of chemical engineering processes and systems. 2017. V. 51, No. 6. P. 613–617.

8. Dmitriev A.V., Zinurov V.E., Dmitrieva O.S., Nguen Vu L. Capturing of finely dispersed solid particles from gas streams in rectangular separators // Vestnik Irkutskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. 2018. V. 22, No. 3 (134). P. 138–144.

9. Dmitriev A.V., Dmitrieva O.S., Madyshev I.N. Optimal designing of mass transfer apparatuses with jet-film contact devices // Chemical and Petroleum Engineering. 2017. V.53, P.1–5.

10. Ziganshin M.G., Kolesnik A.A., Ziganshin A.M. Designing apparatus for dust removal: a training manual. 2nd ed. Saint Petersburg: Lan Publishing House, 2014. 544 p.

© А.Г. Лаптев, М.М Башаров, Е.А.Лаптева

11. Laptev A.G., Basharov M.M., Lapteva E.A. Separation and energy efficiency of packed apparatuses for purifying gases from aerosols // Theoretical foundations of chemical engineering. 2017, V.51, No.5. P. 639–646.

Authors of the publication

Anatoly G. Laptev – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Marat M. Basharov – JSC "TANECO", Nizhnekamsk, Russia.

Elena A. Lapteva – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Поступила в редакцию ***29 июня 2018 г.***

© Е.И.Грачева, Р.Р.Садыков, Р.Р. Хуснутдинов

(cc) BY

УДК 621.311

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ НАДЕЖНОСТИ НИЗКОВОЛЬТНЫХ КОММУТАЦИОННЫХ АППАРАТОВ ПО ЭКСПЛУАТАЦИОННЫМ ДАННЫМ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Е.И. Грачева[1], Р.Р. Садыков[2], Р.Р. Хуснутдинов[1], Р.Э. Абдуллазянов[1]

[1]Казанский государственный энергетический университет, г.Казань, Россия
[2]Приволжские электрические сети, Филиал ОАО «Сетевая компания», Россия
khrr@yandex.ru

Резюме: *В статье представлен алгоритм оценки параметров надежности – вероятности времени работоспособного состояния электрических аппаратов на основании статистических данных об отказах автоматических выключателей, установленных в цепях управления и защиты таких потребителей, как компрессоры, насосы и вентиляторы на промышленных предприятиях. Исследованы теоретическая и статистическая функции вероятности безотказной работы автоматических выключателей в зависимости от срока и режимов эксплуатации. Определен вид распределения параметров надежности низковольтных аппаратов на примере автоматов ВА-57. Получены аналитические и графические зависимости основных показателей надежности.*

Ключевые слова: *статистический анализ, автоматический выключатель, магнитный пускатель, вероятность безотказной работы, интенсивность отказов.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-10-18.*

Для цитирования: *Грачева Е.И., Садыков Р.Р., Хуснутдинов Р.Р., Абдуллазянов Р.Э. Исследование параметров надежности низковольтных коммутационных аппаратов по эксплуатационным данным промышленных предприятий // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 10-18. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-10-18.*

INVESTIGATION OF THE PARAMETERS OF RELIABILITY OF LOW VOLTAGE COMMUTATION DEVICES ON OPERATING DATA OF INDUSTRIAL ENTERPRISES

E.I. Gracheva[1], R.R. Sadykov[2], R.R. Khusnutdinov[1], R.E. Abdullazyanov [1]

[1]Kazan state power university, Kazan, Russia
[2]Privolzhsky electrical networks, Branch of JSC "Grid Company"
khrr@yandex.ru

Abstract: *The article presents an algorithm for estimating reliability parameters - probability of failure-free operation time and failure rate of low-voltage switching devices based on statistical data on failures of circuit breakers installed in control and protection circuits of such consumers as compressors, pumps and fans in industrial enterprises. The theoretical and statistical functions of the probability of the failure-free operation time of automatic circuit breakers depending on the service life and the number of operation cycles have been investigated and a hypothesis has been*

put forward and confirmed on the normal distribution law of the random variable (probability of failure-free operation o automatic circuit breakers) using the "agreement criteria" - the Kolmogorov test and Pearson's criterion.

Keywords: *automatic circuit breaker, magnetic starter, probability of failure-free operation, failure rate.*

For citation: *E.I. Gracheva, R.R. Sadykov, R.R. Khusnutdinov, R.E. Abdullazyanov. Investigation of the parameters of reliability of low voltage commutation devices on operating data of industrial enterprises. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. 10-18. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-10-18.*

Введение

В системах промышленного электроснабжения низковольтные коммутационные аппараты (автоматические выключатели, магнитные пускатели и т.д.) являются массовыми элементами, к которым предъявляются высокие требования относительно показателей надёжности. В электрических системах внутризаводского электроснабжения для низковольтного оборудования характерны два общеизвестных вида отказов: как внезапных, так и износовых. Для оценки работоспособности электрических аппаратов применяются проверки на механическую и электрическую стойкость выборочного числа образцов [1–3]. При испытании аппаратов возникают ситуации, когда определенная часть испытываемых образцов не отказала за период наблюдения. В таких случаях необходимо проводить статистический анализ выборок, для которых характерно отсутствие сведений о моментах отказа в части (или одного из) контролируемых объектов. Такое явление носит название цензурированных выборок, а данные, получаемые в результате испытаний выборки, называются цензурированными [4]. Отметим, что для таких выборок необходимо применять специфические методы оценки показателей надёжности и проверки статистических гипотез, которые, как правило, сложнее традиционных методов математической статистики. Особое значение анализ цензурированных выборок приобретает при оценке надежности сложных и дорогостоящих технических устройств, а также изделий с дорогостоящими методами испытаний: именно к последним относятся коммутационные аппараты по причине продолжительности энергозатратности испытаний на износ [5–7]. При этом имеется возможность непосредственной оценки параметров и выявления вида закона надежности по случайной выборке.

Исследование статистических данных об отказах низковольтных аппаратов

Для анализа показателей надёжности в режимах эксплуатации использованы статистические данные Казанского промышленного предприятия ПАО «Органический синтез». Наблюдения ежегодно проводились за автоматами серии ВА-57.

Вероятность времени безотказности определяется по выражению

$$\hat{P}(t) = \frac{N_0 - n(t)}{N_0} \qquad (1)$$

где N_0 – количество контролируемых образцов; $n(t)$ - количество отказов элементов за рассматриваемый временной интервал [8].

В табл. 1 представлены результаты расчётов показателей надёжности автоматических выключателей по информации эксплуатационных служб.

Таблица 1

Результаты вычислений параметров надежности автоматов ВА-57

Номер i-го интервала	Количество циклов, z	Δt , ч	$n(\Delta t_i)$,шт.	$\hat{P}(t)$	$\lambda(t)$, ч$^{-1}$
1	1500	0-17520	2	1	$0{,}040 \cdot 10^{-5}$
2	1250	17520-35040	2	0,98	$0{,}041 \cdot 10^{-5}$
3	1000	35040-52560	3	0,96	$0{,}062 \cdot 10^{-5}$
4	1000	52560-70080	4	0,95	$0{,}083 \cdot 10^{-5}$
5	1250	70080-87600	11	0,93	$0{,}236 \cdot 10^{-5}$
6	1100	87600-105120	25	0,9	$0{,}574 \cdot 10^{-5}$
7	1050	105120-122640	33	0,81	$0{,}858 \cdot 10^{-5}$
8	1000	122640-140160	39	0,7	$1{,}213 \cdot 10^{-5}$
9	1000	140160-157680	44	0,6	$1{,}769 \cdot 10^{-5}$
10	1000	157680-175200	54	0,47	$3{,}314 \cdot 10^{-5}$

На рис.1 показан график зависимости вероятности безотказности автоматов от времени эксплуатации и коммутационного ресурса.

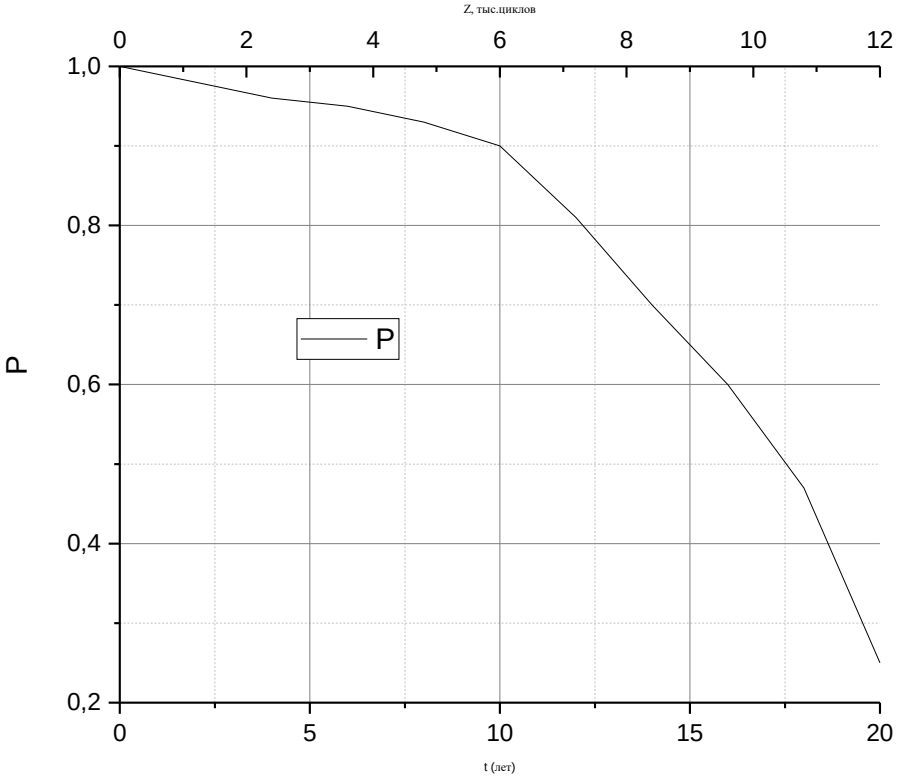


Рис.1. Зависимость вероятности безотказности работы автоматических выключателей от коммутационного ресурса и времени эксплуатации

Статистическая оценка интенсивности отказов имеет вид

$$\lambda(t) = \frac{n(\Delta t_i)}{N_{\text{ср}} \cdot \Delta t_i}, \qquad (2)$$

где $n(\Delta t_i)$ – количество выхода из строя элементов на рассматриваемом временном интервале; $N_{ср}$ – количество исправных элементов [9]. По полученным данным представлен график изменения интенсивности отказов $\lambda(t)$ от отработанного ресурса автоматических выключателей ВА-57.

Исследование вида распределения показателей надежности автоматов В-57

По виду графиков на рис. 1 и 2 предполагаем нормальный вид распределения показателей надежности автоматов ВА-57 [10–11].

На рис. 3 показаны графики зависимости вероятности безотказности автоматов ВА-57 от срока работы, построенные по результатам расчетов и эксплуатационной информации. Из графиков видно, что в течение паспортного срока службы автоматов (10–12 лет), вероятность безотказной работы не снижается менее чем до значения $P = 0{,}85$, что соответствует ГОСТ на низковольтные коммутационные аппараты [9].

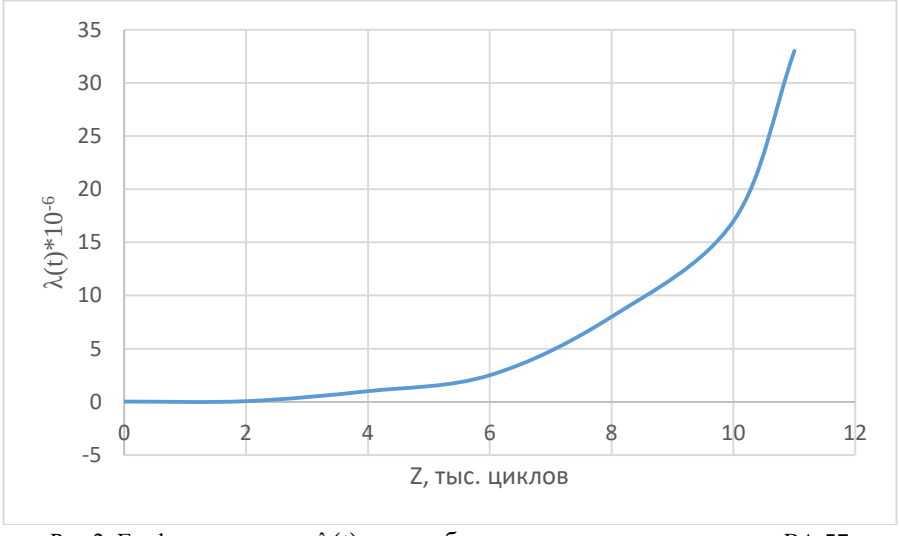


Рис.2. График изменения $\lambda(t)$ от отработанного ресурса автоматов ВА-57

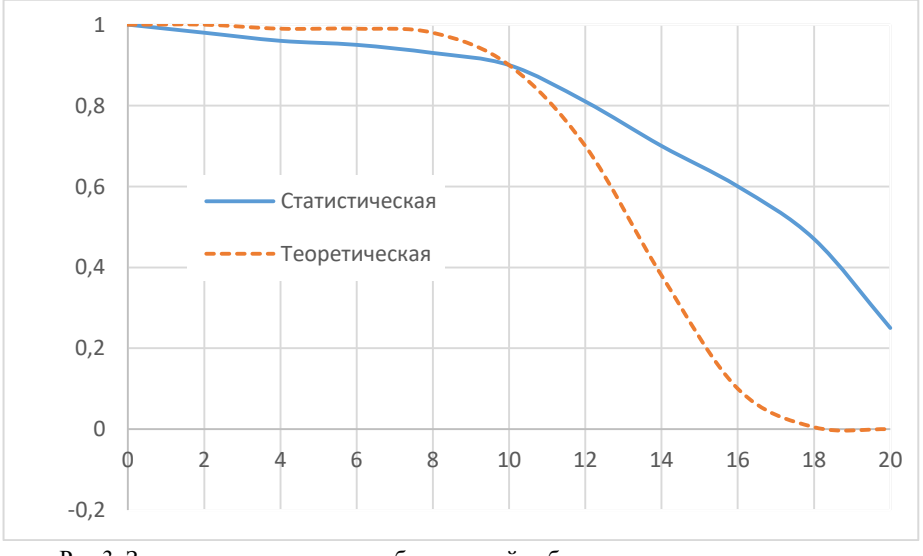


Рис.3. Зависимость вероятности безотказной работы от времени эксплуатации для автоматических выключателей ВА-57

Для оценки несовпадения между видом теоретической зависимости и графиком, построенным по результатам эксплуатационных данных (рис. 3), используются критериальные положения Пирсона и Колмогорова [12–13]. Покажем применение нормального распределения для полученных значений эксплуатационной информации об отказах за наблюдаемыми элементами. Тогда плотность вероятности отказа и вероятности безотказной работы определяются следующим образом:

$$f(t) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(t-T)^2}{2\sigma^2}} \tag{3}$$

$$Q(t) = \int_{-\infty}^{t} f(t)dt = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{t} e^{-\frac{(t-m_t)^2}{2\sigma^2}} dt\ , \tag{4}$$

$$P(t) = 1 - Q(t)\,, \tag{5}$$

где: m_t – мат ожидание ресурса до t_1; σ – СКО ресурса от средней величины значения; T – рассматриваемый временной интервал испытаний.

Здесь Ф – функция Лапласа.

Функция $\Phi(x) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{x^2}{2}} dx$ табулирована в литературе [12].

Вероятность функции времени безотказности нормального закона распределения определяется

$$P(t) = \frac{\Phi(\frac{m_t - t}{\sigma})}{\Phi(\frac{m_t}{\sigma})}\,. \tag{6}$$

По информации энергетических служб ряда предприятий Казани: СКО наработки на отказ σ =2,5лет= 21900 ч., величина среднего времени работоспособности составляет усредненную величину математического ожидания $T_{\text{ср}} = m_t = 13$ лет $= 113880$ ч. [14–15].

Подставим данные значения в выражение (6) для построения теоретической зависимости (рис.3). По критериальным положениям Колмогорова учитывается и оценивается наибольшая абсолютная величина разности между теоретической и опытной кривой.

Условие соответствия $\Delta x > A(n,q)$ определяется формулой

$$\Delta x = \Delta F \sqrt{N}\ , \tag{7}$$

где $\Delta F = \max\left|F^*(t) - F(t)\right|$ – максимальное расхождение между опытной и теоретической функциями [6]; N – количество отказавших элементов.

Примем величину значимости ε равной 0,01 [8].

Из [8] следует:

$A(N,\varepsilon) = A(10;\ 0{,}01) = 0{,}489.$

Наибольшее расхождение между теоретической и опытной функциями происходит в период, равный 15-му году эксплуатации (рис. 3). Значение ΔF при этом составляет:

$\Delta F = \max\left|F^*(13140) - F(13140)\right| = 0{,}464\ ,$

где $F^*(13140)$ – значение вероятности времени безотказности ВА-57 по эксплуатационной информации (1); $F(13140)$ – значение вероятности времени безотказности ВА-57, вычисленное по выражению (6).

Подставим вычисленные данные в (7), найдем

$$\Delta x = 0,464 \cdot \sqrt{10} = 1,469 > 0,489.$$

Полученные результаты показали обоснованность применения нормального распределения для показателей надежности автоматов ВА-57.

Применение критериальных признаков χ^2 Пирсона позволяет найти меру расхождения:

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^{k} \frac{(\Delta n_i - Np_i)^2}{Np_i}, \quad (8)$$

где k – количество интервалов экспериментального ряда; p_i – вероятность нахождения случайного параметра (вероятности времени безотказности) в i-ом интервале, полученная для теоретической кривой распределения; N – количество наблюдений.

Распределение χ^2 определяется числом степеней свободы:

$$s = k - z - 1, \quad (9)$$

где: z – количество определяемых параметров распределения.

Далее вычисляем промежуточные данные для расчета χ^2 (табл. 2). Тогда значения p_i соответствуют приращению функции распределения $F(t)$ на i-ом интервале.

Таблица 2

Данные определения промежуточных значений

$F(t)$	p_i	Np_i	$(\Delta n_i - Np_i)^2$	$(\Delta n_i - Np_i)^2 / Np_i$
1,000	$4,498 \cdot 10^{-6}$	0,001	3,996	4094,136
1,000	$1,549 \cdot 10^{-4}$	0,034	3,867	115,257
0,998	0,002	0,397	6,776	17,070
0,979	0,019	4,055	0,003	0,001
0,885	0,094	20,484	89,939	4,391
0,698	0,186	40,462	239,082	5,909
0,359	0,399	73,573	1646,143	22,374
0,115	0,244	53,025	196,695	3,709
0,023	0,092	20,033	574,401	28,672
0,003	0,020	4,310	2469,132	572,933

По (8) вычисляем:

$$\chi^2 = 4094,136 + 115,257 + 17,070 + 0,001 + 4391 + 5,909 + 22,374 +$$
$$+3,709 + 28,672 + 572,933 = 4864,452.$$

По определенному уровню значимости $\varepsilon = 0,1$ по [8] находится $\chi^2 (N - 1, \varepsilon) = \chi^2 (9; 0,01) = 21,666$. Сравнение $\chi^2 > \chi^2 (9; 0,01)$ показывает, что выборочные данные наблюдений соответствуют нормальному распределению и согласуются с фактическими данными.

Заключение

В результате проведенных исследований установлено, что анализ случайных выборок эксплуатационных данных об отказах низковольтной аппаратуры необходим для определения законов распределения параметров надежности. При этом в качестве исходной информации использованы эксплуатационные данные об отказах автоматических выключателей и выявлены зависимости изменения вероятности времени безотказности аппаратов от периода работы и ресурса аппаратов. Построены

теоретическая и статистическая функции вероятности безотказной работы аппаратов в зависимости от сроков эксплуатации и числа циклов срабатывания. Показано, что в течение паспортного срока эксплуатации автоматических выключателей (10–12 лет) вероятность безотказной работы аппаратов не снижается менее чем до $P = 0{,}85$, что соответствует действующему стандарту на низковольтные коммутационные аппараты ГОСТ 12434-83 «Аппараты коммутационные низковольтные. Общие технические условия». В результате обработки статистической информации об отказах определен вид распределения параметров надежности. По результатам статистических данных установлено, что после 17 лет эксплуатации вероятность безотказной работы автоматических выключателей составила 0,6, а к 20-му году эксплуатации снизилась до 0,2. По предлагаемому алгоритму проведены исследования для других видов низковольтных электрических аппаратов: магнитных пускателей, контакторов, предохранителей, пакетных выключателей и рубильников. При этом установлено, что среднее время наработки на отказ составляет: для магнитных пускателей и контакторов – 8 лет, для предохранителей 22 года, для рубильников и пакетных выключателей – 24 года. Режимы коммутаций для магнитных пускателей и контакторов – АС-3, АС-4. Наблюдения проводились за работой низковольтных аппаратов на ряде промышленных предприятий г. Казани. Отказы оборудования фиксировались ежегодно. Под наблюдением находилось около 250 образцов аппаратов каждого типа с различными номинальными токами. В результате вычислений и анализа установлено, что параметры надежности вышеперечисленных аппаратов подчиняются нормальному распределению. Проведенные исследования позволяют использовать данные результаты с целью корректировки сроков проведения планово-предупредительных ремонтов и своевременной замены низковольтного оборудования для повышения эффективности его эксплуатации.

Литература

1. Lei C., Tian W., Zhang Y., Jia R., Winter R. Probability-based circuit breaker modeling for power system fault analysis // Conference Proceedings - IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition - APEC. 2017. - 7930815, pp. 979–984.

2. Tian Y., Zhang H. Research and Application of Risk Assessment for Power Equipment Based on Fault Feature Membership Function // Gaoya Dianqi/High Voltage Apparatus.- 2017.- 53(5), pp. 146–153.

3. Jia X., Yang D., Zheng W., Bi Y. Distributionnetwork fault diagnosis method based on multi-factor hierarchical petri net // Dianwang Jishu/Power System Technology. - 2017.- 41(3), pp. 1015–1021.

4. Годжелло А.Г., Егоров Е.Г., Ращепкина Н.А., Иванова С.П. Статистический анализ надежности контактов магнитных пускателей в условиях малой выборки // Электротехника. 2002. № 2. С.37–40.

5. Кокс, Оукс. Анализ данных типа времени жизни. М.: Финансы и статистика, 1998.

6. Гук Ю.Б. и др. Теория и расчёт надёжности систем электроснабжения / под ред. Р.Я.Федосенко. М.: Энергия, 1970. 176 с.

7. Китушин В.Г. Надёжность энергетических систем. М.:Высшая школа, 1984.

8. Хорольский В.Я., Таранов М.А. Надёжность электроснабжения. Ростов-на-Дону: Терра Принт, 2017.

9. ГОСТ 12434-83. Аппараты коммутационные низковольтные. Общие технические условия. Юридическая фирма "Интернет и право". URL: http://internet-law.ru/gosts/gost/29798/ (дата обращения: 13.04.2018).

10. Гук Ю.Б. Анализ надёжности электроэнергетических установок. Л.:Энергоатомиздат, 1988. 565 с.

11. Дружинин Г.В. Надёжность устройств автоматики. М.:Наука, 1964, 565 с.

12. Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория случайных процессов и её инженерные приложения : учебное пособие для вузов.М.:Высшая школа, 2000.

13. Gracheva E.I., Naumov O.V. Evaluation criteria of contact group technical state concerning electrical appliances // International Journal of pharmacy and Technology. 2016. №4. P. 27084–27091.

14. Gracheva E.I., Naumov O.V. Operating Mode Influence on Probability Characteristics of Electric Devices // Journal of engineering and applied sciences. 2016. № 11 (special issue 1). P. 2934–2938.

15. Sadykov R.R. Naumov O.V. Determination of resistance change dependence for contact connections of low-voltage devices according to their nominal parameters. 2015. № 24.P. 45324-45330.

Авторы публикации

Грачева Елена Ивановеа – д-р техн. наук, профессор кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» (ЭПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). Email: grachieva.i@bk.ru.

Садыков Руслан Рустемович – начальник отдела Приволжские электрические сети, филиала ОАО «Сетевая Коспания». E-mail: ru059@mail.ru.

Хуснутдинов Рустем Рауфович – канд. физ.-мат. наук, доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» (ЭПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ). E-mail: khrr@yandex.ru.

Абдуллазянов Рустем Эдвардович – канд. техн. наук, доцент кафедры «Релейная защита и автоматизация электроэнергетических систем» (РЗА) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

References

1. Lei C., Tian W., Zhang Y., Jia R., Winter R. Probability-based circuit breaker modeling for power system fault analysis // Conference Proceedings - IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition - APEC. 2017. – 7930815. P. 979–984.

2. Tian Y., Zhang H. Research and Application of Risk Assessment for Power Equipment Based on Fault Feature Membership Function // Gaoya Dianqi/High Voltage Apparatus. 2017. 53(5). P. 146–153.

3. Jia X., Yang D., Zheng W., Bi Y. Distributionnetwork fault diagnosis method based on multi-factor hierarchical petri net // Dianwang Jishu/Power System Technology. 2017. 41(3). P. 1015–1021.

4. Godjello A.G., Egorov E.G. Rashepkina N.A., Ivanova S.P. Statistical analysis of reliability of contacts of magnetic starters in conditions of small sample // Elektrotechnika. 2002. №2. P.37–40.

5. Koks, Ouks. Analysis of life-time type data. M.: Finances and Statistic, 1998.

6. GukYu.B. et al. Theory and calculation of reliability of power supply systems, ed. RY Fedosenko. M.: Energy, 1970. 176 p.

7. KitushinV.G. Reliability of energy systems. M.:Vyshaya shkola, 1984.

8. Khorol'skiy V.YA., Taranov M.A. Reliability of power supply.Rostov-na-Donu: TerraPrint, 2017.

9. GOST 12434-83. Devices switching low-voltage. General specifications // Law firm "Internet and Law" URL: http://internet-law.ru/gosts/gost/29798/ (Date of circulation: 04.14.2018).

10. GukYu.B. Analysis of reliability of electric power plants. L.: Energoatomizdat, 1988, 565p.

11. Druzhinin G.V. Reliability of automation devices. M.: Nauka, 1964. 565 p.

12. Venttsel' Ye.S., Ovcharov L.A., Theory of stochastic processes and its engineering applications: a textbook for high schools. M.:Vyshaya shkola, 2000.

13. Gracheva E.I., Naumov O.V. Evaluation criteria of contact group technical state concerning electrical appliances // International Journal of pharmacy and Technology. 2016. №4. P.27084–27091.

14. Gracheva E.I., Naumov O.V. Operating Mode Influence on Probability Characteristics of Electric Devices // Journal of engineering and applied sciences. 2016. № 11 (special issue 1). P.2934–2938.

15. Sadykov R.R. Naumov O.V. Determination of resistance change dependence for contact connections of low-voltage devices according to their nominal parameters. 2015. № 24.P. 45324-45330.

© Е.И.Грачева, Р.Р.Садыков, Р.Р. Хуснутдинов

Authors of the publication

Elena I. Gracheva – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Ruslan R. Sadykov – JSC "Grid Company".

Rustem R. Khusnutdinov – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Rustem E. Abdullazyanov. – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Поступила в редакцию ***07 мая 2018 г.***

© С.Н. Гаврилов, Ю.К. Петреня

(cc) BY

УДК 621.313

ДЕМПФИРОВАНИЕ ШИН КАК СРЕДСТВО ПОВЫШЕНИЯ ВИБРАЦИОННОЙ НАДЕЖНОСТИ СТАТОРОВ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ

С.Н. Гаврилов[1], Ю.К. Петреня[2]
[1]ОАО «НПО ЦКТИ», г. Санкт-Петербург
[2]ПАО «Силовые машины», г. Санкт-Петербург

Резюме: *Работа посвящена рассмотрению вопросов демпфирования колебаний шин статоров турбогенераторов. Показана актуальность проблемы обеспечения вибрационной надежности статоров мощных турбогенераторов. На модельной задаче проведена серия расчетных исследований по оценке влияния демпфирующих свойств материалов на амплитудо-частотные характеристики шин статоров турбогенераторов. На основании результатов расчетных исследований предложена конструкция шины, содержащая слой вибропоглощающего материала. Применение в шинах вибропоглощающего полимерного материала может до двух раз уменьшить амплитуду колебаний и, соответственно, значительно улучшить вибрационную надежность элементов статора турбогенератора. Результаты выполненного исследования защищены патентом.*

Ключевые слова: *демпфирование, вибрационные характеристики, статор турбогенератора, расчетные исследования.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-19-27.*

Для цитирования: *Гаврилов С.Н., Петреня Ю.К. Демпфирование шин как средство повышения вибрационной надежности статоров турбогенераторов // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 19-27. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-19-27.*

BUS BAR DAMPING IS A WAY OF INCREASING THE VIBRATION RELIABILITY OF TURBOGENERATOR STATORS

S.N. Gavrilov[1], Iu.K. Petrenya[2]
[1]JSC "NPO CKTI", Saint-Petersburg
[2] PJSC "Power Machines", Saint-Petersburg

Abstract: *The work is devoted to the consideration of the bus bar ring damping of turbogenerator stators. The urgency of the problem of ensuring the vibrational reliability of high-power turbogenerator stators is shown. On the model problem, a series of computational studies on the effect of damping properties of materials on the amplitude-frequency characteristics of the stator buses of turbogenerators was carried out. Based on the results of the computational studies, a bus bar design is proposed, comprising a layer of a vibration-absorbing material. The use of a vibration-absorbing polymeric material in bus bar ring can reduce the amplitude of oscillations up to two times and, accordingly, significantly improve the vibration reliability of the stator elements of the turbogenerator. The results of the research are protected by a patent.*

***Key words**: damping, vibration characteristics, turbogenerator stator, calculate study.*

***For citation:** S.N. Gavrilov, Iu.K. PetrenyaBus bar damping is a way of increasing the vibration reliability of turbogenerator stators. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp.19-27. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-19-27.*

Проблема вибрационной надежности статоров турбогенераторов привлекает к себе внимание достаточно давно. Известно, что по мере роста единичной мощности турбогенераторов возрастают электродинамические силы, действующие на лобовые части обмотки статора, что приводит к увеличению уровня вибрации и, как следствие, к усталостным повреждениям элементов. В 60–70-х годах, при достижении номинальной мощности 200–300 МВт по этим причинам резко возросло число отказов статорной обмотки [1]. Трудности возникли при создании и эксплуатации первого двухполюсного генератора мощностью 500 МВт, а создание головного турбогенератора мощностью 800 МВт оказалось неосуществимым без принятия принципиально новых конструктивных решений. В настоящее время анализ отказов турбогенераторов ТВВ-1000 [2] показал, что наиболее повреждаемыми узлами статоров являются стяжные призмы, зубцы крайних пакетов сердечника, выводные и соединительные шины обмотки. Основной причиной разрушения является усталость металлов, вызванная повышенной вибрацией под влиянием переменных сил электромагнитного происхождения.

Проблему уменьшения уровня вибрации [3] объекта необходимо рассматривать в каждом случае особо, с учетом особенностей объекта и конструктивных возможностей его изменения. Однако можно указать два способа снижения колебаний, общих для всех механических систем. Первый способ состоит в устранении резонансных явлений, то есть изменении собственных частот объекта таким образом, чтобы в отстраиваемом диапазоне частот собственные частоты объекта и вынуждающие частоты источника не совпадали. Для этого необходимо расчетным путем определять вибрационные характеристики конструкции с требуемой для практики точностью, что для статоров турбогенераторов, в силу известной неопределенности динамических свойств системы, представляет определенную проблему [4, 5]. Второй способ заключается в увеличении диссипации механической энергии в объекте. Этот способ виброзащиты называется демпфирование.

Демпфирование вибрации обусловлено действием диссипативной силы, которая возникает при движении механической системы и вызывает рассеивание механической энергии.

Причины, приводящие к рассеянию энергии в упругих системах, условно могут быть разбиты на три группы [6]:

- первую группу составляют потери энергии в окружающую среду (***«внешнее» трение***);
- ко второй группе относят потери, вызванные внутренними процессами в материале системы (***«внутреннее» трение***);
- третью группу образуют потери, связанные с трением в опорах, шарнирах и т. п. (***«конструкционное» трение***).

Точное описание демпфирующих сил, связанных с диссипацией энергии, является чрезвычайно сложной задачей. Они могут зависеть от перемещений, скоростей, напряжений или от других факторов.

Учет конструкционного трения приводит, как правило, к нелинейным соотношениям. Внутреннее трение связано с диссипативными процессами, происходящими во время колебаний в материале элементов системы. Разнообразие свойств конструкционных

материалов, в частности их диссипативных свойств, обусловило многообразие моделей учета диссипации энергии при динамических процессах. Условно эти модели можно разделить на два класса: к первому относят нелинейные модели, описывающие гистерезисные явления при циклическом деформировании, ко второму – модели, связанные с вязкоупругим поведением материалов при деформировании.

Большинство механизмов диссипации энергии в колебательных системах являются нелинейными и не могут быть сведены ни к линейному вязкому демпфированию, ни к линейному гистерезисному демпфированию. Тем не менее, в практической деятельности удобнее использовать линейные модели демпфирования, поскольку они часто дают удовлетворительное приближение. Относительно простой линейной моделью является модель внешнего трения; считается, что диссипативные силы вязкие и пропорциональны скоростям движения.

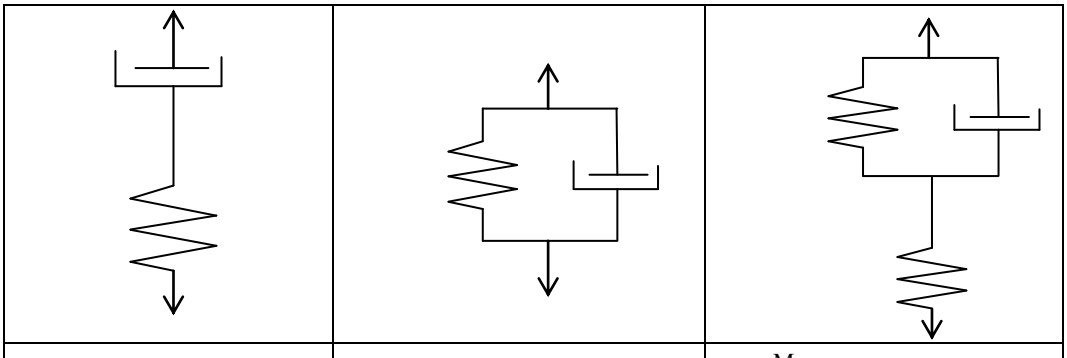
Для описания одномерного процесса деформирования вязкоупругих сред могут быть использованы реологические модели, состоящие из линейных пружин и демпферов, соединенных определенным образом. Соотношение между напряжением и деформацией для упругого элемента определяется законом Гука $\sigma = E\varepsilon$, а для демпфера $\dot{\varepsilon} = \sigma/b$, где σ – напряжение; ε – деформация; b – вязкость материала; E – модуль упругости.

Различные соединения (паралельные и последовательные) позволяют моделировать уравнения, связывающие напряжение, деформацию и их производные по времени.

Наиболее простой моделью, сочетающей упругие и вязкие свойства, является модель Максвелла (рис. 1). Последовательное соединение двух основных элементов дает модель твердого тела, обладающего свойствами жидкости. При быстром нагружении тела соответствующие модели Максвелла проявляют упругие свойства (закон Гука), а при медленном нагружении – вязкие (закон Ньютона): $\varepsilon` = \sigma`/E + \sigma/b$.

Модель твердого тела, состоящая из параллельно соединенных элементов упругости и вязкости, называют моделью Фойхта (рис. 1). При таком соединении деформация элементов одна и та же, а напряжение состоит из суммы напряжений левой и правой ветвей: $\sigma = E\varepsilon + b\dot{\varepsilon}$.

В общем случае ни одна из этих моделей не описывает достаточно точно поведение вязкоупругих материалов, поэтому часто используют модель стандартного линейного тела. Она представляет собой обобщение моделей Максвелла и Фойхта и состоит из одного вязкого элемента и двух упругих, с одним из которых вязкий элемент соединён параллельно, а с другим – последовательно.



Модель Максвелла	Модель Фойхта	Модель стандартного линейного тела

Рис.1. Реологические модели

На практике свойство материала рассеивать энергию при его циклическом деформировании обычно оценивается с точки зрения его способности гасить колебания упругой системы.

Независимо от природы источников энергетических потерь характеристикой демпфирующих свойств упругой системы считается относительное рассеяние энергии ψ, под которым понимают отношение рассеянной энергии ΔW за цикл установившихся колебаний к амплитудному значению потенциальной энергии W упругой системы:

$$\Psi = \frac{\Delta W}{W}.$$

Относительное рассеяние энергии ψ, часто называют коэффициентом рассеяния (поглощения или диссипации) энергии.

Широкое распространение получил коэффициент механических потерь:

$$\eta = \frac{b\omega_0}{c} = \frac{\Psi\omega_0}{2\pi\omega},$$

При резонансе, когда $\omega = \omega_0$,

$$\eta = \frac{\Psi}{2\pi} = \frac{\Delta W}{2\pi W}.$$

В вычислительной практике (пакет конечно-элементных программ *ANSYS*) используется уравнение состояния модели стандартного линейного тела, демпфирование при выполнении «полного» гармонического анализа (*full harmonic analysis*) определяет коэффициент механических потерь (*loss factor*) η как постоянное демпфирование, а также для конкретного материала можно задавать через реальные константы как функцию частоты и (или) температуры.

Рассмотрим, как можно увеличить демпфирование системы для уменьшения амплитуды колебаний.

Чтобы добавленная система демпфирования была эффективной, увеличение демпфирования должно быть значительно больше, чем первоначальное демпфирование. Наиболее распространенный способ увеличения демпфирования состоит в применении в ответственных местах конструкции хорошо демпфирующих полимерных материалов. Конструкция и полимер должны взаимодействовать друг с другом таким образом, чтобы в полимере рассеивалось как можно больше энергии. Полимерные материалы, внутреннее трение которых в десятки раз превышает трение обычных электроизоляционных материалов, получили название вибропоглощающих материалов. В последние десятилетия это направление борьбы с вибрацией активно развивается, ежегодно разрабатываются различные вибропоглощающие материалы, отличающиеся внутренней структурой и условиями применения.

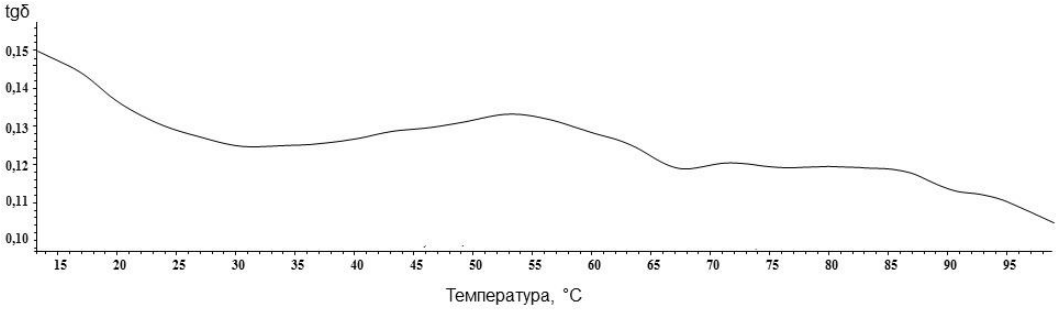
Условия работы турбогенератора накладывают достаточно жесткие требования на используемые в конструкции материалы. При водородном охлаждении: температура меди $+50^0$C, температура охлаждающей среды (наружного слоя изоляции) $+70^0$C, при воздушном охлаждении: температура меди $+125^0$C, температура охлаждающей среды (наружного слоя изоляции) $+80^0$C. Требуемая долговечность высоковольтной изоляции электрических машин, подвергающейся электрической, тепловой и механической нагрузкам, обеспечивается монолитностью её структуры. Применяемый материал – стеклослюдяные слои, пропитанные эпоксидным связующим, и технология изготовления – отверждение при высокой температуре и давлении – не допускают введение в структуру изоляции, между её слоями, каких-либо слоев инородных материалов типа пластиков и проводящих (алюминий) компонент. Помимо этого вибропоглощающий материал должен обладать хорошими адгезионными свойствами.

В качестве вибропоглощающего полимерного материала, отвечающего заданным условиям, можно предложить материал ВТП-1В [7].

Этот материал получают методом экструзии расплава композиции на основе термоэластопласта со специальными добавками, повышающими атмосферостойкость и пожаробезопасность. Он рекомендуется для применения в качестве вибродемпфирующего (вибропоглощающего) материала для работы в диапазоне температур от -60°С до +80°С. Коэффициент механических потерь вибропоглощающего полимерного материала ВТП-1В (рис. 2) при температуре от +40°С до +80°С и при частоте нагружения 100 Гц находится в пределах от 0,12 до 0,135. Для сравнения коэффициент механических потерь стеклотекстолита, составляет 0,004–0,008.

Рассмотрим модельную задачу по определению амплитудо-частотных характеристик соединительных шин статора турбогенератора с учетом демпфирования.

Шина представляет собой медный проводник, имеющий внутренний канал для охлаждения, покрытый стеклослюденитовой изоляцией на термореактивном связующем (рис. 3). Медный проводник может быть выполнен любого сечения, поскольку для изготовления проводников применяются полосы электротехнической меди прямоугольного, прямоугольно-пустотелого (полого), круглого или кольцевого сечений. Шина на концах



имеет участки, предназначенные для ее крепления.

Рис.2. Коэффициент механических потерь ВТП-1В

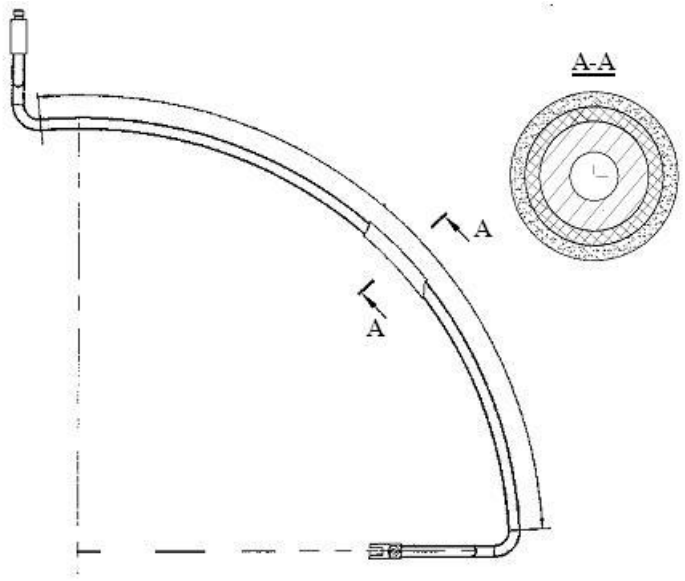


Рис.3. Конструкция соединительной шины

В качестве модели мы выбрали консольный стержень с трехслойным сечением (рис.4). Геометрические размеры шины выбирались таким образом, чтобы частотные характеристики в модельной задаче были близки к частотным характеристикам реальной конструкции.

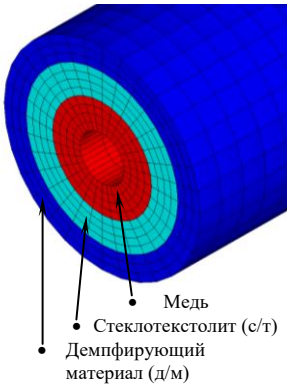


Рис. 4. Конечно-элементная модель

Решалась задача вынужденных гармонических колебаний с частотой 100 Гц.

На рис. 5 показаны расчетные зависимости амплитуды вынужденных колебаний модели шины в зависимости от толщины изоляции и демпфирующего слоя.

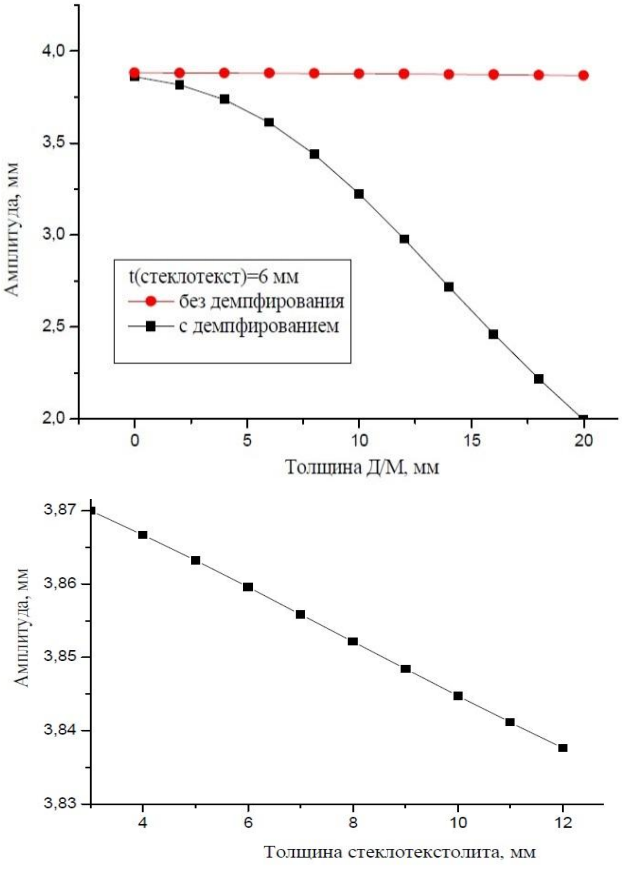


Рис.5. Зависимость амплитуды колебаний модели от толщины слоев

Из рассмотрения графиков видно, что амплитуда колебаний практически не зависит от толщины слоя изоляции, а увеличение демпфирующего слоя, напротив, позволяет уменьшить амплитуду вынужденных колебаний практически вдвое. При этом следует отметить изменение частоты колебаний (рис. 6) до 12 Гц в зависимости от толщины слоя демпфирующего материала. Уменьшение собственных частот шин связано с увеличением массы шины без увеличения жесткости конструкции, поскольку модуль Юнга демпфирующего слоя существенно меньше, чем у материала изоляции шин.

Толщина слоя (количество слоев) вибропоглощающего полимерного материала выбирается из технологических особенностей конструкции и рассчитывается в зависимости от изменения максимальной амплитуды колебания шины. На рис. 7 показана зависимость изменения приведенной максимальной амплитуды колебания шины от толщины вибропоглощающего полимерного материала, полученная на основании серии расчетных исследований для частоты колебаний 100 Гц.

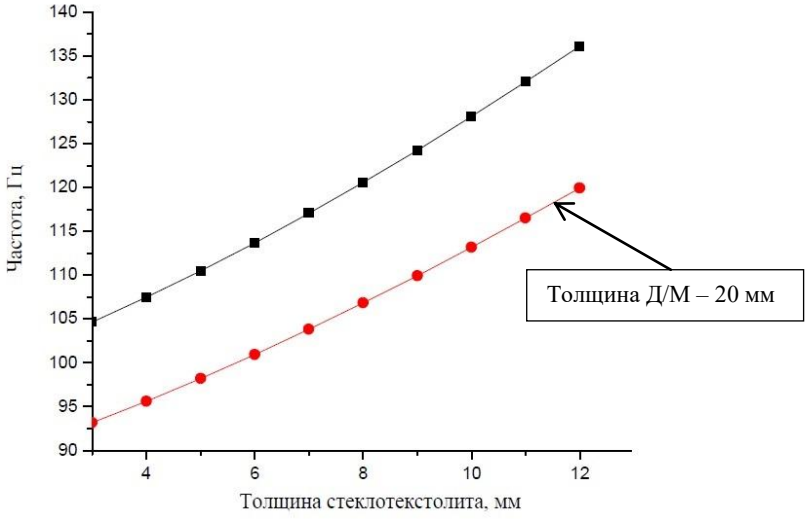


Рис.6. Зависимость собственной частоты от толщины слоев

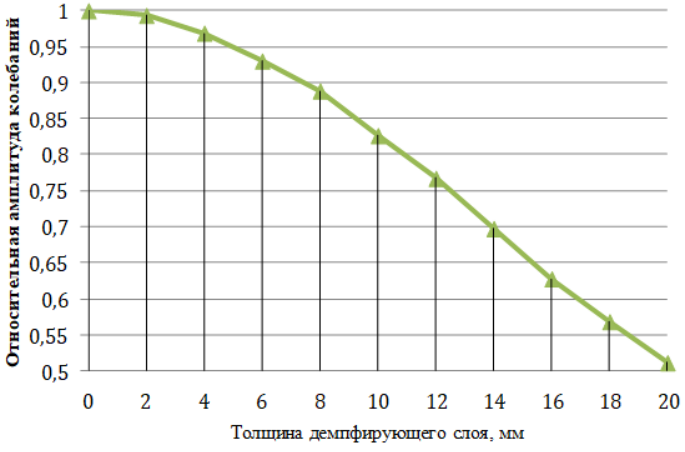


Рис.7. Зависимость относительной амплитуды от толщины демпфирующего слоя

По результатам выполненного исследования оформлен патент [9].

Выводы

1. Проведены расчетные исследования по оценке влияния демпфирующих свойств материалов на амплитудо-частотные характеристики выводных и соединительных шин статоров турбогенераторов.

2. Нанесение на наружную поверхность шины слоя вибропоглощающего полимерного материала, с учетом технологических особенностей конструкции, может существенно (до двух раз) уменьшить амплитуду колебаний и улучшить вибрационную надежность элементов статора турбогенератора.

Литература

1. Хуторецкий Г.М., Фридман В.М., Школьник В.Э. Решение проблемы вибраций статора турбогенератора большой мощности // Электротехника. 1989. №2. С. 26–29.

2. Шумилов Ю.А., Штогрин А.В. Уменьшение повреждаемости статоров мощных турбогенераторов, вызванных в торцевой зоне (анализ, гипотезы, эксперименты) // Електртехніка і Електромеханіка. 2014. № 1. С. 37–39.

3. Вибрации в технике. Т.6 Защита от вибрации и ударов. / под ред. К.В. Фролова. М.: «Машиностроение», 1981.

4. Петреня Ю.К., Антонюк О.В., Гаврилов С.Н. Оценка частот колебаний шин турбогенераторов // Электрические станции. 2016. №3. С. 47–50.

5. Петреня Ю.К., Антонюк О.В., Гаврилов С.Н. Проблема определения частотных характеристик колебаний статоров мощных турбогенераторов // Известия РАН. Энергетика. 2017. № 4. С. 37–43.

6. Вибрации в технике. Т.1 Колебания линейных систем. / под ред. К.В. Фролова. М.: «Машиностроение», 1981.

7. Сытого В., Сагомонова В.А., Кислякова В.И., Большаков В.А. Вибропоглощающие материалы на основе термоэластопластов // Труды ВИАМ. 2013. № 3.

8. Сагомонова В.А., Кислякова В.И., Большаков В.А., Долгополов С.С. Влияние армирующего слоя на коэффициент механических потерь вибропоглощающих материалов // Пластические массы. 2015. № 3-4. С.13–16.

9. Пат. № 168415 РФ, МПК H02K 3/38/. Шина статора электрической машины / Петреня Ю.К., Антонюк О.В., Гаврилов С.Н. № 2016127183; заявл. 05.07.2016; опубл. 02.02.2017. Бюл. № 4.

Авторы публикации

Гаврилов Сергей Николаевич – канд. техн. наук, директор по сервису и стратегическому маркетингу ОАО «НПО ЦКТИ». E-mail: s.n.gavrilov@mail.ru.

Петреня Юрий Кирилович – д–р физ.-мат. наук, профессор, член-корреспондент РАН. Генеральный директор ПАО «Силовые машины».

References

1. Khutoretsky G.M., Fridman V.M., Shkolnik V.E. Solution of the stator vibration problem of a large-capacity turbogenerator.// Electrical Engineering. 1989. No. 2. P. 26–29.

2. Shumilov Yu.A., Shtogrin A.V. Reduction of damages of stators of powerful turbogenerators caused in the end zone (analysis, hypotheses, experiments). // Electrotechnika i Electromechanika. 2014. No. 1. P. 37–39.

3. Vibration in engineering. T.6 Protection against vibration and shock. / Revision of K.V. Frolov. Moscow: "Mechanical Engineering", 1981.

4. Petrenya Yu.K., Antonyuk O.V., Gavrilov S.N. Estimation of turbine generator tire vibration frequencies.// Electric plants. 2016. № 3. P.47–50.

5. Petrenya Yu.K., Antonyuk O.V., Gavrilov S.N. The problem of determining the frequency characteristics of stator oscillations of high-power turbogenerators. // Izvestiya RAN. Power Engineering. 2017. No. 4. P.37–43.

6. Vibration in engineering. T.1 Oscillations of linear systems. / Revision of K.V. Frolov. Moscow: "Mechanical Engineering", 1981.

7. V.Sytogo, V.A. Sagomonov, V.I. Kislyakova, V.A. Bol'shakov. Vibro-absorbing materials based on thermoplastic elastomers // Proceedings of VIAM. 2013. No. 3.

8. V.A. Sagomonova, V.I. Kislyakova, V.A. Bolshakov, S.S. Dolgopolov. Influence of the reinforcing layer on the coefficient of mechanical losses of vibration-absorbing materials // Plastic Masses. 2015. No.3-4. P.13–16.

9. Pat. 168415 RU, IPC H02K 3/38/. Stator of an electric car. / Petrenya Yu.K., Antonyuk O.V., Gavrilov S.N. Published 02.02.2017. Bulletin No. 4.

Authors of the publication

Sergey N. Gavrilov - JSC "NPO CKTI

Iurii K. Petrenya - CEO PJSC "Power Machines".

Поступила в редакцию ***10 апреля 2018 г.***

© А.Ю. Сосновский, Б.Е. Мурманский, Ю.М. Бродов

(cc) BY

УДК 621.165-2 (075.8)

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВНЫЕ РЕШЕНИЯ ПО СОВЕРШЕНСТВОВАНИЮ СИСТЕМ ТЕПЛОВЫХ РАСШИРЕНИЙ ПАРОВЫХ ТУРБИН

А.Ю. Сосновский[1], Б.Е. Мурманский[2], Ю.М. Бродов[3]

[1]ООО «УК Теплоэнергосервис», г. Екатеринбург, Россия
[2]Свердловский филиал ПАО «Т Плюс», г. Екатеринбург, Россия
[3]Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург, Россия

Резюме: *Рассмотрены технические и организационные проблемы, связанные с нормализацией работы систем тепловых расширений (СТР) паровых турбин. Отмечено, что для ряда причин, вызывающих затруднённые перемещения корпусов подшипников, имеются апробированные технические решения. Показано, что при проектировании новых турбин необходимо осуществлять комплексный подход к решению задач стабильной работы СТР, её устойчивости к внешним воздействиям.*

Ключевые слова: *турбоагрегат, тепловые расширения, корпус подшипника, продольная шпонка, поперечная шпонка.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-28-42.*

Для цитирования: *Сосновский А.Ю., Мурманский Б.Е., Бродов Ю.М. Современное состояние и перспективные решения по совершенствованию систем тепловых расширений паровых турбин // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 28-42. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-28-42.*

UP-TO-DATE CONDITION AND PERSPECTIVE SOLUTIONS FOR IMPROVEMENT OF HEAT EXPANSION SYSTEMS OF STEAM TURBINES

A.Yu. Sosnovskiy[1], B.E. Murmanskii[2], Yu.M. Brodov[3]

[1]Teploenergoservis Management Company, Ekaterinburg, Russia
[2]T-plus group, Ekaterinburg, Russia
[3]Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia

Abstract: *Technical and organizational problems, connected with functioning normalization for heat expansion systems (HES) of steam turbines are considered. The approved technical decisions for a range of reasons of bearing cases moving difficulties are noticed. It is presented, that the complex approach for solutions of HES stable operating and exposure resistance is necessary at the new turbines design.*

Keywords: *turbine unit, heat expansion, bearing case, longitudinal spline, transversal spline.*

For citation: *A. Yu. Sosnovskiy, B.E. Murmanskii, Yu.M. Brodov Up-to-date condition and perspective solutions for improvement of heat expansion systems of steam turbines. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. 28-42. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-28-42.*

Вопросы манёвренности и надёжности работы турбоагрегатов рассматриваются, как правило, с точки зрения их вибрационного и теплового состояния [1]. Именно изменение теплового состояния цилиндров турбины вызывает перемещения её выносных корпусов подшипников (далее везде речь идёт о выносных корпусах подшипников турбины) по фундаментным рамам, а затруднения, возникающие при перемещении корпусов подшипников, вызывают нарушения вибрационного состояния всего турбоагрегата. Анализ эксплуатационной документации показывает, что при наработке турбин 25-30 тыс. часов после ремонта возникают нарушения в работе СТР [2]. Нарушения нормального процесса тепловых расширений турбины приводят к увеличению времени её пуска, дополнительным неплановым пускам и остановам, ограничению мощности турбоагрегата, и, как следствие, - к перерасходу топлива на ТЭС.

За последние десятилетия (начиная с конца 70-х годов XX века) выполнено значительное количество работ по выявлению и предотвращению причин, вызывающих нарушения в работе систем тепловых расширений (СТР) паровых турбин [3–7], однако на многих вновь вводимых турбинах уже при первых пусках продолжают проявляться проблемы, обусловленные работой данного узла.

В настоящей статье, по результатам выполненных авторами за последние 20 лет обследований СТР турбин разной мощности, а также на основе опыта эксплуатации, ремонта и модернизации этого узла, сформулирован и рассмотрен ряд проблем, приводящих к снижению надежности и маневренности турбин, вызванных нарушениями в работе системы тепловых расширений.

Проблемы, связанные с нарушениями в работе СТР, можно разделить на технические и организационные.

Технические проблемы связаны с конструктивными особенностями конкретных турбин и их СТР. Условно их можно разделить на две группы:

- проблемы, вызванные повышенными силами трения на поверхностях скольжения корпусов подшипников по фундаментным рамам;
- проблемы, связанные с возникновением дополнительных сил трения на продольных шпонках при перемещении корпусов подшипников.

Вопрос возникновения повышенных сил трения на поверхностях скольжения корпусов подшипников по фундаментным рамам можно считать технически решенным. Подробно предложенные технические решения будут рассмотрены ниже.

Ко второй группе технических проблем можно отнести:

- заклинивание одной из лап цилиндра турбины на поперечных шпонках;
- возникновение температурного перекоса по фланцам цилиндров турбины;
- влияние усилий от присоединённых к турбине трубопроводов;
- износ контактных поверхностей продольной шпонки и направляющего паза в подошве корпуса подшипника.

По некоторым проблемам этой группы уже имеются эффективные технические решения, а некоторые требуют дополнительного изучения и поиска новых эффективных технических решений. Ниже будет рассмотрено современное состояние и перспективные, по мнению авторов, пути решения технических проблем второй группы.

Организационные проблемы связаны с реализацией наработанных технических решений. Сюда входят вопросы изменения конструкций отдельных узлов СТР, вопросы организации ремонтов элементов СТР в процессе эксплуатации турбоагрегатов, а также вопросы оснащения турбоагрегатов КИПиА в объеме, необходимом для уверенной диагностики причин возникающих затруднений в работе СТР.

Многоцилиндровые паровые турбины, эксплуатируемые на электростанциях России, имеют, как правило, традиционную СТР [8]. Цилиндры высокого давления и паровпускные части цилиндров среднего давления опираются на корпуса подшипников лапами, выполненными на уровне горизонтального разъема. Корпуса подшипников установлены на фундаментные рамы, жестко соединённые с поперечными балками (ригелями) фундамента турбины. Корпуса подшипников могут свободно перемещаться по фундаментной раме вдоль оси турбины по направляющим, так называемым (т.н.) «продольным шпонкам», имеющим форму прямоугольной призмы. В подошве корпуса подшипника выполнен направляющий паз. Передача сдвигового усилия от цилиндров турбины на корпуса подшипников, возникающего при изменении температурного состояния цилиндров, осуществляется через т.н. «поперечные шпонки», также выполненные в форме прямоугольных призм, но ориентированных поперек оси турбины и жестко закреплённых на корпусе подшипника под лапами либо выполненных на лапах. Ответные пазы выполняются, соответственно, либо в лапах, либо в корпусах подшипников. Соосность осей корпусов подшипников и осей цилиндров турбины обеспечивается т.н. «вертикальными шпонками». Величины зазоров во всех узлах СТР (шпонках) задаются заводами – изготовителями турбин.

Проблемы, вызванные повышенными силами трения на поверхностях скольжения корпусов подшипников по фундаментным рамам

Основными причинами затруднений в работе СТР долгое время считались увеличение коэффициента трения на поверхности скольжения корпуса подшипника по фундаментной раме, вследствие загрязнения поверхности, и повышенная весовая нагрузка, передающаяся от цилиндра турбины на подошву корпуса подшипника.

Для решения этой проблемы было опробовано множество технических решений как по снижению весовой нагрузки на корпус подшипника, так и по снижению коэффициента трения на поверхностях скольжения.

Применение различных разгружающих устройств [8] не вышло за рамки экспериментальных работ в связи со сложностями их монтажа и наладки.

Исследования и разработки по снижению коэффициента трения развивались как по линии применения различных смазок, так и по линии применения новых материалов на поверхностях скольжения.

Применение смазок показало их недостаточную стойкость к внешнему воздействию и загрязнению, давало краткосрочный эффект [4]. Воздействие на смазку относительно высоких температур и попадание пыли, особенно на угольных станциях, приводит к обратному эффекту: смазка на основе масла закоксовывается и скольжение корпусов подшипников затрудняется. Происходит абразивный износ поверхностей скольжения корпуса подшипника по фундаментной раме. Нарушается их плоскостность, что также приводит к затруднённым тепловым перемещениям корпуса подшипника по фундаментной раме. Так, например, авторы наблюдали неплоскостность величиной 1,8 мм подошвы корпуса среднего подшипника турбины К-300-240 ХТЗ ст.№2 Рефтинской ГРЭС.

Хорошие результаты показало применение поверхностно-активных веществ, в частности – эпилама [9]. В результате применения этих веществ на поверхностях скольжения образовывалась плёнка, заполняющая микропоры и царапины, предотвращающая коррозию; тем не менее, широкого промышленного применения использование поверхностно-активных веществ в турбиностроении пока не нашло.

Наилучшие результаты по достижению долговременного результата показало

применение антифрикционных модулей из композиционных материалов. Наибольшее распространение на отечественных электростанциях получило применение металлофторопластовой ленты (МФЛ), которая снижает коэффициент трения трущейся пары приблизительно вдвое [4]. Существенным преимуществом МФЛ перед антифрикционными модулями на основе других материалов является возможность устанавливать её во время ремонта без демонтажа и, зачастую, без механической дообработки корпуса подшипника. Наиболее важным эффектом применения МФЛ, по мнению авторов, является то, что при контакте покрытия ленты со стальной или чугунной ответной поверхностью антифрикционный материал заполняет неровности в ответной поверхности. Образуется плёнка, препятствующая коррозии этой поверхности и служащая смазочным слоем. Опыт длительной эксплуатации МФЛ показал, что замена покрытия не требуется, как минимум, два межремонтных периода.

Таким образом, учитывая наработанные и массово апробированные технические решения, проблему повышенных сил трения на поверхностях скольжения корпусов подшипников по фундаментным рамам можно считать практически решенной.

Проблемы возникновения дополнительных сил трения на продольных шпонках и перспективные пути их решения

Результаты обследования турбин, имеющих проблемы в работе СТР, в том числе и после работ по модернизации поверхностей скольжения корпусов подшипников, показывают, что в большинстве случаев величины закрутки ригелей фундамента под корпусами подшипников значительно превышают величины, которые могут быть объяснены увеличением сил трения из-за загрязнения поверхностей скольжения. Соответственно, дополнительные силы трения могут возникнуть только на поверхностях контакта корпусов подшипников и продольных шпонок, т.е. в паре «паз подошвы корпуса подшипника – продольная шпонка» (в дальнейшем, «паз – продольная шпонка»).

Анализ конструкции традиционной СТР и результатов выполненных обследований турбин показывают, что можно выделить следующие проблемы, связанные с возникновением повышенных сил трения на продольных шпонках:

1. *Заклинивание одной из лап цилиндра на поперечных шпонках*, которое приводит к поперечному несимметричному смещению оси корпуса подшипника и, как следствие, возникновению дополнительных сил трения на продольных шпонках [1].

Для исключения этой причины были разработаны различные конструкции сочленения, исключающие заклинивание лапы цилиндра турбины на корпусе подшипника.

Так, НПО ЦКТИ разработало конструкцию «разрезной шпонки» [7]. В настоящее время в эксплуатации находятся 16 турбин К-200-130, К-300-240, Т-250-240, оснащенных «разрезными шпонками» (Киришская ГРЭС, Конаковская ГРЭС, Шатурская ГРЭС, ТЭЦ-22 Мосэнерго) [10].

В ГК «Теплоэнергосервис» было разработано и защищено патентами три конструкции т.н. «поворотных шпонок» для различных типов опирания лап цилиндра турбины на корпус подшипников и в зависимости от величины передаваемого осевого усилия [8]: «поворотная поперечная шпонка»; «обратная поворотная шпонка» и «дисковая поворотная шпонка». Поворотные шпонки успешно применялись при ремонтах и модернизациях турбин производства Уральского турбинного завода (Т-100/120-130 и Т-110/120-130, ПТ-135-130, Т-175-130 и Т-185-130, Т-250-240), Ленинградского металлического завода (ПТ-60-130, ПТ-80-130, К-200-130, К-300-240) и Харьковского турбинного завода (К-300-240). Кроме того, поворотные шпонки установлены практически на все турбины собственного производства ГК «Теплоэнергосервис» (К-175-12,8, К-330-23,5 и пр.) Всего было установлено более 60 комплектов поворотных шпонок. Общий принцип работы «разрезных» и поворотных шпонок показан на рис. 1.

В результате исследований турбин, оборудованных «поворотными» поперечными шпонками, было установлено [11], что взаимные угловые перемещения лап и

соответствующих опорных поверхностей корпусов подшипников (т.н. «стульев») достигают значений, которые значительно превосходят пределы, обусловленные формулярными зазорами, заданными заводами-изготовителями, что при штатной конструкции шпонок приводит к заклиниванию лапы цилиндра турбины на корпусе подшипника. Так, например, при заданном заводом-изготовителем для турбины Т-110/120-130-5 зазоре на поперечных шпонках от 0,12 до 0,15 мм взаимные угловые перемещения лап и «стульев» были эквивалентны зазору 0,6 мм. Для турбины К-300-240 ХТЗ взаимные угловые перемещения лап и «стульев» достигали величины эквивалентной зазору 2,03 мм при штатном зазоре на поперечных шпонках от 0,25 до 0,35 мм. Применение «разрезных» и «поворотных» поперечных шпонок позволяет не только полностью исключить заклинивание лапы цилиндра турбины на поперечной шпонке, но и обеспечить стабильные зазоры в этом узле в течение межремонтного периода.

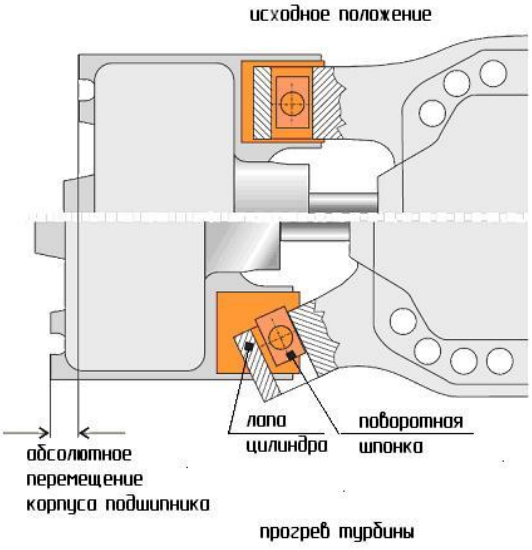


Рис. 1. Принцип работы «поворотных» и «разрезных» поперечных шпонок

Несмотря на то, что проблему возникновения дополнительных сил трения на продольных шпонках в результате заклинивания одной из лап цилиндра на поперечных шпонках можно с технической точки зрения считать решенной, с организационной стороны она никак не решена. Авторам не известны случаи применения заводами-изготовителями мощных паровых турбин (ЛМЗ и УТЗ) «разрезных» и «поворотных» поперечных шпонок или подобных им конструкций, исключающих заклинивание лапы, на новых турбинах.

2. *Возникновение температурного перекоса по фланцам цилиндров турбины* (разная температура фланцев цилиндра слева и справа) является одной из причин заклинивания корпусов подшипников на продольных шпонках в традиционной схеме передачи осевого усилия через лапы цилиндров [1, 7]. Дополнительные силы трения на поверхностях контакта корпуса подшипника и продольных шпонок могут возникать [7, 12] уже при допустимой величине температурного перекоса 10 градусов. В реальности величина температурного перекоса зачастую значительно превышает допустимую (авторы наблюдали разницу температур фланцев в 60 градусов).

Несмотря на то, что необходимость избегать температурного перекоса записана в инструкциях по эксплуатации турбин, у персонала станций в настоящее время нет надёжных инструментов, позволяющих регулировать эту величину. Имеющиеся системы

обогрева фланцев и шпилек не позволяют оперативно и с необходимой точностью изменять разность температур фланцев. При этом, как правило, этот параметр можно отслеживать и регулировать только на ЦВД. По фланцам/сторонам ЦСД и ЦНД разность температур практически не контролируется. Необходимо отметить, что у большинства мощных турбин осевое усилие от ЦНД передается непосредственно на корпус ЦСД и далее на корпус подшипника между ЦВД и ЦСД. Таким образом, разное удлинение сторон ЦНД, даже при отсутствии температурного перекоса на ЦСД, может привести к тому, что одна из лап ЦСД, опирающихся на корпус подшипника, будет опережать другую. В этом случае также возможно возникновение дополнительных сил трения в паре «паз – продольная шпонка».

Избежать влияния температурного перекоса на работу СТР позволяют схемы с передачей осевого усилия от цилиндра на корпус подшипника по оси турбины. Известно о реальном использовании трёх типов таких устройств.

С 90-х годов прошлого века Харьковский турбинный завод (ныне НПО «Турбоатом») на своих турбинах, в частности на турбинах типа К-325-23,5 и К-500-23,5-2, применяет сцепное устройство, т.н. «тяни-толкай» (рис. 2), которое выполняет одновременно функции поперечных и вертикальных шпонок.

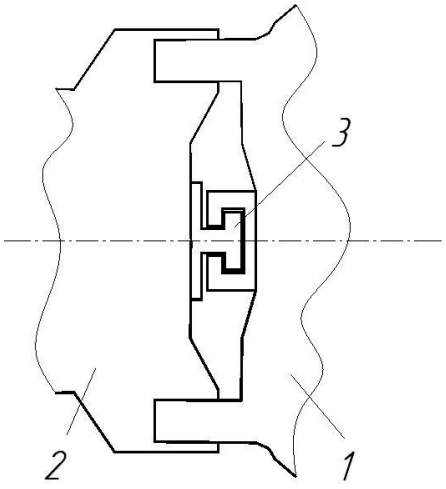


Рис. 2. Сцепное устройство типа «тяни-толкай»:
1 – корпус цилиндра турбины; *2* – корпус подшипника; *3* – сцепное устройство

Похожая конструкция применяется на ряде зарубежных машин. В частности, на турбинах фирмы «Парсонс» в 60-х годах XX века [13] задача передачи осевого усилия от цилиндра турбины на корпус подшипника решалась применением конструкции на основе упругого элемента в виде гибкой горизонтальной пластины, также выполнявшей роль поперечной и вертикальной шпонок традиционной СТР. Общий вид такой конструкции, используемой в настоящее время, например в турбинах *Skoda*, показан на рис. 3. Упругий элемент допускает взаимное перемещение цилиндра турбины и корпуса подшипника по вертикали, но при этом остается очень жестким в поперечном и осевом направлении.

Другая конструкция сцепного устройства [8] была применена на турбине Т-250/300-240 ст.№9 ТЭЦ-22 «Мосэнерго» в 1993 году. Общий вид сцепного устройства, т.н. «серьгового» типа, представлен на рис. 4. Для установки устройства использовались штатные места под вертикальные шпонки. Крепление к корпусу подшипника, по сравнению со штатной вертикальной шпонкой, было усилено, чтобы воспринять повышенные нерасчётные усилия. Необходимо также отметить, что одновременно со сцепным устройством на этом турбоагрегате были установлены, в страхующем режиме, т.е. с

увеличенными зазорами по лапе, «разрезные» шпонки ЦКТИ. По прошествии двух межремонтных периодов была выполнена ревизия сцепного устройства. Натиров, задиров и следов выработки на сопрягаемых поверхностях устройства при ревизии не было обнаружено. Проблем с тепловыми расширениями после выполнения модернизации на этой турбине не наблюдалось. Поскольку одновременно было внедрено две конструкции, предназначенных для нормализации тепловых расширений, то определить какая из них внесла больший вклад затруднительно. По мнению авторов, больший эффект дало применение сцепного устройства.

Необходимо особо отметить, что применение вышерассмотренных устройств, кроме исключения влияния температурного перекоса, позволяет ещё снизить величину момента, закручивающего ригель фундамента при перемещении корпуса подшипника по фундаментной раме за счёт переноса точки приложения горизонтального усилия из плоскости горизонтального разъёма практически в плоскость поверхности скольжения.

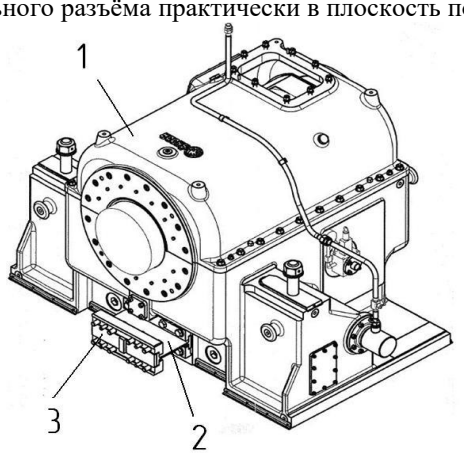


Рис. 3. Сцепное устройство в виде гибкой пластины:
1 – корпус подшипника; *2* – гибкая пластина; *3* – крепление к корпусу подшипника

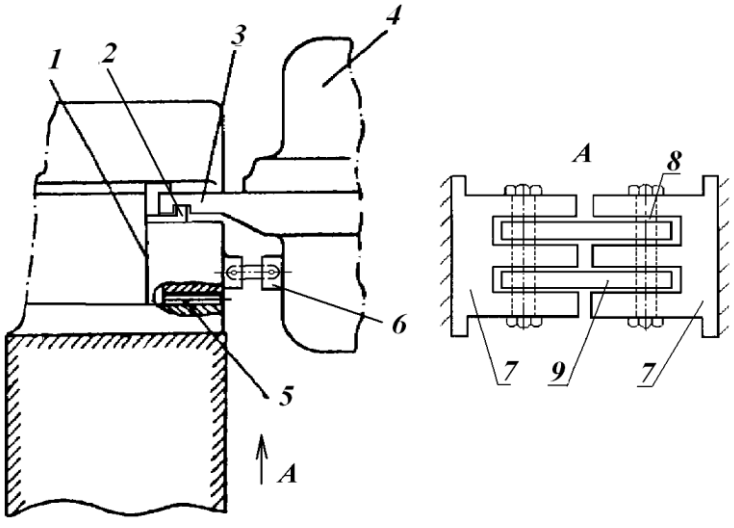


Рис. 4. Сцепное устройство «серьгового» типа:
1 – опора под лапу; *2* – поперечная шпонка; *3* – лапа цилиндра; *4* – корпус цилиндра;
5 – продольные шпонки; *6* – сцепное устройство; *7* – вильчатый хвостовик; *8* – штифт; *9* – серьга

Несмотря на явные преимущества вышеописанных устройств передачи осевого усилия, ни одно из них, или их аналоги, не были применены серийно отечественными заводами-изготовителями турбин. Применение подобных устройств ремонтными организациями осложнено необходимостью выполнения доработки, как минимум, корпусов подшипников в заводских условиях и необходимостью согласования модернизации с заводами-изготовителями.

Таким образом, проблему влияния температурного перекоса на фланцах цилиндров турбин на работу СТР возможно решить двумя способами: созданием системы обогрева фланцев цилиндров, способной предотвращать появление разности температур на фланцах; изменением схемы передачи осевого усилия от цилиндра турбины на корпус подшипника с исключением из неё лап цилиндра.

3. *Влияние усилий от присоединённых к турбине трубопроводов может вызвать* дополнительные силы трения на поверхностях контакта корпусов подшипников и продольных шпонок.

Результаты анализа данных по эксплуатации турбин, у которых была выполнена замена штатных неподвижных поперечных шпонок «разрезными» и «поворотными» поперечными шпонками и на поверхностях скольжения установлена МФЛ, показали, что выполненные мероприятия позволили, как правило, нормализовать работу традиционной СТР. Тем не менее, в ряде случаев проблемы с тепловыми перемещениями корпусов подшипников проявлялись вновь.

Анализ таких случаев показывает, что затруднения связаны с повышенными силами трения, возникающими в паре «паз – продольная шпонка» при повороте корпуса подшипника в горизонтальной плоскости. Применение «разрезных»/«поворотных» поперечных шпонок полностью исключает возможность заклинивания одной из лап на стуле корпуса подшипника. Поэтому, кроме ранее рассмотренных температурных перекосов по фланцам цилиндров, причиной появления дополнительных сил трения на продольных шпонках, по мнению авторов, является действие на турбину усилий и моментов со стороны присоединённых к ней трубопроводов.

Проблема влияния усилий от трубопроводов на работу СТР является, по-видимому, самой малоизученной, ей в настоящее время уделяется ещё значительно меньше внимания, чем ранее рассмотренным причинам возникновения нарушений в работе СТР. Чаще всего рассматривается изменение вертикальных усилий, передающихся от присоединённых к цилиндрам турбин трубопроводов на корпуса подшипников [7, 14].

Несмотря на то, что о необходимости устранения ошибок, допущенных при монтаже или ремонте трубопроводов, корректировки проектных решений, связанных с несовершенством расчётных методов, принятых до широкого внедрения электронно-вычислительной техники, известно достаточно давно, на станциях этой теме уделяется недостаточно внимания. Чаще всего это связано с недостатком информации для диагностирования причин затруднённых СТР и с нечеткими представлениями о принципах работы систем компенсации тепловых расширений (СКТР) трубопроводов, которые призваны если не исключить, то максимально снизить уровень усилий, передаваемых от трубопроводов на турбину.

У теплофикационных турбин проблемы тепловых расширений зачастую связаны с неправильной ориентацией стяжек линзовых компенсаторов на трубопроводах большого диаметра [11]. Во время эксплуатации это проявляется, как правило, в зависимости вибрационного состояния турбоагрегата от режимов работы. На самих трубопроводах появляются такие дефекты, как деформация или обрыв стяжек линзовых компенсаторов, появление свищей на линзовых компенсаторах и их деформация (как правило, удлинение и раздутие). В редких случаях станции обращаются по таким поводам к специализированным организациям для выяснения причин возникновения дефектов; зачастую ограничиваются заменой компенсаторов исходя только из диаметра трубы и количества линз. Например, на

турбине Т-100-130 ст.№4 Казанской ТЭЦ-3, где наблюдалось появление низкочастотной вибрации на отдельных режимах работы турбины, часть линзовых компенсаторов на одной нитке трубопровода отбора пара к ПСГ-2 была станцией самостоятельно, без консультаций с заводом или специализированной организацией, заменена на компенсаторы того же внутреннего диаметра, с тем же количеством линз, но с меньшей компенсирующей способностью. Соответственно, после такой замены усилия и моменты, действующие на ЦСД турбины со стороны этой нитки трубопровода, отличаются от расчётных в большую сторону.

С другой стороны, кроме недостаточного внимания со стороны ремонтных организаций и эксплуатационного персонала, заводы-изготовители, по мнению авторов, также уделяют недостаточно внимания проблеме влияния усилий от трубопроводов на работу СТР турбин.

Несмотря на постоянное совершенствование расчётных методов определения усилий и моментов, действующих на турбину со стороны присоединённых трубопроводов, на некоторых новых турбинах авторы наблюдали явное влияние изменения теплового состояния трубопроводов, например, при включении теплофикационного отбора, на работу СТР. Тем не менее, насколько известно авторам, моделирование влияния присоединённых трубопроводов на работу турбины при переходных режимах работы практически отсутствует. Расчеты трубопроводов при проектировании турбоустановок выполняются только для холодного и полностью прогретого состояния турбины. Промежуточное тепловое состояние турбоустановки и интегральное воздействие трубопроводов на турбину при проектировании не рассматриваются.

Также необходимо отметить, что конструкция стяжек линзовых компенсаторов, применяемых заводами, эффективность которых сильно зависит от их ориентации [8], не изменяется с 50-х годов XX века. С тех пор были разработаны и производятся новые конструкции стяжек, лишенные прежних недостатков и ограничений. Для трубопроводов большого диаметра может оказаться целесообразным применение конструкции шарнирных узлов с карданными стяжками [8], работа которых не зависит от их ориентации относительно осей трубопровода.

Считаем, что кроме пути снижения интегральных усилий и моментов, прилагаемых к турбине со стороны присоединённых трубопроводов, необходимо также обратить внимание и на разработку конструкций СТР, устойчивых к внешнему воздействию, принципиально исключающих заклинивание в узле «паз – продольная шпонка». Анализ взаимодействия корпуса подшипника с продольными шпонками показал, что возможно четыре вида контакта в сопряжении «продольная шпонка — паз». Наиболее «опасным» для работы СТР, с точки зрения возникновения «заклинивания» в паре «паз – продольная шпонка», является «диагональный» контакт [15], когда продольные шпонки контактируют одновременно с обеими стенками паза. Выполненное авторами расчётное исследование для традиционной СТР показало, что при определенном соотношении величин зазоров на продольных, вертикальных и поперечных шпонках никакое смещение цилиндров турбины, ограниченное зазорами в СТР, не может привести к заклиниванию в паре «паз -- продольная шпонка». Изменение соотношения величин зазоров, в частности, увеличение зазоров на поперечных шпонках в результате взаимных угловых перемещений лап и поперечных шпонок при изменении теплового состояния цилиндра [11], приводит к потере устойчивости СТР и повышает вероятность заклинивания в паре «паз – продольная шпонка». Этот эффект во многом объясняет и возникновение затруднённых тепловых перемещений через 25 – 30 тыс. часов эксплуатации турбины.

4. *Износ контактных поверхностей продольной шпонки и направляющего паза в подошве корпуса подшипника.*

В современных турбинах продольные шпонки, как правило, выполнены из стали 45 или 35ХМ. Допускаемые напряжения смятия для этих сталей около 300 МПа (3 000 кг/см^2).

Корпуса подшипников (в т.ч. подошву) выполняют, как правило, сварными, из простой углеродистой стали (Ст.3). Допускаемые напряжения смятия для Ст.3 около 190 МПа (1 900 кг/см^2).

Расчеты, выполненные с использованием аналитической и МКЭ моделей взаимодействия корпуса подшипника и фундаментной рамы (продольных шпонок) при возникновении допустимого температурного прекоса в 10 градусов на фланцах ЦВД, показали [12], что величина усилия, приложенного к продольной шпонке со стороны корпуса переднего подшипника, составляет около 160 кН. Соответственно, площадь контактной поверхности в паре «паз – корпус подшипника», при которой ещё не возникают пластические деформации, должна составлять не менее 8,68 см^2. С учётом того, что обычно высота части продольной шпонки, контактирующей с корпусом подшипника, составляет 20 мм, то длина контактной площадки должна быть не менее 44 мм. Если предположить, что увеличение уклона ригеля вместо расчётной величины 0,2 мм/м [16] до допустимой величины 0,5 мм/м [3] происходит за счёт дополнительной силы трения на продольных шпонках и исходить из коэффициента трения 0,3, как принимается для поверхности скольжения подошвы корпуса подшипника по фундаментной раме [16], то для корпуса среднего подшипника турбины типа Т-100/110-130 УТЗ, например, длина контактной площадки, обеспечивающей отсутствие пластических деформаций, должна составить не менее 162 мм.

Учитывая, что продольные шпонки изготовлены из более твердого материала, при повороте корпуса подшипника в горизонтальной плоскости пластические деформации будут возникать на боковых поверхностях паза в подошве корпуса подшипника. Продольная шпонка врезается в тело корпуса подшипника и препятствует его перемещению вдоль оси турбины. Так, при осмотре паза в подошве корпуса переднего подшипника новой одноцилиндровой турбины мощностью 63 МВт, выполненном при выявлении причин неудовлетворительного вибрационного состояния при первых пусках, были обнаружены значительные натиры и вмятина. На продольных шпонках также возникли натиры [17].

Ретроспективный анализ конструкции этого узла показал, что первоначально корпуса подшипников изготавливались из чугуна, который имеет более высокую твердость, чем материал продольных шпонок. Соответственно, при взаимодействии продольных шпонок и корпусов подшипников пластические деформации возникали на поверхности продольных шпонок (шпонки естественным образом принимали ромбовидную форму) и не препятствовали перемещению корпуса подшипника. Кроме того, содержащийся в чугуне графит выполнял функцию смазки в этой контактной паре.

К сожалению, при замене материала заводы-изготовители турбин не учли этого аспекта.

Решить эту проблему можно двумя способами: изменением соотношения прочностных характеристик материалов в паре «паз – продольная шпонка» или/и изменением конструкции этого узла таким образом, чтобы площадь контактной поверхности в этом узле всегда была постоянной.

Первый способ был реализован при выполнении работ по наладке работы СТР турбин типа Т-250/300-240 УТЗ на Минской ТЭЦ [6]. Участки боковых поверхностей пазов с пластическими деформациями в подошвах корпусов подшипников были выбраны, и на их место установлены пластины из литого антифрикционного композиционного материала, имеющего повышенную твердость. Кроме того, такие же пластины были установлены на поверхности скольжения корпусов подшипников по фундаментным рамам. В результате внедренных мероприятий все ограничения по режимам работы турбины были сняты.

Второй способ предполагает применение продольных шпонок (направляющих), использующих принцип поворотности (аналогично поворотным поперечным шпонкам). Один из вариантов таких продольных шпонок был реализован предприятием ООО «Комтек –Энергосервис» на турбине Т-180-130 ЛМЗ Вильнюсской электростанции

[18]. Другой вариант конструкции направляющих, обеспечивающих постоянство площади контактной поверхности, был предложен авторами настоящей работы [19]. В настоящее время прорабатывается его реализация при проведении реновации паровых турбин мощностью 60 … 100 МВт.

Организационные проблемы

Кроме рассмотренных выше технических проблем, препятствующих решению задачи нормализации тепловых расширений, необходимо отметить и организационные проблемы.

5. Вопросы изменения конструкций отдельных узлов СТР

Проблема изменения конструкций отдельных узлов СТР связана с отсутствием со стороны таких крупных отечественных изготовителей турбин, как ЛМЗ и УТЗ, интереса к внедрению существующих и разработке новых технических решений по минимизации сил трения, возникающих в паре «паз - продольная шпонка», отсутствием комплексного подхода к организации работы СТР.

6. Вопросы организации ремонтов элементов СТР в процессе эксплуатации турбоагрегатов

Другая организационная проблема связана с профилактикой причин нарушений в работе СТР, с организацией ремонта турбин на электростанциях. Опыт эксплуатации показывает, что при выполнении ремонтов турбин недостаточное внимание уделяется ревизии узлов системы тепловых расширений, в ряде случаев при продолжительных ремонтах работы по СТР вообще не проводятся, что приводит к проблемам при пуске из ремонта и дальнейшей эксплуатации турбоагрегата. При традиционной конструкции СТР выполнение регламентных работ обеспечивает нормальную работу этого узла, но при наработке турбин после ремонта 25–30 тыс. часов, как упоминалось ранее, в ряде случаев наблюдаются нарушения в работе СТР, которые приводят к возникновению дефектов как в проточной части, так и подшипников [2].

7. Вопросы оснащения турбоагрегатов КИПиА в объеме, необходимом для уверенной диагностики причин возникающих затруднений в работе СТР

Необходимо также отметить проблему получения достаточного объёма данных для достоверной диагностики причин изменения вибрационного состояния турбоагрегата.

Как показано в работе [20], для оценки состояния СТР и первичного диагностирования причин нарушений в её функционировании необходимо оснащение турбины следующими измерениями:

- абсолютное тепловое расширение – 2 канала на каждый корпус подшипника;
- уклоны ригелей – 2 канала на каждый ригель под корпусом подшипника;
- уклоны корпусов подшипников – 1 канал на каждый корпус подшипника;
- поперечные перемещения лап – 2 канала на каждую пару лап, опирающихся на корпуса подшипников.

Указанный объем измерений позволяет (при наличии данных о параметрах теплового состояния турбоустановки) выявлять и дифференцировать нарушения в СТР, вызванные увеличенными силами трения на поверхностях скольжения корпусов подшипников, и нарушения, возникающие вследствие закусывания корпусов подшипников на продольных шпонках.

Анализ данных по оснащению турбоагрегатов измерительными каналами механических величин показывает, что при поставке новых турбин заводы-изготовители турбин стремятся ограничиться минимальным объемом оснащения, прописанным в устаревших нормативных документах, но недостаточном для уверенной диагностики причин нарушений в работе СТР. При переоснащении турбоагрегатов средствами вибромониторинга или АСУ ТП станции заказывают комплектность, исходя из собственных представлений о возможности диагностики или исходя из ограниченности выделенных средств. При этом основное внимание уделяется контролю вибрационного состояния турбоагрегата; объем закупки приборов контроля работы элементов системы

тепловых расширений турбины, как правило, недостаточен для выявления причин нарушения в работе СТР, вызывающих изменения вибросостояния турбины. Учитывая общую стоимость систем вибромониторинга или АСУ ТП и стоимость отдельных измерительных каналов, дооснащение их до необходимого уровня не вызовет значительного роста стоимости системы, но позволит значительно снизить затраты на выявление причин изменения вибросостояния турбины.

Основные выводы

1. На протяжении более 30 лет вопросы нормализации работы систем тепловых расширений и предотвращения повреждений турбин из-за проблем этого узла остаются актуальными.

2. При проектировании новых турбин необходимо обеспечивать комплексный подход к решению задач стабильной работы СТР. Применяемые технические решения должны обеспечивать стабильность триботехнических характеристик контактных поверхностей в паре «корпус подшипника – фундаментная рама» и устойчивость СТР к внешнему воздействию.

3. При разработке новых турбин, для исключения возникновения нарушений в работе СТР, целесообразно применить конструкцию сочленения цилиндров турбины и корпусов подшипников с передачей сдвигового усилия от тепловых расширений по оси турбины.

4. Целесообразно изменить конструкцию направляющих осевого перемещения корпусов подшипников таким образом, чтобы всегда обеспечивалось постоянство площади контактной поверхности, что исключит пластические деформации в этом узле.

5. Для турбин с традиционной СТР целесообразно разработать систему управления обогревом фланцев горизонтального разъема цилиндров.

6. Для турбин с традиционной СТР особое внимание необходимо уделить обеспечению устойчивости СТР к внешнему воздействию, в частности усилиям от трубопроводов.

Литература

1. Трухний А.Д. Стационарные паровые турбины / А.Д. Трухний; 2-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1990. 640 с.

2. Мурманский Б.Е. Стратегия ремонтов паровых турбин на основе анализа надежности их узлов / Б.Е. Мурманский, Ю.М. Бродов, С.Л. Васенин, В.В. Лебедев // Надежность и безопасность энергетики. 2014. No4(27). С. 58–63.

3. РД 34.30.506—90 Методические указания по нормализации тепловых расширений паровых турбин тепловых электростанций: М.: Минэнерго, 1990. 40 с.

4. Авруцкий Г.Д. Металлофторопластовая лента на поверхностях скольжения корпусов подшипников турбин / Г.Д. Авруцкий, С.Л. Дубровский, И.А.Савенкова // Теплоэнергетика. 1995. №5. С.62–65.

5. Шаргородский В.С. Нормализация тепловых расширений мощных паровых турбин / В.С. Шаргородский, Л.А. Хоменок, М.К. Курмакаев. //Электрические станции. 1996. №6. С. 12–19.

6. Жорник В.И. Рекомендации по ремонту и реконструкции тяжелонагруженных узлов скольжения с использованием композиционных материалов / В.И. Жорник, А.С. Калиниченко, В.Я. Кезик, Ю.В. Кобзарь, А.А. Кот. Минск: Институт технической кибернетики НАН Беларуси, 2000. 88с.

7. Хоменок Л.А. Повышение эффективности эксплуатации паротурбинных установок ТЭС и АЭС. Том 1. Совершенствование паровых турбин / Л.А. Хоменок, А.Н. Ремезов, И.А. Ковалев, В.С. Шаргородский, С.Ш. Розенберг, В.И. Олимпиев / под ред. Л.А. Хоменока. СПб.: Изд. ПЭИпк, 2001. 340 с.

8. Сосновский А.Ю. Системы тепловых расширений паровых турбин: учебное пособие для вузов / А.Ю. Сосновский, Б.Е. Мурманский, Ю.М. Бродов / под общ. ред. Ю.М. Бродова. Екатеринбург: УРФУ, 2015. 132с.

9. Применение фторсодержащих поверхностно-активных веществ для повышения

надежности работы турбоагрегатов / Б.Е. Мурманский, Г.Д. Бухман, М.М. Мительман, В.А. Зайцев // Электрические станции. 2002. №5. С. 52–53.

10. Модернизация системы опирания цилиндров [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.ckti.ru/cylinders_support.html (дата обращения: 24.04.2018).

11. Ермолаев В.В. Комплексный подход к нормализации тепловых расширений турбины / В.В. Ермолаев, А.Ю. Сосновский, А.И. Шкляр, М.В. Великович, М.В. Фертиков, Б.Е. Мурманский, М.М. Мительман // Электрические станции. 2002. №5. С. 26–31.

12. Сосновский А.Ю. Разработка моделей для исследования влияния температурного перекоса по фланцам корпуса цилиндра на работу системы тепловых расширений паровой турбины / А.Ю. Сосновский, Б.Е. Мурманский, М.Ф. Целищев, Ю.М. Бродов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2016. Т.16, N 2. С. 5–13. DOI: 10.14529/ power160201.

13. Зильберштейн С.Л. Английские паровые турбины большой мощности и тенденции развития паротурбостроения Англии / С.Л. Зильберштейн, Л.Г.Тененбойм. М.: ОРГРЭС, 1966. 72 с.

14. Балашова Р.К. Нормализация перемещений турбин от действия усилий, передаваемых трубопроводами на лапы цилиндров // Р.К. Балашова, В.В. Власов, К.А. Пашнин, Е.А. Попова, А.Е. Языков //Электрические станции. 2013. № 6 (983). С. 14–16.

15. Сосновский А.Ю. Устойчивость функционирования системы тепловых расширений паровой турбины к внешнему воздействию / А.Ю. Сосновский, Б.Е. Мурманский, Ю.М. Бродов, Ю.А. Сахнин // Электрические станции. 2017. №6. С. 35–40.

16. РТМ 108.021.102-85. Агрегаты паротурбинные энергетические. Требования к фундаментам. Введ. 1987-01-01. М., 1985.

17. Мурманский Б.Е О выявлении причин затруднённых тепловых расширений паровых турбин / Б.Е. Мурманский, А.Ю. Сосновский. //Энергетик. 2017. №12. С.33–37.

18. Инженерная поддержка электростанций в решении проблем эксплуатации и ремонта турбинного оборудования [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.comtec-energoservice.ru/upload/file/prezentazii/Injenernaya-podderjka-yelektrostanciy-v-reshenii-problem-yekspluatacii-i-remonta-turbinnogo-oborudovaniya.pdf (дата обращения: 10.04.2018).

19. Патент 164088 RU, МПК F16C 31/00, F04D 29/04. Дисковая направляющая выносного корпуса подшипника паровой турбины / Сосновский А.Ю., Мурманский Б.Е., Бродов Ю.М. Заявл. 08.12.2015, опубл. 20.08.2016. Бюл. №23.

20. Мурманский Б.Е. Разработка модуля для мониторинга и диагностики состояния системы тепловых расширений паровых турбин в составе современных АСУ ТП / Б.Е. Мурманский, А.Ю. Сосновский, Ю.М. Бродов // Энергетик. 2015. №4. С.51–53.

Авторы публикации

Сосновский Андрей Юрьевич – канд. техн. наук, заместитель технического директора ООО «УК Теплоэнергосервис» по турбоустановкам.

Мурманский Борис Ефимович – д–р техн. наук, начальник теплотехнического управления филиала «Свердловский» ПАО «Т Плюс».

Бродов Юрий Миронович – д–р техн. наук, профессор, действительный член АИН РФ, заведующий кафедрой «Турбины и двигатели» Уральского федерального университета (УрФУ).

References

1. Trukhnii A.D. Stationary steam turbines. / A.D. Trukhnii; 2-e Izd., Rev. and add. // Moscow: Energoatomizdat, 1990, 640 p.

2. Murmansky B.E. The strategy of steam turbines repairs based on the analysis of the reliability

of their assemblies / B.E. Murmansky, Yu.M. Brodov, S.L. Vasenin, V.V. Lebedev // Reliability and safety of energetics. 2014. № 4(27). P. 58–63.

3. RD 34.30.506—90. Methodical instructions for thermal expansion normalization of steam turbines of thermal power plants. M.: Minenergo, 1990. 40 p.

4. Avrutskii G.D. Metal-fl uoroplastic tape on the sliding surfaces of turbine bearing housings / G.D. Avrutskii, S.L. Dubrovskii, I.A. Savenko // Teploenergetika. 1995. №5. P. 62–65.

5. Shargorodskii V.S. The normalization of the thermal expansion of powerful steam turbines / V.S. Shargorodskii, L.A. Khomenok, M.K. Kurmakaew. // Power stations. 1996. №6. P. 12–19.

6. Zhornik V.I. Recommendations for repair and reconstruction of heavy-duty sliding assemblies using composite materials / V.I. Zhornik, A.S. Kalinichenko, V.J. Keswick, J.B. Kobzar, A.A. Cat. Minsk: Institute of Industrial Cybernetics of national Academy of Sciences Belarus, 2000. 88 p.

7. Homenok L.A. Increasing of the equipment operation for steam turbine units of thermal and nuclear power stations. Vol.1. Steam turbines improvement. / L.A. Homenok, A.N. Remezov, I.A. Kovalyov, V.S. Shargorodsky, S.Sh. Rosenberg, V.I. Olimpiyev./ under the editorship of L.A. Homenok. SPb.: Prod. PEIpk, 2001. 340 p.

8. Sosnovskiy A.Y. Thermal expansion systems of steam turbines: a textbook for high schools / A.Y. Sosnovskiy, B.E. Murmanskii, Yu.M. Brodov./ under the General editorship of Yu. M. Brodov. Ekaterinburg: URFU, 2015. 132 p.

9. Use of fluorinated surfactants for increasing the reliability of turbine units operating / B.E. Murmanskii, G.D. Buchmann, M.M. Mitelman, V.A.Zaytsev //Power plants. 2002. No. 5. P. 52–53.

10. Modernization of cylinders bearing system [Digital resource]: http://www.ckti.ru/cylinders_support.html (24 of April 2018).

11. Yermolaev V.V. Integrated approach to thermal expansion normalization of a turbine / V.V. Yermolaev, A.Yu. Sosnovsky, A.I. Shklyar, M.V. Velikovich, M.V. Fertikov, B.E. Murmansky, M.M. Mitelman // Power stations. 2002. №5. P. 26–31.

12. Sosnovskiy A.Y. Design of models for studying the eff ect of temperature skew of the cylinder body's fl anges on the operation of the thermal expansion system of a steam turbine / A.Y. Sosnovskiy, B.E. Murmanskii, M.F. Tselishchev, Yu.M. Brodov // Bulletin of the SUSU. Series «Energy». 2016. Vol. 16, №2. P.5–13. DOI: 10.14529 / power160201.

13. Zilberstein S.L. English high power steam turbines and tendency of development of steam turbine construction in England / S.L. Zilberstein, L.G. Tenenboym. M.^ ORGRES, 1966. 72 p.

14. Balashova R.K. Normalization of displacement of turbines from the action of forces transmitted by pipelines to the feet of cylinders / R.K. Balashov, V.V. Vlasov, K.A. Pashnin, E.A. Popova, A.E. Yazykov // Power stations. 2013. №6. P. 14–16.

15. Sosnovskii A.Y. Stability of the thermal-expansion system of a steam turbine against external factors /A.Y. Sosnovskii, B.E. Murmanskii, Y.M. Brodov, Y.A. Sakhnin // Power stations. 2017. №6. P.35–40.

16. RTM 108.021.102–85. Technical Guides. Steam-Turbine Units: Requirements to Foundations [in Russian]. Moscow, 1985.

17. Murmanskii B.E. About the identification of the reasons of the steam turbines complicated thermal expansions / B.E. Murmanskii, A.Yu. Sosnovskiy,// Energetik. 2017. No. 12. P. 33–37.

18. Power stations engineering support in operation and service turbine equipment problems solving [Digital resource].http://www.comtec-energoservice.ru/upload/file/prezentazii/Injenernaya-podderjka-yelektrostanciy-v-reshenii-problem-yekspluatacii-i-remonta-turbinnogo-oborudovaniya.pdf (10 of April 2018).

19. Patent 164088 RU, IPS F16C 31/00, F04D 29/04. Disk direction device of the portable case of the steam turbine bearing / A.Yu. Sosnovskiy, B.E. Murmanskiy, Yu.M. Brodov / Published 20.08.2016. Bulletin No. 23.

20. Murmanskii B.E. Development of the module for monitoring and diagnostics condition of thermal expansions system of steam turbines as a part of modern industrial control system. / B.E. Murmanskii, A.Yu. Sosnovskiy, Yu.M. Brodov // Energetik. 2015. No. 4. P. 51–53.

© А.Ю. Сосновский, Б.Е. Мурманский, Ю.М. Бродов

Authors of the publication

Andrey Yu. Sosnovskiy **-** Teploenergoservis Management Company, Ekaterinburg, Russia

Boris E. Murmanskii **-** T-plus group, Ekaterinburg, Russia

Yuri M. Brodov - Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia.

Поступила в редакцию ***08 июня 2018 г.***

© А.Э. Эльмохлави, В.Ф. Очков

(cc) BY

УДК 621.311.22

ОЦЕНКА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ ИНТЕГРИРОВАННОГО СОЛНЕЧНОГО КОМБИНИРОВАННОГО ЦИКЛА ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

А.Э. Эльмохлави, В.Ф. Очков, Б.И. Казанджан

Национальный исследовательский университет «МЭИ», г. Москва, Россия
ochkov@twt.mpei.ac.ru

Резюме: *В статье приводятся результаты исследования модели интегрированного солнечного комбинированного цикла (ИСКЦ), состоящего из парогазовой установки (ПГУ) с трехконтурным котлом-утилизатором (КУ) и поля параболических солнечных коллекторов. Цель работы состояла в изучении и оценке производительности цикла при условии ввода солнечного тепла в КУ парового цикла. Термодинамическая модель предлагаемой установки ИСКЦ была разработана авторами и реализована в среде Mathcad для анализа производительности цикла в разное время года. Было установлено, что солнечная энергия может генерировать пар, который можно использовать для увеличения выходной мощности парового цикла с 182 до 237 МВт. Вместе с уменьшением расхода топлива данная технология может обеспечить ежегодное сокращение выбросов углекислого газа на 75 000 т.*

Ключевые слова: *концентрированная солнечная энергия, солнечная тепловая энергия, комбинированный цикл, интегрированный солнечный комбинированный цикл, солнечная доля, производительность.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-43-54.*

Для цитирования: *Эльмохлави А.Э., Очков В.Ф., Казанджан Б.И. Оценка производительности и энергоэффективности интегрированного солнечного комбинированного цикла электростанции // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 43-54. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-43-54.*

EVALUATION OF THE PERFORMANCE AND ENERGY EFFICIENCY OF INTEGRATED SOLAR COMBINED CYCLE POWER PLANT

A. E. Elmohlawy, V.F. Ochkov, B.I. Kazandzhan

National Research University "MPEI", Moscow, Russia
ochkov@twt.mpei.ac.ru

Abstract: *An integrated solar combined cycle (ISCC) composed of a triple-pressure natural gas combined cycle and parabolic trough collector solar field is investigated in this paper. The purpose is to study and evaluate the performance of the cycle when the solar heat injected into the heat recovery steam generator of the steam cycle. Thus, a thermodynamic model of the proposed ISCC plant has been developed in Mathcad environment to simulate and analyze the cycle performance ate different seasons of the year. It has been found that the solar energy can*

generate steam that can be used to increase the power output of the steam cycle from 182 MWe to 237 MWe with an increase of 30% from reverence value. This can achieve an annual reduction in CO_2 emission of 75000 tons/year.

Keywords: *concentrated solar power, solar thermal power, combined cycle, integrated solar combined cycle, solar energy, solar share, performance.*

For citation: *A.E. Elmohlawy, V.F. Ochkov, B.I. Kazandzhan. Evaluation of the performance and energy efficiency of integrated solar combined cycle power plant. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp.43-54. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-43-54.*

1. Введение

Рост цен на топливо (газ, мазут), необходимость обеспечения энергетической безопасности вследствие сокращения запасов ископаемого топлива и увеличение количества загрязняющих веществ, выделяющихся при его сжигании, приводят к необходимости использовать альтернативные (возобновляемые) источники энергии: солнечную, геотермальную и гидравлическую, энергию ветра, биомассу.

Энергоэффективность заключается в сокращении использования энергии без снижения уровня жизни, качества продукции и рентабельности. Она может уменьшить использование ископаемого топлива, а возобновляемая энергия – заменить ископаемое топливо [1]. Согласно [2] использование возобновляемых источников энергии может значительно сократить выбросы CO_2 к 2050 году более чем на 90%.

При этом наиболее перспективным и доступным решением является постепенная замена существующих энергетических систем, использующих ископаемое топливо, на солнечную энергию. Согласно [3], солнечная энергия достаточна для удовлетворения энергетических потребностей мира.

Существуют два основных подхода к производству солнечной электроэнергии. Один из них – фотогальванический процесс, т.е. прямое преобразование энергии. Другой подход заключается в том, чтобы преобразовать энергию солнечного света в тепловую, затем с помощью термодинамического энергетического цикла преобразовать ее в механическую и далее – в электрическую [4]. Подавляющее количество электроэнергии в мире производится путем преобразования тепловой энергии, получение большей части которой основано на цикле Ренкина и, в меньшей степени, брайтонском цикле. Оба они применимы к конверсии солнечной тепловой энергии, причем цикл Ренкина является самым популярным. Обычно в качестве рабочей жидкости в цикле Ренкина используется вода. Однако для низкотемпературных систем получения солнечной энергии (от 70 до примерно 300 °C) используются органические жидкости, и в этом случае цикл обычно называют органическим циклом Ренкина (ОЦР). При работе цикла Ренкина на сверхкритических параметрах его называют сверхкритическим циклом Ренкина (СЦР). Большой потенциал показал цикл Стирлинга, и в настоящее время на его основе разрабатываются солнечные тепловые энергетические системы. В последнее время разрабатываются различные модификации этих циклов в целях повышения эффективности преобразования солнечной энергии в тепловую.

В солнечных тепловых электростанциях концентрационные коллекторы используются для получения высокотемпературного теплоносителя. Оптические системы только концентрируют прямое солнечное излучение и должны отслеживать солнце для достижения достаточной концентрации. Эта технология особенно используется на больших центральных заводах вокруг солнечного пояса Земли. Солнечный свет концентрируется зеркалами, которые связывают свет с теплообменником, передающим поглощенную энергию теплоносителю. В настоящее время существуют схемы, в которых теплоноситель (например, водяной пар) непосредственно используется в схеме

электростанции либо во вторичном контуре, работающем, например, на термическом масле.

С 1980 г. были построены и эксплуатируются несколько крупномасштабных солнечных тепловых электростанций (СТЭ) мощностью до 80 МВт. Прогнозируется, что эти СТЭ будут играть значительную роль в удовлетворении мировой потребности в электроэнергии, которая быстро растет как в развитых, так и в развивающихся странах.

Первоначально завод ИСКЦ был предложен *Luz Solar International* с начала 1990-х годов. По сравнению с существующими заводами, использующими цикл Ренкина, электростанция ИСКЦ предлагает три основных преимущества [5]. Во-первых, солнечная энергия может быть преобразована в электрическую с более высокой эффективностью. Во-вторых, возрастающая удельная стоимость электроэнергии, вырабатываемой более крупной паровой турбиной интегрированной установки, меньше, чем в установке на солнечной энергии. В-третьих, эффективность интегрированной установки не связанна с ежедневным запуском и отключением паровой турбины. Снижение производства электроэнергии летом не происходит в ИСКЦ, поскольку по мере увеличения температуры окружающей среды солнечное поле поглощает больше энергии. При этом происходит стабильное производство энергии в течение года. ИСКЦ может работать в следующих режимах: встроенный солнечный комбинированный режим в солнечные часы; обычный режим комбинированного цикла в несолнечные часы; работа газовой турбины в то время, когда паровая турбина не работает [6].

Существуют различные конфигурации ИСКЦ: линейный Френеля (*Linear Fresnel*), мощная башня (*Power Tower*) и параболический коллектор корыта (ПКК) с прямым генератором пара и ПКК с теплоносителем (ПКК-ТН) [7, 8], а также тогда, когда пар поступает в котел-утилизатор (КУ) парогазовой установки (ПГУ) или непосредственно в паровую турбину [9].

Использование параболического коллектора корыта электростанции является наиболее проверенной технологией. Девять параболических солнечных электрогенерирующих систем *(SEGS)* в Калифорнии, США, демонстрируют способность этой технологии быть надежным, возобновляемым энергетическим ресурсом. Эта система работает на крупномасштабных тепловых солнечных электростанциях общей мощностью 345 МВт [10].

Основываясь на предыдущих обсуждениях и технологическом процессе электростанции ИСКЦ, настоящее исследование проводится для разработки математической модели и анализа работы предпроектной электростанции ИСКЦ на базе ПККс в городе Асуан (Египет). Целью исследования является анализ поведения ПГУ при переработке солнечной энергии. Предварительная оценка систем ИСКЦ была проведена путем оценки солнечного теплового вклада в производство пара. В связи с этим были разработаны имитационные модели *Mathcad* с использованием доступного программного обеспечения (*Mathcad, Excel, thermo-flex*) для анализа термодинамических характеристик установки и формулирования некоторых условий проектирования. Расчеты были основаны на вкладе солнечной энергии и энергии газовой турбины в тепловой КПД установки.

2. Описание конфигураций ИСКЦ

Завод ИСКЦ в основном состоит из трех блоков: солнечного поля, газовой турбины комбинированного цикла (ПГУ) и котла-утилизатора (КУ). Солнечное поле используется для нагрева минерального масла либо синтетического теплоносителя. Тепловая энергия масла используется для выработки пара, который применяется в обычной электростанции, работающей по циклу Ренкина. Поле солнца состоит из рядов концентрационных коллекторов количеством М. Эти коллекторы представляют собой цилиндрический тип ПКК, каждый из которых имеет площадь апертуры Ар. Каждая строка содержит ряд коллекторов, соединенных последовательно, в которых рабочая жидкость равномерно распределена (рис. 1). В качестве рабочей жидкости в ПКК системы

используется масло *Therminol VP*1. Технические параметры солнечного поля приведены в табл. 1.

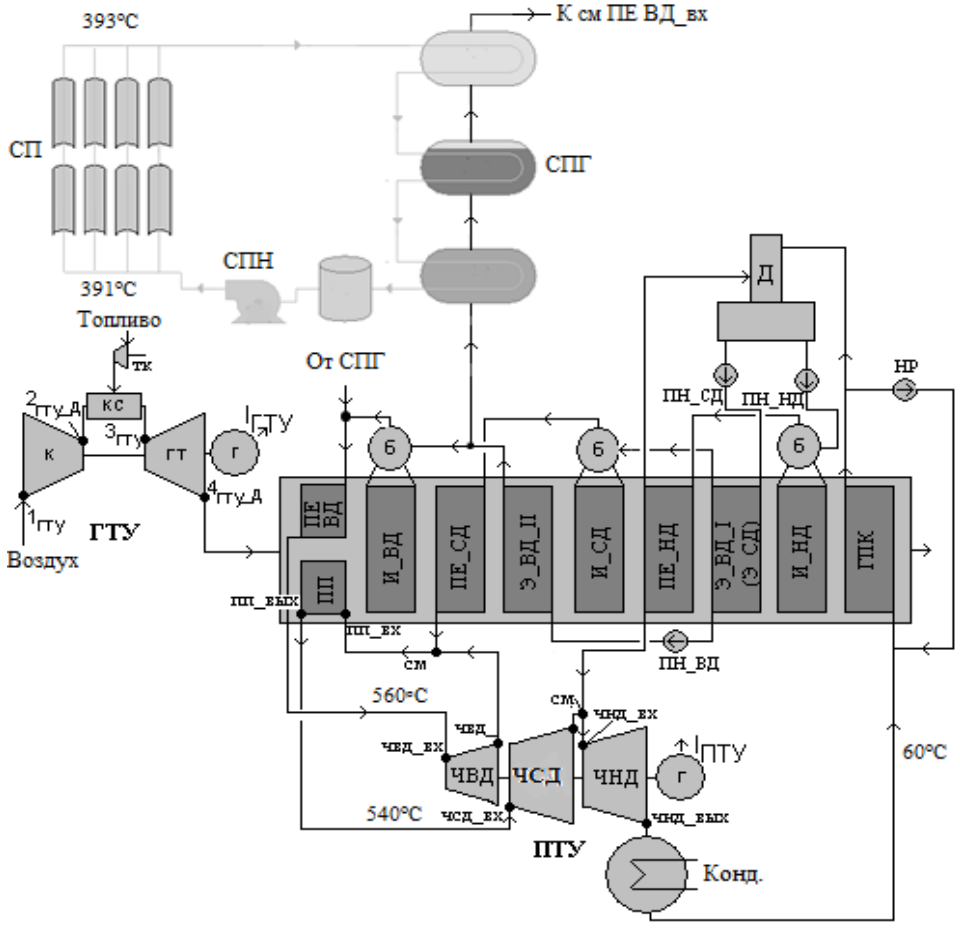


Рис. 1. Принципиальная схема ИСКЦ

Таблица 1

Технические параметры солнечного поля

Характеристики солнечного коллектора	Символ	Значение
Оптический КПД, %		80
Коэффициент концентрации, %	C_r	82
Параметры апертуры:		
ширина, м	W	5.76
длина, м	L	99
площадь, м ^{2}	A_{ap}	545
Параметры солнечного поля:		
температура окружающего воздуха, °C	T_m	25
местоположение широты, град.	φ	24
высота, м	A	300
скорость ветра, м/с	V	5
Параметры рефлектора:	PTCs	LS-3

Продолжение таблицы 1

количество коллекторов в каждой строке	M	6
количество строк	N	48
площадь солнечного поля, м^2	A_{sf}	164229
Массовый расход теплоносителя, кг/с	m_f	444
Температура теплоносителя на входе, °С	T_{fi}	291
Температура теплоносителя на выходе, °С	T_{fo}	378

Блок ПГУ состоит из газотурбинного и паротурбинного агрегатов. Газотурбинный агрегат состоит из компрессора и камеры сгорания. Продукты сгорания расширяются адиабатически в турбине, а часть произведенной работы используется для привода компрессора. Фактические процессы горения и сжатия рассчитываются с использованием программы водяного пара pro. Блок паровой турбины работает на обычной электростанции по циклу Ренкина.

3. Имитационная модель и стратегия работы

На электростанции с комбинированным циклом горячие газы, выходящие из газовой турбины, используются для выработки пара для паровой турбины. Это достигается путем пропускания газа через КУ. В установках ИСКЦ дополнительная тепловая энергия от солнечного парогенератора вводится в КУ обычной установки с комбинированным циклом. Солнечное поле производит перегретый пар, который подается в КУ, что позволяет увеличить тепловой КПД парового цикла в ПГУ.

Чтобы оценить влияние интеграции между технологиями КСЭ и ПГУ, система ИСКЦ, принятая в данном исследовании, сконфигурирована на основе эталонного ПГУ. Первым этапом анализа была оценка возможности программного обеспечения *Mathcad* эталонной установки с комбинированным циклом [11]. Технические данные ПГУ в номинальных условиях приведены в табл. 2. Затем рассматривается интеграция между комбинированным циклом и солнечным полем. В установленное время ИСКЦ работает как ПГУ. Симуляционная модель для ИСКЦ и ПККс была разработана в *Mathcad* [5]. Она основана на массовых и энергетических балансах, применяемых к каждому компоненту электростанции. Эта модель позволяет моделировать силовую установку при разных условиях проектирования и эксплуатации.

Таблица 2

Технические данные ПГУ в номинальных условиях

Температура окружающей среды, °С	15
Давление окружающей среды, бар	1,013
Повышение давления в компрессоре	16
Расход, кг/с:	
воздуха	735
топлива	17,157
Температура, °С:	
на входе в турбину	1300
на выходе из турбины	650
Мощность газовой турбины, МВт	320.91
Изоэнтропический КПД, %:	
компрессора	88.2
газовой турбины	88.4
КПД камеры сгорания, %	99.7
Низшая теплота сгорания топлива, МДж/кг	50.056
Изоэнтропический КПД паровой турбины, %	90
КПД насоса, %	82

Продолжение таблицы 2

Мощность паровой турбины, МВт	182.14
КПД электрогенератора ГТУ, %	99.9
Механический КПД ГТУ, %	99.9
КПД ПГУ (справочный), %	58.8
Мощность ПГУ (справочная), МВт	503
Давление пара на входе ЧВД, бар	127,5
Давление пара на выходе из ПП, бар	32,4
Давление пара на входе ЧНД, бар	1,2
Температура пара на входе ЧВД, °С	560
Температура пара на выходе из ПП, °С	540
Температура конденсата на входе в ГПК, °С	60

4. Энергия и производительность ИСКЦ

Важнейшими факторами для исследования ИСКЦ являются производство электроэнергии и эффективность. Производство электроэнергии в ПГУ лучше всего определять путем расчета суммы энергии, производимой газовой турбиной N_{GT} и паровой турбиной N_{ST}:

$$N_{net} = N_{GT} + N_{ST}. \quad (1)$$

Тепловой КПД эталонного ПГУ в данном исследовании рассчитывается как отношение энергии, производимой генераторами газовой и паровой турбин N_{net}, к тепловой энергии Q_f :

$$\eta_{th} = \frac{N_{net}}{Q_f} = \frac{N_{net}}{m_f \cdot LHV}. \quad (2)$$

Сумма электрической энергии генератора газовой турбины N_{GT} и паровой турбины в режиме ИСКЦ N_{ST-sol} рассчитывается по выражению

$$N_{net-sol} = N_{GT} + N_{ST-sol}. \quad (3)$$

Тепловой КПД ИСКЦ рассчитывается как отношение производимой энергии к тепловой, вырабатываемой с использованием топлива и солнечного поля *Qsol,th*:

$$\eta_{ISCC} = \frac{N_{net-sol}}{Q_f + Q_{sol,th}} = \frac{N_{net}}{m_f \cdot LHV + Q_{sol,th}}, \quad (4)$$

где *LHV* – низшая теплота сгорания топлива; $Q_{sol,th}$ – тепло, поглощаемое водой/паром (рассчитывается по [12]).

Однако тепловой КПД не является лучшим параметром для оценки производительности электростанций ИСКЦ, поскольку он уменьшается по мере увеличения вклада Солнца [13]. Топливо, сэкономленное благодаря солнечному вкладу, может быть оценено с использованием отношения *HR*:

$$HR = \frac{Q_f}{N_{net-sol}} = \frac{N_{net}}{m_f \cdot LHV}. \quad (5)$$

Прежде, чем провести какой-либо анализ эффективности, следует обратить внимание на тот факт, что солнечный вклад в ИСКЦ позволяет увеличить энергию, вырабатываемую «эталонным» комбинированным циклом с ископаемым топливом. Поэтому необходимо оценить долю электрической энергии от солнечного источника для сравнения эффективности преобразования солнечной энергии в ИСКЦ. Рассчитываются два инкрементных коэффициента конверсии солнечной энергии в электрическую в рамках ИСКЦ:

$$\eta_{inc.,sol.,rad} = \frac{N_{net-sol} - N_{net-sol}}{Q_{sol,inc}} = \frac{\Delta N_{st-sol}}{DNI \cdot A_{sf}}, \quad (6)$$

$$\eta_{inc.,sol.,th} = \frac{N_{net-sol} - N_{net-sol}}{Q_{sol,th}} = \frac{\Delta N_{st-sol}}{Q_{sol,th}}, \quad (7)$$

где $Q_{sol,inc}$ – солнечное излучение; $Q_{sol,th}$ – полезное собранное солнечное тепло; ΔN_{st-sol} – увеличение выходной мощности цикла на установке *ISCC* по сравнению с установкой ПГУ (нетто-солнечное электричество; *DNI* – прямое нормальное облучение, Вт/м^2.

Кроме того, рассматривается солнечная фракция, которая определяется как отношение выработки электроэнергии с учетом солнечного тепла к общей выработке электроэнергии ИСКЦ:

$$SF = \frac{\Delta N_{st-sol}}{N_{net-sol}}. \quad (8)$$

Наконец, эффективность солнечного поля можно сравнить с использованием его теплового КПД:

$$\eta_{sol_field} = \frac{Q_{sol,th}}{DNI \cdot A_{sf}}. \quad (9)$$

5. Результаты моделирования ИСКЦ

Поскольку на режим эксплуатации электростанции ИСКЦ значительное влияние оказывают погодные условия, например температура окружающей среды и солнечная радиация, оценка производительности системы производится на почасовой основе. Чтобы упростить процесс расчета и подчеркнуть влияние солнечной радиации на производительность системы, температура окружающей среды устанавливается равной 25 °C и остается постоянной при моделировании с постоянной скоростью ветра 5 м/с. Анализ проводится на основе одного выбранного участка (г. Асуан, Египет) с умеренным солнечным облучением. Почасовые значения прямого нормального облучения в этом месте вычисляются с использованием уравнения, доступного в открытых литературных источниках [3, 4, 12, 15].

Силовая система ИСКЦ работает как обычная газовая турбина комбинированного цикла, когда солнечная энергия недоступна (вечерняя и облачная погода) или значение *DNI* ниже, чем у проектной точки. При наличии солнечной энергии на производительность системы ИСКЦ влияет эффективность теплового входа от солнечного поля.

На рис. 2–4 показаны результаты работы станции ИСКЦ в течение трех дней: со слабой солнечной радиацией (14 декабря), умеренно солнечной радиацией (16 марта), относительно высокой солнечной радиацией (11 июня). Из представленных рисунков следует, что система ИСКЦ может работать с солнечным теплом в течение примерно 12 ч 11 июня, и только около 8 ч 26 декабря и 10 ч 16 марта. Летом солнечная радиация выше, поэтому более эффективная солнечная энергия может быть собрана для нагрева теплоносителя. Это приводит к существенному увеличению выходной мощности системы. Зимой эффективное солнечное излучение низкое, поэтому может быть собрано меньше солнечного тепла, что приведет к существенному снижению выходной мощности сети. Следует отметить, что дополнительная солнечная энергия увеличивает мощность паровой турбины в системе ИСКЦ в сравнении с обычной традиционной системой ПГУ. Как видно на рисунках, от восхода до заката количество электрической энергии изменяется в зависимости от интенсивности солнечного излучения. Инкрементальная

солнечная термоэлектрическая эффективность, полученная в течение выбранных дней, колеблется в диапазоне 39,8 – 49,3 %.

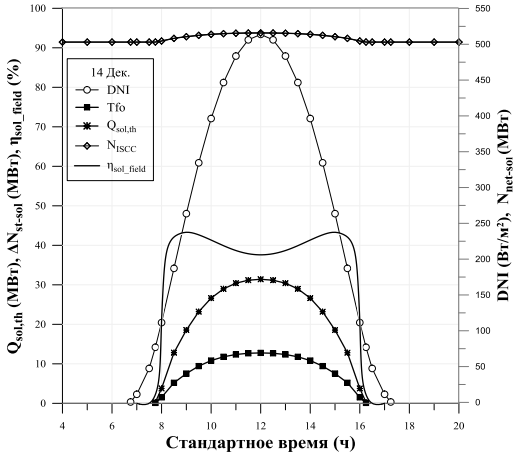


Рис. 2. Производительность ИСКЦ 14 декабря

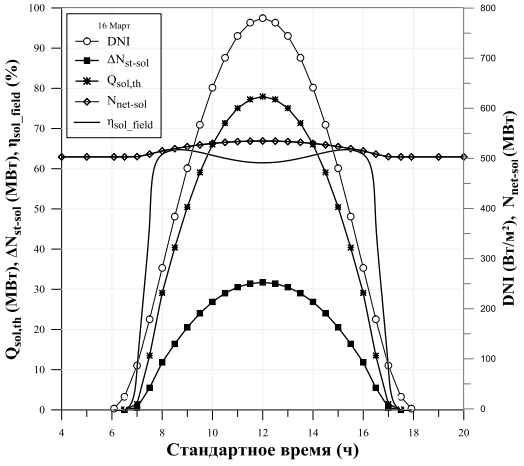


Рис. 3. Производительность ИСКЦ 16 марта

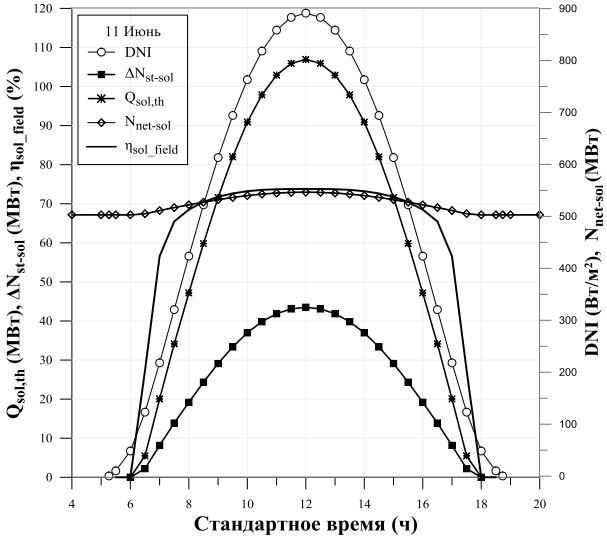


Рис. 4. Производительность ИСКЦ 11 июня

На рис. 5 показано часовое распределение солнечной фракции в течение выбранных дней, которое изменяется от восхода до заката в соответствии с флуктуацией солнечной радиации. Чистая электрическая солнечная фракция, как видно на рисунке, выше в полдень и летом. Она достигает предела 9,5 % в летние дни и 2,975 % –в зимние.

На рис. 6 показана инкрементная эффективность солнечного излучения для ИСКЦ в определенные дни. Она достигает 29,73 % летом и 17,5 % в зимние месяцы.

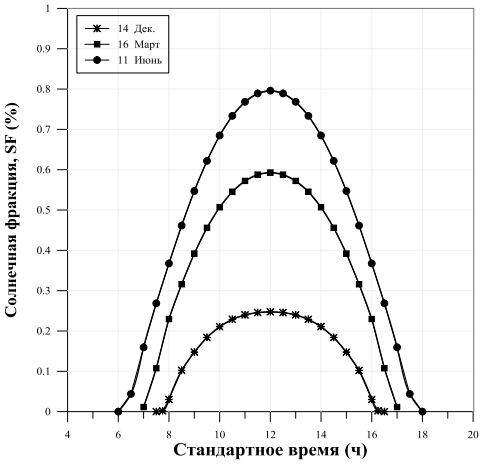


Рис. 5. Солнечная фракция в течение трех выбранных дней

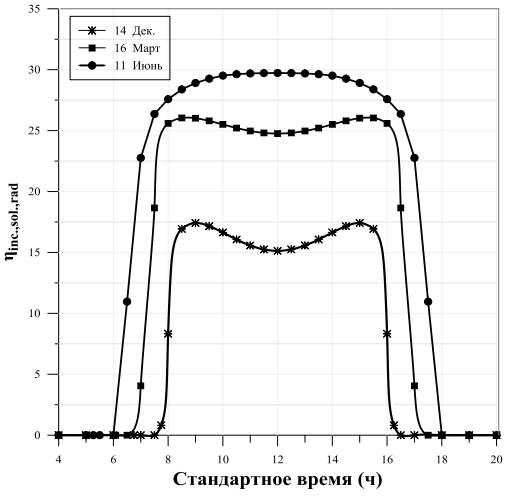


Рис. 6. Инкрементная эффективность солнечного излучения для ИСКЦ в течение трех выбранных дней

6. Результаты моделирования годовой производительности

Необходимо знать годовые результаты деятельности ИСКЦ для оценки реальных преимуществ системы. Моделирование за один год было проведено для оценки годовой производительности. В статье предполагается, что солнечное поле работает по 11 часов в день полезного солнечного света в течение всего года. Среднемесячная собранная солнечная тепловая энергия и среднесуточная собранная солнечная тепловая энергия представлены на рис. 7. Максимальная солнечная тепловая энергия, собранная солнечным полем, составляет 809,591 МВт·ч/день в июне, минимальная – 232,3823 МВт·ч/день в декабре.

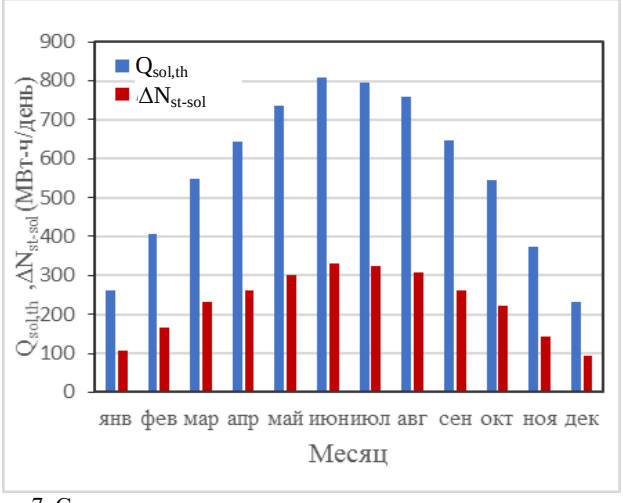


Рис. 7. Среднемесячная чистая генерируемая солнечная энергия и собранная солнечная тепловая энергия

На рис. 8 показано ежемесячное сокращение количества выбросов CO_2 ΔG_{CO_2} для электростанции ИСКЦ с ежемесячной солнечной долей солнечной электроэнергии. Минимальное сокращение количества выбросов CO_2 в декабре составляет 61,1 т/сут,

максимальное – 199,8 т/сут в июне. Ежегодная экономия эмиссии CO_2 составляет приблизительно 75 586,6 т по сравнению с эталонным ПГУ. Наибольшая доля солнечной энергии приходится на июнь (приблизительно 329,3599 МВт·ч /день), наименьшая – в декабре (приблизительно 94,45354 МВт·ч/день). Годовая доля солнечной энергии составляет около 83,77 ГВт·ч.

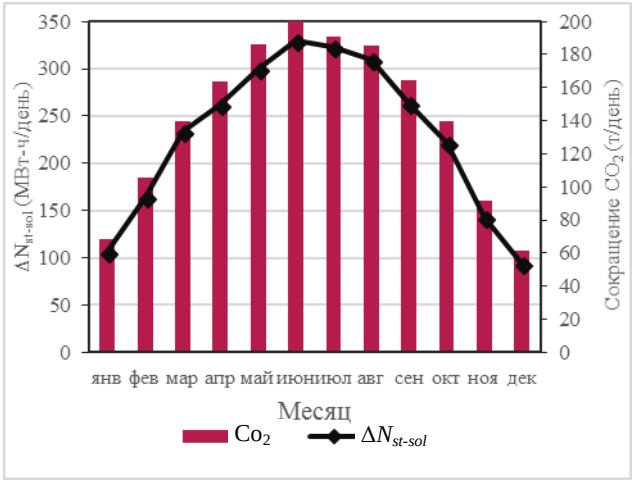


Рис. 8. Среднемесячная ΔN_{st-sol} и сокращение CO_2 по ИСКЦ

7. Выводы

Интегрированный солнечный комбинированный цикл предлагается с использованием технологии ПКК. Система ИСКЦ была термодинамически изучена в климатических условиях Египта. Генерируется часть пара высокого давления парогенератора рекуперации тепла параллельно соответствующему испарителю. ИСКЦ также сравнивается с базовой конфигурацией ПГУ. Сравнения производятся с точки зрения ежегодного производства энергии.

Модель была разработана и интегрирована для оценки поведения ИСКЦ в любых рабочих условиях с использованием программного обеспечения *Mathcad* и *water steam pro*. Показатели были рассчитаны для сайта Южного Египта в соответствии со стратегией солнечной диспетчеризации.

Чистая годовая солнечная тепловая энергия может быть произведена солнечным полем в количестве 205,84 ГВт·ч. Интеграция солнечной тепловой энергии приводит к среднему увеличению чистой выходной энергии системы на 83,77 ГВт·ч/год и сокращению количества выбросов CO_2 примерно на 75586,6 т с использованием одного и того же оборудования эталонного комбинированного цикла на природном газе.

Коэффициент чистой солнечной энергии может достигать 9,5% в летние дни, чистая эффективность использования солнечной энергии составляет 39,8–49,3% в год.

Литература

1. Yunus A. Çengel, Michael A. Boles, thermodynamics an Engineering Approach. Eighth Edition.

2. Global Energy Transformation. International Renewable Energy Agency (IRENA).http://www.irena.org//media/Files/IRENA/Agency/Publication/2018/Apr/IRENA_Report_GET_2018.pdf.

3. Duffie J.A, Beckman A. Solar Engineering of Thermal, 2nd Edition. 1991, John Wiley & Sons Inc.

4. Goswami D. Yogi. Principles of Solar Engineering, third edition. Taylor & Francis Group Llc-Books. 2015. № 978-1-4665-6379-7 (eBook - PDF). http://www.copyright.com.

5. Solar Thermal Electricity. Global Outlook, 2016.

6. Behar O., Kellaf A., Mohamedi K. Instantaneous performance of the first Integrated Solar Combined Cycle System in Algeria. Energy Procedia. 2011. № 6. P. 185–193.

7. Assessment of different configurations for combined parabolic-trough (PT) solar power and desalination plants in arid regions / P. Palenzuela, G. Zaragoza, D. Alarcón-Padilla, E. Guillén, M. Ibarra, J. Blanco // Energy. 2011. № 36. P. 4950–4958. http://dx.doi.org/10.1016/j.energy.2011.05.039.

8. Comparison of different solar plants based on parabolic trough technology / A. Giostri, M. Binotti, M. Astolfi, P. Silva, E. Macchi, G. Manzolini // Solar Energy. 2012. № 86. P. 1208–1221. http://dx.doi.org/10.1016/j.solener.2012.01.014.

9. Technical feasibility assessment of integrated solar combined cycle power plants in Ciudad Real (Spain) and Las Vegas (USA) / F.A. Torres, E.S. Ortega, A.S. Garcia, F.J.M. de-Pison-Ascacibar // XVI Congreso Internacional de Ingeniería de Proyectos, Valencia, 11–13 de julio de 2012.

10. J. Dersch, M. Geyer, U. Herrmann, S.A. Jones, B. Kelly, R. Kistner, W. Ortmanns, R. Pitz-Paal, H. Price, Trough integration into power plants – a study on the performance of integrated solar combined cycle systems, Energy 2004, № 29. P. 947–959. http://dx.doi.org/10.1016/S0360-5442(03)00199-3.

11. Ochkov V., Orlov K., Voloshchuk V. / Editor Rogalev N, Thermal Engineering Studies with Excel, Mathcad and Internet Springer, 2016.

12. Elmohlawy A.E., Ochkov V.F., Kazandzhan B.I. Modeling and Performance Prediction of Solar Parabolic Trough Collector for Hybrid Thermal Power Generation plant under Different Weather Conditions. AIP Conference Proceedings vol. 2047, 020002 (2018). https://doi.org/10.1063/1.5081635

13. Rovira A. et al. Analysis and comparison of Integrated Solar Combined Cycles using parabolic troughs and linear Fresnel reflectors as concentrating systems // Applied Energy. 2016. № 162. P. 990–1000.

14. Elmohlawy A.E., Ochkov V.F., Kazandzhan B.I. Study and analysis the performance of two integrated solar combined cycle // Energy Procedia. January 2019. V. 156. P.79–84. https://doi.org/10.1016/j.egypro.2018.11.096

15. Tiwari G.N., Arvind Tiwari, Shyam. Energy Systems in Electrical Engineering. Handbook of Solar Energy Theory. Analysis and Applications. http:// www.springer.com/series/13509.

Авторы публикации

Ашраф Эльсайед Абделалим Мостафа Эльмохлави- аспирант Национального Исследовательского Университета Московского энергетического института (МЭИ).

Валерий Федорович Очков –д–р. техн. наук, профессор, кафедры - Теоретических основ теплотехники (ТОТ) Национального Исследовательского Университета Московского энергетического института (МЭИ).

Борис Иванович Казанджан- д-р. техн. наук, профессор, кафедры - Теоретических основ теплотехники (ТОТ) Национального Исследовательского Университета Московского энергетического института (МЭИ).

References

1. Yunus A. Çengel, Michael A. Boles, thermodynamics an Engineering Approach. Eighth Edition.

2. Global Energy Transformation. International Renewable Energy Agency (IRENA).http://www.irena.org//media/Files/IRENA/Agency/Publication/2018/Apr/IRENA_Report_GET_2018.pdf.

3. Duffie J.A, Beckman A. Solar Engineering of Thermal, 2nd Edition. 1991, John Wiley & Sons Inc.

4. Goswami D. Yogi. Principles of Solar Engineering, third edition. Taylor & Francis Group Llc-Books. 2015. № 978-1-4665-6379-7 (eBook - PDF). http://www.copyright.com.

5. Solar Thermal Electricity. Global Outlook, 2016.

6. Behar O., Kellaf A., Mohamedi K. Instantaneous performance of the first Integrated Solar Combined Cycle System in Algeria // Energy Procedia. 2011. № 6. P. 185–193.

7. Assessment of different configurations for combined parabolic-trough (PT) solar power and desalination plants in arid regions / P. Palenzuela, G. Zaragoza, D. Alarcón-Padilla, E. Guillén, M. Ibarra, J. Blanco // Energy. 2011. № 36. P. 4950–4958. http://dx.doi.org/10.1016/j.energy.2011.05.039.

8. Comparison of different solar plants based on parabolic trough technology / A. Giostri, M. Binotti, M. Astolfi, P. Silva, E. Macchi, G. Manzolini // Solar Energy. 2012. № 86. P. 1208–1221. http://dx.doi.org/10.1016/j.solener.2012.01.014.

9. Technical feasibility assessment of integrated solar combined cycle power plants in Ciudad Real (Spain) and Las Vegas (USA) / F.A. Torres, E.S. Ortega, A.S. Garcia, F.J.M. de-Pison-Ascacibar // XVI Congreso Internacional de Ingeniería de Proyectos, Valencia, 11–13 de julio de 2012.

10. J. Dersch, M. Geyer, U. Herrmann, S.A. Jones, B. Kelly, R. Kistner, W. Ortmanns, R. Pitz-Paal, H. Price, Trough integration into power plants – a study on the performance of integrated solar combined cycle systems, Energy 2004, № 29. P. 947–959. http://dx.doi.org/10.1016/S0360-5442(03)00199-3.

11. Ochkov V., Orlov K., Voloshchuk V. / Editor Rogalev N, Thermal Engineering Studies with Excel, Mathcad and Internet Springer, 2016.

12. Elmohlawy A.E., Ochkov V.F., Kazandzhan B.I. Modeling and Performance Prediction of Solar Parabolic Trough Collector for Hybrid Thermal Power Generation plant under Different Weather Conditions. AIP Conference Proceedings vol. 2047, 020002 (2018). https://doi.org/10.1063/1.5081635

13. Rovira A. et al. Analysis and comparison of Integrated Solar Combined Cycles using parabolic troughs and linear Fresnel reflectors as concentrating systems // Applied Energy. 2016. № 162. P. 990–1000.

14. Elmohlawy A.E., Ochkov V.F., Kazandzhan B.I. Study and analysis the performance of two integrated solar combined cycle // Energy Procedia. January 2019. V. 156. P.79–84. https://doi.org/10.1016/j.egypro.2018.11.096

15. Tiwari G.N., Arvind Tiwari, Shyam. Energy Systems in Electrical Engineering. Handbook of Solar Energy Theory. Analysis and Applications. http:// www.springer.com/series/13509.

Authors of the publication

Ashraf Elsayed Abdelaleem Mostafa Elmohlawy- National Research University "MPEI", Moscow, Russia.

Valery F. Ochkov - National Research University "MPEI", Moscow, Russia.

Boris I. Kazandzhan - National Research University "MPEI", Moscow, Russia

Поступила в редакцию ***10 июня 2018 г.***

© А.Ю. Стогов, А.Н. Беляев

(cc) BY

УДК 621.313.322

ПОВЫШЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ АВТОНОМНОЙ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ НА ОСНОВЕ УПРАВЛЕНИЯ ПО ВЗАИМНЫМ ПАРАМЕТРАМ

А.Ю. Стогов, А.Н. Беляев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого (СПбПУ), г. Санкт-Петербург, Россия
andreybelyaev@yandex.ru

Резюме: *В работе проведено исследование координированного управления мощностью генерации и нагрузки для повышения уровня динамической устойчивости автономной электроэнергетической системы (ЭЭС) нефтедобывающего комплекса с преобладающей двигательной нагрузкой. Показано, что использование дополнительного управления позволяет повысить показатели динамической устойчивости более чем на 40%. Проведена совместная координация настроечных параметров устройств АРВ и АРЧМ синхронных машин. На основании анализа статической устойчивости подтверждено положительное влияние настроек АРВ на переходные процессы в послеаварийном режиме.*

Ключевые слова: *автономная энергосистема, динамическая устойчивость, газотурбинный агрегат, синхронный генератор, синхронный двигатель, асинхронный двигатель, автоматический регулятор возбуждения, автоматический регулятор частоты и мощности, система мониторинга переходных режимов, частотно-регулируемый привод*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-55-66.*

Для цитирования: *Стогов А.Ю., Беляев А.Н. Повышение динамической устойчивости автономной энергосистемы на основе управления по взаимным параметрам // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 55-66. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-55-66.*

IMPROVEMENT OF TRANSIENT STABILITY OF AUTONOMOUS POWER SYSTEM ON BASIS OF WIDE AREA CONTROL SYSTEM

A.Yu.Stogov, A.N.Belyaev

Peter the Great St.Petersburg Polytechnic University (SPbPU), St.Petersburg, Russia
andreybelyaev@yandex.ru

Abstract: *The coordinated generation and load control to increase transient stability level of oil-production enterprise autonomous power system with dominant motor load is studied in the paper. Mutual angle between voltage phasors at gas turbine plant bus and equivalent load node as well as slip difference of synchronous machines are used as input signals. It is shown that implementation of additional control allows to increase the level of transient stability by more than 40%. The combined coordination of power system stabilizer of synchronous generators and motors as well as gas turbine frequency control parameters is applied. The positive impact of power system stabilizer settings on post-accident conditions is proved by analysis of small signal stability.*

Keywords: autonomous power system, transient stability, gas turbine, synchronous generator, induction motor, automatic voltage regulator, power system stabilizer, automatic load-frequency control, wide area measurement system, variable frequency drive

For citation: *A.Yu. Stogov, A.N. Belyaev. Improvement of transient stability of autonomous power system on basis of wide area control system. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp.55-66. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-55-66.*

Введение

Возможность использования взаимных углов между векторами напряжений на шинах станций для целей вторичного регулирования была озвучена более полувека назад, но не получила распространения по причине отсутствия соответствующих технических средств. Первая передача вектора напряжения противоположного конца ЛЭП по телеканалам или его моделирование в СССР датируется 80-ми годами двадцатого века.

Появление и использование спутниковой системы *GPS* дало толчок в развитии идеи использования взаимного угла для нужд *WAMS* (от англ. *wide area measurement system* – глобальная система измерений) [1].

На сегодняшний день, технология *WAMS*/СМПР (система мониторинга переходных режимов) получила широкое распространение в энергетике многих стран мира [2]. Она активно внедряется в «большую» энергетику, вместе с тем обладает значительным потенциалом и в автономных энергосистемах нефтегазодобывающих комплексов, обладающих рядом специфических особенностей, таких как преобладание двигательной нагрузки, применение высокоманевренных газотурбинных и газопоршневых агрегатов, и, как следствие, характеризующихся низким уровнем динамической устойчивости [3, 4].

Работа насосных, компрессорных и других механизмов на месторождении происходит в условиях, не соответствующих оптимальным для работы асинхронного двигателя. Для погружных электроцентробежных насосов (ЭЦН) характерна высокая подача, приблизительно от 20 000 баррелей в сутки на глубине 1200 метров и до 5000 баррелей в сутки на глубине 3000 метров, причем этот показатель зависит от множества факторов. Однако существуют и ступени с низкой подачей (приблизительно 100 баррелей в сутки). Кроме того, любое изменение режима работы, а также требуемое повышение экономичности асинхронного двигателя требует сложного управления, а при таком большом ресурсе двигателя достичь оптимальных рабочих характеристик насоса, компрессора и прочих электродвигательных установок можно только с помощью частотного преобразователя.

Частотно-регулируемый привод (ЧРП) кроме своих неоспоримых плюсов характеризуется повышенным потреблением реактивной мощности, особенно в режимах, далеких от номинальных (включение двигателя или малая нагрузка). Любая силовая электроника является источником гармонических составляющих, ее применение может привести к появлению вибраций генерирующего оборудования ГТУ на частотах крутильных колебаний [5].

Целью работы является повышение динамической устойчивости автономной системы на основе координированного управления АРЧМ генераторов газотурбинной электростанции и ЧРП мощной синхронной нагрузки по взаимным параметрам.

При этом решаются следующие основные задачи:

– оценка влияния дополнительных каналов при управлении частотно-регулируемым приводом синхронного двигателя (СД) и АРЧМ синхронного генератора;

– разработка методики оптимизации дополнительных параметров на основании использования функции минимизации;

– повышение уровня статической устойчивости системы на основе применения метода сдвига собственных значений.

1. Моделирование автономной ЭЭС с преобладающей двигательной нагрузкой

В ходе работы была рассмотрена статическая и динамическая устойчивость автономной электроэнергетической системы (рис. 1), состоящей из газотурбинной электростанции, линии электропередачи и эквивалентного узла нагрузки [6].

Описание переходных процессов в синхронном генераторе (СГ) и двигателе выполнено на основании системы уравнений Парка-Горева в относительных единицах взаимного типа [7] без учета влияния быстропереходных процессов в статорных контурах. В качестве дополнительных в моделях АРВ и АРЧМ используются обратные связи по разности углов между векторами напряжения на линии.

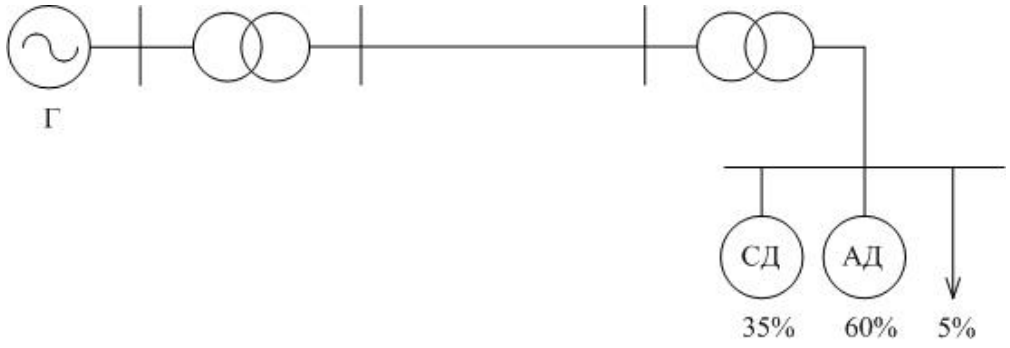


Рис. 1. Расчетная схема автономной электроэнергетической системы

Моделирование газотурбинного агрегата (ГТА) было произведено на основе упрощенной математической модели [6]. Одно из наиболее существенных отличий от классически применяемых аналогов – использование дополнительного канала по разнице углов векторов напряжения линии.

В данной работе используется модель двухклеточного асинхронного двигателя [8]. В целом его математическая модель аналогична модели синхронного двигателя, за исключением отсутствия уравнений обмотки возбуждения и автоматического регулятора возбуждения [6].

В большинстве случаев двигатели автономных энергосистем, за исключением маломощных, комплектуются средствами, облегчающими пуск. Для асинхронных двигателей – это переключение обмоток звезда/треугольник, использование пусковых реостатов и частотный пуск.

Для синхронных двигателей преимущественно применяют устройства плавного пуска, в основе которых лежит управление импульсами напряжения, подаваемыми на первичную обмотку двигателя.

В частотно-регулируемом приводе выделяют следующие основные части: диодный выпрямитель, автономный инвертор (АИН), систему управления и фильтр. Синусоидальное напряжение сети с помощью выпрямителя преобразуется в пульсирующее (шестипульсное), близкое к постоянному. Фильтр сглаживает указанные пульсации. Далее, посредством использования широтно-импульсной модуляции, из постоянного напряжения на входе АИН получаем двуполярный набор дискретных импульсов. Ширина импульсов моделируется по синусоидальному закону.

За счет изменения момента открытия *IBGT*-транзисторов, входящих в АИН, и длительности соответствующего воздействия можно добиться эффекта, при котором

модуль напряжения на входе частотного преобразователя и на выходе совпадут, в то время как их фазы будут отличаться.

В рамках данной работы будет оценена эффективность изменения фазы напряжения на зажимах двигателя во время аварии в зависимости от угла на линии. Влияние на фазу напряжения на зажимах синхронного двигателя будет производиться посредством использования двух апериодических звеньев первого порядка, включенных параллельно. Входными сигналами для них будут являться разность скольжений синхронного генератора и синхронного двигателя, а также разность фаз напряжения на линии.

2. Методика совместной оптимизации систем регулирования для повышения статической и динамической устойчивости

2.1. Повышение статической устойчивости на основе применения методов *D*-разбиения и сдвига собственных значений

Статическая устойчивость системы исследовалась на основе компьютерного моделирования в программном комплексе *Matlab* с помощью методов *D*-разбиения и сдвига собственных значений матрицы переменных состояния [9]. Метод *D*-разбиения позволяет выделять области устойчивости в координатах выбранных параметров. Варьирование исследуемых параметров системы приводит к движению корней характеристического полинома по комплексной плоскости. Суть метода сводится к поиску такого набора значений, при которых все вещественные корни, а также действительные части комплексных корней лежат в левой полуплоскости, что соответствует условию статической устойчивости системы.

Обычно метод направлен на поиск именно границы устойчивости. Для этого в характеристическом полиноме линеаризированной модели системы $D(p)=0$ оператор p заменяют на $j\omega$, тем самым получая уравнение $D(j\omega)=0$, считая вещественную часть корней равной нулю. Для каждого значения ω_k можно найти такое сочетание искомых параметров, которое обращает левую часть уравнения в нуль. Эти значения образуют точку, лежащую на границе устойчивости. Каждой точке границы соответствует определенное значение $j\omega_k$, являющееся корнем соответствующего характеристического уравнения.

В отличие от классической трактовки, в ходе данной работы использовался метод аналогичный описанному выше с той лишь разницей, что при варьировании исследуемых параметров на основании компьютерных расчетов строились не только границы устойчивости, но и линии равного затухания (рис. 2), соответствующие значению вещественной части самого правого из корней характеристического многочлена.

Как видно из рис. 2, введение управления по взаимным параметрам имеет значительный потенциал для увеличения статической устойчивости.

Метод сдвига собственных значений позволяет определять общую настройку регуляторов, обеспечивающую устойчивость системы в целом и приемлемое демпфирование колебаний.

В качестве основного метода рассматривался сдвиг правых корней вглубь отрицательной полуплоскости путем минимизации значения функции качества [10]. Данная процедура проводилась с использованием программного комплекса *Matlab* при помощи соответствующих функций минимизации, в частности *fmincon*.

В качестве функции оптимизации использовалась функция вида:

$$F = \sum_{\alpha_i \le \alpha_0} \left(\alpha_0 - \alpha_i\right)^2,$$

где α_0 – заданная величина показателя качества; α_i – вещественные части корней, взятые с обратным знаком.

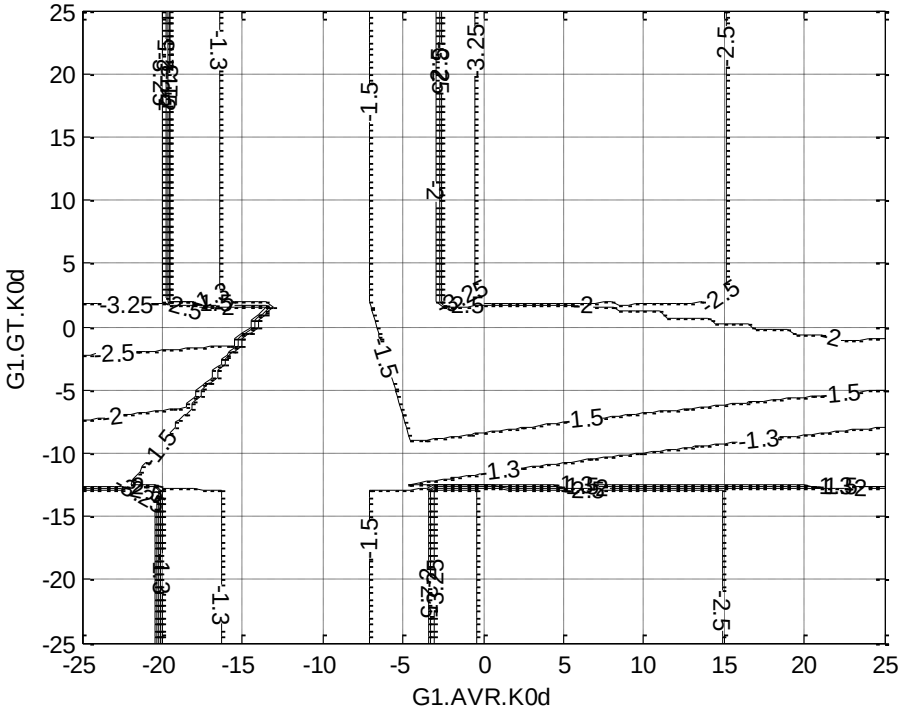


Рис. 2. Линии равного затухания в пространстве коэффициентов каналов
по отклонению угла в АРВ генератора и АРЧМ турбины

Величина α_0 отражает требования, предъявляемые к уровню демпфирования колебаний в системе. Если в процессе численного поиска удается обеспечить $\alpha_i \geq \alpha_0$ для всех корней, т.е. F=0, то координация настроек либо прекращается, либо продолжается в направлении достижения большего α_0 [9].

Функция качества должна удовлетворять двум обязательным условиям:

– зависеть от группы собственных чисел матрицы, определяющих демпферные свойства системы;

– должна быть достаточно гладкой, т.е. иметь непрерывные производные по варьируемым параметрам.

При заданном α_0 функция F зависит только от корней *1–4* (рис.3), лежащих правее пунктирной прямой. Данные корни называют доминирующими. Вклад каждого из доминирующих корней в функцию F тем больше, чем дальше от этой прямой он расположен. Вместе с тем, значение F определяется всей группой доминирующих корней. С этой точки зрения корни *5–6* не участвуют в формировании F до тех пор, пока при варьировании коэффициентов стабилизации они не пересекут пунктирную прямую.

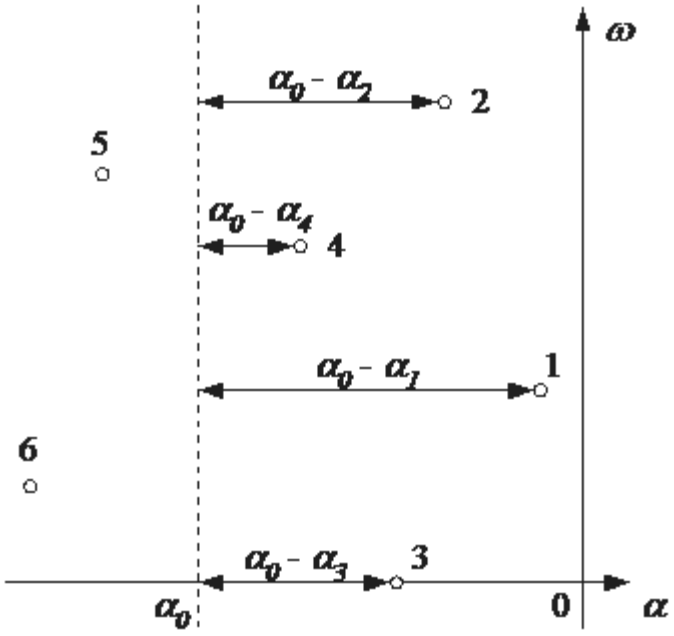


Рис. 3. Схема формирования функции качества

2.2. Повышение динамической устойчивости системы на основе расширенного правила площадей

Правило равновеликих площадей для синхронной машины, работающей на сеть, в классическом его понимании, описывается формулой

$$\int_{\delta_0}^{\delta_1}(M_{\text{т}}-M_{\text{е}})d\delta=\int_{\delta_m}^{\delta_1}(M_{\text{т}}-M_{\text{е}})d\delta\,,$$

где δ – угол нагрузки; δ_0 – угол в исходном установившемся режиме, при котором электрическая и механическая мощности машины имеют одинаковую величину; δ_1 – угол, соответствующий изменению знака разности электрической и механической мощностей машины; δ_m– максимальный угол, при котором перемещение ротора машины относительно магнитного поля прекращается; $M_{\text{Т}}$ – вращающий момент (момент турбины); M_e – тормозящий момент (электромагнитный момент).

Правило, описываемое приведенным выше выражением, означает, что после внезапного изменения нагрузки синхронной машины система останется устойчивой, если площадь кривой динамической характеристики, соответствующая работе сил торможения, по меньшей мере, равна площади работы сил ускорения. Если площадь, соответствующая работе сил торможения, меньше площади работы сил ускорения, то машина выпадет из синхронизма.

Дифференциальное уравнение движения для системы двух совместно работающих машин ограниченной мощности принципиально не отличается от уравнения, описывающего работу машины на сеть:

$$T_J\frac{d^2\delta}{dt^2}=P_m-P_e\,.$$

Результирующее значение

$$T_J = \frac{T_{J_Г} \cdot T_{J_СД}}{T_{J_Г} + T_{J_СД}}.$$

Результирующая эквивалентная электрическая мощность

$$P_e = \frac{P_{e_Г} T_{J_СД} - P_{e_СД} T_{J_Г}}{T_{J_Г} + T_{J_СД}}.$$

Результирующая эквивалентная механическая мощность (на валу)

$$P_m = \frac{P_{m_Г} T_{J_СД} - P_{m_СД} T_{J_Г}}{T_{J_Г} + T_{J_СД}}.$$

Это означает, что небаланс моментов пропорционален второй производной угла, – как следствие, систему можно считать устойчивой при приложении конечного возмущения, если выполняется следующее равенство:

$$\int_{\delta_0}^{\delta_1} \frac{d^2\delta}{dt^2} d\delta = \int_{\delta_m}^{\delta_1} \frac{d^2\delta}{dt^2} d\delta.$$

Иными словами, должно выполняться равенство, в левой части которого находится величина, соответствующая площадке ускорения, а в правой – площадке торможения. Построение кривых в координатах $\frac{d^2\delta}{dt^2}$ и δ производилось в программных пакетах *Dymola* и *Matlab*. Критерием оптимизации параметров систем регулирования АРЧМ ГТА, ЧРП СД и АРВ СГ и СД с точки зрения динамической устойчивости была выбрана минимизация величины площадки ускорения. Данный выбор был обусловлен относительной простотой определения указанной величины.

На рис. 4 показана зависимость взаимного ускорения роторов синхронных машин от взаимного угла, полученная из кривых переходных процессов до введения дополнительного управления (синий цвет) и после (красный цвет).

Как видно из рис. 4, при введении дополнительного управления значительно изменяется наклон зависимости на участке, соответствующем протеканию короткого замыкания – уменьшается взаимное ускорение роторов синхронных машин во время короткого замыкания, что приводит к уменьшению площадки ускорения. За счет этого достигается возможность увеличения предельного времени отключения короткого замыкания.

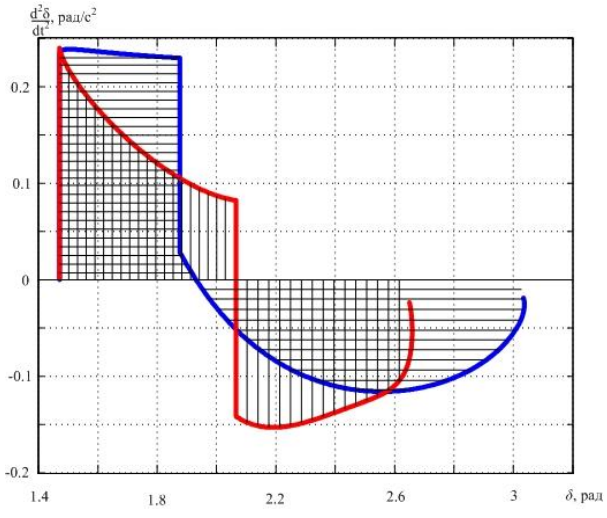


Рис. 4. Зависимость взаимного ускорения роторов синхронных машин от взаимного угла

Рис. 5 наглядно показывает существенное снижение разности моментов на валах генератора и синхронного двигателя в аварийном и послеаварийном режимах вследствие внедрения дополнительного управления по взаимным параметрам.

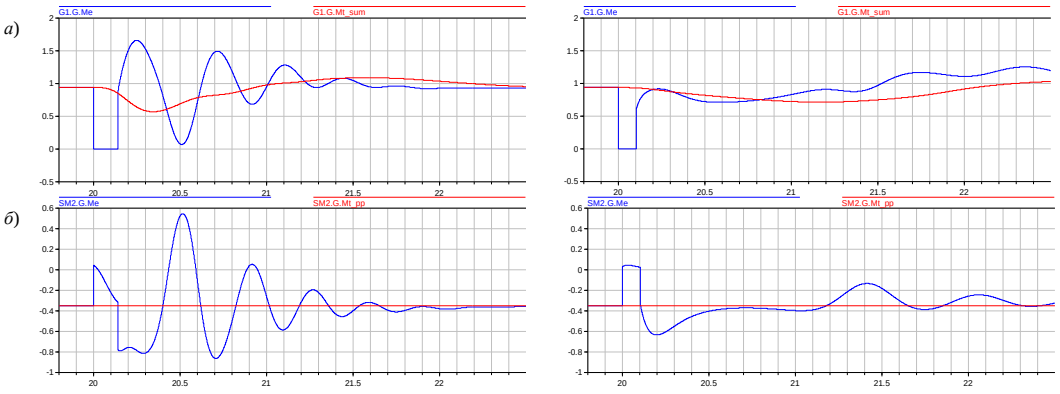


Рис. 5. Кривые зависимостей моментов генератора *(а)* и синхронного двигателя (*б*) до и после введения дополнительного управления по взаимному углу

Поскольку оптимальные с точки зрения статической устойчивости настройки регуляторов не всегда соответствуют динамически устойчивой системе или могут соответствовать достаточно низким предельным временам отключения короткого замыкания в системе, было принято решение об использовании функции качества, совмещающей в себе оценку отклонения крайних правых корней относительно заданного показателя качества α_0 и аналогичную оценку отклонения величины площадки ускорения от некоего заданного значения. Общий смысл данной функции описывается следующим выражением:

$$F = \sum_{\alpha_i \le \alpha_0} \left(\alpha_0 - \alpha_i\right)^2 + k \bullet A_{\text{уск}},$$

где $A_{\text{уск}}$ – величина площадки ускорения, k – весовой коэффициент, величина которого подбиралась эмпирическим путем. В рамках данной работы рассматривалось два варианта соотношений: примерное равенство первого и второго слагаемого, то есть одинаковый вклад показателей статической и динамической устойчивости в функцию качества, и случай, когда второе слагаемое формулы превосходило первое минимум на порядок. В этом случае основной акцент делался на динамическую устойчивость системы.

3. Результаты совместной координации систем регулирования по взаимным параметрам

В качестве основного критерия для оценки динамической устойчивости электроэнергетической системы в рамках данной работы рассмотрено предельное время отключения трехфазного короткого замыкания на шинах станции. Данный вид аварийного возмущения был выбран по причине его наибольшей тяжести с точки зрения сохранения динамической устойчивости системы.

С помощью языка моделирования динамических систем *Modelica* было выполнено моделирование и анализ переходных процессов при конечных возмущениях, а также оценены предельные времена отключения коротких замыканий в автономной ЭЭС с преобладающей двигательной нагрузкой. Методика минимизации площади ускорения позволила выбрать следующие параметры: коэффициент канала по отклонению угла на линии АРВ генератора $K_{\delta_\text{АРВ}_\Gamma}$ =1, коэффициент в канале по отклонению угла на линии регулятора мощности турбины $K_{\delta_\Gamma\text{Т}}$ =-1, постоянная времени звена, моделирующего систему подачи топлива T_f = 0,1 с.

Данные настройки, как это показано в таблице ниже, позволили при неизменном уровне апериодической устойчивости улучшить колебательную устойчивость в 1,6039/0,86576≈1,85 раза.

Таблица

Увеличение статической устойчивости при внедрении регулирования по взаимным параметрам

Система без регулирования	При дополнительном управлении
-10.0000	-10.0000
-6.5935 ± 4.8650i	-9.3328 ± 4.6657i
-3.3565 ±13.6942i	-9.2931 ± 1.1143i
-3.3333	-4.1303
-2.5887 ± 1.0476i	-3.4561 ±20.2978i
-2.5831	-3.3333
-1.0000	-2.9931 ± 1.2174i
-0.8607 ± 2.0855i	-2.4161 ± 2.5531i
-0.3572	-1.6039 ± 0.2347i
	-1.0000
	-0.3925

Для улучшения уровня напряжения в послеаварийном переходном процессе дополнительно было введено управление по первой производной напряжения и определены коэффициенты по отклонению напряжения в синхронном генераторе и двигателе: $K_{1u_АРВ_Г}$ =-1; $K_{1u_АРВ_СД}$ =-2; $K_{0u_АРВ_Г}$ =-10; $K_{0u_АРВ_СД}$ =-20.

Предельное время отключения короткого замыкания в системе без дополнительного управления по взаимным параметрам составило 0,1047 с. Дальнейшее увеличение длительности КЗ приводит к потере устойчивости системы.

Управление частотно-регулируемым приводом, которым оснащен синхронный двигатель, осуществляется с использованием входных сигналов разности скольжений синхронных машин и разности фаз векторов напряжения на линии. Данное мероприятие реализовано посредством внедрения апериодических звеньев, сигнал на выходе которых подается в канал управления фазой напряжения.

При этом облегчается переходный процесс, причем влияние осуществляется не только на двигатель, но и, после отключения шунта КЗ, на генератор. Это позволяет увеличить уровень динамической устойчивости системы в 0,1488/0,1047≈1,42 раза.

Также следует отметить, как это видно из рис.6, угол между векторами напряжения на линии в момент аварии меняется скачком, что позволяет выдавать более эффективное управляющее воздействие.

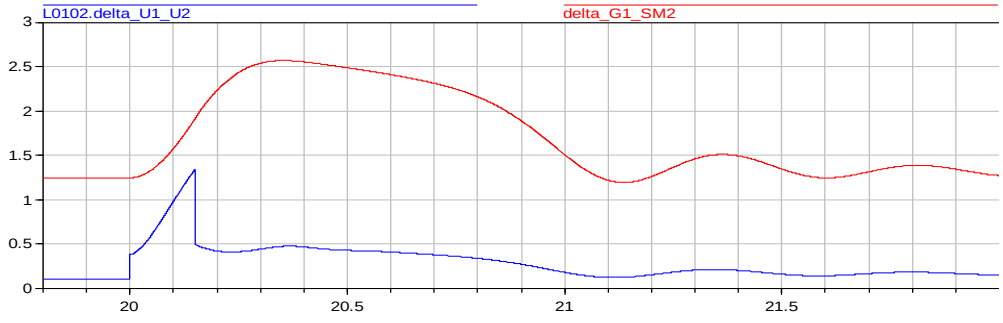
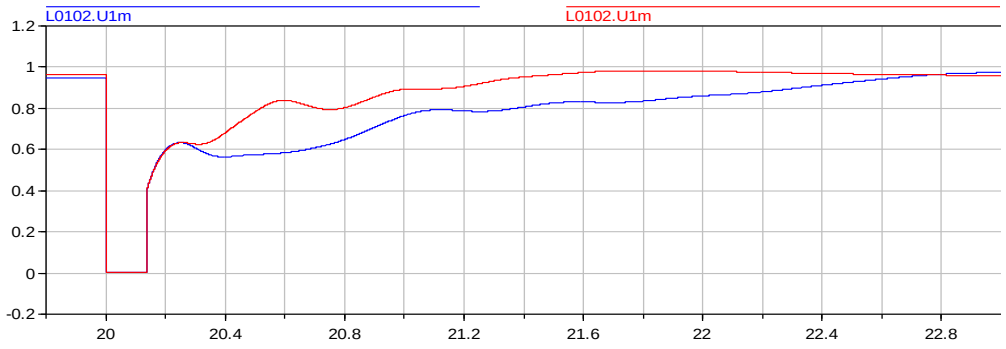
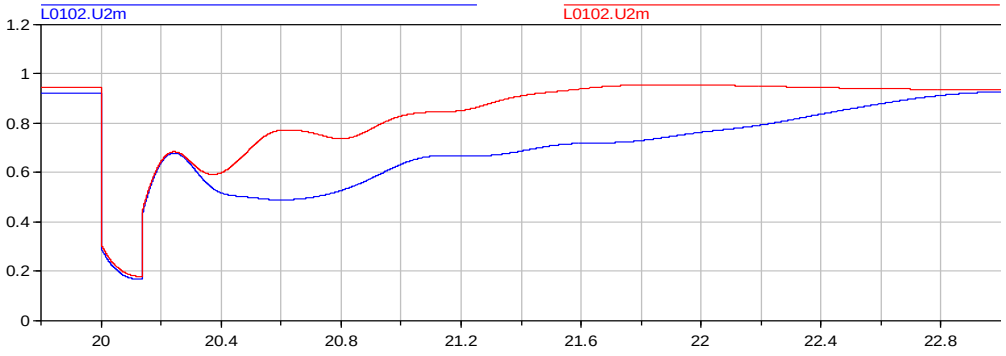


Рис. 6. Кривые взаимных углов между векторами напряжения на линии (синий) и между роторами синхронного генератора и двигателя (красный)

На рис. 7 показаны графики изменения напряжений в двух характерных точках энергосистемы: на шинах газотурбинной электростанции и эквивалентного узла нагрузки.



а)



б)

Рис. 7. Кривые напряжений до введения дополнительного управления по напряжению (синего цвета) и после (красного) на шинах станции (*а*) и нагрузки (*б*)

Синие графики соответствуют предельному времени отключения короткого замыкания в системе при стандартных коэффициентах каналов по отклонению напряжения в АРВ синхронных машин. Красные графики показывают улучшение уровня напряжения в послеаварийном переходном процессе при увеличении коэффициентов в каналах по отклонению напряжения и его производной.

Выводы

1. В качестве мероприятия по повышению динамической устойчивости на основе методов компьютерного моделирования обосновано совместное координированное управление АРЧМ и ЧРП. Изменение фазы напряжения на зажимах двигателей в ходе вызванного КЗ переходного процесса, совместно с регулированием мощности турбины генератора, позволило увеличить предельную длительность короткого замыкания практически на 50 %.

2. Комплексная оценка статической и динамической устойчивости позволила увеличить также и колебательную устойчивость системы в 1,85 раза.

3. Разработана методика совместной оптимизации показателей статической и динамической устойчивости.

Литература

1. Андреюк В.А. Использование абсолютного угла для управления переходными режимами энергосистемы // Известия НИИ постоянного тока. 2011. № 65. С. 27–42.

2. Terzija V., Valverde G, Cai D., Regulski P., Madani V., Fitch J., Skok S., Begovic M.M., Phadke A. Wide-Area Monitoring, Protection, and Control of Future Electric Power Network // Proceedings of the IEEE. 2011. Vol. 99, No 1. P. 80–93. DOI 10.1109/JPROC.2010.2060450.

3. Куликов Ю.А. Технология векторной регистрации параметров и ее применение для управления режимами ЕЭС России // Электро. 2011. №2. С. 2–5.

4. Беляев А.Н. Повышение динамической устойчивости автономных энергосистем нефтегазодобывающих комплексов на основе электрического торможения // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2008. №4(63): Основной выпуск. С. 163–169.

5. Беляев А.Н., Смоловик С.В. Подавление слабодемпфированных крутильных колебаний в автономных энергосистемах // Электрические станции. 2017. № 12. С. 26–33.

6. Стогов А.Ю., Беляев А.Н.. Повышение динамической устойчивости автономных энергосистем на основе данных мониторинга переходных режимов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2015. №1(214). С. 48–58.

7. Anderson P.M., Agarwal B.L., Van Ness J.E.. Subsynchronous Resonance in Power Systems, IEEE Press, New York, 1990. 270 pp.

8. Беляев А.Н., Смирнов А.А., Смоловик С.В.. Исследование пусковых режимов асинхронных двигателей для оптимизации работы нефтеперекачивающих станций с газопоршневыми агрегатами соизмеримой мощности // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2011. №1(117). С. 80–88.

9. Устинов С.М. Метод численного поиска настроек регуляторов для обеспечения устойчивости больших энергообъединений // Известия академии наук. Энергетика. 2015. №2. С. 49–56.

10. 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.

Авторы публикации

Стогов Алексей Юрьевич – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого (СПбПУ).

Беляев Андрей Николаевич – д–р техн. наук, профессор кафедры «Электрические системы и сети» Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого (СПбПУ).

References

1. Andreyuk V.A. Ispolzovaniye absolutnogo ugla dlya upravleniya perekhodnymi rezhimami energosistemy [Application of absolute angle for voltage and frequency control in power system transients] // Izvestiya NII postoyannogo toka [Transactions of High Voltage Direct Current Power Transmission Research Institute]. 2011. № 65. pp. 27–42. (rus)

2. Terzija V., Valverde G, Cai D., Regulski P., Madani V., Fitch J., Skok S., Begovic M.M., Phadke A. Wide-Area Monitoring, Protection, and Control of Future Electric Power Network // Proceedings of the IEEE. 2011. Vol. 99. No 1. P. 80–93. DOI 10.1109/JPROC.2010.2060450.

3. Kulikov Yu.A. Tekhnologiya vektornoy registracii parametrov i yeyo primeneniye dlya upravleniya rezhimami EES Rossii [The technology of vector data registration and using it to control of Russian power system modes] // Elektro. 2011. № 2. P. 2–5. (rus).

4. Belyaev A.N. Povysheniye dinamicheskoy ustoychivosti avtonomnykh energosistem neftegazodobyvayushchikh kompleksov na osnove elektricheskogo tormozheniya [Transient stability improvement of oil and gas production enterprises by application of electrical braking devices] // Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU [St-Petersburg State Polytechnical University Journal]. 2008. № 4(63): Osnovnoy vypusk. P. 163–169. (rus).

5. Belyaev A.N., Smolovik S.V. Podavleniye slabodempfirovannykh krutilnykh kolebaniy v avtonomnykh energosistemakh. [Reduction of weakly-damped thrash in autonomous power systems] // Elektricheskiye stancii [Electrical stations]. № 12. 2017. P. 26–33. (rus).

6. Stogov A.Yu., BelyaevA.N. Povysheniye dinamicheskoy ustoychivosti avtonomnykh energosistem na osnove dannykh monitoringa perekhodnykh rezhimov [Improvement of transient stability of autonomous power systems by using of wide area measurement system data] // Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU [St-Petersburg State Polytechnical University Journal]. 2015. № 1(214). P. 48–58. (rus).

7. Anderson P.M., Agarwal B.L., Van Ness J.E.. Subsynchronous Resonance in Power Systems, IEEE Press, New York, 1990. 270 pp.

8. Belyaev A.N., Smirnov A.A., Smolovik S.V. Issledovaniye puskovykh rezhimov asinkhronnykh dvigateley dlya optimizacii raboty nefteperekacivauschikh stanciy s gazoporshnevymi agregatami soizmerimoy moschnosti [Research of starting modes of asynchronous motors to work optimization of oil-gas stations with equivalent units] // Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye [St-Petersburg State Polytechnical University Journal]. 2011. № 1(117). P. 80–88. (rus).

9. Ustinov S.M. Metod chislennogo poiska nastroek regulyatorov dlya obespeceniya ustoychivosti bolshikh energoobedineniy [Method of numerical search of regulators' settings to large power associations stability procuring] // Izvestiya akademii nauk. Energetika [Academy of Sciences journal]. 2015. № 2. P. 49–56.

10. Gruzdev I.A., Maslennikov V.A., Ustinov S.M. Razrabotka metodov i programmnogo obespeceniya dlya analiza staticheskoy ustoichivosti i dempfernykh svoistv bolshikh energosistem [Design of methodes and soft for small signal stability and damping quality of large power systems analysis]. // Metody i programmnoe obespechenie dlya raschetov kolebatelnoy ustoychivosti sistemy [Methodes and soft for oscillatory stability of power systems calculating]. SPb, 1992. P. 66–88. (rus).

Authors of the publication

Aleksey Yu. Stogov -. Peter the Great St.Petersburg Polytechnic University (SPbPU), St.Petersburg, Russia.

Andrey N. Belyaev - Peter the Great St.Petersburg Polytechnic University (SPbPU), St.Petersburg, Russia.

Поступила в редакцию ***19 августа 2018 г.***

© Р.У. Галеева, А.В. Назаров, А.А. Хасаншин

(cc) BY

УДК 621.311

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СВЯЗЕЙ МЕЖДУ ПРОВОДАМИ ДВУХЦЕПНОЙ ВОЗДУШНОЙ ЛИНИИ И ПОВЕРХНОСТЬЮ ЗЕМЛИ НА ПЕРЕХОДНЫЕ РЕЖИМЫ

Р.У. Галеева, А.В. Назаров, А.А. Хасаншин

Казанский государственный энергетический университет, г. Казань, Россия

Резюме: *Представлен метод расчета начального значения периодической слагающей тока короткого замыкания двухцепной воздушной линии электропередачи с использованием многофазных схем замещения. Метод учитывает электромагнитные связи между проводами двухцепной воздушной линии и поверхностью земли на переходные режимы. Расчетная модель позволит учесть влияние внутренних свойств двухцепной воздушной линии при расчетах токов трехфазного короткого замыкания на стадии проектирования, что значительно повысит точность выбора уставок релейной защиты и автоматики линий. Модель протестирована в программном комплексе Matlab Simulink.*

Ключевые слова: *двухцепная воздушная линия, трехфазное короткое замыкание, начальный ток короткого замыкания, метод фазных координат, многопроводная схема замещения, матрица сопротивлений, программный комплекс Matlab Simulink.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-67-76.*

Для цитирования: *Галеева Р.У., Назаров А.В., Хасаншин А.А. Влияние электромагнитных связей между проводами двухцепной воздушной линии и поверхностью земли на переходные режимы // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 67-76. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-67-76.*

THE EFFECT OF ELECTROMAGNETIC COUPLING BETWEEN WIRES DOUBLE-CIRCUIT OVERHEAD LINE AND THE GROUND ON TRANSIENTS

R.U. Galeeva, A.V. Nazarov, A.A. Khasanshin

Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia

Abstract. *A method is proposed for calculating the initial value of the periodic term of the short-circuit strength of a dual-circuit overhead transmission line using multiphase replacement circuits. The method takes into account the electromagnetic connections between the wires of the dual-circuit overhead line and the ground to transient modes. The calculation model will allow to take into account the influence of the internal properties of the dual-circuit overhead line when calculating the three-phase short-circuit currents at the design stage, which will significantly improve the accuracy of the choice of relay protection settings and line automation. The model was tested in Matlab Simulink.*

Key words: *double-circuit overhead line, three-phase short circuit, initial short-circuit current, phase coordinate method, multi-wire replacement circuit, resistance matrix, Matlab Simulink software package.*

For citation: *R.U. Galeeva, A.V. Nazarov, A.A. Khasanshin. The effect of electromagnetic coupling between wires double-circuit overhead line and the ground on transients. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp. 67-76. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-67-76.*

Параметры электроэнергетической системы (ЭЭС), подвергаясь внешним и внутренним возмущениям, постоянно изменяются. Изменение параметров режима зависит от внешних факторов: вида, величины и скорости возмущения; места его возникновения и характера проявления и внутренних факторов: схемы, параметров элементов ЭЭС и регулирующих устройств. Для обеспечения надежности электроснабжения потребителей электропитание осуществляется от двух независимых источников питания. При этом электропередача производится по двухцепным воздушным линиям (ДВЛ), которые выполняются на одной несущей опоре.

Расчет токов трехфазного короткого замыкания (ТКЗ) является одной из основных задач, решаемых в процессе управления ЭЭС. Наличие информации о влиянии внутренних факторов (собственных свойств элементов сети) на чувствительность ЭЭС к внешним возмущениям позволит улучшить свойства ЭЭС при ее проектировании и эксплуатации.

К настоящему времени достаточно хорошо разработаны методы расчета аварийных режимов в условиях синусоидальности и симметричности параметров сети и режима. Так, в частности, построен метод симметричных составляющих (МСС). При расчете режимов линий электропередачи (ЛЭП) высокого напряжения используют упрощенные однолинейные схемы замещения (ОСЗ) Т- и П-образные с сосредоточенными параметрами без учета геометрии сети. Учет внутренних свойств ЛЭП, приводящей к появлению принципиальной несимметрии трехфазной воздушной линии (ВЛ), позволит повысить точность конечного результата расчета аварийного режима. Для учета влияния собственных свойств сети применяют метод фазных координат (МФК) [1–3]. Фазные координаты также применяются для моделирования несинусоидальных и несимметричных режимов [4–8], моделирования аварийных режимов и различных элементов ЭЭС [9–13]. На практике этот метод сталкивается с рядом трудностей, особенно для ДВЛ небольшой протяженности без транспозиции проводов (до 20–25 км), которые препятствуют его широкому распространению. Таким образом, проблема расчета параметров аварийного режима нетранспонированных ДВЛ при несимметричности ее геометрии является актуальной.

Данная статья является продолжением работы [14] и посвящена совершенствованию метода расчета токов ТКЗ в ДВЛ при фазной несимметрии ее конструктивных параметров, что особенно важно при выборе уставок срабатывания токовой отсечки линий.

Новизна работы заключается в создании математической модели ДВЛ, учитывающей электромагнитные связи между конструктивными элементами линии, на базе многопроводной схемы замещения (МСЗ) при исследовании переходного процесса ТКЗ. В качестве тестируемой модели была рассмотрена сеть с ДВЛ, выполненная проводом марки АС-300/39 с параметрами: активное сопротивление провода $R_{\text{пр}}$ = 0,0958 Ом/км; радиус провода $R_{\text{пр}}$ = 12 мм; эквивалентный радиус провода $R_{эк}$ =11,4 мм; напряжение 220 кВ; длина между подстанциями (ПС) 500кВ «Киндери» и ПС 220кВ «Центральная» L=25,80км, опоры типа П220-2 (рис. 1).

В качестве расчетного эксперимента принят аварийный режим трехфазного КЗ на шинах приемной ПС «Центральная», с последующим моделированием в программном комплексе *Matlab Simulink*. Проведен анализ полученных экспериментальных и расчетных результатов.

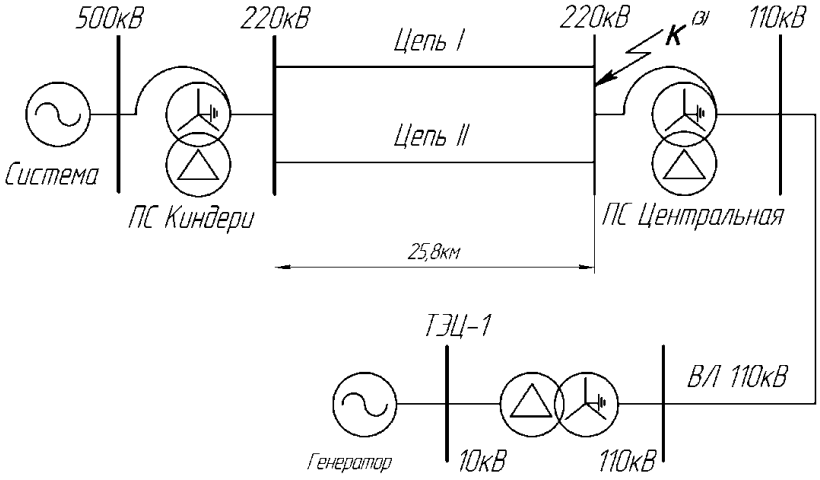


Рис.1. Расчетная принципиальная схема электрической сети

Для формирования матричного уравнения состояния аварийного режима ДВЛ использовалось табличное представление полной МСЗ на основе матрицы расстояний между проводами различных фаз, матрицы взаимных и собственных сопротивлений [5], а также матрицы взаимных и собственных ёмкостей.

Для вычисления начального периодического ТКЗ были созданы три расчетные модели: 1) однолинейная схема замещения, сформированная в виде продольных и поперечных частей ДВЛ; 2) однолинейная схема замещения, сформированная в виде продольных частей ДВЛ с учетом взаимоиндукция проводников; 3) МСЗ с продольной и поперечной частями ДВЛ, сформированная в виде квадратной матрицы с учетом емкостных связей между проводами и тросом. Расчётная часть по влиянию взаимоиндукции соседних фаз на величины токов КЗ была достаточно полно описана в работе [14].

Полное сопротивление $Z_Л$ и емкостная проводимость $b_Л$ линии с достаточной для практики точностью определено как:

$$Z_L = (R_{пр} + j0{,}145 \lg \frac{D_{ср}}{R_{эк}})L; \quad (1)$$

$$b_L = b_0 L = (\frac{7{,}58 \cdot 10^{-6}}{\lg \frac{D_{ср}}{R_{gh}}})L; \quad (2)$$

где $R_{пр}$ – удельное активное сопротивление провода; $R_{эк}$ – эквивалентный радиус провода; $R_{пр}$ - радиус провода; $D_{ср}$ – междуфазное среднегеометрическое расстояние одной цепи.

Сопротивление взаимоиндукции для варианта 2 определено аналогично (1), где среднее геометрическое расстояние между цепями I и II ДВЛ $D_{ср} = D_{I\text{-}II}$ и определено по выражению

$$D_{ср} = \sqrt[15]{d(AB) \cdot d(BC) \cdot d(AC) \cdots d(ab) \cdot d(bc) \cdot d(ac)}; \quad (3)$$

где *A, B, C, a, d, c* – условное обозначение фаз I цепи ДВЛ; фаз II цепи ДВЛ соответственно.

Расчетные схемы замещения для рассматриваемых вариантов 1 и 2 показаны на рис. 2 и 3; с учётом ёмкостных токов – на рис. 4.

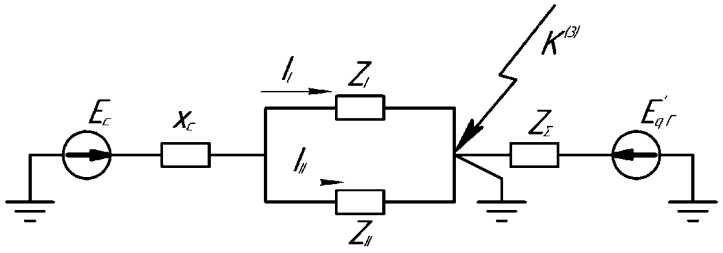


Рис.2. Расчетная схема замещения ДВЛ без учета взаимоиндукции проводников фаз

Ток КЗ без учета ёмкостных токов $I_к$ в соответствии с расчетной схемой замещения (рис. 2) определен методом симметричных составляющих по выражению

$$I_к = \frac{U_ф}{Z}; \qquad (4)$$

Емкостной ток, генерируемый ВЛ, определен по выражению

$$I_C = \frac{U_ф \cdot b_л}{2}, \qquad (5)$$

тогда ток КЗ с учётом ёмкостных токов в соответствии с расчетной схемой замещения (рис. 5) составит

$$I_{kC} = I_k - I_C. \qquad (6)$$

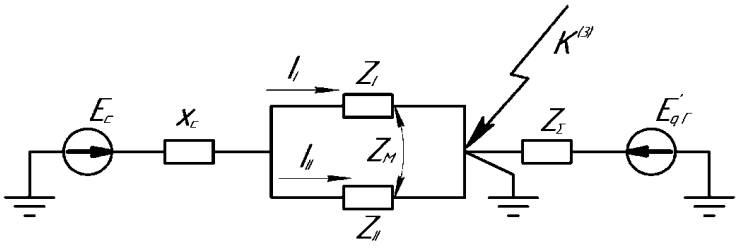


Рис.3. Расчетная схема замещения ДВЛ с учетом взаимоиндукции проводников фаз

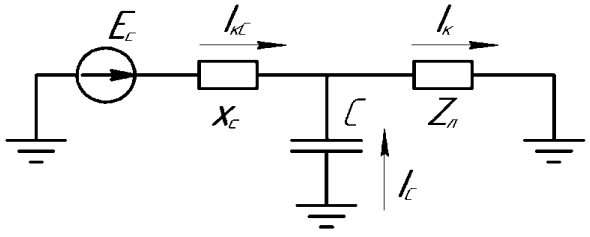


Рис.4. Схема для расчета ёмкостной составляющей тока КЗ ДВЛ

Результаты расчетов для двух вариантов расчетных схем представлены в табл. 1.

Таблица 1

Результаты расчетов тока КЗ ДВЛ по двум вариантам расчетных схем

Номер варианта, расчетная схема замещения	$D_{ср}$, м	Z, Ом	$b_л$, См	I_C, А	$I_к$, А	$I_{кС}$, А
1. ОСЗ	9,18	2,47+ *j*10.87	0,0000679	4,314	11394,6	11390,32
2. ОСЗ с учетом поперечной составляющей ДВЛ	10,695	2,47+ *j*11.12	0,0000664	4,217	11150,6	11146,42

Для реализации модели сети, учитывающей несимметрию свойств цепей ДВЛ, составлена МСЗ на базе матрицы *Z*, состоящая из собственных $Z_{i,i}$ и взаимных $Z_{i,j}$ фазных сопротивлений; собственных и взаимных ёмкостных проводимостей $b_{ci,i}$ и $b_{ci,j}$ в соответствии с рис. 5. На главной диагонали матрицы сопротивлений *Z* располагаются собственные активно-индуктивные сопротивления фаз, рассчитанные по выражению (7), недиагональные элементы представляют сопротивления взаимоиндукции проводов ДВЛ, рассчитанные по выражению (8):

$$Z_L = (R_{\text{пр}} + R_з + j0{,}145\lg\frac{D_з}{R_{\text{эк}}})L; \tag{7}$$

$$Z_M = (R_З + j0{,}145\lg\frac{D_З}{d})L, \tag{8}$$

где $D_З$ = 1000 м – глубина залегания фиктивного обратного провода при *f*= 50 Гц; $R_З$ = 0,05 Ом/км – удельное сопротивление земли; *d*–расстояние между двумя линиями «провод-земля».

Фазные токи определены решением матричного уравнения состояния аварийного режима ДВЛ по МСЗ в *Z*-форме без учета ёмкостных токов в виде

$$|I| = |Z|^{-1}|E|; \tag{9}$$

где *E* – матрица трехфазной системы напряжений источников питания; *Z* – матрица полных сопротивлений фаз ДВЛ с учетом взаимовлияния от расположения цепей на опорах ЛЭП и грозозащитного троса.

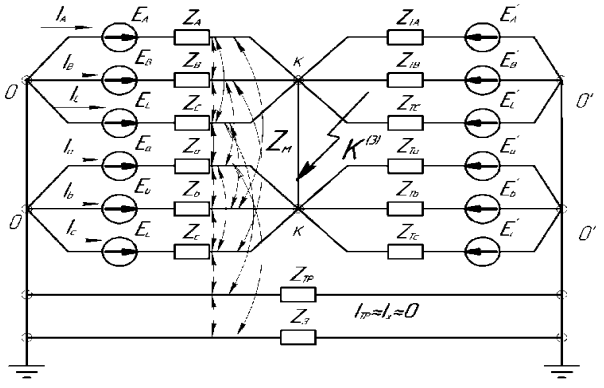


Рис.5. Продольная часть МСЗ ДВЛ в Z-форме с взаимными индуктивными связями фаз и троса

Частичные емкости находятся из потенциальных коэффициентов первой группы формул Максвелла

$$\begin{cases} U_1 = \alpha_{11}\tau_1 + \alpha_{12}\tau_2 + \ldots + \alpha_{16}\tau_6 \\ \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ U_6 = \alpha_{61}\tau_1 + \alpha_{62}\tau_2 + \ldots + \alpha_{66}\tau_6 \end{cases} \tag{10}$$

Потенциальные коэффициенты рассчитывались по выражениям

$$a_{ii} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0\varepsilon}\ln\frac{2H}{R_{\text{пр}}}, \tag{11}$$

$$a_{ij} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0\varepsilon}\ln\frac{D}{d}, \tag{12}$$

где H – высота провода над землей, м; D, d – расстояния от провода i до изображения провода j, м.

Матрица потенциальных коэффициентов обращается, затем вычисляются собственные и взаимные частичные ёмкости. В узлы схемы по половине с каждой стороны добавляются шунты и формируются дополнительные ветви с половинами взаимных ёмкостей.

Используя встроенную утилиту *Matlab Powergui Compute RLC Line Parameters*, в соответствии с [12] были получены матрицы сопротивлений и емкостей (рис. 6 и 7), аналогичные рассчитанным в работе [15].

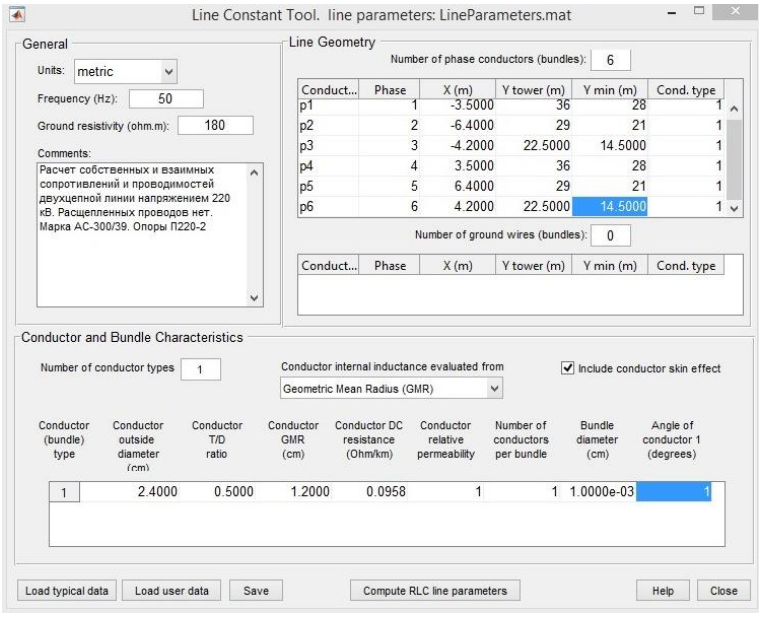


Рис. 6. Окно ввода исходных данных для расчёта распределённых параметров ДВЛ

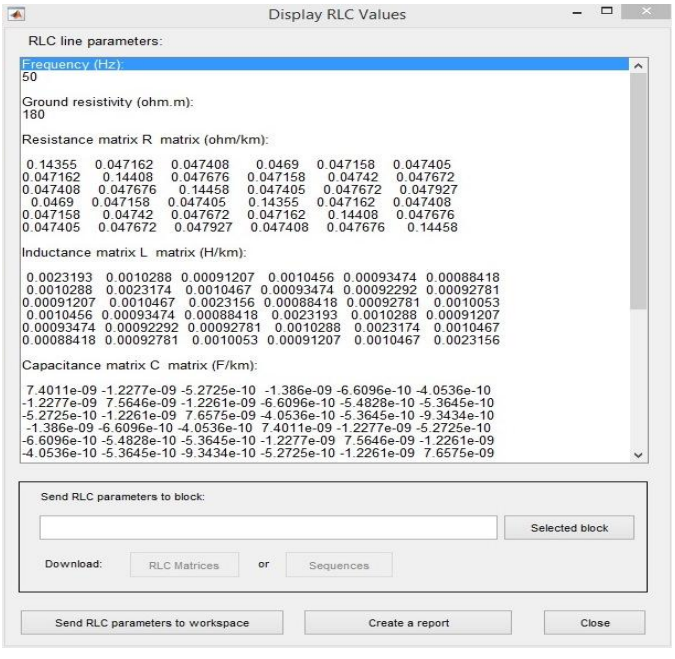


Рис.7. Результаты расчёта распределённых параметров ДВЛ

На основе полученных результатов в программном комплексе *Matlab Simulink* был рассчитан матричным методом по выражению (8), а затем смоделирован расчетный эксперимент (рис. 8), результаты которого получили взаимное подтверждение. В части моделирования результаты представлены в форме осциллограмм фазных токов ТКЗ в начале линии, проходящих через релейную защиту (рис. 9), и в точке короткого замыкания (рис. 10). Иследования подтвердили возможность использования предложенного метода. На осциллограмме фазных токов КЗ показаны пиковые (максимальные) значения. Результаты проделанных опытов (действующих значений токов) представлены в табл. 2.

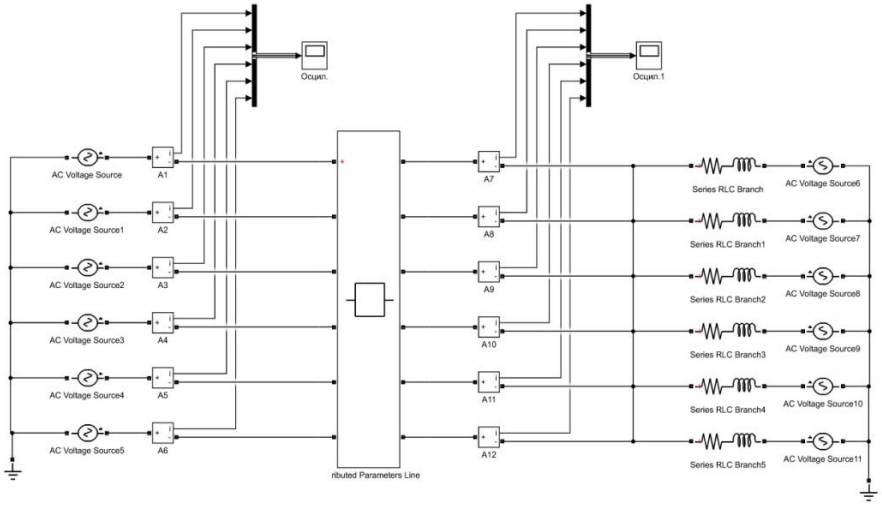


Рис.8. Электромагнитная модель ТКЗ на базе МСЗ для начального участка исследуемой ДВЛ в программном комплексе *Matlab Simulink*

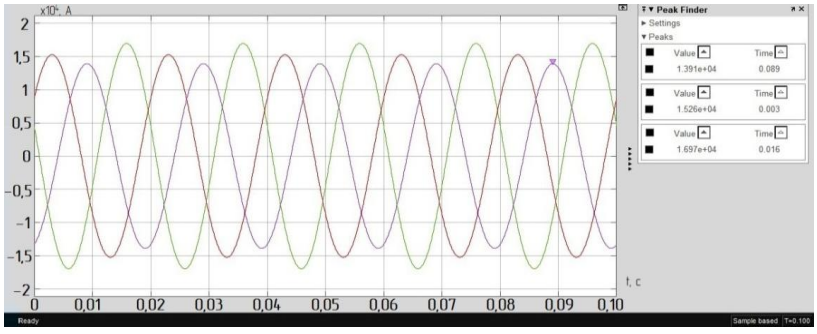


Рис.9. Осциллограмма фазных токов ТКЗ в начале ДВЛ

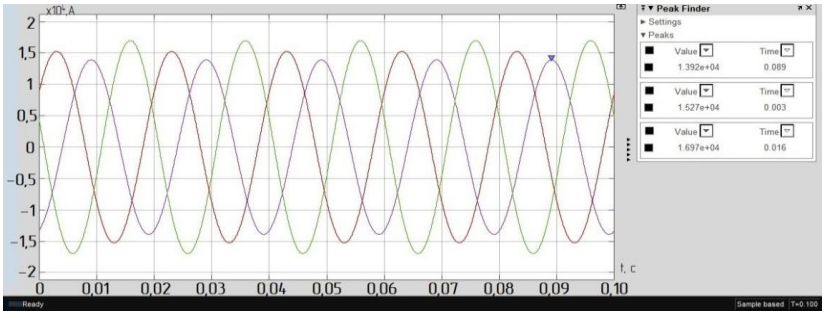


Рис.10. Осциллограмма фазных токов ТКЗ в конце ДВЛ

Таблица 2

Начальная составляющая периодического тока КЗ с учётом и без учёта емкостной составляющей

Номер варианта, расчетная схема, метод расчета	Фазные токи	Ток в месте КЗ без учета емкостной проводимости	С учётом емкостной проводимости	
		$I^{(3)}_{\text{к ф.по.}}$, А	$I_{\text{С ф.}}$, А	$I^{(3)}_{\text{кС ф.по.}}$, А
1. ОСЗ, МСС	$I_A = I_B = I_C$	11395	4,3	11390,7
2. ОСЗ с учетом поперечной составляющей, МСС	$I_A = I_B = I_C$	11151	4,2	11146,8
3. МСЗ, МФК	I_A	10010,2		
	I_B	11942,5	-	-
	I_C	10850,1		
Результаты модели в *Matlab Simulink*	I_A	9842,9	6,8	9836,1
	I_B	11999,6	5,4	11994,2
	I_C	10797,5	7,1	10790,4
Результаты модели в *Matlab Simulink* с использованием *Compute RLC Line Parameters*	I_A	10674,82 (3147,0885 - *j*10200,3720)	7,07	10667,75
	I_B	12691,66 (-12227,3953 + *j*3401,3503)	7,16	12684,5
	I_C	11456,02 (9198,0569 + *j*6829,0619)	6,72	11449,3

Выводы: Приведенные исследования с использованием МФК показали, что пренебрежение взаимовлиянием цепей ДВЛ, линий и тросов при расчете переходных режимов приводит к возникновению знакопеременных погрешностей в оценке начального значения тока ТКЗ в фазных проводах, достигающих в среднем 20,01 % по абсолютному значению в классе напряжений 220 Кв, с использованием утилиты *Compute RLC Line Parameters* – 18,89 %.

Использование встроенной утилиты *Powergui RLC Line Parameters* в тестируемой модели позволило повысить точность расчета начального тока КЗ в фазах на 5–8 %. Величины ёмкостных токов фаз достаточно малы и составляют не более 0,07 %, поэтому в расчетах токов КЗ для ДВЛ напряжением до 220 кВ ими можно пренебречь. Однако можно заметить, что ёмкостные токи уменьшают величины фазных токов КЗ ДВЛ в начале линий, проходящих через устройства релейной защиты. Данный фактор может негативно сказываться на надежности срабатывания устройств защиты ВЛ напряжением 330 кВ и выше и длиной более 100 км.

Литература

1. Альмендеев А.А. Математическая модель для расчета установившихся режимов двухцепных воздушных линий // Вестник СамГТУ. 2009. № 2(24).

2. Плотников М.П. Распределение электрической энергии вдоль неоднородного участка двухцепной линии электропередачи / М.П. Плотников, Г.А. Большанин // Электротехнические комплексы и системы управления. 2013. № 1. С. 14–20.

3. Плотников М.П. Математическая модель трехфазной двухцепной ВЛ / М.П. Плотников, Г.А. Большанин // Естественные и инженерные науки – развитию регионов Сибири: материалы XI (XXXIII) Всероссийской научно-технической конференции. Братск: Изд.-во БрГУ, 2012. 183с.

4. Плотников М. П. Моделирование несинусоидальных режимов двухцепных воздушныхлиний электропередачи : дис. ... канд. техн. наук / ФГБОУ ВПО Братский государственный университет. Братск, 2015.

5. Babak B. Designing passive harmonic filters for an aluminium smelting plant / B.Babak // IEEE Transactions on industry application. 2011. Vol. 47, No. 2. P. 973–983.

6. Khrushchev Y.V. The Analysis of the sensitivity of an overhead line parameter identifying algorityms to the highest harmonics in the current and voltage instantaneous values / Y.V. Khrushchev, N.L. Barseva, L.V. Abramochkina, A.V. Pankratov // IEEE CONFERENCE PUBLICATIONS, Publication Year, 2014. P. 79–82.

7. Насыров Р.Р. Исследование влияния источников высших гармоник на качество электроэнергии в электроэнергетических системах 220–500 кВ / Р.Р. Насыров, И.И. Карташев, Б.В. Олексюк, М.Г. Симуткин, В.Н. Тульский, Р.Г. Шамонов // Электричество. 2013. № 1. С. 13–18.

8. Шишков Е.М., Ведерников А.С., Гольдштейн В.Г. Влияние несимметрии параметров воздушной линии электропередачи // Электричество. 2013. №4.

9. IEEE Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced, or Unbalanced Conditions // The Institute of Electrical and Electronics Engineers, 2010. P. 52.

10. Svenda G.S., Nahman J.M. Transformer phase coordinate models extended for grounding system analysis, in IEEE Transactions on Power Delivery. Oct 2002. Vol. 17, No. 4. P.1023–1029, doi:10.1109/TRWRD. 2002.803799.

11. Izudin Džafić, Rabih A. Jabr, Hans-Theo Neisius. Transformer Modeling for Three-phase Distribution Network Analysis // IEEE Trans. Power Syst. 2015. V. 30, No. 5. P. 2604–2611.

12. Qiong Wu, Saeed Jazebi. Francisco de Leon. Parameter Estimation of Three-phase Transformer Models for Low-frequency Transient Studies from Terminal Measurements // IEEE Trans. Magnetics. 2017. V. 53, No. 7. P. 1–8.

13. Khrushchev Y.V. The Analysis of the sensitivity of an overhead line parameter identifying algorityms to the highest harmonics in the current and voltage instantaneous values / Y.V.Khrushchev, N.L. Barseva, L.V. Abramochkina, A.V. Pankratov // IEEE CONFERENCE PUBLICATIONS, Publication Year, 2014. P. 79–82.

14. Назаров А.В., Галеева Р.У. Учет влияния параметров двухцепных ЛЭП при симметричных коротких замыканиях при коррекции уставок релейной защиты // Мировая наука. 2017. №7(7).

15. Тартак Л. А., Иманакунова Ж.С. Решение прикладных задач электроэнергетики в MatLab // Известия КГТУ им. И.Раззакова. 2014. № 31.

Авторы публикации

Галеева Раиса Усмановна **–** старший преподаватель кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» (ЭПП) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Назаров Александр Валерьевич – студент кафедры «Релейная защита и автоматизация электроэнергетических систем» (РЗА) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Хасаншин Айдар Азатович – студент кафедры «Релейная защита и автоматизация электроэнергетических систем» (РЗА) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

References

1. Almendeev A.A. Mathematical model for calculation of steady-state regimes of double-circuit overhead lines // Bulletin of SamSTU. 2009. № 2 (24).

2. Plotnikov M.P. Distribution of electrical energy along a non-uniform section of a two-circuit power transmission line. / M.P. Plotnikov, G.A. Bolshanin // Electrotechnical complexes and control systems. 2013.

№ 1. P. 14–20.

3. Plotnikov M.P. Mathematical model of a three-phase two-chain overhead line. / M.P. Plotnikov, G.A. Bolshanin // Natural and engineering sciences - development of the regions of Siberia: materials of the XI (XXXIII) All-Russian Scientific and Technical Conference. Bratsk: Publishing house of BrSU, 2012. 183c

4. Plotnikov M.P. Simulation of non-sinusoidal modes of two-chain overhead transmission lines : Thesis for a Candidate of Technical Sciences Degree / FGBOU VPO Bratsk State University. Bratsk, 2015.

5. Babak B. Designing passive harmonic filters for an aluminium smelting plant / B.Babak // IEEE Transactions on industry application. 2011. Vol. 47, No. 2. P. 973–983.

6. Khrushchev Y.V. The Analysis of the sensitivity of an overhead line parameter identifying algorityms to the highest harmonics in the current and voltage instantaneous values / Y.V. Khrushchev, N.L. Barseva, L.V. Abramochkina, A.V. Pankratov // IEEE CONFERENCE PUBLICATIONS, Publication Year, 2014. P. 79–82.

7. Nasyrov R.R. Investigation of the influence of higher harmonic sources on the quality of electric power in electric power systems 220-500 kV / R/R. Nasyrov, I./I. Kartashev, B.V. Oleksyuk, M.G. Simutkin, V.N. Tulsky, R.G. Shamonov // Electricity. 2013. № 1. P. 13–18.

8. Shishkov E.M., Vedernikov A.S., Goldstein V.G. Influence of asymmetry of parameters of an overhead power line // Electricity. 2013. №4.

9. IEEE Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced, or Unbalanced Conditions // The Institute of Electrical and Electronics Engineers. 2010. P. 52.

10. Svenda G.S., Nahman J.M. Transformer phase coordinate models extended for grounding system analysis, in IEEE Transactions on Power Delivery. Oct. 2002. Vol.17, No. 4. P.1023–1029, doi:10.1109/TRWRD. 2002.803799.

11. Izudin Džafić, Rabih A. Jabr, Hans-Theo Neisius. Transformer Modeling for Three-phase Distribution Network Analysis // IEEE Trans. Power Syst. 2015. V.30, No. 5. P. 2604–2611.

12. Qiong Wu, Saeed Jazebi, Francisco de Leon. Parameter Estimation of Three-phase Transformer Models for Low-frequency Transient Studies from Terminal Measurements // IEEE Trans. Magnetics. 2017. V.53, No. 7. P. 1–8.

13. Khrushchev Y.V. The Analysis of the sensitivity of an overhead line parameter identifying algorityms to the highest harmonics in the current and voltage instantaneous values / Y.V.Khrushchev, N.L. Barseva, L.V. Abramochkina, A.V. Pankratov // IEEE CONFERENCE PUBLICATIONS, Publication Year. 2014. P. 79–82.

14. Nazarov A.V., Galeeva R.U. Accounting for the influence of parameters of dual-circuit power lines for symmetrical short circuits with correction of relay protection settings // World Science. 2017. No. 7 (7).

15. Tartak L.A., Imanakunova G.S. Solving applied problems of power industry in MatLab // News KGTU им. I.Razzakova. 2014. № 31.

Authors of the publication

Raisa U. Galeeva - Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Alexander V. Nazarov - Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Aydar A. Khasanshin - Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Поступила в редакцию ***02 октября 2018 г.***

© В.Г. Киселев, Е.Н. Рузич

(cc) BY

УДК 621.311.22(075.8)

ОСОБЕННОСТИ ОТЕЧЕСТВЕННОЙ НОРМАТИВНОЙ БАЗЫ, РЕГЛАМЕНТИРУЮЩЕЙ КАТОДНУЮ ЗАЩИТУ ТЕПЛОВЫХ СЕТЕЙ ОТ НАРУЖНОЙ КОРРОЗИИ В ГРУНТЕ

В.Г. Киселев, Е.Н. Рузич

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, г. Санкт-Петербург, Россия
ORCID: https://orcid.org/0000-0003-2308-1598, kis_vg@mail.ru
ORCID:https://orcid.org/0000-0002-5580-8440,rouzith@mail.ru

Резюме: *В работе проведён сравнительный анализ основных нормативных документов, регламентирующих проектирование систем катодной защиты подземных металлических сооружений от коррозии на базе как отечественных, так и зарубежных материалов. При этом в качестве основных параметров для оценки приняты следующие характеристики системы катодной защиты: «критерии необходимости использования систем катодной защиты», «величины, характеризующие защищённость подземных металлических сооружений от коррозии при наличии их электрохимической защиты», «плотность защитного тока» и «величина защитного тока». В результате проведённого анализа установлена необходимость совершенствования отечественной системы проектирования установок катодной защиты по всем приведённым характеристикам и прежде всего в направлении снижения величин защитного тока, величины плотности защитного тока и критериев, определяющих необходимость использования систем катодной защиты.*

Ключевые слова: *коррозия, почвенная коррозия, электрохимическая коррозия, защита от коррозии, электрохимическая защита от коррозии, катодная защита от коррозии, защита от наружной коррозии, защита от коррозии теплосетей.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-77-86.*

Для цитирования: *Киселев В.Г., Рузич Е.Н. Особенности отечественной нормативной базы, регламентирующей катодную защиту тепловых сетей от наружной коррозии в грунте // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 77-86. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-77-86.*

FEATURES OF DOMESTIC REGULATORY FRAMEWORK GOVERNING CATHODIC PROTECTION OF HEATING NETWORKS AGAINST EXTERNAL CORROSION IN THE GROUND

V.G. Kiselev, E.N. Ruzich

Peter the Great Saint-Petersburg Polytechnic University, St.Petersburg, Russia
ORCID: https://orcid.org/0000-0003-2308-1598, kis_vg@mail.ru
ORCID:https://orcid.org/0000-0002-5580-8440,rouzith@mail.ru

Abstract: *Paper provides comparative analysis of basic regulations governing design of systems of cathodic protection of underground metal structures against corrosion based on both Russian and*

international materials. The following basic parameters for evaluation of cathodic protection system performance are accepted: "need for applying cathodic protection systems", "values characterizing security of underground metal structures against corrosion in the presence of electrochemical protection", "density of protective current" and "magnitude of protective current". Carried out analysis identified the need to improve Russian system of cathodic protection systems design for all listed characteristics and above all in the direction of reducing the quantities of protective current and its density.

Key words: *corrosion, soil corrosion, galvanic corrosion, protection against corrosion, electrochemical corrosion protection, cathodic protection against corrosion, protection against external corrosion, corrosion protection of heating systems.*

For citation: *V.G. Kiselev, E.N. Ruzich. Features of domestic regulatory framework governing cathodic protection of heating networks against external corrosion in the ground. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp.77-86. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-77-86.*

Введение

При проектировании или санации трубопроводов и других подземных металлических сооружений (ПМС) различного типа и последующей их эксплуатации существенную роль играет их коррозионная стойкость и цена [1]. В силу этого коррозия относится к технико-экономическим проблемам, так как связана, с одной стороны, с возможными потерями основных и оборотных фондов, а с другой – с техническими мероприятиями, направленными на снижение скорости разрушения металла [2-4]. Этот факт, в частности на законодательном уровне, отражает пункт 1.4 ГОСТ 9.602–89[1]: «При разработке проекта строительства подземных металлических сооружений одновременно должен разрабатываться проект их защиты от коррозии». В совокупности с пунктом 1.11 того же нормативного документа, который сформулирован следующим образом: «Средства защиты подземных металлических сооружений от коррозии выбирают исходя из вида сооружения, условий прокладки, данных об опасности коррозии и требуемого срока службы сооружения на основании технико-экономического обоснования…». Последний пункт, к сожалению, был отменён законодателем в 1995 году. Таким образом, как ГОСТ 51164–98[2], так и ГОСТ 9.602–2005[3] (эти нормативные документы действуют и в настоящее время), демонстрируют единый подход к вопросу об осуществлении антикоррозионных мероприятий. Они (антикоррозионные мероприятия) необходимы в том или ином виде, определяемом нормативными документами, а выбор наиболее эффективного варианта не требуется. Более того, действующие инструкции, в частности «Типовая инструкция по защите трубопроводов тепловых сетей от наружной коррозии»[4]и «Инструкция по защите городских подземных трубопроводов от коррозии»[5], созданные на базе советского нормативного акта «Инструкция по защите городских подземных трубопроводов от коррозии», воспроизводят ту же устаревшую идеологию антикоррозионной защиты.

[1] [ГОСТ 9.602 – 89. Единая система защиты от коррозии и старения. Сооружения подземные. Общие требования к защите от коррозии. Москва: Издательство стандартов, 2006. 66 с.]
[2] [ГОСТ 51164–98. Трубопроводы стальные магистральные. Общие требования к защите от коррозии. Москва: Издательство стандартов, 1998. 45 с.]
[3] [ГОСТ 9.602 – 2005. Единая система защиты от коррозии и старения. Сооружения подземные. Общие требования к защите от коррозии. Москва :«Стандартинформ», 2006. 59 с.]
[4] [РД 154–34.0–20.518 – 2003 Типовая инструкция по защите трубопроводов тепловых сетей от наружной коррозии. М.:Издательство «Новости теплоснабжения», 2003. 114 с.]
[5] [РД 153–39.4–091 – 01 Инструкция по защите городских подземных трубопроводов от коррозии. СПб.: Издательство ДЕАН, 2002. 175 с.]

Попытке определения основных направлений модернизации данных нормативных документов в отношении приближения их к условиям сегодняшнего времени, прежде всего в области совершенствования катодной защиты от коррозии, и посвящена данная статья.

Основные направления совершенствования системы катодной защиты тепловых сетей

В настоящий момент защита теплотрасс от коррозии осуществляется на основании РД 153–34.0–20.518–2003 («Типовая инструкция по защите трубопроводов тепловых сетей от наружной коррозии»). Критически рассмотрим основные положения данного нормативного документа, прежде всего в отношении экономической эффективности принимаемых технических решений при реализации катодной защиты тепловых сетей или совместной катодной защиты коммуникаций различного назначения, которая тесно связана с величиной защитного тока. Для сужения данной очень широкой области исследования ограничимся рассмотрением сетей бесканальной прокладки. В этом случае одним из центральных моментов, определяющих общий объём работ по их катодной защите, являются критерии (признаки) опасности наружной коррозии подземных трубопроводов тепловых сетей,требования к их электрохимической защите (ЭХЗ) и величина защитного тока. Остановимся на анализе данных положений несколько подробнее в следующих разделах данной статьи.

Критерии необходимости катодной защиты вновь сооружаемых и реконструируемых трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки

В соответствии с п. 3.1 Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003 «Для трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки критериями опасности коррозии являются:

– высокая коррозионная агрессивность грунта;

– опасное влияние блуждающего постоянного тока;

– опасное влияние переменного тока».

Пункт 3.2 той же инструкции расшифровывает способ определения показателя «высокая коррозионная агрессивность грунта»: «Коррозионная агрессивность грунта по отношению к углеродистым и низколегированным сталям, из которых изготавливаются тепловые сети, характеризуется двумя показателями:

– удельным электрическим сопротивлением грунта (УЭС), определяемым в полевых условиях;

– УЭС грунта, определённым в лабораторных условиях.

Если один из показателей свидетельствует о высокой агрессивности грунта (смотри таблицу), то грунт считается агрессивным и определение второго показателя не требуется».

В свою очередь, пункты 3.3 и 3.4 расшифровывают способы определения показателей «опасное влияние блуждающего постоянного тока» и «опасное влияние переменного тока».

Таблица

Коррозионная агрессивность грунта по отношению к углеродистым и низколегированным сталям

Коррозионная агрессивность грунта	Удельное электрическое сопротивление грунта, Ом·м
Низкая	Свыше 50
Средняя	От 20 до 50
Высокая	Менее 20

Логическим продолжением данной темы в отношении катодной защиты тепловых сетей является раздел 7 Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003. В пункте 7.1.1 данного раздела, конкретизирующем требования к ЭХЗ трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки говорится следующее: «Катодная поляризация трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки обязательна:

– при прокладке в грунтах с высокой коррозионной агрессивностью (защита от почвенной коррозии);

– при наличии опасного влияния постоянных блуждающих токов и переменных токов (для вновь сооружаемых трубопроводов – при наличии постоянных блуждающих токов в земле)».

Корректная оценка «жёсткости» приведённых критериев, определяющих необходимость использования ЭХЗ для защиты тепловых сетей от коррозии, возможна с использованием некоторой базы сравнения. Воспользуемся для этой цели нормативными документами и рядом других технических материалов, регулирующими процессы катодной защиты от коррозиив ФРГ, например справочником [5], в разделе 3.1.5 которого под названием «Оценка коррозионной опасности» рассмотрены основные критерии целесообразности катодной защиты для защиты ПМС от коррозии. В этом случае, в соответствии с [5], для оценки коррозионной опасности необходимо использовать следующие величины:

– удельное сопротивление и однородность грунта;

– потенциал объект/грунт и возможное влияние блуждающих токов;

– сопротивление растекания подземных металлических сооружений.

Однако, как показывает следующий абзац данного текста, рассмотрение этих показателей осуществляется интегрально с учётом их роли в коррозионном процессе. Законодатель в этом случае пишет: «Каждому отдельному результату измерения ставится в соответствие некоторое характеристическое число. В случае, если сумма данных характеристических чисел составляет 18 или более, то необходима реализация катодной защиты».

Кроме учёта «веса» каждого показателя данная система имеет ещё целый ряд особенностей. Так, в разделе 3.1.5.1 «Удельное сопротивление грунта и его однородность» справочника [5], наряду с аналогом отечественной нормы по определению удельного сопротивления грунта, появляется метод оценки неоднородности грунта по его электрическому сопротивлению. При этом следует отметить, что показатель, характеризующий необходимость катодной защиты через измерение удельного электрического сопротивления грунта, в немецком варианте значительно отличается от соответствующей отечественной нормы. Так, например, в соответствии с пунктом 3.2 Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003 коррозионная агрессивность грунта по отношению к углеродистым и низколегированным сталям признаётся высокой при удельном электрическом сопротивлении грунта менее 20 Ом·м. Аналогичное требование нормативной документации ФРГ требует для электрического сопротивления грунта величины менее 100 Ом·м.

Всё это, взятое вместе, указывает на значительное ужесточение данной нормы в немецкой нормативной документации по сравнению с отечественными аналогичными критериями, что автоматически приводит к более широкому распространению систем катодной защиты подземных металлических коммуникаций от коррозии в ФРГ.

Аналогичная ситуация наблюдается при анализе влияния постоянных блуждающих токов на подземные тепловые сети бесканальной прокладки. Действительно, пункт 3.3. раздела 3 «Критерии (признаки) опасности наружной коррозии подземных трубопроводов тепловых сетей» Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003 звучит следующим образом: «Возможность опасного влияния блуждающего постоянного тока на действующие подземные стальные трубопроводы тепловых сетей определяются по наличию изменяющегося по знаку и по величине смещения потенциала трубопровода по отношению к его стационарному потенциалу (знакопеременная зона) или по наличию только положительного смещения потенциала, изменяющегося по величине (анодная зона). Для вновь сооружаемых теплопроводов оно определяется по наличию блуждающих токов в земле». Ему приблизительно соответствует раздел 3.1.5.2 «Потенциал объект/грунт и

возможное влияние блуждающих токов» справочника [5]. Однако в последнем случае в качестве предварительного условия для измерения потенциалов требуется устранение контактов рассматриваемого объекта, обладающих малым электрическим сопротивлением, с другими заземлёнными объектами. Очевидно, что данное обстоятельство имеет своим следствием, с одной стороны, резкое снижение потребления тока установками катодной защиты, а с другой – способствует более равномерному распределению защитного потенциала на защищаемом сооружении. Тем самым резко снижается вероятность наличия недостаточного защитного потенциала ПМС. Дополнительным положительным эффектом данного мероприятия является снижение величины постоянных блуждающих токов в зоне расположения установки катодной защиты.

Следует отметить, в этом же направлении работает и комплекс мероприятий, представленный в разделе 3.1.5.3 «Сопротивление растекания» справочника [5], который рассматривает низкое сопротивление растекания защищаемого объекта, которое, как правило, обусловлено дефектами изоляционного покрытия, в качестве фактора, работающего в сторону принятия решения о необходимости катодной защиты ПМС.

В отношении необходимости катодной защиты при наличии переменных блуждающих токов законодателем разработан пункт 3.4 раздела 3 «Критерии (признаки) опасности наружной коррозии подземных трубопроводов тепловых сетей» Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003, который сформулирован следующим образом: «Возможность опасного влияния переменного тока на стальные подземные трубопроводы тепловых сетей определяется по смещению среднего значения потенциала трубопровода в отрицательную сторону не менее, чем на 10 мВ, по отношению к стационарному потенциалу, либо по наличию переменного тока плотностью более 1 мА/см^2 (10 А/м^2) на вспомогательном электроде. Аналогичная норма имеется и в нормативной документации ФРГ, которая, в частности, приведена в справочнике [5, стр. 187–190].

Резюмируя сказанное, можно утверждать, что параметр «критерии необходимости использования систем катодной защиты», используемый в отечественной нормативной документации, значительно менее «жёсткий», чем, например, аналогичный параметр, используемый в немецкой технической литературе, что, несомненно, приводит к более широкому распространению систем катодной защиты в ФРГ, по сравнению с РФ.

Требования к ЭХЗ трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки

В соответствии с пунктом 7.1.2 Типовой инструкции по защите тепловых сетей от наружной коррозии «При защите от почвенной коррозии катодная поляризация трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки должна осуществляться таким образом, чтобы значения разности потенциалов между трубопроводом и МЭС находились в пределах от –1,1 до –2,5 В...».

Аналогичные требования выдвигаются тем же нормативным документом и при катодной защите от наружной коррозии, вызываемой переменным блуждающим током (пункт 7.1.5 Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003).Близкая по смыслу ситуация получается и при использовании той же Инструкции для определения требований к ЭХЗ трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки при наличии постоянных блуждающих токов. В этом случае, в соответствии с п. 7.1.3, «При защите трубопроводов от коррозии под воздействием постоянных блуждающих токов катодная поляризация должна осуществляться таким образом, чтобы обеспечивалось отсутствие на трубопроводах анодных и знакопеременных зон». Во всех этих случаях измерение потенциалов производят с их омической составляющей. Следовательно можно утверждать, что в отечественной практике используется достаточно архаичный критерий оценки степени катодной защищённости ПМС, включающий совместное измерение поляризационного и омического потенциалов, что, как мы увидим в дальнейшем, весьма отрицательно сказывается на точности определения величины защитного тока подземных металлических сооружений.

В свою очередь, требования к ЭХЗ, определяемые нормативными документами ФРГ, в частности DIN 30676 «Планирование и применение катодной защиты для защиты наружных поверхностей от коррозии»[6], значительно более жёсткие и требуют использования понятия «поляризационный потенциал».

Действительно, в пункте 3.1 DIN 30676 указано: «Защитным потенциалом называется граничное значение потенциала U_s, при котором скорость коррозии становится технически пренебрежимо малой настолько, что в этом случае коррозионные повреждения становятся невозможными. Следовательно, критерий для защиты от коррозии можно записать следующим образом:

$$U \le U_S \,. \qquad (1)»$$

где U —потенциал (без омической составляющей), который имеет рассматриваемое подземное металлическое сооружение.

В дальнейшем в пункте 3.1 DIN 30676 в табл. 1 приводятся конкретные значения защитных потенциалов U_s, которые хорошо согласуются с ГОСТ 9.602–2005 и, кроме того, в примечании к пункту 3.1 DIN 30676 указывается необходимость ограничения защитного потенциала и с отрицательной стороны, которая обусловлена необходимостью сохранения защитного покрытия трубопровода.

Таким образом, можно констатировать, что требования к ЭХЗ трубопроводов подземной прокладки, предъявляемые нормативной документацией ФРГ, являются значительно более «жёсткими» по сравнению с отечественными нормами, используемыми для определения эффективности катодной защиты тепловых сетей. Данное обстоятельство, несомненно, способствует повышенной коррозионной устойчивости подземных трубопроводов в ФРГ по сравнению с отечественными подземными тепловыми сетями.

Определение величины защитного тока для трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки

Определение величины защитного тока для трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки начнём с анализа приложения М Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003, которое имеет название: «Рекомендации по определению расчётным методом параметров ЭХЗ вновь сооружаемых и реконструируемых тепловых сетей канальной и бесканальной прокладок при совместной защите подземных сооружений различного назначения». Пункт 6 данного приложения гласит: «Средняя плотность тока, необходимая для защиты трубопроводов, определяется по формуле

$$i = 30 - (100b + 128c + 3e + 0,6f + 5\rho)\cdot 10^{-3} \text{ мА/м}^2, \qquad (\text{М.9})$$

где ρ – удельное электрическое сопротивление грунта, Ом·м».

В свою очередь, величины *b, c, e, f*, входящие в уравнение (М.9), определяются в соответствии с пунктами 4 и 5 приложения М следующим образом:

1. Приложение М, пункт 4. «Доля площади поверхности каждого из трубопроводовв общей массе подземных сооружений, %, определяется по формулам:

трубопроводов тепловых сетей

$$c = \frac{S_{men}}{\sum S}\,, \qquad (\text{М.3})$$

водопроводов

$$b = \frac{S_b}{\sum S}\,, \qquad (\text{М.4})$$

газопроводов

[6] [DIN 30676: Planung und Anwendung des kathodischen Korrosionsschutzes für den Außenchutz, BeuthVerlag, Berlin, 1983.]

$$g = \frac{S_g}{\sum S}. \qquad \text{(М.5)»}$$

2. Приложение М, пункт 5: «Площадь поверхности каждого из сооружений, приходящаяся на единицу поверхности территории (зоны защиты), м^2/га, определяется по формулам:

трубопроводов тепловых сетей

$$f = \frac{S_{men}}{S_{mep}}, \qquad \text{(М. 6)}$$

водопроводов

$$e = \frac{S_b}{S_{mep}}, \qquad \text{(М. 8)}$$

газопроводов

$$d = \frac{S_g}{S_{mep}}. \qquad \text{(М. 7)}$$

где S_{men} — площадь территории, занимаемой защищаемыми сооружениями, га».

В свою очередь, в соответствии с пунктом 3 приложения М «Суммарная площадь поверхности всех совместно защищаемых трубопроводов, в том числе вновь сооружаемых (или реконструируемых трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки), электрически связанных между собой, равна

$$\sum S = S_{men} + S_g + S_b. \qquad \text{(М.2)»}$$

Тот же пункт конкретизирует отдельные величины, входящие в уравнение (М.2): «поверхность трубопроводов тепловых сетей бесканальной прокладки суммируется с поверхностью водопроводов, поэтому здесь и ниже величина S_{men} относится к действующим трубопроводам тепловых сетей канальной прокладки».

Анализ формулы (М.9, пункт 6) и пунктов 3, 4 и 5 приложения М Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003, конкретизирующих содержание пункта 6, позволяет сделать следующие выводы:

1. В силу того, что в инструкции не представлены физически обоснованные принципы, послужившие основой для вывода формулы (М.9), то и творческое её применение, основанное, например, на критериях «приведённые затраты» или «достижение защитного потенциала», становится практически невозможным.

2. В соответствии с формулой (М.9) плотность защитного тока является функцией удельного сопротивления грунта, что прямо противоречит справочнику [5, стр. 93] и физическому смыслу протекающего электрохимического процесса при использовании понятия «поляризационный потенциал» в качестве критерия наличия электрохимической защиты ПМС. Действительно, в этом случае с ростом удельного сопротивления грунта и, например, при наличии дефектов изоляции одинаковой величины, в соответствии с [5, стр. 213], следует говорить о необходимости повышения мощности преобразователя за счёт повышения его выходного напряжения при сохранении защитного тока, а не о падении величины защитного тока. Однако, как мы отмечали ранее, в рассматриваемой Инструкции (РД 153–34.0–20.518–2003) в качестве характеристики защищённости ПМС от коррозии используют критерий «поляризационный потенциал с омической составляющей», что делает формулу (М.9) формально пригодной для применения. В то же время необходимо отметить, что при росте удельного сопротивления грунта, при прочих равных условиях, будет наблюдаться падение защитного поляризационного потенциала ПМС и, следовательно, снижение их уровня защищённости от коррозии.

3. В инструкции используется усреднённое значение удельного электрического сопротивления грунта (пункт 7.8.4), однако способ его вычисления отсутствует.

4. В соответствии с формулой (М.9) плотность защитного тока является функцией площади участка земли, на которой он расположен, а также соотношения различных типов трубопроводов. Данное утверждение просто противоречит физическому смыслу процесса катодной поляризации, что, в частности, подтверждается экспериментом по определению плотности защитного тока [5, стр. 82].

Особого внимания заслуживает пункт 7 приложения М рассматриваемой Инструкции, который формулируется следующим образом: «Если значение средней плотности защитного тока, полученное по формуле (М.9), менее 10 мА/м^2, то в дальнейших расчётах следует принимать $i = 10$ мА/м^2». В данном случае Законодатель, несмотря на наличие современных видов изоляции ПМС [5, стр. 82], намеренно ограничивает возможное снижение плотности защитного тока, тем самым стимулируя повышенные расходы на создание системы катодной защиты.

В свою очередь, величины защитного тока, определяемые нормативными документами ФРГ, в частности DIN 30676 «Планирование и применение катодной защиты для защиты наружных поверхностей от коррозии», получаются значительно меньшими, чем это предусмотрено отечественными нормативными документами. Проиллюстрируем данный тезис цитатой из пункта 5.3.11 «Определение величины защитного тока» DIN 30676: «…Новые объекты защиты, проложенные в грунте, имеют с битумной изоляцией среднюю плотность защитного тока, равную 30μА/м^2, а с полиэтиленовой изоляцией, – соответственно 3 μА/м^2…». Простое сравнение приведённых плотностей защитного тока с пунктом 7 приложения М Инструкции РД 153–34.0–20.518–2003, показывает, что даже минимальные значения защитного тока могут отличаться от соответствующих средних величин приблизительно в тысячу раз. Непосредственным следствием данного обстоятельства являются завышенные значения защитного тока в системах катодной защиты. Так, например, при проектировании установок катодной защиты в соответствии п. 13 приложения П Инструкции по защите городских подземных трубопроводов от коррозии РД 153–39.4–091–01 принимается, что «… значение тока одной катодной станции можно ориентировочно принять 25 А». Аналогичные величины, характерные для установок катодной защиты, в ФРГ составляют обычно менее 10 А при значительно большей площади защищаемой поверхности подземного трубопровода [5, стр. 162]. Явно завышенные значения защитных токов в отечественной практике катодной защиты вызвали потребность в анализе данного явления и разработке мероприятий по их сокращению, что вызвало целый цикл работ, в частности, посвящённых данной проблеме [6–10].

Обсуждение результатов и выводы

В работе проведён сравнительный анализ основных нормативных документов, регламентирующих проектирование систем катодной защиты подземных металлических сооружений от коррозии, на примере тепловых сетей с использованием базы как отечественных, так и зарубежных материалов. При этом в качестве основных параметров для оценки приняты следующие характеристики системы катодной защиты: «критерии необходимости использования систем катодной защиты», «величины, характеризующие защищённость подземных металлических сооружений от коррозии при наличии их электрохимической защиты», «плотность защитного тока» и «величина защитного тока». В результате проведённого анализа сделаны следующие выводы:

1. Параметр «критерии необходимости использования систем катодной защиты» значительно менее «жёсткий», чем, например, аналогичный параметр, используемый в немецкой нормативной документации, что приводит к более широкому распространению систем катодной защиты в ФРГ, по сравнению с отечественной практикой.

2. Параметр «величины, характеризующие защищённость подземных металлических сооружений от коррозии при наличии их электрохимической защиты», используемый в нормативной документации ФРГ, предполагает измерение поляризационных потенциалов. В отечественной практике в этом случае измеряют поляризационный потенциал с омической составляющей, что делает данные измерения менее корректными, особенно при высоком удельном сопротивлении грунта.

3. Параметры «плотность защитного тока» и «величина защитного тока», рассчитанные с использованием отечественной нормативной документации, значительно превосходят аналогичные параметры, полученные с использованием нормативной документации ФРГ. Данное обстоятельство, как показано в данной работе, в значительной степени обусловлено использованием в немецкой практике проектирования катодной защиты подготовительных мероприятий, включающих, прежде всего, обеспечение высокой продольной проводимости защищаемого сооружения, высокое качество изоляции и отсутствие контактов с другими заземлёнными металлическими сооружениями.

Литература

1. Плудек В.Р. Защита от коррозии на стадии проектирования / перевод с англ. М.: Мир, 1980. 438 с.

2. X. Chen, X.G. Li, C.W. Du, Y.F. Cheng. Effect of cathodic protection on corrosion of pipeline steel under disbonded coating // Corrosion Science. 2017. Vol. 51. P. 2242–2245.

3. S. Qian, Y.F. Cheng. Accelerated corrosion of pipeline steel and reduced cathodic protection effectiveness under direct current interference // Construction and Building Materials. 2017. Vol.148. P. 675–685.

4. L.Y. Xu, Y.F. Cheng. Experimental and numerical studies of effectiveness of cathodic protection at corrosion defects on pipelines // Corrosion Science. 2014. Vol. 78. P. 162–171.

5. Ulrich Bette, WolfgangVesper. Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz // Vulkan-Verlag Essen. 2005. P. 367.

6. Киселев В.Г. Снижение потребления тока установками катодной защиты от коррозии // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №4–1 (183). С. 93–99.

7. Киселев В.Г. Влияние удельного электрического сопротивления грунта на выбор вида катодной защиты подземных трубопроводов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2015. №3 (226). С. 17–26.

8. Kiselev V.G. Influence of the electric double-layer capacitance at the rate of corrosion at the phase interface / V.G Kiselev., V.V. Sergeev., E.N. Rouzich // Corr. Rev. 2017. Vol. 35, Iss. 1. P. 47–51.

9. Мурадов А.В., Исмайлова Г.Г., Хасанов А.А. Совместная защита двух подземных сооружений // Нефть, газ и бизнес. 2012. №4. С. 44–46.

10. Мурадов А.В., Исмайлова Г.Г., Хасанов А.А. Некоторые особенности реализации совместной электрической защиты // Нефть, газ и бизнес. 2014. №4. С. 61–63.

Авторы публикации

Киселев Владимир Геннадьевич – д–р техн. наук, профессор кафедры «Атомная и тепловая энергетика» Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: kis_vg@mail.ru.

Рузич Евгений Николаевич – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: rouzith@mail.ru.

References

1. V.R. Pludek. Design and corrosion control. M.: Mir, 1980. 438 p.

2. X. Chen, X.G. Li, C.W. Du, Y.F. Cheng. Effect of cathodic protection on corrosion of pipeline steel under disbondedcoating // Corrosion Science. 2017. Vol. 51. P. 2242–2245.

3. S. Qian, Y.F. Cheng. Accelerated corrosion of pipeline steel and reduced cathodic protection effectiveness under direct current interference // Construction and Building Materials. 2017. Vol.148. P. 675–685.

4. L.Y. Xu, Y.F. Cheng. Experimental and numerical studies of effectiveness of cathodic protection at corrosion defects on pipelines // Corrosion Science. 2014. Vol. 78. P. 162–171.

5. UlrichBette, WolfgangVesper. Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz // Vulkan-Verlag Essen. 2005. S. 367.

6. Kiselev V.G. Basic principles of design of cathodic protection of underground metal structures // Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. 2013. № 4-1 (183). S. 93–99.

7. Kiselev V.G. Influence of the specific electric soil resistance on the selection of the form of cathode protection of undeground conduits // Nauchno-tehnicheskie vedomosti SPbGPU. 2015. №3 (226). S. 17–26.

8. Kiselev V.G. Influence of the electric double-layer capacitance at the rate of corrosion at the phase interface / V.G Kiselev, V.V. Sergeev, E.N. Rouzich // Corr. Rev. 2017. Vol. 35, Iss. 1. P. 47–51.

9. Muradov A.V. Ismaylova G.G., Khasanov A.A. Joint protection of two underground structures // Neft, gazibiznes. 2012. № 4. S. 44–46.

10. Muradov A.V., Ismaylova G.G., Khasanov A.A. Some features of realization of joint electric protection // Neft, gazibiznes. 2014. № 4. S. 61–63.

Authors of the publication

Vladimir G. Kiselev — Peter the Great St.Petersburg Polytechnic University (SPbPU), St.Petersburg, Russia.

Evgenij N. Ruzich — Peter the Great St.Petersburg Polytechnic University (SPbPU), St.Petersburg, Russia.

Поступила в редакцию ***16 ноября 2018 г.***

© Д.М. Валиуллина, Ю.К. Ильясова, В.К. Козлов

УДК 620.1: 621.315.615.2

КАЧЕСТВЕННЫЕ МЕТОДЫ СПЕКТРАЛЬНОГО АНАЛИЗА В ДИАГНОСТИКЕ ТРАНСФОРМАТОРНЫХ МАСЕЛ

Д.М. Валиуллина, Ю.К. Ильясова, В.К. Козлов

Казанский государственный энергетический университет, г. Казань, Россия
valiullinadiliya@mail.ru, beautiful_nut@mail.ru, vk_kozlov@bk.ru

Резюме: *В данной работе предложен простой наглядный качественный метод анализа в диагностике трансформаторных масел, который не требует дорогостоящего оборудования и на начальном этапе позволяет определить природу и степень старения масла.*

Ключевые слова: *трансформаторное масло, спектральный анализ, степень старения, кислотное число, коллоидные частицы, люминесценция.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-87-92.*

Для цитирования: *Валиуллина Д.М., Ильясова Ю.К., Козлов В.К. Качественные методы спектрального анализа в диагностике трансформаторных масел // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 87-92. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-87-92.*

QUALITATIVE METHODS OF SPECTRAL ANALYSIS IN DIAGNOSTICS OF TRANSFORMER OILS

D.M. Valiullina, J.K. Ilyasova, V.K. Kozlov

Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia
valiullinadiliya@mail.ru, beautiful_nut@mail.ru, vk_kozlov@bk.ru

Abstract: *In this paper, we offer a simple, intuitive, qualitative method for analyzing in diagnosing transformer oils, which does not require expensive equipment and at the initial stage allows us to determine the degree of oil aging.*

Keywords: *transformer oil, spectral analysis, degree of aging, acid number, colloidal particles, luminescence.*

For citation: *D.M. Valiullina, J.K. Ilyasova, V.K. Kozlov. Qualitative methods of spectral analysis in diagnostics of transformer oils. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp. 87-92. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-87-92.*

Введение

Особенностью развития электроэнергетики в настоящее время является применение последних достижений науки, современных технологий и материалов.

Базовым элементом электроэнергетики являются силовые трансформаторы, объемной составной частью которых является трансформаторное масло. Трансформаторное масло – специфический углеводородный продукт, на который возложены основные функции по изоляции и отводу тепла от обмоток электрических машин в окружающую среду. Такие функции трансформаторного масла требуют особого внимания и подхода к условиям его эксплуатации [1–3].

В процессе эксплуатации жидкий диэлектрик подвергается воздействию высокой напряженности электрического и температурного полей, а также находится в непрерывном контакте с конструктивными элементами трансформатора. Это ускоряет старение жидкого диэлектрика, вызывает изменение его физико-химического состава, в результате чего продукты старения, в свою очередь, способствуют ухудшению его электроизоляционных свойств [4–9].

Старение трансформаторного масла определяет надежность трансформатора, поэтому без модернизации методов контроля состояния трансформаторного масла обеспечить безаварийную работу электроэнергетики невозможно, что подчеркивает актуальность поставленной задачи.

Деградация трансформаторного масла в процессе эксплуатации идет по трем направлениям: окисление масла (увеличение кислотного числа), образование коллоидных частиц и увеличение концентрации ароматических соединений [6–8].

Наиболее простыми, с точки зрения проведения измерений, а также более информативными являются методы спектроскопии. Анализ методом спектроскопии в инфракрасном, видимом и ультрафиолетовом диапазоне более быстрый, простой и точный. Измеренные спектры могут дать информацию как о физических свойствах масла, так и о структурно-групповом составе трансформаторного масла [4, 10, 11, 12].

Целью работы является разработка методов контроля состояния трансформаторного масла для оценки его эксплуатационных свойств, определения структурно-группового состава и мониторинга процессов регенерации при ремонте трансформатора посредствам спектрального анализа масла в инфракрасном, видимом и ультрафиолетовом диапазоне.

Для проведения исследовательских работ взяты образцы трансформаторного масла марки ГК (2007 года выпуска, ОАО «Ангарская нефтехимическая компания», класс II А, ТУ 38.101.1025–85) с различным значением кислотного числа (до фильтрации и после). Для фильтрации масла использовалась фильтровальная бумага типа Ф ГОСТ 12026-76 (фильтрация сорности – число соринок на $1м^2$). Наличие коллоидных частиц и ароматических соединений определялись спектральными методами и представлены в работах [10–12].

Каждый образец масла, помещенный в кварцевую кювету и поочередно освещенный узконаправленным светом различной длины волны, наблюдался визуально. Источником освещения являлись лазерные указки (с белым, красным и зеленым светом). Температура комнаты, в которой находились кюветы, равна 26°С.

Результаты опыта и их обсуждение

При освещении этих образцов масел узконаправленным светом длиной волны ($\lambda \approx 650$ нм), соответствующей красной области спектра, в пробах масел с меньшим кислотным числом луча рассеяния не наблюдается, так как нет крупных коллоидных частиц (пробы масел №1, №2, №3) (рис.1). С увеличением деградации масла, наоборот, наблюдается появление красного луча рассеяния, который становится наиболее интенсивным в более «грязных» образцах масел (пробы масел №4 и №5) (рис.1). Это свидетельствует о том, что чем «грязнее» трансформаторное масло, тем крупнее и больше коллоидные частицы, присутствующие в нем, тем красный луч рассеяния интенсивнее. Причем размер коллоидных частиц соизмерим с длиной волны красного света.

При освещении зеленым светом ($\lambda \approx$ 530 нм) чистого неотфильтрованного масла (проба №1) появляется желто-зеленый нечеткий луч рассеяния (рис. 2). При освещении этого же образца масла (проба №1), но после фильтрации луч приобретает желтый свет. Это говорит о том, что с помощью фильтровальной бумаги убрали частицы, на которых

происходило рассеяние. В этом случае можно наблюдать пучок желтого света – явление люминесценции.

Увеличение интенсивности люминесценции при заданных параметрах может свидетельствовать о количественном содержании люминесцирующих веществ, т.е. их концентрации в образце масла. А сдвиг максимума излучения люминесценции может свидетельствовать о качественных изменениях (рис. 3).

Это говорит о том, что в масле присутствуют молекулы ароматических соединений. С увеличением степени старения трансформаторного масла (пробы № 2, №3) люминесценция становится выраженной и интенсивной, что свидетельствует о большом количестве ароматических соединений (рис. 2). В трансформаторных маслах с наибольшей степенью окисления (пробы №4 и №5) помимо ароматических соединений появляются и коллоидные частицы; на фотографиях проб масел №4 и №5 явление люминесценции присутствует, но не столь выражено (размыто), как на образцах №2 и №3, но наблюдается рассеяние (рис. 2). Таким образом, зеленое излучение коллоидными частицами рассеивается, а желтое становится слабее (люминесценция возбуждается слабее).

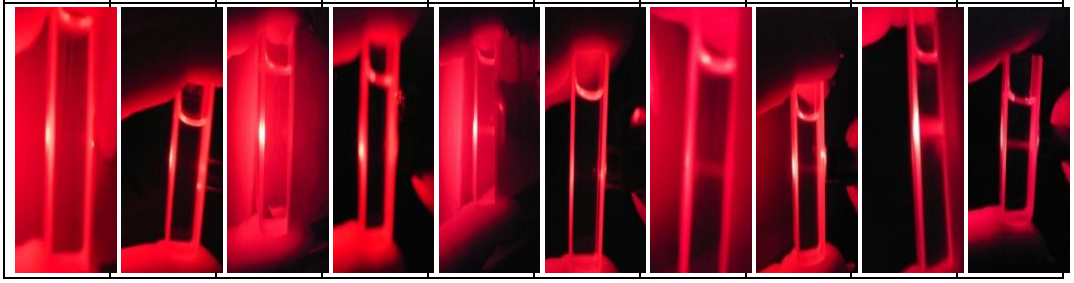
При облучении красным светом									
Проба масла №1. Соответствующее ему кислотное число = 0,0060		Проба масла №2. Соответствующее ему кислотное число = 0,0170		Проба масла №3. Соответствующее ему кислотное число = 0,1410		Проба масла№4. Соответствующее ему кислотное число = 0,1983		Проба масла №5. Соответствующее ему кислотное число = 0,3505	
нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное
									

Рис. 1. При облучении красным светом

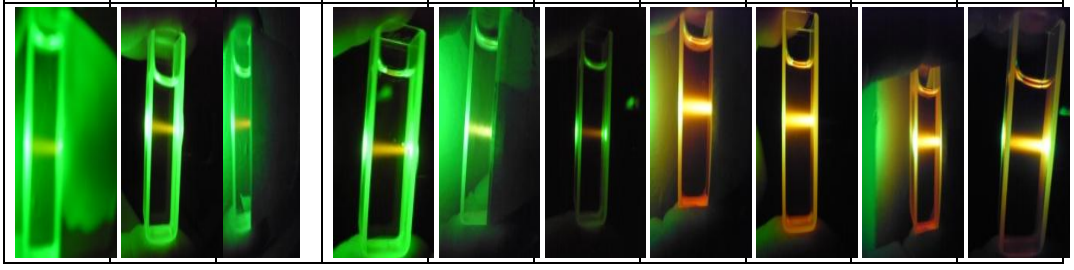
При облучении зеленым светом									
Проба масла №1. Соответствующее ему кислотное число = 0,0060		Проба масла №2. Соответствующее ему кислотное число = 0,0170		Проба масла №3. Соответствующее ему кислотное число = 0,1410		Проба масла№4. Соответствующее ему кислотное число = 0,1983		Проба масла №5. Соответствующее ему кислотное число = 0,3505	
нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное
									

Рис. 2. При облучении зеленым светом

При освещении этих образцов масел узконаправленным белым светом (λ.≈ 400–800 нм), который является электромагнитным излучением сложного спектрального состава, видно, что масло с малым значением кислотного числа (чистое масло) имеет ярко-голубой цвет рассеяния (проба масла №1) (рис. 4), причем он наиболее выражен в отфильтрованном образце. Это свидетельствует о том, что в отфильтрованном образце крупных частиц, на которых происходит рассеяние, нет. При освещении таким же белым светом образцов №2 и №3 цвет луча рассеяния изменяется и становится желтее, что свидетельствует о том, что данные пробы масла более окислены и в них присутствуют коллоидные частицы и ароматические соединения (рис.4). При освещении пробы масла №4 явно виден ярко-желтый луч. Это свидетельствует о том, что проба масла №4 обладает большей степенью окисления, в ней присутствует значительное количество крупных коллоидных частиц и ароматических соединений, т.е. имеет место и явление рассеяния на коллоидных частицах, и явление люминесценции молекул ароматических соединений (рис.4). При освещении неотфильтрованного образца №5 (кислотное число которого больше, чем кислотное число образцов №1, №2, №3 и №4) белым светом, луч рассеяния практически не наблюдается, т.к. белый свет практически полностью поглощается. После фильтрации пробы масла №5 появляется ярко-оранжевый луч рассеяния, свидетельствующий о наличии коллоидных частиц (рис.4).

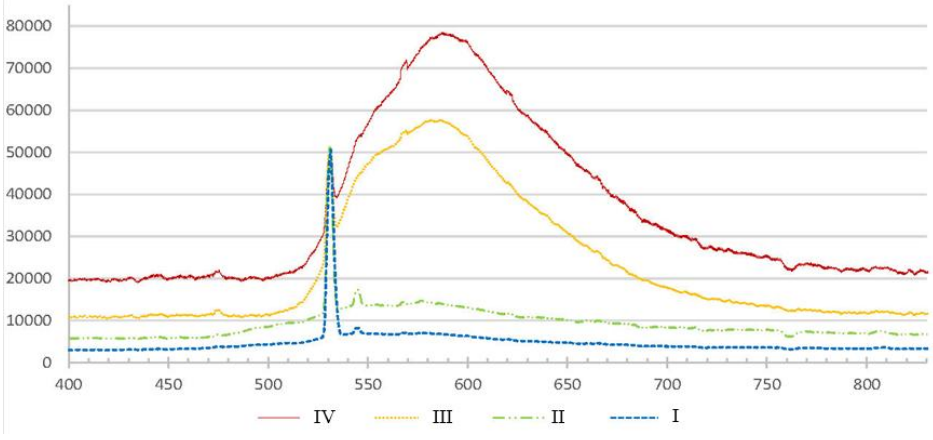


Рис. 3. Спектры возбуждения и люминесценции 3-х проб масел №1, №3 и №5

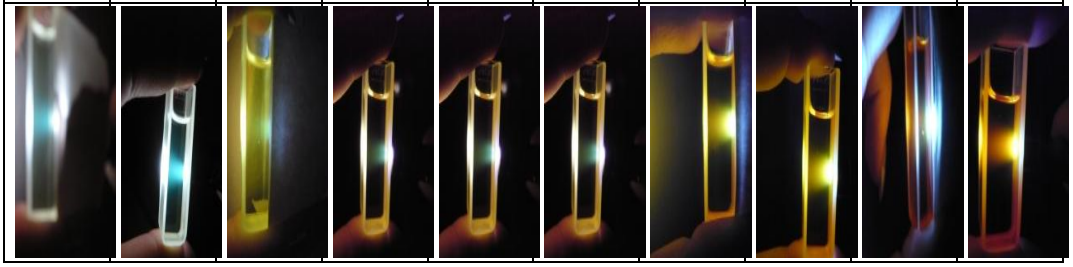
При облучении белым светом									
Проба масла №1. Соответствующее ему кислотное число = 0,0060		Проба масла №2. Соответствующее ему кислотное число = 0,0170		Проба масла №3. Соответствующее ему кислотное число = 0,1410		Проба масла№4. Соответствующее ему кислотное число = 0,1983		Проба масла №5. Соответствующее ему кислотное число = 0,3505	
нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное	нефильтрованное	фильтрованное
									

Рис. 4. При облучении белым светом

Выводы

Из всего выше изложенного следует, что при освещении трансформаторных масел с различной степенью старения красным светом можно определить наличие в них крупных коллоидных частиц размером ≈ 650 нм. При освещении зеленым светом – мелкие коллоидные частицы размером ≈ 530 нм и наличие ароматических соединений. А при воздействии белым светом определить наличие и коллоидных частиц разного размера, и ароматических соединений.

Увеличение интенсивности люминесценции при заданных параметрах может свидетельствовать о количественном содержании люминесцирующих веществ, т.е. их концентрации в образце масла.

Таким образом, нами предложен простой, наглядный качественный метод анализа диагностики трансформаторных масел, который не требует дорогостоящего оборудования и на начальном этапе позволяет определить степень старения масла.

Литература

1. Липштейн Р.А., Шахнович М.И. Трансформаторное масло. М.: Энергоатомиздат, 1983. 296 с.

2. KindersbergerJ. MaterialsandEmergingTestTechniques // ELECTRA. 2012. №265. P. 16–20.

3. Okabe S., Ueta G., Tsuboi T. Investigation of aging degradation status of insulating elements in oil-immersed transformer and its diagnostic method based on field measurement data // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. 2013. Vol. 20, Iss.1. P.346–355.

4. Гарифуллин М.Ш. Диагностика состояния бумажной изоляции по ИК спектрам отражения и спекрам люминесценции // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2013. №5-6. С. 57–65.

5. Способ контроля технического состояния высоковольтного маслонаполненного электроэнергетического оборудования // Пат. 2461812 РФ, МПК G01N 21/27. / Козлов В.К., Гарифуллин М.Ш. Заявл. 26.04.2011; опубл. 20.09.2012. Бюл. № 26.

6. Объем и нормы испытания электрооборудования [Текст]: СТО 34.01-23.1-001-2017. – Введ. 2017 – 05 – 29. М.: ПАО «Россети», 2017. – 262 с.

7. Menkiti, M.C. Chemically improved Terminalia catcppa L. oil: A possible renewable substitute for conventional mineral transformer oil [Text] / M.C. Menkiti, C.M. Agu, P.M. Ejikeme, O.E. Onyelucheya // Journal of Environmental Chemical Engineering. – 2017. – Vol. 5. – Is.1. – P. 1107 – 1118. – (DOI: doi.org / 10.1016 / j.jecce.2017.01.037).

8. Коробейников С.М. Исследование технологических операций, влияющих на определение концентрации присадки тонол в изоляционном масле высоковольтного оборудования [Текст] / С.М. Коробейников, М.Н. Лютикова // Проблемы региональной энергетики. – 2018. − №36 – С.96 – 105.

9. Козлов В.К. Исследование зависимости коэффициента пропускания и цвета изоляционных масел от их кислотного числа / В.К. Козлов, Д.М. Валиуллина, М.Ш. Гарифуллин // Материалы докл. IV Междунар. Молодежной школы-семинар БИКАМП'03. СПб., 2003. С. 309–313.

10. Гарифуллин М.Ш. Оценка диагностической ценности показателей качества изоляционного масла для систем мониторинга состояния трансформаторов // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2013. №5-6. С. 131–134.

11. Козлов В.К., Гарифуллин М.Ш. Методы оптической спектроскопии в диагностике состоянии изоляции маслонаполненного электрооборудования / В.К. Козлов, М.Ш. Гарифуллин. Казань: Казан.гос. энерг. ун-т, 2013. 192 с.

12. Туранова О.А., Вандюков А.Е., Козлов В.К., Туранов А.Н. Оптика и спектроскопия. 2013. Т. 114. С. 628–631.

Авторы публикации

Валиуллина Дилия Мансуровна – канд. техн. наук, доцент кафедры «Электроэнергетические системы

и сети» (ЭСиС) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Ильясова Юлия Камилевна – старший преподаватель кафедры «Электроэнергетические системы и сети» (ЭСиС) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Козлов Владимир Константинович – д–р физ.-мат. наук, профессор кафедры «Электроэнергетические системы и сети» (ЭСиС) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

References

1. Lipshtein RA, Shakhnovich MI Transformer oil. Moscow: Energoatomizdat, 1983 296 p.

2. Kindersberger J. Materials and Emerging Test Techniques // ELECTRA. 2012. № 265. P. 16–20.

3. Okabe S., Ueta G., Tsuboi T. Investigation of the aging degradation of the insulating elements in the oil-immersed transformer and its diagnostic method based on the field of measurement data // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. 2013. Vol. 20, Iss.1. P.346–355.

4. Garifullin M.Sh. Diagnostics of the state of paper insulation by IR spectra of reflection and luminescence speckle // Izvestiya vuzov. Problems of energy. 2013. № 5-6. P. 57–65.

5. A method for monitoring the technical condition of high-voltage oil-filled electric power equipment // Pat. 2461812 RU, IPC G01N 21/27./. Kozlov V.K, Garifullin M.Sh. Published 20.09.2012. Bul. No. 26.

6. The scope and standards of electrical equipment testing [Text]: STR 34.01-23.1-001-2017. - Enter 2017 - 05 - 29. ¬ M .: PJSC ROSSETI, 2017. - 262 p

7. Menkiti, M.C. Chemically improved Terminalia catcppa L. oil: A possible renewable substitute for conventional mineral transformer oil [Text] / M.C. Menkiti, C.M. Agu, P.M. Ejikeme, O.E. Onyelucheya // Journal of Environmental Chemical Engineering. – 2017. – Vol. 5. – Is.1. – P. 1107 – 1118. – (DOI: doi.org / 10.1016 / j.jecce.2017.01.037).

8. Korobeynikov S.M. Research of technological operations affecting the determination of the concentration of the additive in the insulating oil of high-voltage equipment tononol [Text] / S.M. Korobeynikov, M.N. Lyutikova // Problems of regional energy. - 2018. - №36 - P.96 - 105.

9. Kozlov V.K. Investigation of the dependence of transmittance and color of insulating oils on their acid number / V.K. Kozlov, D.M. Valiullina, M.Sh. Garifullin / / Materials dokl. IV Intern. youth school-seminar BIKAMP'03. St. Petersburg, 2003. P. 309–313.

10. Garifullin M.Sh. Evaluation of the diagnostic value of insulating oil quality indicators for transformer condition monitoring systems. // Proceedings of universities. Problems of energy. 2013. № 5-6. P. 131–134.

11. Kozlov V.K., Garifullin M.Sh. Methods of optical spectroscopy in diagnosing the state of isolation of oil-filled electrical equipment / V.K. Kozlov, M.Sh. Garifullin. Kazan: Kazan. state. power. Univ., 2013. 192 p.

12. Turanova O.A., Vandyukov A.E., Kozlov VK, Turanov AN Optics and spectroscopy. 2013. P. 114. P. 628–631.

Authors of the publication

Dilija M. Valiullina - Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Julia K. Ilyasova - Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Vladimir K. Kozlov - Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Поступила в редакцию ***28 февраля 2018 г..***

© А.Е. Зарянкин, Т. Падашмоганло

(cc) BY

УДК 621.6

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ГАСИТЕЛЕЙ НЕРАВНОМЕРНОСТИ В ТРУБОПРОВОДНЫХ СИСТЕМАХ И ТРАКТАХ ТУРБОМАШИН НА ОСНОВЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

А.Е. Зарянкин, Т. Падашмоганло

Национальный исследовательский университет
Московский энергетический институт, г. Москва, Россия
Tohid.padashi@gmail.com

Резюме: *В статье рассмотрены сравнительные преимущества и недостатки различных типов гасителей неравномерности полей скоростей. Численное исследование проводилось с помощью программного комплекса ANSYS FLUENT. Эффективность гасителей неравномерности полей скоростей определялась исходя из их способности обеспечить равномерное поле скоростей с наименьшим гидравлическим сопротивлением совместно с сильнейшими источниками возмущений, таких как шиберная задвижка и шаровой поворотный клапан. Разработан новый гаситель неравномерности поля скоростей, состоящий из двух перфорированных конических поверхностей, который обладает высокой эффективностью на малом расстоянии от его выходного сечения.*

Ключевые слова: *неравномерность поля скоростей, закрутка потока, динамические нагрузки, пульсация давления, коэффициент гидравлического сопротивления, перфорированный диск, гаситель, трубопроводные системы.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-93-110.*

Для цитирования: *Зарянкин А.Е., Падашмоганло Т. Разработка и исследование гасителей неравномерности в трубопроводных системах и трактах турбомашин на основе математического моделирования // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 93-110. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-93-110.*

DEVELOPMENT AND RESEARCH OF VIBRATION IRREGULARITY IN PIPING SYSTEMS AND PATHS OF TURBOMACHINES ON THE BASIS OF MATHEMATICAL MODELING

A.E. Zaryankin, T. Padashmoghanlo

Moscow Power Engineering Institute, Moscow, Russia
Tohid.padashi@gmail.com

Abstract: *The present paper presents a comparison of the performance of different flow conditioners. The numerical investigation is carried out using ANSYS FlUENT. Flow conditioners efficiency is evaluated on the basis of the ability of these devices to produce a uniform velocity profiles with low pressure loss under high-level disturbance conditions, such as those produced by gate and ball valves. A new flow conditioner device, which consists of two*

perforated conic plates has been designed, and demonstrated a high performance within a short distance downstream of the flow conditioner.

Keywords: *velocity profile non-uniformity, flow swirl, dynamic loads, pressure pulsation, pressure loss coefficient, perforated plate, flow conditioner, piping systems*.

For citation: *A.E. Zaryankin, T. Padashmoghanlo. Development and research of vibration irregularity in piping systems and paths of turbomachines on the basis of mathematical modeling. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp.93-110. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-93-110.*

1. Введение

При движении жидких и газообразных сред в каналах и проточных частях различных устройств неизбежно происходит непрерывная деформация полей скоростей, в результате чего поля скоростей в поперечных сечениях соответствующих каналов практически всегда оказываются неравномерными.

Кроме того, в сложных каналах, где практически невозможно сохранить безотрывное течение рабочих сред, поля скоростей оказываются и нестационарными, соответственно, нестационарными оказываются и поля давлений. К примеру, в системе парораспределения паровых турбин К-800-240 [1] и К-200-130 [2] были зафиксированы пульсации давления с амплитудой Δp = 2,4 МПа и Δp = 1,7 МПа, что составило 10–15% начального давления свежего пара. Также в работе [3] за шиберными задвижками были получены амплитуды пульсации давления, достигающие 10 % абсолютного давления перед задвижкой.

В результате возникают недопустимо большие динамические нагрузки, действующие на все элементы тех или иных устройств и стенки трубопроводов. При этом одновременно резко увеличивается акустическое излучение и кризисным образом растет гидравлическое сопротивление.

В трубопроводных системах источником возникновения неравномерных и нестационарных полей скоростей и давлений являются: регулирующие, запорные, обратные и предохранительные клапаны, дроссельные устройства, сочленение труб различных диаметров, гибы труб и т.д. В результате, во многих случаях (в частности, в трубопроводных системах ТЭС и АЭС) практически отсутствует линейные участки труб со стабилизированным стационарным течением, что исключает возможность установки за ними любых расходомерных устройств.

Наличие закрутки потока или осесимметричных и асимметричных деформаций эпюры скоростей ведет к значительной погрешности при измерении расходов рабочих сред. Соответственно, для устранения этой погрешности приходится либо за источником возмущений обеспечивать длинный линейный участок трубопровода, либо между источником возмущений и расходомером устанавливать гаситель с целью уменьшения дины указанного участка трубопровода и обеспечения равномерного распределения скорости по поперечному сечению непосредственно перед расходомером.

В силу сказанного, трудно переоценить актуальность гашения неравномерности и нестационарности полей скорости, генерируемых в различных устройствах и соответствующих трубопроводах. При решении обозначенной проблемы возможны два пути гашения неравномерности и нестационарности полей скоростей. Первый путь сводится к чисто конструктивным изменениям проточных частей соответствующих устройств с целью исключения причин возникновения нестационарного течения с крупными вихревыми образованиями. В [4] было показано, что оптимизация конструкции приточных прямоугольных тройников позволяет не только обеспечить равномерное поле

скоростей на расстоянии двух диаметров основного трубопровода от плоскости слияния потоков, но и снизить гидравлические сопротивления в 2 раза.

Второй путь предусматривает гашение уже возникших нестационарных течений с резко выраженной неравномерностью полей скоростей в поперечных сечениях каналов. В практическом плане значительно чаще приходится гасить уже возникшее нестационарное течение с очень сложным полем скоростей в поперечных сечениях каналов, где векторное поле скоростей может содержать области с возвратным движением рабочих сред. В этом случае любой способ гашения неравномерности полей скоростей сопровождается в большинстве случаев повышением гидравлического сопротивления за счет внесения в поток дополнительного устройства – гасителя неравномерности.

2. Классификация гасителей неравномерности полей скоростей в трубопроводных системах

В настоящее время в трубопроводных системах применяются различные типы гасителей неравномерности полей скоростей. Для оценки их эффективности используют обычно два критерия:

1) Коэффициент гидравлического сопротивления: $\zeta = \dfrac{\Delta p}{0,5\rho C_{\text{ср.}}^2}$;

2) Степень неравномерности: $\mathrm{K_H} = \dfrac{C_{\max}}{C_{\text{ср}}}$.

где Δp – перепад статических давлений до и после гасителя, ρ – плотность рабочей среды, $C_{\max}$ – максимальное значение скорости в контрольном поперечном сечении и $C_{\text{ср}}$ – среднерасходная скорость.

Существующие гасители неравномерности условно можно разделить на две группы. В первую группу входят гостированные конструкции, описание которых приведено в нормативном документе ГОСТ 8. 586.1-2005. В свою очередь, эта группа делится на два класса: 1) струевыпрямители и 2) устройства подготовки потока (УПП). Струевыпрямители представляют собой устройства, ликвидирующее или значительно уменьшающие завихрения потока, а УПП, кроме указанной функции, обеспечивают устранение осесимметричных или асимметричных деформаций эпюры скоростей потока. Примерами первого класса являются трубчатые струевыпрямители, струевыпрямители *AMCA* и *Etoile*. Для этого класса характерны низкие потери давления (ζ = 0,25–0,75) и необходимость за ними наличия длинных линейных участков трубопровода (не менее 20*D*, *D* – условный диаметр трубопровода), после которых можно устанавливать расходомеры. Ко второму классу относятся перфорированные диски *Zanker*, *NEL Spearman*, *K – Lab NOVA*, УПП *Gallagher* и *Sprenkle*. Для них коэффициент потерь давления меняется в диапазоне от 2 до 14, и требуемая длина линейных участков трубопровода сокращается до 10*D*.

Вторая группа включает в себя различные типы защищенных патентами гасителей, таких как *VORTAB flow conditioners* [5], *Cheng flow conditioners* [6], *SDI flow conditioner* [7], *WESTFALL flow conditioner* [8], перфорированные диски *Law* [9] и *Mitsubishi* [10] и т.д.

В настоящее время имеется значительное количество экспериментальных и численных работ, посвященных исследованию течений в гасителях неравномерности, например [9–16]. Их анализ показывает, что недостатком существующих гасителей неравномерности полей скоростей является либо низкая эффективность выравнивания потока, либо большие потери давления. В принципе идеальный гаситель неравномерности должен иметь низкое сопротивление и обеспечивать максимальное выравнивание полей скоростей на минимальном расстоянии от источника возмущений.

Эффективность гасителя пульсаций давления и, гасителя неравномерности полей скорости определяется тем, в какой мере он способен разрушить крупные вихревые

структуры и, соответственно, смещать основную частоту пульсаций давления в высокочастотную область, где их амплитуда резко снижается под действием сил вязкости движущейся среды. Именно с этих позиций и рассматриваются разрабатываемые и исследуемые далее гасители неравномерности полей скорости и пульсаций давления в движущихся жидких и газообразных средах.

3. Математическая модель

Численное моделирование производилось с помощью программного комплекса *ANSYS FLUENT*, базирующего на численном решении осредненных по Рейнольдсу (по времени) уравнений Навье – Стокса (*RANS*) с учетом уравнения неразрывности и уравнений движения:

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0,$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i}\left[\mu(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}) - \frac{2}{3}\mu\delta_{ij}\frac{\partial u_k}{\partial x_k}\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}(-\rho\overline{u_i' u_j'}).$$

Для замыкания осредненной по Рейнольдсу системы уравнения Навье – Стокса при моделировании течений рабочей среды во всех объектах принималась двухпараметрическая модель турбулентности $k - \varepsilon$ *Realizable* с использованием пристеночной функции (*wall functions*), а алгоритмом решения (*solver type*) был выбран *pressure based* (алгоритм установления), который подходит для решения задач газодинамики в диапазоне изменения числа Маха от нуля до 2–3. Более того, использовался установившийся режим течения (*steady state*).

Для получения точных решений использовалась дискретизация второго порядка точности (*second order upwind*). Алгоритм решения связки уравнения движения и неразрывности (*pressure-velocity coupling*) при моделировании выбрался *coupled*. Значение невязок при дискретизации уравнения неразрывности и осредненных уравнений Навье–Стокса принималось, равным 10^{-3}. Наряду с этим, решение считалось законченным, если разность расходов рабочей среды на входе и на выходе составила не более 1%.

4. Выбор генераторов неравномерности

Рассматривая проблему создания эффективных гасителей неравномерности и нестационарности полей скоростей, следует иметь в виду, что каждый источник генерации неравномерных полей скоростей генерирует определенный вид неравномерности. Соответственно, прежде чем гасить неравномерность полей скоростей, необходимо иметь представление о форме этих полей, прямо зависящей от конкретного источника возмущений. Среди типичных генераторов неравномерности, характерных для трубопроводных систем, исследовались поля скоростей, генерируемые изогнутыми трубами, шиберными задвижками и поворотными шаровыми клапанами.

Сетки расчетной области для всех рассматриваемых объектов были построены с помощью генератора сеток *ANSYS ICEM CFD*. Для повышения качества сеток использовался блочный подход, и ячейки представляли собой гексаэдры. Для наиболее точной симуляции пограничных слоев вокруг стенок создавалась густая сетка с соблюдением необходимого требования к выбранной модели турбулентности по значению $y^+ (30 < y^+ < 100)$. Кроме того, для исследования независимости результатов от густоты сеток создавались сетки разной густоты, и для каждой из них проводилось численное моделирование. К примеру, оптимальный вариант расчетной сетки гиба трубы на 180°, состоящей из 4,8 млн гексаэдрических ячеек, показан на рис.1. В качестве рабочей среды использовался воздух с постоянными плотностью $\rho = 1{,}225$ кг/м^3 и вязкостью $\mu = 1{,}7894 \cdot 10^{-5}$ кг/м. с.

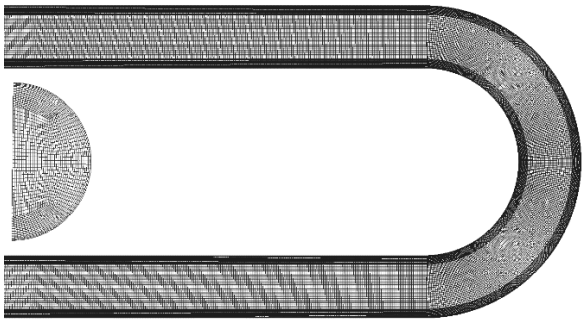


Рис.1. Расчетная сетка гиба трубы на180°

4.1. Верификация численного моделирования

С целью определения степени адекватности и уровня точности численного моделирования в качестве расчетной модели была принята модель гиба трубы на 90° из экспериментальной работы [17], в которой рабочим телом являлся воздух с постоянными плотностью $\rho = 1{,}2647$ кг/м^3 и вязкостью $\mu = 1{,}983 \cdot 10^{-5}$кг/м.с. Исходя из [17] принимались: скорость, равная 8,7 м/с по всему входному поперечному сечению гиба и фиксированное статическое давление, равное атмосферному на выходном граничном сечении.

На рис. 2 и рис. 3 в относительных масштабах показаны расчетное и экспериментальное распределения локальной скорости потока по средней линии $x - x$ и по поперечному сечению на выходной плоскости гиба соответственно. Сравнение расчетного и экспериментального распределений относительных скоростей потока за гибом (рис. 2 и рис. 3) свидетельствует об их удовлетворительном совпадении за исключением выпуклой стенки гиба. Стоит отметить, что расхождение численных и экспериментальных результатов во внутренней выпуклой стенке гиба также было зафиксировано в работах [18,19].

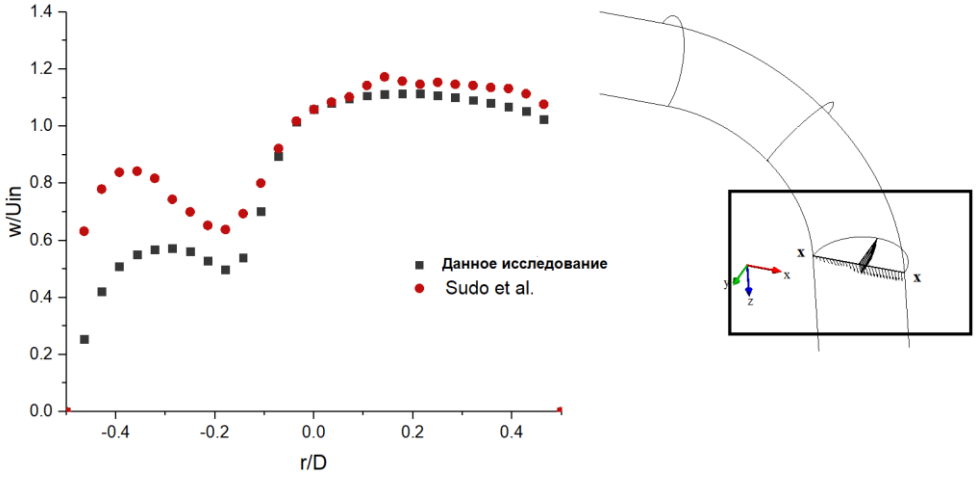


Рис. 2. Сопоставление расчетного и экспериментального распределений относительной скорости потока на выходной плоскости гиба по средней линии $x - x$

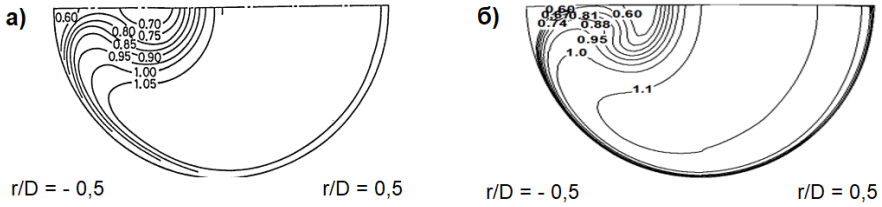


Рис. 3. Распределение относительных скоростей по поперечному сечению за гибом: *а*) экспериментальное [23]; *б*) расчетное (*r* – текущий радиус канала)

Причина несовпадения расчетных и экспериментальных результатов во внутренней стенке гиба объясняется в работе [19] появлением обратного градиента давления в этой зоне при повороте потока.

4.2. Результаты численного моделирования течений в участках поворота потока

Исследование картины течения проводилось при фиксированной скорости потока по входному поперечному сечению, равной 80 м/с (равномерный профиль скорости) и фиксированном статическом давлении, равном атмосферному на выходном граничном сечении рассматриваемых поворотных участков труб. Поля скоростей в контрольном поперечном сечении, расположенном на расстоянии 1*D* трубы от выходной плоскости исследуемых объектов показаны на рис.4.

Расчетное значение степени неравномерности K_H в указанном выше сечении при криволинейном повороте потока на 90° составило 1,11, а при повороте на 180° от первоначального направления максимальная локальная скорость превысила среднерасходную на 17 %. Сильное нарушение картины течения потока произошло при угловом повороте, и в этом случае максимальная скорость оказалась на 55 % больше среднерасходной.

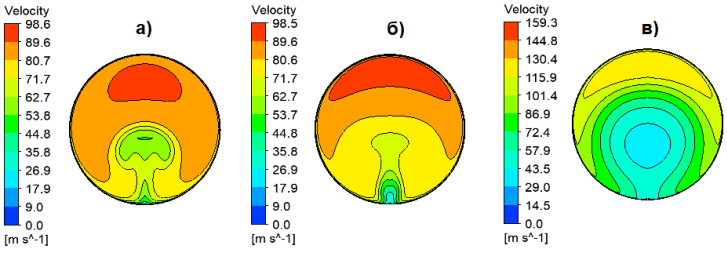


Рис. 4. Поля скоростей в контрольном поперечном сечении: *а*) гиб трубы на 90°; *б*) гиб трубы на 180°; *в*) угловой поворот потока на 90°

Проведенное математическое моделирование течений в рассматриваемых гибах показало, что в их контрольных поперечных сечениях степень неравномерности потока оказалась достаточно низкой и для проверки эффективности гасителей неравномерности полей скорости они не подходят.

4.3. Результаты численного моделирования течений в шиберной задвижке и в шаровом поворотном клапане

Исследования картины течения воздуха через шиберную задвижку, при трех подъемах шибера (на 25, 50 и 75 %), и шаровой поворотный клапан, при его повороте на 45°, проводились при следующих граничных условиях: давление полного торможения во входном граничном сечении трубы принималось равным 1,03 бар, и на срезе выходной трубы статическое давление равнялось атмосферному давлению.

Как и следовало ожидать, при частичном открытии шиберной задвижки за ней устанавливалось очень сложное струйно-вихревое течение с высокой степенью неравномерности K_H (рис. 5 и рис. 6). По мере закрытия шибера эта степень естественно увеличилась, а расход рабочей среды снижался (0,41, 0,23 и 0,13 кг/с соответственно при 75, 50 и 25 % подъемах). Если при подъеме шибера на 75 % в контрольном поперечном сечении, расположенном на расстоянии 1D от шибера, максимальная скорость воздуха превысила среднерасходную на 37 % (K_H=1,37), то при подъеме на половину максимальная скорость в этом сечении оказалась в 3 раза больше среднерасходной (K_H=3,2), а при подъеме на 25 % – в 5 раз больше (K_H=5,6).

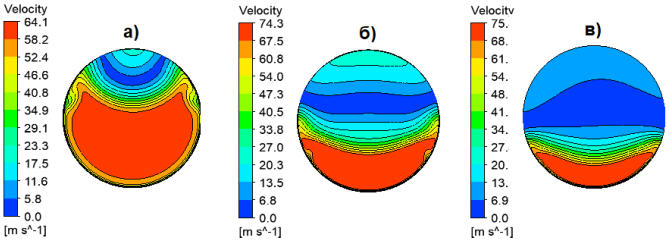


Рис. 5. Поля скоростей в контрольном поперечном сечении: *а*) при подъеме шибера на 75%; *б*) при подъеме на 50%; *в*) при подъеме на 25%

Представление о картине течения воздуха через шаровой поворотный клапан дают линия тока в меридиональном сечении и также поле скоростей в поперечном сечении на расстоянии 1D от выходной плоскости клапана, показанные на рис. 7, где степень неравномерности поля скоростей составила 4,5 в указанном выше поперечном сечении.

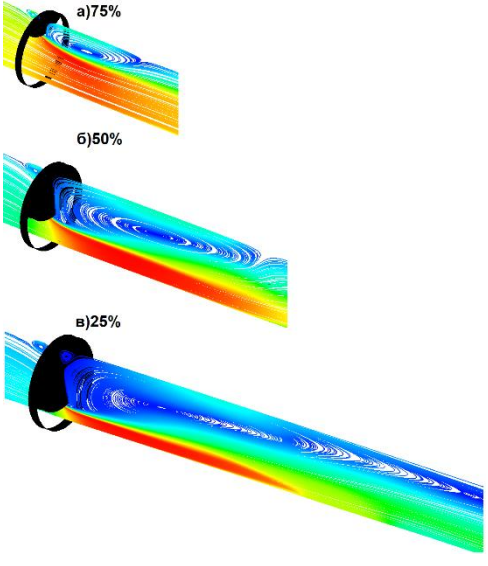


Рис. 6. Линии тока в меридиональном сечении: *а*) при подъеме шибера на 75%; *б*) при подъеме на 50%; *в*) при подъеме на 25%

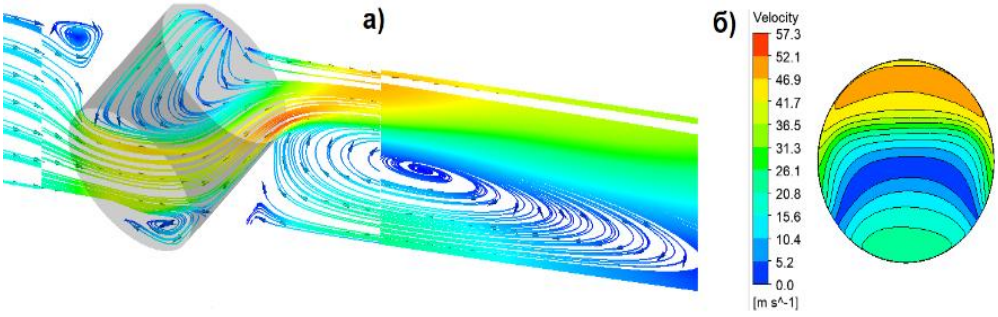


Рис. 7. Результаты моделирования течения в шаровом поворотном клапане при его повороте на 45°: *а*) линии тока в меридиональном сечении; *б*) поле скоростей на расстоянии 1*D* от выходной плоскости клапана

Проведенные расчеты показывают, что степень возмущений рабочей среды за шиберной задвижкой и за шаровым поворотным клапаном очень высока. Соответственно, при поиске наиболее эффективных гасителей неравномерности на первом этапе исследований в качестве исходной неравномерности принималось поле скоростей, которое устанавливалось за шибером при его открытии на 50 %.

5. Численное моделирование течений в гасителях неравномерности полей скоростей

При численном моделировании принимались следующие граничные условия: на входе в расчетную область задавался полностью развитый турбулентный профиль скорости описанным эмпирическим уравнением, полученным на основе опытов И. Никурадзе для гидравлических гладких труб при турбулентном режиме:

$$C = C_{\max}(1 - r/r_0)^{1/n},$$

где $C_{\max} = 80$ м/с; C – текущая скорость; r – текущий радиус; $r_0 = 50$ мм – радиус канала; n – показатель степени, зависящей от числа Рейнольдса, в данном случае n = 7. На выходе из расчетной области задано статическое давление, равное атмосферному.

5.1. Численное моделирование течений в известных гасителях неравномерности

При разработке эффективных гасителей неравномерности в цилиндрических трубах в первую очередь исследовались три наиболее известных гасителя из первой группы, представляющих собой перфорированные диски толщиной 0,125*D* (12,5 мм) (рис. 8) и также патентный гаситель *SDI* из второй группы (рис. 9). Исходя из рекомендаций, приведенных в нормативных документах ГОСТ 8.586.1-2005 и ГОСТ 8.586.2-2005, все перфорированные диски устанавливались на расстоянии трех диаметров трубы после шиберной задвижки, а патентный гаситель *SDI*, согласно [7], – на расстоянии 1*D* от шибера. Все типы исследуемых перфорированных дисков (рис. 8), при исходной степени неравномерности K_H=3,2 за шибером, снижали эту степень до 2,08 – 2,33 при коэффициентах сопротивления K_H=2,95–3,45. При этом выяснилось, что степень гашения неравномерности лишь на расстоянии более 8*D* от дисков уменьшалась до 1,12–1,15. Результаты математического моделирования за шибером в случае установки в трубе указанных дисков показаны на рис. 10 в виде полей скоростей в контрольных поперечных сечениях.

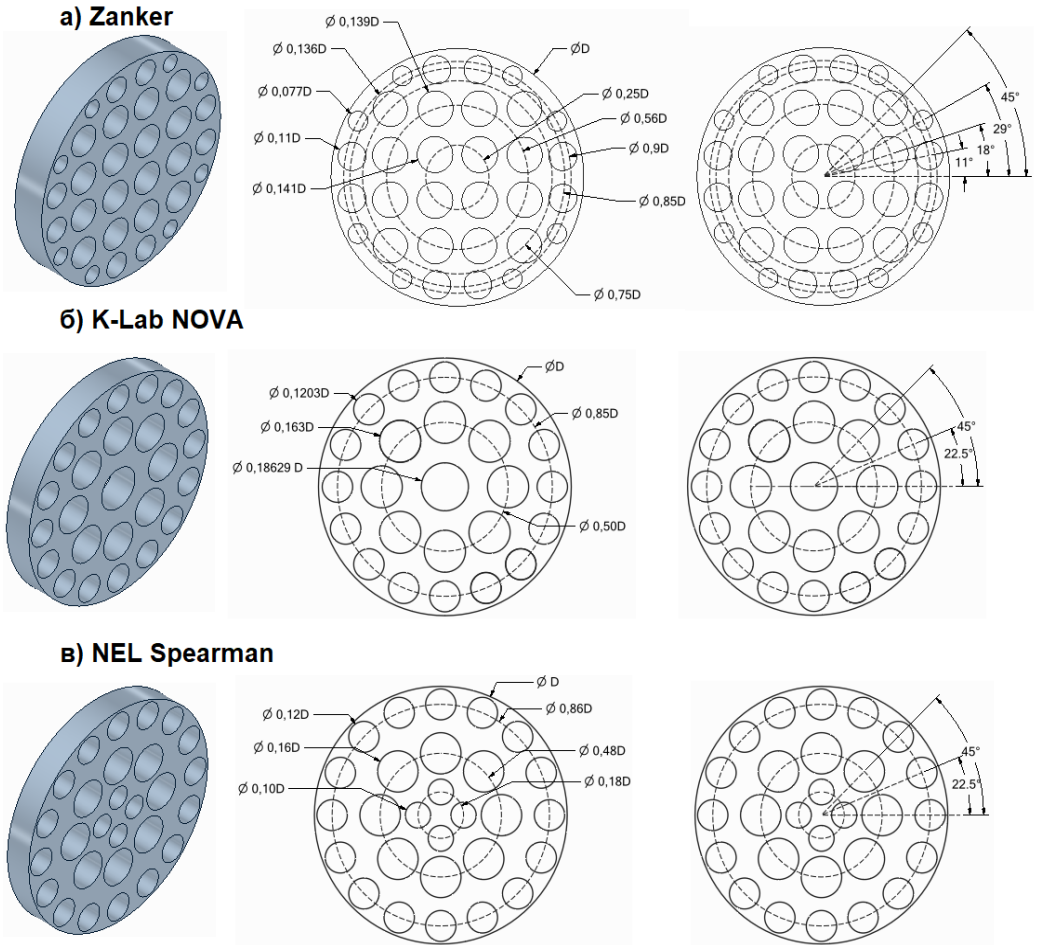


Рис. 8. Конструкция рассматриваемых перфорированных дисков

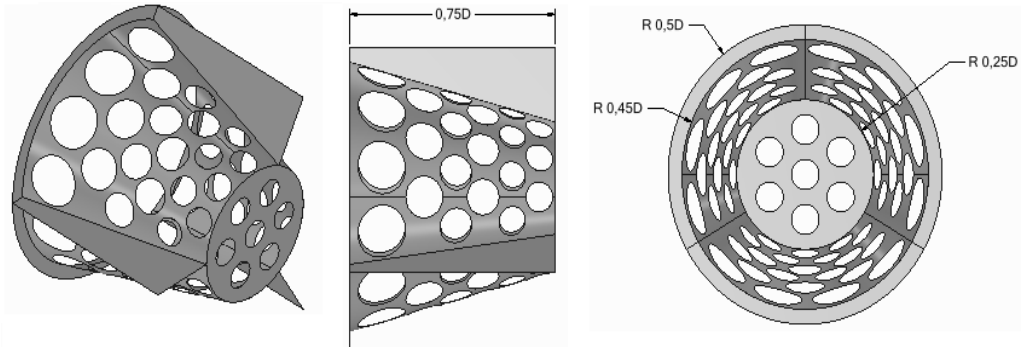


Рис. 9. Патентный гаситель *SDI* [7]

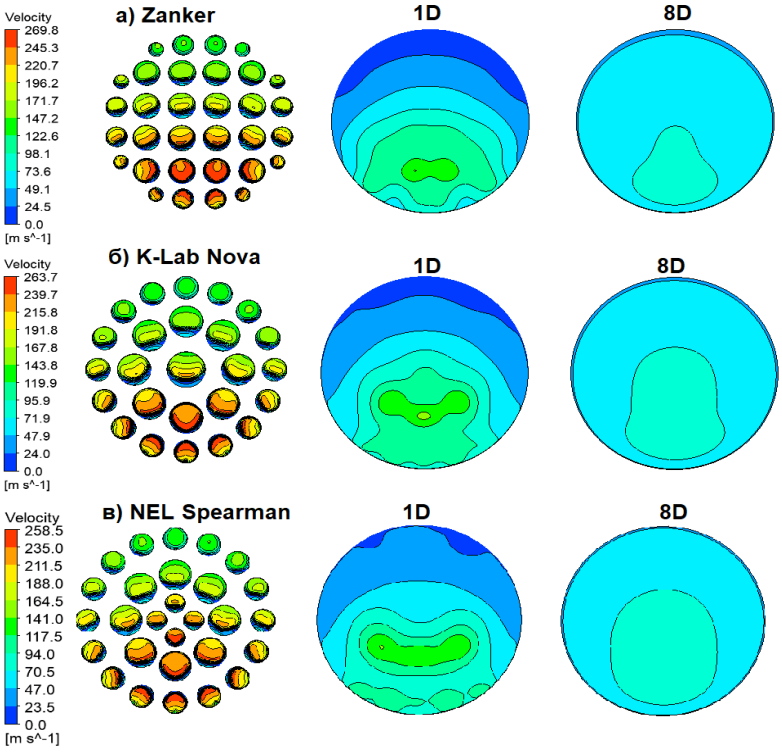


Рис. 10. Поля скоростей в контрольных поперечных сечениях для исследуемых гасителей

Из проведенных исследований следует, что для всех рассматриваемых конструкций перфорированных дисков выравнивание полей скоростей происходит на довольно большом расстоянии от них при разнице между максимальной и среднерасходной скоростями 12 – 15%.

Результаты моделирования патентного гасителя *SDI*, представляющего собой перфорированный отверстиями разных диаметров усечённый конус с тремя ребрами, фиксирующими его положение внутри трубы, показаны на рис. 11 в виде полей скоростей в поперечных сечениях на выходе из гасителя и на расстоянии 1*D* от него, и в виде линии тока в меридиональном сечении. Здесь хорошо видно, что после шибера поток движется вдоль нижней части трубы и практически не растекается в поперечном направлении даже в пределах самого гасителя. В данном случае даже в выходном сечении гасителя имеет место высокая неравномерность поля скоростей, и на расстоянии 1*D* от выходной плоскости гасителя степень неравномерности потока составляет 1,45 при исходной степени неравномерности 3,2 после шибера. Указанная степень на расстоянии 3*D* от гасителя уменьшается до 1,25.

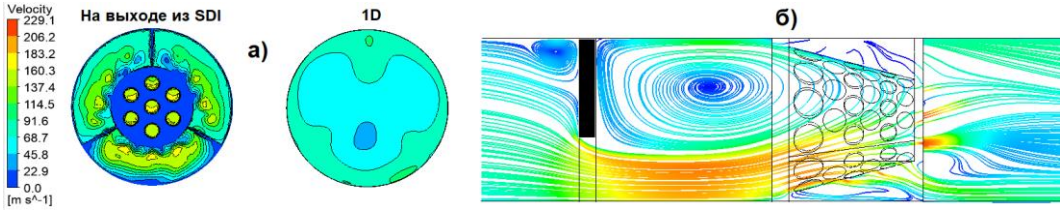


Рис. 11. Результаты моделирования патентного гасителя *SDI* при его установке за шибером

Вместе с тем, при сопоставлении между собой дисковых перфорированных, секционных, кольцевых и пластинчатых гасителей в работе [16] было показано, что наилучшими характеристиками обладают пластинчатые гасители, обеспечивающие существенное снижение исходной неравномерности профиля скорости при низком коэффициенте сопротивления.

Основываясь на этих данных, именно этот тип гасителей был принят нами в качестве базы для гашения крайнее сложного поля скоростей, генерируемого шиберными задвижками при их частичном открытии.

5.2. Численное моделирование течений в пластинчатых гасителях

Исследуемые пластинчатые гасители устанавливались после шиберной задвижки на расстоянии 1D от плоскости шибера в корпус гасителя, цилиндрическая часть которого имеет диаметр, превышающий диаметр основного трубопровода на 50 %. Т.е. на входе в гаситель имеет место внезапное расширение проходной площади, что должно компенсировать ее снижение, вызванное телом гасителей неравномерности. Непосредственно после исследуемого гасителя цилиндрическая часть его корпуса длиной L_1 сопрягается с профилированным конфузором, выходной диаметр которого равняется диаметру последующего трубопровода. Причем длина конфузорного участка L_2 меняется в зависимости от длины самого гасителя. Вся описанная конструкция иллюстрируется рис. 12, где приняты следующие обозначения: *1*–основной трубопровод диаметром 100 мм; *2*–шиберная задвижка; *3*–корпус гасителя; *4*–исследуемый гаситель неравномерности и *5*–выходной конфузор.

Формы исследуемых пластинчатых гасителей показаны на рис. 13. Пластинчатый гаситель первого типа (рис. 13, *а*), представляет собой десять шестиугольных перфорированных пластин, распложенных с равным шагом 10 мм.

Для первого типа пластинчатого гасителя значения L_1 и L_2 принимались соответственно равными 1,4D (140 мм) и 0,75D (75 мм). На рис. 13, *б* показана конструктивная схема пластинчатого гасителя второго типа, составленного из десяти щелевых перфорированных пластин с равным шагом 10 мм. Для этого типа гасителя значения L_1 и L_2 равнялись, соответственно, 1D (100 мм) и 0,75D (75 мм). Рассматривались варианты пластинчатых гасителей без учета толщины перфорированных пластин для первого типа, а для второго типа – с учетом толщины пластин и без нее.

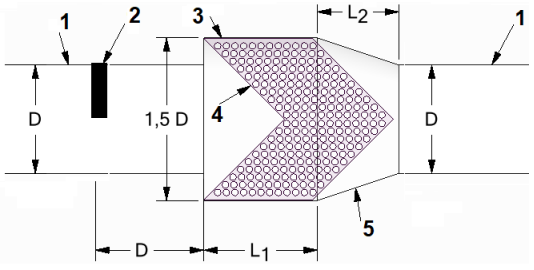


Рис. 12. Расчетная модель исследуемых гасителей: *1*–основной трубопровод диаметром 100 мм; *2*–шиберная задвижка; *3*–корпус гасителя; *4*–исследуемый гаситель неравномерности; *5*–выходной конфузор

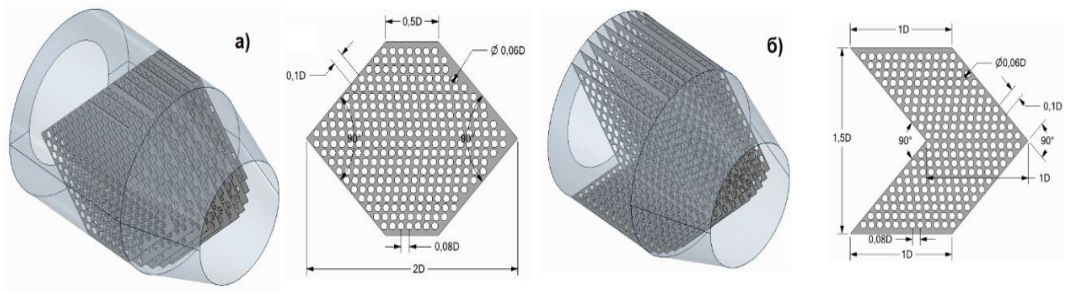


Рис. 13. Исследуемые типы пластинчатых гасителей: *а*) первого типа; *б*) второго типа

Полученные результаты моделирования рассматриваемых пластинчатых гасителей показали сравнительно низкую эффективность гашения неравномерности сложного поля скоростей, генерируемого шиберной задвижкой при ее 50 % открытии. Эти гасители снижали исходную степень неравномерности поля скоростей ($K_Н$ =3,2) до 1,5–2,4 в контрольном поперечном сечении на расстоянии 1*D* от выходной плоскости конфузора при коэффициентах сопротивления 0,65–1,12. Первый тип оказался малоэффективным, и в указанном выше сечении степень неравномерности потока составила 2,4, а только на расстоянии 3*D* от конфузора максимальная скорость на 35 % отличалась от среднерасходной ($K_Н$ =1,35). В то же время использование второго типа обеспечило возможность более интенсивного растекания потока в вертикальном направлении, что снизило степень неравномерности потока до 1,5. При этом выяснилось, что коэффициент гашения неравномерности несколько уменьшился (до 1,35) при учете реальных толщин перфорированных пластин второго типа, но при этом резко вырос их коэффициент сопротивления (с 0,65 до 1,73). Для примера на рис. 14 показана линия тока в меридиональном сечении в проточной части исследуемого участка при использовании пластинчатого гасителя второго типа с толщиной его пластин, равной 2 мм. На этом же рисунке римскими цифрами обозначены сечения, где определялись поля скоростей в поперечном сечении, приведенные на рис. 15. При входе потока в расширительную часть гасителя образовалось устойчивое вихревое течение, которое блокировало основную часть канала, не позволяя потоку растекаться по фронту решетки гасителя.

Проведенные моделирования не позволили выделить гасителя, способного эффективно погасить неравномерность поля скоростей за шиберной задвижкой до уровня, когда степень неравномерности не превысила бы 1,1. В этой связи нами был разработан новый гаситель, описание которого приведено ниже.

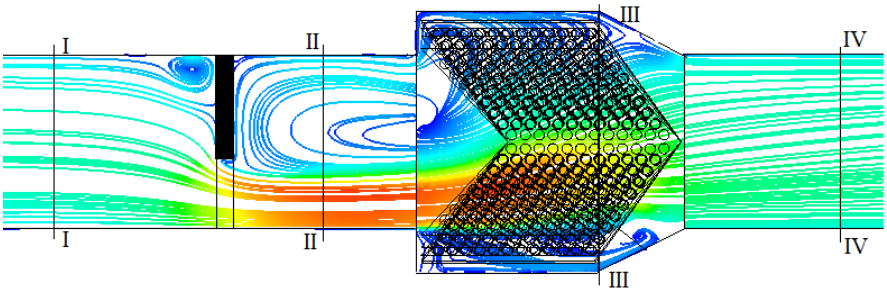


Рис. 14. Линия тока в меридиональном сечении при установке пластинчатого гасителя второго типа с учетом толщины пластин после шиберной задвижки

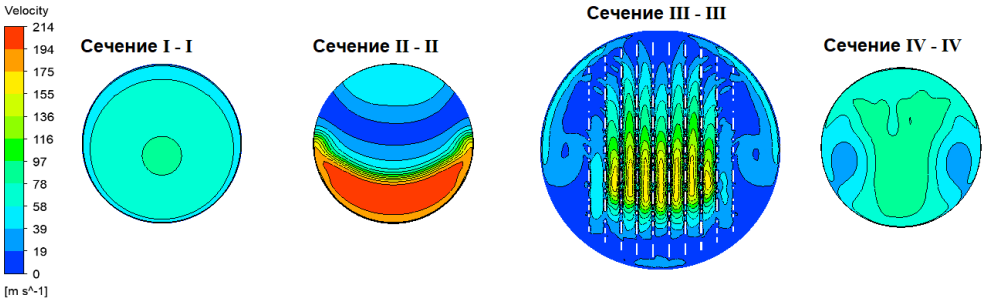


Рис. 15. Поля скоростей в контрольных поперечных сечениях при использовании гасителя второго типа с учетом толщины пластин: сечение I–I на расстоянии 1*D* перед шибером; сечение II–II на расстоянии 0,5*D* после шибера; сечение III–III на выходе из корпуса гасителя; сечение IV–IV на расстоянии 1*D* от конфузора

5.3. Численное моделирование течений в объемных гасителях

Объемные гасители, показанные на рис. 16, представляют собой две перфорированные конические поверхности, соединенные своими основаниями в единый объемный гаситель самых разнообразных неравномерностей полей скоростей. В основу разработки объемного гасителя неравномерности было положено исследование [20], где показано, что по сравнению с дисковыми перфорированными гасителями неравномерности при переходе к коническим поверхностям их сопротивление удается значительно снизить. При этом был учтен чисто эксплуатационный фактор, состоящий в том, что осевой габарит гасителя должен быть по возможности минимальным, а степень гашения неравномерности максимальной. Для учета этих противоречивых требований в первую очередь стремились приблизить эффективную проходную площадь гасителя к площади канала, за которым предполагалось установить гаситель. Согласно проведенным расчетам, этому требованию удовлетворяют коническая поверхность с углом при вершине 45° и проходная площадь перед гасителем, превышающая площадь канала в 1,5 раза. Однако, одиночный конус с перфорированной поверхностью, как было показано в работе [20], в полной мере не выполняет функцию высокоэффективного гасителя неравномерности. В этой связи перешли к объемному гасителю.

Для объемного гасителя рассматривались три его варианта (рис. 16). Их отличительные особенности видны из приведенных рисунков и состоят из различных отверстий перфорации и соединения конусных поверхностей с помощью небольшого цилиндрического кольца. Для всех вариантов длина корпуса гасителя (L_1) составила 1*D* (100 мм), длина выходного конфузора (L_2) для первых двух вариантов принималась равной 0,6*D* (60 мм), а для третьего варианта – 0,5*D* (50 мм).

Первые же результаты математического моделирования течения в системе трубопровод – шиберная задвижка – гаситель – трубопровод показали весьма высокую эффективность нового объемного гасителя. Подобная система обеспечила устойчивое гашение исходной неравномерности с почти постоянной выходной степенью неравномерностью $K_Н$ =1,05–1,07 при коэффициенте сопротивления 2,47–2,82.

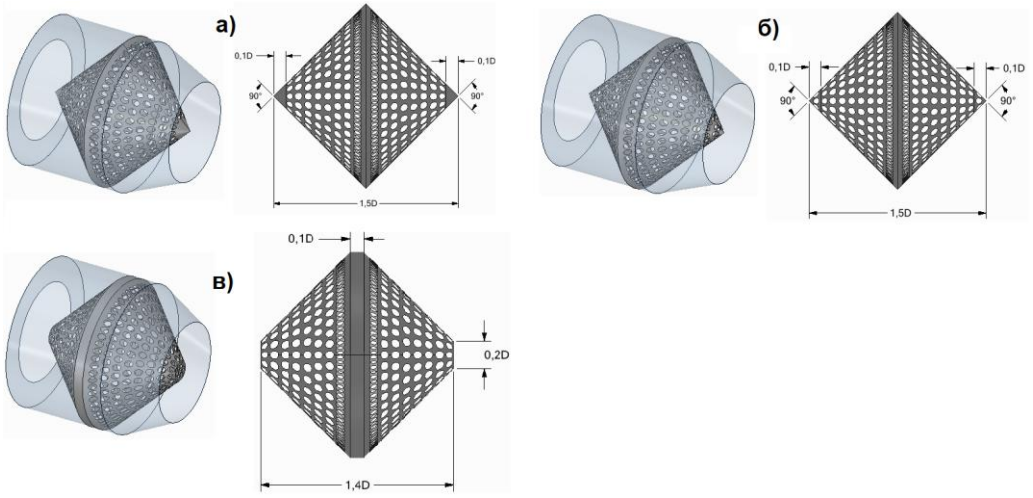


Рис. 16. Объемный гаситель неравномерности: *а*) первый вариант; *б*) второй вариант; *в*) третий вариант

О степени выравнивания исходного неравномерного поля скоростей можно судить по полям скоростей в меридиональном сечении исследуемого отсека трубопроводной системы и в его поперечных сечениях (рис. 17 и рис. 18) для рассматриваемого объемного гасителя второго варианта. Здесь уже на расстоянии 1*D* от выходного сечения гасителя степень неравномерности составила всего 1,05 (поперечное сечение IV–IV) при входной степени неравномерности K_H=3,2 (поперечное сечение II–II). Аналогичные результаты были получены при гашении неравномерности полей скоростей, генерируемых шиберной задвижкой при ее 25 и 75 % открытиях.

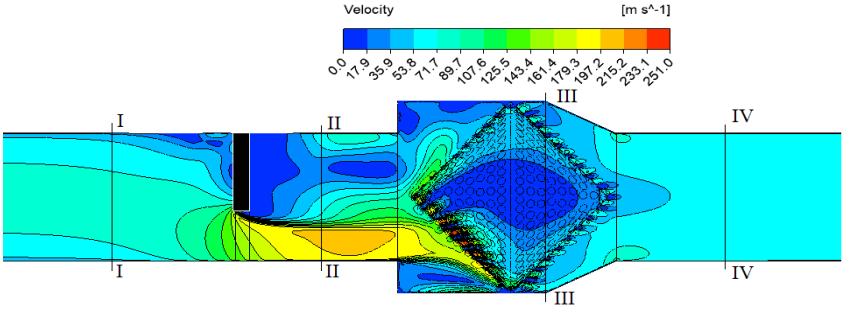


Рис. 17. Поле скоростей в меридиональном сечении при использовании объемного гасителя неравномерности второго варианта

В верхней части за шибером образовалась область интенсивного вихревого движения, блокирующая вход активного потока в камеру гасителя, и эту активную часть потока воспринимала только нижняя поверхность входного перфорированного конуса. Возникающие во внутренней полости гасителя дискретные вихревые образования способствовали распределению рабочей среды по всей внутренней поверхности выходного конуса, обеспечивая за ним, после прохождения конфузорного участка гасителя, равномерное поле скоростей в последующем участке трубопровода. Вся картина деформации полей скоростей, происходящая при движении рабочей среды от сечении I–I до участка, расположенного на расстоянии 1*D* от выхода из гасителя (сечение IV–IV), хорошо видна на рис. 18.

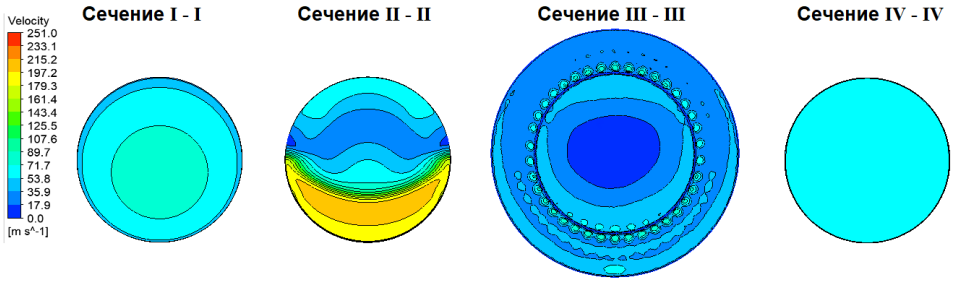


Рис. 18. Поля скоростей в контрольных поперечных сечениях при использовании объемного гасителя второго варианта

В дальнейшем эффективность объемного гасителя также была проверена при его установке за шаровым поворотным клапаном при его повороте на 45°. Полученные результаты моделирования свидетельствовали о том, что и в этом случае за гасителем происходит интенсивное выравнивание полей скоростей. В качестве примера на рис. 19 приведена линия тока в меридиональном сечении в проточной части исследуемого участка, состоящего из входного подводящего трубопровода *1*, поворотного шарового клапана *2*, объемного гасителя *3* и отводящего трубопровода *4*.

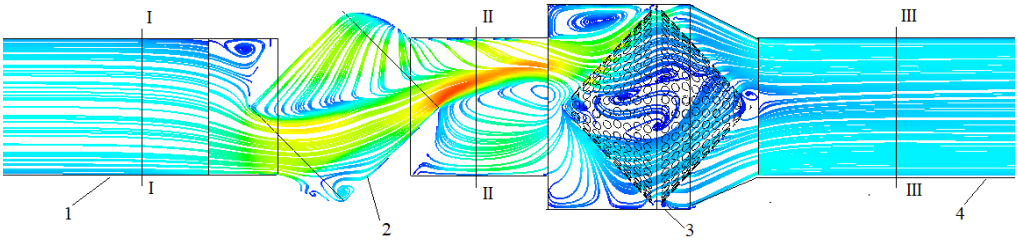


Рис. 19. Линия тока в меридиональном сечении при использовании объемного гасителя после поворотного шарового клапана

В данном случае полное выравнивание поля скоростей произошло на расстоянии 1*D* от плоскости выхода потока из конфузора, где степень неравномерности уменьшилась до 1,05 (поперечное сечение III–III) при входной степени неравномерности K_H=4,5 (поперечное сечение I II) (рис. 20). Таким образом, удалось создать универсальный гаситель, обеспечивающий практически полное выравнивание потока на малом расстоянии от источника генерации неравномерных полей скоростей.

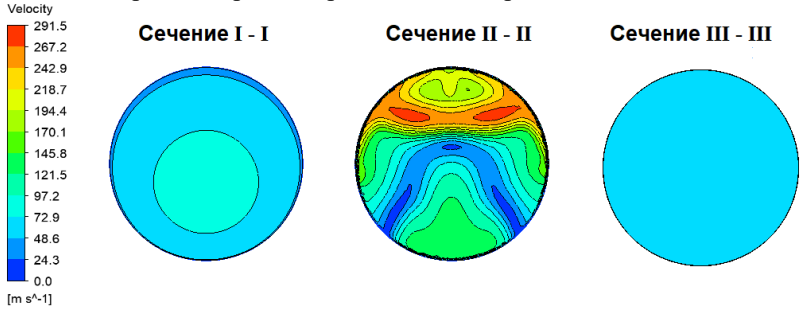


Рис. 20. Поля скоростей в контрольных поперечных сечениях при использовании объемного гасителя после поворотного шарового клапана: сечение I–I на расстоянии 1*D* перед клапаном; сечение II–II на расстоянии 0,5*D* после клапана; сечение III–III на расстоянии 1*D* от конфузора

Выводы

1. Выполнено математическое моделирование течений в таких источниках возмущений, как изогнутые трубы, шиберные задвижки и шаровые поворотные клапаны. На основании проведенного моделирования в качестве максимальных генераторов неравномерности были выбраны шиберные задвижки и шаровые клапаны, генерирующие на частичных открытиях максимально неравномерные поля скоростей, по степени гашения которых и определялась эффективность исследуемых гасителей этих полей.

2. Проведенное математическое моделирование различных модификаций пластинчатых гасителей показало, что все они при сравнительно низком гидравлическом сопротивлении не обеспечивают высокой степени выравнивания поля скоростей даже на расстоянии от источника возмущений, превышающем 5–10 диаметров трубопроводов.

3. Разработан и подробно исследован при различных неравномерных полях скоростей новый объемный гаситель неравномерности, представляющий собой две перфорированные конусные поверхности, соединенные между собой своими основаниями. позволяющий на расстоянии двух диаметров от его выходного сечения обеспечивать разницу между максимальной и среднерасходной скоростями, не превышающую 4–5%. Применение разработанного объемного гасителя неравномерности в системе измерения расходов рабочих сред позволяет резко сократить необходимую длину прямолинейных участков трубопровода перед расходомерными устройствами.

Литература

1. Костюк А.Г., Куменко А.И., Некрасов А.Л. и др. Экспериментальный анализ пульсаций давления в пароподводящих органах турбоагрегата // Теплоэнергетика. 2000. № 6. С.50–57.

2. Касилов В.Ф., Калинин С.В., Гвоздев В.М. и др. Исследование виброактивности регулирующих клапанов системы парораспределения ЦВД паровой турбины К-200-130 // Теплоэнергетика. 2001. № 11. С.13–26.

3. Зарянкин В.А. Аэродинамические методы повышения экономичности и надежности элементов теплотехнического оборудования ТЭС. : дис. … канд. техн. наук. М.: МЭИ, 2000. 190 с.

4. Зарянкин А.Е., Падашмоганло Т., Осипов С.К., Истомин С.А. Расчетно-аналитическое исследование эжекторных тройников // Тяжелое машиностроение. 2018. № 4. С.28–35.

5. VORTAB flow conditioners: http://www.vortab.com/ / (дата обращения: май 2018).

6. Cheng flow conditioners: http://www.chengfluid.com/flow_conditioner / (дата обращения: май 2018).

7. SDI flow conditioner: https://www.badgermeter.de/en / (дата обращения: май 2018).

8. Low headless flow conditioner model 3000: http://westfallstaticmixers.com/ / (дата обращения: май 2018).

9. Laws E.M. Flow conditioning – a new development // Flow Measurement and Instrumentation. 1990. Vol. 1, Issue. 3. P.165–170.

10. Akashi K., Watanabe H., Koga. K. Development of new flow rectifier for shortening upstream straight pipe length of flow meter // In Proc. IMEKO Symp.1979. P.279.

11. Spearman E.P., Sattary J.A., Reader-Harris M.J. Comparison of velocity and turbulence profiles downstream of perforated plate flow conditioners // Flow Measurement and Instrumentation. 1996. Vol. 7, Issue. 3–4. P. 181–199.

12. Frattolillo A., Massarotti N. Flow conditioners efficiency a comparison based on numerical approach // Flow Measurement and Instrumentation. 2002. Vol. 13, Issue. 1–2. P.1–11.

13. Laribi B., Wauters P., Youcefi A. Numerical Investigation of Contribution of Three Flow Conditioners in the Development and Establishment of Turbulent Flows //ASME 2010 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting. 2010. Vol. 2. P.233–238.

14. Melda Özdinç Çarpınlıoğlu, Emrah Özahi. Laminar flow control via utilization of pipe entrance inserts (a comment on entrance length concept) // Flow Measurement and Instrumentation. 2011. Vol. 22, Issue. 3. P. 165–174.

15. Moloney F., Wickramaratne C., Almatrafi E. and et.al. Flow Conditioning Techniques for a Bent Pipe in a Constrained Latent Heat Storage System // ASME 2016 International Mechanical Engineering Congress and Exposition. 2016. Vol. 7.: Fluids Engineering. pp. V007T09A010.

16. Zaryankin A.E., Rogalev N.D., Rogalev A.N. and et.al. New Flow Conditioners as a Means of Enhancing the Reliability and Efficiency of Power Equipment // Modern Applied Science. 2016. Vol. 10, Issue. 2. P.172–184.

17. Sudo K., Sumida M., Hibara H. Experimental investigation on turbulent flow in a circular-sectioned 90-degree bend // Experiments in Fluids. 1998. Vol. 25, No. 1. P. 42–49.

18. Kim J., Yadav M., Kim S. Characteristics of Secondary Flow Induced by 90-Degree Elbow in Turbulent Pipe Flow // Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics. 2014. Vol. 8, Issue. 2. P.229–239.

19. Dutta P., Saha S.K., Nandi N., Pal N. Numerical study on flow separation in 90° pipe bend under high Reynolds number by k-ε modelling // Engineering Science and Technology, an International Journal. 2016. Vol. 19, Issue. 2. P. 904–910.

20. Абу-Талеб Ш.А. Исследование и совершенствование широкоугольных диффузоров с целью повышения эффективности теплотехнического оборудования и элементов паровых турбин : Дис. ... канд. техн. наук. М.: МЭИ, 1994. 149 с.

Авторы публикации

Зарянкин Аркадий Ефимович– д–р техн. наук, профессор кафедры «Паровых и Газовых Турбин» Московского энергетического института (МЭИ). E-mail: ZaryankinAY@mpei.ru.

Падашмоганло Тохид – аспирант Московского энергетического института (МЭИ). E-mail: tohid.padashi@gmail.com.

References

1. Kostyuk A.G., Kumenko A.I., Nekrasov A.L. and et.al. An experimental analysis of pressure pulsations in the steam admission elements of a turbine installation // Thermal Engineering. 2000. Vol. 47, No. 6. P.529–537 (In Russian).

2. Kasilov V.F., Kalinin S.V., Gvozdev V.M. and et.al. A study of the vibrational activity of the control valves in the steam admission system of the HP cylinder in a K-200-130 steam turbine // Thermal Engineering. 2001. Vol. 48, No. 11. P.890–898 (In Russian).

3. Zaryankin V.A. Aerodynamic methods for increasing the efficiency and reliability of heat engineering elements and equipment in power thermal plants : Ph.D. thesis. Moscow Power Engineering Institute. 2000. 190 p (In Russian).

4. Zaryankin A.E., Padashmoghanlo T., Osipov S.K. and Istomin S.A. Computational and analytical investigation of ejector tee junctions / TYAZHELOE MASHINOSTROENIE. 2018. No. 4. P.28–35 (In Russian).

5. VORTAB flow conditioners: http://www.vortab.com/ / (accessed: May 2018)

6. Cheng flow conditioners: http://www.chengfluid.com/flow_conditioner_/ (accessed: May 2018)

7. SDI flow conditioner: https://www.badgermeter.de/en_/ (accessed: May 2018)

8. Low headless flow conditioner model 3000: http://westfallstaticmixers.com/_/ (accessed: May 2018)

9. Laws E.M. Flow conditioning – a new development // Flow Measurement and Instrumentation. 1990. Vol. 1, Issue. 3. P.165–170.

10. Akashi K., Watanabe H., Koga. K. Development of new flow rectifier for shortening upstream straight pipe length of flow meter // In Proc. IMEKO Symp.1979. P.279.

11. Spearman E.P., Sattary J.A., Reader-Harris M.J. Comparison of velocity and turbulence profiles downstream of perforated plate flow conditioners // Flow Measurement and Instrumentation. 1996. Vol. 7, Issue. 3–4. P.181–199.

12. Frattolillo A., Massarotti N. Flow conditioners efficiency a comparison based on numerical approach // Flow Measurement and Instrumentation. 2002. Vol. 13, Issue. 1–2. P.1–11.

13. Laribi B., Wauters P., Youcefi A. Numerical Investigation of Contribution of Three Flow Conditioners in the Development and Establishment of Turbulent Flows //ASME 2010 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting. 2010. Vol. 2. P.233–238.

14. Melda Özdinç Çarpınlıoğlu, Emrah Özahi. Laminar flow control via utilization of pipe entrance inserts (a comment on entrance length concept) // Flow Measurement and Instrumentation. 2011. Vol. 22, Issue. 3. P.165–174.

15. Moloney F., Wickramaratne C., Almatrafi E. and et.al. Flow Conditioning Techniques for a Bent Pipe in a Constrained Latent Heat Storage System // ASME 2016 International Mechanical Engineering Congress and Exposition. 2016. Vol. 7.: Fluids Engineering. pp. V007T09A010.

16. Zaryankin A.E., Rogalev N.D., Rogalev A.N. and et.al. New Flow Conditioners as a Means of Enhancing the Reliability and Efficiency of Power Equipment // Modern Applied Science. 2016. Vol. 10, Issue. 2. P.172–184.

17. Sudo K., Sumida M., Hibara H. Experimental investigation on turbulent flow in a circular-sectioned 90-degree bend // Experiments in Fluids. 1998. Vol. 25, No. 1. P.42–49.

18. Kim J., Yadav M., Kim S. Characteristics of Secondary Flow Induced by 90-Degree Elbow in Turbulent Pipe Flow // Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics. 2014. Vol. 8, Issue. 2. P.229–239.

19. Dutta P., Saha S.K., Nandi N., Pal N. Numerical study on flow separation in 90° pipe bend under high Reynolds number by k-ε modelling // Engineering Science and Technology, an International Journal. 2016. Vol. 19, Issue. 2. P.904–910.

20. Abu-Taleb SH. A. Investigation and improvement of wide – angle diffusers in order to increase the efficiency of heat engineering equipment and elements of steam turbines : Ph.D. thesis. Moscow Power Engineering Institute. 1994. 149 p (In Russian).

Authors of the publication

Arkadiy E. Zaryankin – Power Engineering Institute, Moscow, Russia. E-mail: ZaryankinAY@mpei.ru.

Tohid Padashmoghanlo– Power Engineering Institute, Moscow, Russia E-mail: Tohid.padashi@gmail.com.

Поступила в редакцию ***09 октября 2018 г.***

© А.Н. Борисов, Р.Р. Шириев

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

(cc) BY

УДК 621.32

СВЕТОДИОДНЫЙ ИСТОЧНИК СВЕТА С ПОВЫШЕННОЙ СВЕТООТДАЧЕЙ

А.Н. Борисов, Р.Р. Шириев

Казанский государственный энергетический университет, г. Казань, Россия
dokbore@yandex.ru, shrr@list.ru

Резюме: *Представлена оригинальная конструкция светового прибора со светодиодным источником оптического излучения, световыводящий элемент которого, выполнен в виде полуэллипсоида, что позволяет свести к минимуму пассивные потери излучения кристалла и повысить эффективность излучателя. Светильник может найти применение в качестве точечного источника света в оптико-электронном оборудовании, в качестве осветительного прибора, ночного светильника и других видов световых устройств.*

Ключевые слова: *Светодиод, источник света, повышенная светоотдача, фокальная плоскость, зеркальное покрытие, интерференционное диэлектрическое покрытие, просветляющее покрытие, показатель преломления, коэффициент отражения.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-111-119.*

Для цитирования: *Борисов А.Н., Шириев Р.Р. Светодиодный источник света с повышенной светоотдачей // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 111-119. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-111-119.*

LED SOURCE OF LIGHT WITH HIGH LIGHT CIRCUIT

A.N. Borisov, R.R. Shiriev

Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia
dokbore@yandex.ru, shrr@list.ru

Abstract: *The original design of a light device with an led source of optical radiation, the light-emitting element of which is made in the form of a half-ellipsoid, is presented, which allows to minimize passive losses of crystal radiation and increase the efficiency of the radiator. The lamp can be used as a point light source in optical and electronic equipment, as a lighting device, night lamp and other types of lighting devices.*

Keywords: *LED, light source, increased light output, focal plane, mirror coating, interference dielectric coating, anti-reflective coating, refractive index, reflection coefficient.*

For citation: *A.N. Borisov, R.R. Shiriev. Led source of light with high light circuit. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp. 111-119. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-111-119.*

Введение

Световой прибор со светодиодным источником оптического излучения конструктивно представляет собой многокомпонентное полупроводниковое сложное в изготовлении изделие, способное излучать свет.

Основным элементом такого прибора является светоизлучающий диод, который представляет собой полупроводниковое изделие с электронно-дырочным переходом, формирующий излучение в оптической области спектра в процессе протекания через него электрического тока в условно принятом прямом направлении. Диапазон излучения светодиода в основном зависит от химического состава кристаллов полупроводниковой природы, использованных при его создании.

Впервые, в рамках современной истории, о явлении излучения в оптической области спектра твердотельным светоизлучающим диодом стало известно из официального сообщения, сделанного в 1907 году британским ученым и изобретателем по имени Генри Джозеф Раунд. В своей научной работе он описал так называемую электролюминесценцию, которую он обнаружил, ставя эксперименты над карбидом кремния или карборундом SiC, соединенным с металлом, пропуская через него электрический ток. В месте соединения карборунда с металлом возникало свечение, спектр излучения которого зависел от химического состава металла [1] Чуть позже и более основательно это явление было изучено отечественным ученым и изобретателем по имени Олег Владимирович Лосев.

Одним из главных факторов, определяющих эффективность светового прибора, можно считать его светоотдачу, то есть интенсивность светового выхода, приходящегося на единицу потребляемой мощности прибора, которая определяется как разница между светоотдачей светоизлучающего полупроводникового диода и вынужденными потерями светового потока и электрической энергии в драйвере и проводниках.

Сам по себе, без учета электрических и оптических потерь, белый светодиод сравнительно быстро достиг и даже превзошел по показателю световой отдачи традиционные и зарекомендовавшие себя с хорошей стороны лампы накаливания. К началу двухтысячных годов значение светового выхода белых светодиодов серийного изготовления составляло примерно 20–25 лм/Вт. Для сравнения световая отдача лампы накаливания мощностью до 100 Вт составляла 10–15 лм/Вт, а газоразрядного плазменного люминесцентного источника излучения оптического диапазона, или так называемой люминесцентной лампы, – около 90 лм/Вт.

Одной из проблем при разработке световых приборов на базе светоизлучающих диодов большой мощности является нелинейное снижение светового потока при стремлении увеличить величину удельного тока, приходящегося на единицу площади светодиодного полупроводникового кристалла излучателя. Чуть позднее на базе нового типа полупроводникового светоизлучающего диода из карбида кремния, способного излучать в так называемой коротковолновой синей области спектра, были созданы светодиоды со светоотдачей 70 лм/Вт и выше. В 2006 году на суд научной общественности был представлен полупроводниковый светодиод с рекордным на тот момент световым выходом в 130 лм/Вт.

Конструктивные особенности оптической части многих световых приборов и элементы электрического питания способны снизить световой поток и световую отдачу в целом на 50 % и более. Поэтому наряду с развитием полупроводниковых технологий, с

целью повышения энергоэффективности светового прибора, не менее важными является поиск путей оптимизации его оптической части.

Повысить эффективность работы светоизлучающих диодов, то есть максимально использовать излучение полупроводникового кристалла, разработчики пытаются с момента их создания. Как правило, этот источник света схематично можно представить в виде одного и более полупроводникового кристалла-излучателя, закрытого прозрачным пластмассовым световыводящим элементом, выполненным по форме в виде полусферы (рис. 1).

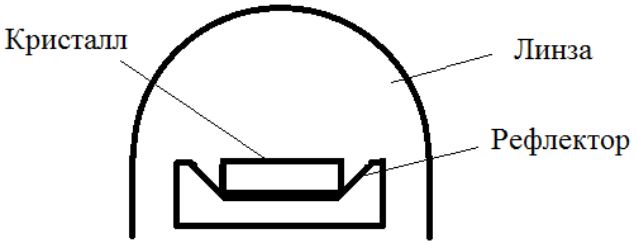


Рис. 1. Схематическое представление светодиодного источника света

Излучатель, как правило, установлен в центре полусферы и технологически склеен в единый излучающий элемент [1]. Исходя из этого представления, главным недостатком такого схематического решения является неполное использование светового потока оптического излучения, испускаемого полупроводниковым кристаллом, который направлен преимущественно в верхнюю полусферу, что несколько ограничивает возможности применения световых приборов на практике. Внесение принципиального изменения в эту классическую оптическую схему светодиодного источника оптического излучения позволит повысить светоотдачу светового прибора не менее чем на 50 %.

Теоретические основы

Попытки повышения эффективности работы светодиодов ведутся в мире постоянно и планомерно. Например, проводятся исследования по совершенствованию геометрии, формы поверхности и показателей преломления непосредственно излучающих кристаллов [2–5]. Это вполне объяснимо, поскольку, материалы кристаллов имеют высокий показатель преломления и, исходя из закона преломления света, открытого в начале XVII века голландским ученым в областях математики, физики и астрономии по имени Виллеброрд Снелл ван Ройен (который, как известно, печатался под псевдонимом Виллеброрд Снеллиус), угол полного внутреннего отражения от вещества, например, с показателем преломления 3,3 будет равен лишь 17º.

Это утверждение имеет место быть благодаря французскому философу, математику, механику, физику Рене Декарту, который использовал результаты многочисленных научных экспериментов Виллеброрда Снеллиуса при написании своего философского трактата «Рассуждение о методе, чтобы хорошо направлять свой разум и отыскивать истину в науках» [2].

Большая часть испускаемого полупроводником светового излучения оказывается локализованной внутри кристалла и вновь поглощается толстой подложкой. Как правило, вернувшиеся в полупроводниковый кристалл электроны не участвуют во вторичной рекомбинации электронно-дырочных пар.

Для уменьшения этих эффектов многочисленными исследователями предложены различные варианты изготовления кристаллов, в частности: использован синтез кристалла на прозрачную подложку, использование кристалла в форме усеченной призмы, использование кристалла конической формы и использование кристаллов со

структурированной поверхностью специальных форм [3–5]. Все предложенные методы совершенствования светоизлучающего кристалла позволяют снизить пассивные потери излучения светодиода, но, по-прежнему, между кристаллом и воздухом остается граница «кристалл»–«световыводящий элемент», который выполнен из материала с низким показателем преломления. Как правило, лучи, выходящие из излучающего элемента, направлены под нормальным углом к пластику или стеклу, не обеспечивая угол полного внутреннего отражения. Поэтому нами предлагается увеличить светоотдачу за счет усовершенствования формы световыводящего элемента. С этой целью нами разработана оригинальная конструкция источника света с оптической системой, имеющей форму поверхности вращения второго порядка с двумя фокальными плоскостями, в одной из которых установлен светодиод в качестве излучателя, а через другую фокальную плоскость выводится полезный световой поток.

В качестве такой поверхности использован полуэллипсоид. Выбор такой формы элемента обусловлен фокальным свойством эллипса [6]. Согласно этому свойству, если источник света поместить в один из фокусов эллипса F_1, то лучи, отразившиеся от эллипса, соберутся в другом его фокусе F_2, как изображено на рис. 2.

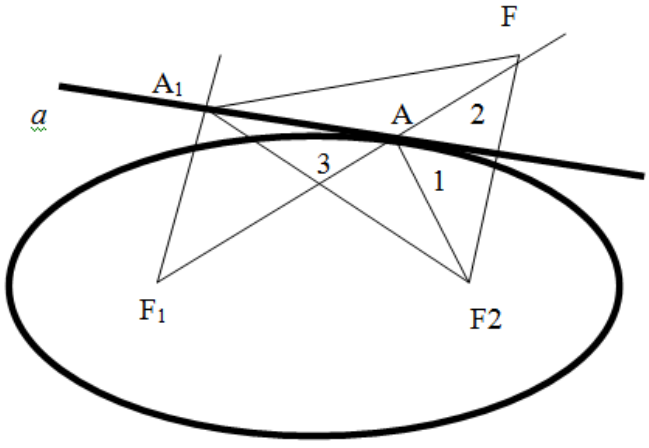


Рис. 2. Схематическое изображение эллипса

В качестве пояснения фокального свойства эллипса на рисунке показано, что если угол падения света равен углу отражения и от кривой свет отражается так же, как от касательной *a*, тогда углы 1 и 2 равны, так как касательная *a* содержит биссектрису угла $F_2 A_1 F$. Углы 2 и 3 равны как вертикальные углы. Следовательно, углы 1 и 3 равны. Поскольку угол падения луча света в точке *A* равен углу 3, то угол отражения будет равен углу 1, то есть луч света после отражения в точке *A* пойдет в направлении $A F_2$. Значит если световыводящий модуль сделать эллиптическим и покрыть светоотражающим материалом, то можно максимально эффективно использовать излучение, выходящее от источника. Для этого необходимо в первом фокусе эллипсоида установить излучатель, а второй фокус использовать как осветитель.

Результаты

Разработана оригинальная конструкция светильника с светоизлучающим полупроводниковым диодом в качестве источника света [7], показанная на рис. 3. Цифрами обозначены: *1*–световыводящий элемент в форме полуэллипсоида; *2*–светодиодный источник света; *3*–поверхность рабочая, которую необходимо осветить; 4–зеркальное покрытие снаружи световыводящего полуэлипсоида; f_1 и f_2 –фокальные плоскости полуэлипсоида; S_1 и S_2 –площадки без зеркального покрытия.

Светильник представлен как устройство, содержащее световыводящий элемент в форме полуэллипсоида с отражающим покрытием, например алюминиевым, и излучающий полупроводниковый светодиод. В области фокальных плоскостей f_1 и f_2 имеются площадки S_1 и S_2 , на которые нанесено просветляющее покрытие.

В случае, если эллипсоид изготовлен из оптического стекла, например К-8, ЛК-5, кварца, то на поверхности можно нанести интерференционное покрытие, коэффициент отражения которого близок к единице. В этом случае спектральный состав света, выходящего из светильника, можно менять в зависимости от структуры интерференционного покрытия.

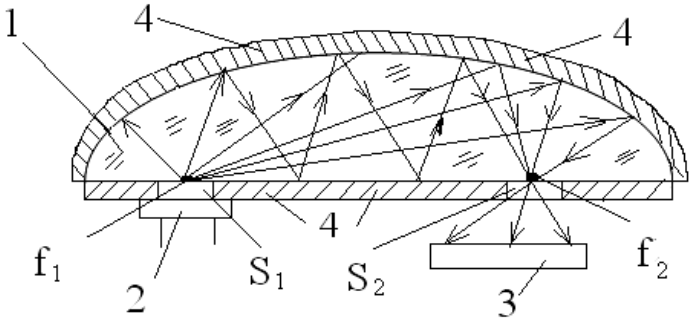


Рис. 3. Схематическое устройство светодиодного светильника

Принцип действия разработанного нами светильника состоит в следующем. Световые лучи, исходящие от светодиода, который установлен в первой фокальной плоскости, достигают поверхности полуэллипсоида и после отражения от нее – плоского основания эллипсоида, а затем, претерпев многократные отражения, за счет основного свойства эллипсоида, соберутся во второй фокальной плоскости, из которой выходят расходящимся пучком, освещая рабочую поверхность.

Предложенный световой прибор способен излучать в любом диапазоне оптической части спектра. Область излучения определяется спектральной областью самого излучающего элемента, т.е. светодиода, пропускающей способностью материала световыводящего элемента и физическими свойствами покрытия, которое нанесено на наружную поверхность устройства. Поэтому нами предлагается дополнительная мера, позволяющая снизить пассивные потери излучения на выходе света из устройства, а именно: нанесение просветляющего покрытия на наружную поверхность световыводящего элемента в области второй фокальной плоскости, формируя так называемое окно.

Принцип действия просветляющих покрытий основан на явлении интерференции, которое было впервые описано в трудах итальянского физика и астронома XVII века Гримальди Франческо Мария [8, 9].

Для этого необходимо выполнение следующих условий. Во-первых, показатель преломления пленки должен быть больше показателя преломления подложки:

$$n_{\text{п}} = \sqrt[2]{n_{\text{пл}}}, \tag{1}$$

где $n_{\text{П}}$, $n_{\text{ПЛ}}$ – показатели преломления подложки и пленки соответственно.

Во-вторых, произведение показателя преломления пленки и толщины пленки равно одной четвертой части длины волны излучения, проходящего через подложку с пленкой:

$$n_{\text{ПЛ}} \cdot d_{\text{ПЛ}} = \frac{\lambda}{4}, \tag{2}$$

где $n_{пл}$ – показатели преломления пленки; $d_{пл}$ – толщина пленки; λ – длина волны излучения, проходящего через подложку с пленкой [10].

Исходя из вышеизложенного, опираясь на предыдущий опыт, описанный нами в ранних работах [11], предлагается защитное просветляющее покрытие выполнять из материала, показатель преломления которого меньше показателя преломления материала световыводящего элемента светового прибора.

Такое просветляющее покрытие одновременно может служить защитой поверхности корпуса светодиода от механических повреждений. На рис. 4 показана спектральная характеристика пропускания световыводящего элемента светодиода без покрытия (кривая *1*) и с нанесенным на его внешней поверхности защитно-просветляющим покрытием (кривая *2*).

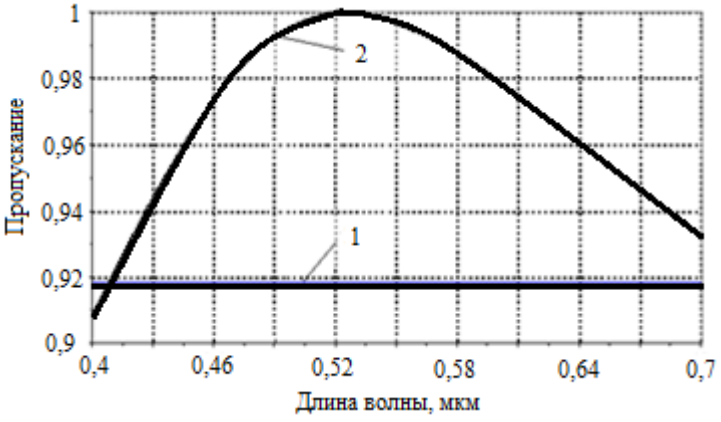


Рис. 4. Спектральная характеристика пропускания световыводящего элемента:
1–без покрытия; *2*–с защитно-просветляющим покрытием

Обсуждение

Анализ спектральных характеристик (рис. 4) показывает, что диапазон длин волн зоны просветления несколько уже области видимого спектра. В некоторых случаях возникает необходимость расширения области просветления на всю видимую область, а иногда и одновременного просветления в соседних областей спектра. Увеличение оптической толщины одного из слоев двухслойной пленки вызывает появление дополнительных флуктуаций минимумов и ухудшение качества просветления. Для просветления выгоднее пользоваться пленками с низкими показателями преломления. Увеличение числа слоев и общей оптической толщины всего покрытия создает условия увеличения области просветления, то есть его ахроматизации. Вопрос аналитического определения параметров трехслойной пленки весьма сложен. Вместе с тем наблюдаются закономерности, позволяющие создать ряд простых схем трехслойных покрытий, обеспечивающих достаточно эффективное просветление широкой полосе спектра.

Ранее была предложена конструкция просветляющего покрытия [12],в которой суммарная оптическая толщина всех слоев пленки составляет одну длину волны. Коэффициент отражения покрытия не превышает 0,5 % во всей области видимого диапазона спектра, которая показана на рис. 5.

Трехслойную ахроматическую пленку целесообразно также использовать для просветления фотооптики, передающей цветное изображение. Приведенные на рисунке кривые спектрального пропускания показывают широкие возможности просветления, но вместе с тем заставляют более внимательно относиться к выбору того или иного покрытия.

В конечном итоге выбор просветляющего покрытия должен решаться дифференцированно в каждом отдельном случае с учетом оптической схемы, марок оптического стекла или пластика, количества преломляющих поверхностей, подвергаемых просветлению и т. д. Особенно существенными являются условия эксплуатации прибора, спектральные характеристики источников света и чувствительности приемников. Наличие светофильтров, отражателей и других компонент, оказывающих влияние на спектральный состав света, проходящего через систему.

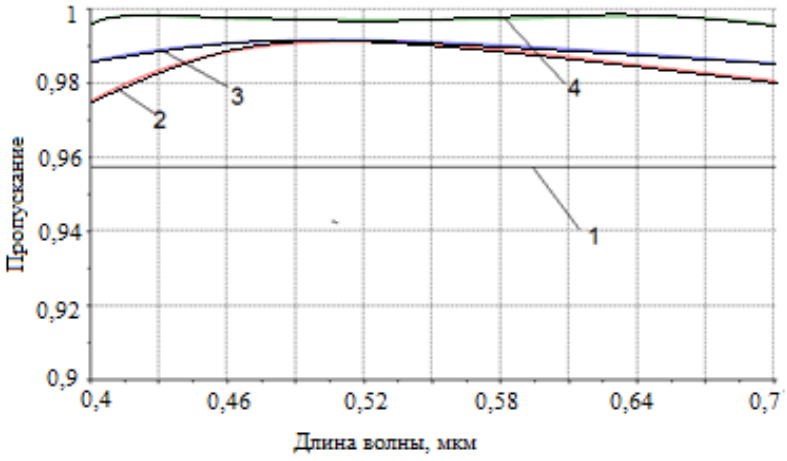


Рис. 5. Спектральные характеристики подложки без покрытия (*1*); после нанесения однослойного просветляющего покрытия (*2*); двухслойного покрытия (*3*) и трехслойного покрытия (*4*)

Примеров, аналогичных приведенным, можно привести достаточно много. Исследователю и конструктору необходимо учитывать спектральные особенности используемых покрытий. В настоящее время нельзя пользоваться только обычно применяемыми способами расчета потерь света на отражение и характеризовать различные просветляющие покрытия «интегральным» значением коэффициента отражения. Во многих случаях это может привести к неправильному использованию методов просветления и ограничению области эксплуатации прибора.

Экспериментальный образец был изготовлен из органического стекла. В качестве источника света использован светодиод типа АЛ-107. На поверхности светодиода в областях фокальных плоскостей, химическим способом, нанесено однослойное просветляющее покрытие из фторида магния ($n_П$ =1,38), оптической толщиной d_0 =0,25 мкм. Оптическая толщина слоя оптимизирована с целью получения максимального коэффициента пропускания в центре видимой области спектра. Просветление выполнено для светоизлучающего диода белого свечения. Для цветных светодиодов удобнее использовать пленки, с узкими областями просветления. Измерение светового потока показало его значительное увеличение по сравнению с потоком излучения светодиода без эллиптического тела.

Заключение

Таким образом, после теоретического обоснования и экспериментально полученного подтверждения гипотезы был создан принципиально новый световой прибор с улучшенными светотехническими характеристиками посредством оптимизации оптических свойств световыводящего элемента, который может найти эффективное применение в различных светотехнических приложениях, начиная с осветительных приборов, заканчивая оптоэлектронными изделиями и устройствами.

Литература

1. Шуберт Ф. Светодиоды/ Пер.с англ.под ред. А.Э Юновича. 2е изд. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2008. 496 с.

2. Храмов Ю.А. Снеллиус Виллеброрд (Snellius, Snell van Royen Villebrord) // Физики: Биографический справочник / под ред. А. И. Ахиезера. Изд. 2-е, испр. и дополн. М.: Наука, 1983. С. 250–400.

3. Гайнутдинов И.С., Азаматов М.Х., Михайлов А.В., Галиев А.Н., Нуруллин И.З., Шушарин С.Н. Гибридное просветляющее покрытие с алмазоподобным слоем // Оптический журнал. 2015. Т. 82, № 1. С.70–73.

4. Schmid W.,Scherer M.,Karnutsch C et and. High-efficiency red and infrared light-emitting diodes using radial outcoupling taper. // IEEE J.Sel.Top. Quantum Electron. 2002. Issue 8. P.256.

5. Hoefler G.E., Vanderwater D.A., DeFevere D.C., Kish F.A., Camras M.D., Steranka F.M., Tan I.-H. Wafer bonding of 50-mm diameter GaP to AlGaP-GaP light-emitting diode wafers. // Applied Physics Letters. 1996. Issue 69. P.803.

6. Жузен Салес, Франсеск Баньюлс. Таинственные кривые. Эллипсы, гиперболы и другие математические чудеса /пер. с исп. М.: Де Агостини. 2014. 160 с.

7. Способ изготовления оптического модуля светодиодного светильника: пат. 2580178 Рос. Федерация. / Черных В.Т., Черных Г.С., Борисов А.Н.; № 2014154320/28; заявл. 30.12.2014 ; опубл. 10.04.2016, Бюл. №10.

8. Храмов Ю.А. Гримальди Франческо (Grimaldi Francesco Maria) // Физики: Биографический справочник / под ред. А. И. Ахиезера. изд. 2-е, испр. и дополн. М.: Наука, 1983. С.92–400.

9. Зубов В.П. Физические воззрения Франческо-Мариа Гримальди (1618—1663) // Вопросы истории естествознания и техники. 2008. N 4. С.3–34.

10. Путилин Э.С., Губанова Л.А. Оптические покрытия: учебник. СПб: Лань, 2010. 268 с.

11. Способ изготовления светодиода: пат. 2574424 Рос. Федерация. / Борисов А.Н., Черных В.Т.; № 2014149017/28; заявл. 04.12.2014; опубл. 10.02.2016, Бюл. №4.

12. Козина Д.Н., Салимуллин М.З. Покрытия для повышения светоотдачи светодиодов // Лучшая студенческая статья 2017: сборник статей XI Международного научно-практического конкурса. В 3 ч. Ч. 1. Пенза: МЦНС Наука и Просвещение, 2017. С. 21–27.

Авторы публикации

Борисов Андрей Николаевич – канд. техн. наук, доцент кафедры «Промышленная электроника и светотехника» (ПЭС) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Шириев Равиль Рафисович – канд. техн. наук, доцент кафедры «Промышленная электроника и светотехника» (ПЭС) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

References

1. Shubert F. LEDs / Per.with English.under the editorship of A. E. Yunovich. 2nd ed. M.:FIZMATLIT, 2008. 496 p.

2. Khramov Yu. a. Snellius Willebrord (Snellius, Snell van Royen Villebrord) // Physicists: a Biographical reference book / ed. by A. I. Akhiezer. – Ed. 2-e, ISPR. and more. Moscow: Science, 1983. P. 250. 400 p.

3. Gainutdinov I.S. Azamatov M.H., Mikhailov A.V., Galiev A.N., Nurullin I.Z., Shusharin S.N. Hybrid antireflective coating with diamond-like layers // Optical journal. 2015. Vol. 82, No. 1. P.70–73.

4. Schmid W.,Scherer M., Karnutsch et And. High-efficiency red and infrared light-emitting diodes using radial outcoupling paper. // IEEE J. Sel.Top. Quantum Electron. 2002. Issue 8. P 256.

5. Hoefler G.E., Vanderwater D.A., DeFevere D.C., Kish F.A., Camras M.D., Steranka F.M., Tan, I.-H. Wafer bonding of 50-mm diameter GaP to AlGaP-GaP light-emitting diode wafers. // Applied Physics Letters. 1996. Issue 69. P.803.

6. Susan Sales, Francesc Banyuls. Mysterious curves. Ellipses, hyperbolas, and other mathematical miracles /translated from Spanish by M. De Agostini. 2014. 160 p.

7. The method of manufacturing the optical module of the led lamp: Pat. 2580178 Grew. Federation. / Black T. V., Black, G. S., Borisov A. N.; No. 2014154320/28; Appl. 30.12.2014 ; publ. 10.04.2016, Byul. No.10.

8. Khramov Yu. a. Francesco Grimaldi (Grimaldi Francesco Maria) // Physicists: a Biographical reference book / ed. by A. I. Akhiezer. ed. 2-e, ISPR. and more. M.: Science, 1983. P.92–400.

9. Zubov V.P. Physical views of Francesco-Maria Grimaldi (1618-1663) // Questions of history of natural science and technology. 2008. N 4. P.3–34.

10. Putilin E.S., Gubanov L.A. Optical coatings: a textbook. Saint Petersburg: LAN, 2010. 268 p.

11. A method of manufacturing a led: Pat. 2574424 Grew. Federation. / Borisov A.N., Black V.T.; No. 2014149017/28; Appl. 04.12.2014; publ. 10.02.2016, Byul. No. 4.

12. Kozina D.N., Salimullin M.Z. Coatings to improve the light output of LEDs / Best student article 2017: collection of articles XI International scientific and practical competition. 3 p. 1. Penza: ICNS Science and Education. 2017. P.21–27.

Authors of the publication

Borisov Andrey Nikolaevich – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Shiriyev Ravil Rafisovich – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Поступила в редакцию ***08 ноября 2018 г.***

© Н.А. Малёв, О.В. Погодицкий

(cc) BY

УДК 622.233.3:62-83(075.8)

СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С ИЗМЕНЯЮЩИМИСЯ ПАРАМЕТРАМИ НАГРУЗКИ

Н.А. Малёв, О.В. Погодицкий

Казанский государственный энергетический университет, г. Казань, Россия
maleeev@mail.ru

Резюме: *Исследование функционирования электрических машин в переходных режимах является актуальной задачей. Моделирование динамических процессов при изменяющихся параметрах нагрузки и вероятностная оценка результатов моделирования позволяют учесть степень влияния этих изменений на переходные характеристики. Показан подход для исследования динамики асинхронного электромеханического преобразователя в условиях внешних и параметрических возмущений и даны рекомендации по его использованию при решении задачи идентификации параметров электрических машин.*

Ключевые слова: *асинхронный электромеханический преобразователь, параметры нагрузки, переходный процесс, моделирование, статистический анализ, математическое ожидание.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-120-130.*

Для цитирования: *Малёв Н.А., Погодицкий О.В. Статистический анализ динамических характеристик асинхронного электромеханического преобразователя с изменяющимися параметрами нагрузки // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 120-130. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-120-130.*

STATISTICAL ANALYSIS OF DYNAMIC CHARACTERISTICS ASYNCHRONOUS ELECTRIC MOTOR WITH CHANGING LOAD PARAMETERS

N.A. Malev, O.V. Pogoditsky

Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia
maleeev@mail.ru

Abstract: *Research of operation electrical machines in transitional mode is an actual task. Modeling dynamic processes with changing load parameters and probabilistic assessment of simulation results allows taking into account the degree of influence of these changes on transient response. An approach to the study of the dynamics of an asynchronous electrical motor under external and parametric perturbations shown. Recommendations was given on the use of this method in solving the problem of identifying the parameters of electric machines.*

Keywords: *asynchronous electrical motor, load parameters, transition process, modeling, statistical analysis, expected value.*

For citation: *N.A. Malev, O.V. Pogoditsky. Statistical analysis of dynamic characteristics asynchronous electric motor with changing load parameters. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp.120-130. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-120-130.*

Исследование динамических характеристик электрических машин является актуальной задачей, поскольку особенности переходных процессов зачастую играют ведущую роль при определении установленной мощности, массогабаритных показателей оборудования и электромагнитных нагрузок электрических машин. Характер переходных процессов зависит от параметров, входящих в уравнения электромеханического преобразования энергии в виде коэффициентов перед переменными состояния, а также от параметров нагрузки. Наиболее показательными являются процессы пуска асинхронных двигателей серии 4А мощностью 10–75 кВт [1].

Следует отметить, что момент нагрузки $M_{\text{с}}$ на валу двигателя в общем случае является случайной функцией или функцией времени [2]. При осуществлении технологических процессов, связанных с обработкой масс, поступающих к исполнительным органам рабочих машин или выходящих от них в виде некоторого продукта, переменными являются инерционные параметры электромеханической системы (масса, момент инерции), например, в приводах рулонов, барабанов, веретен с наматывающимися на них или разматывающимися с них нитями, полотнами, проволоками, лентами.

Целью настоящего исследования является статистический анализ влияния изменений параметров нагрузки (приведенных момента сопротивления $M_{\text{с}}$ и момента инерции J) асинхронного электромеханического преобразователя (АЭМП), описанного системой дифференциальных уравнений (1) в синхронных вращающихся координатных осях x, y [3] на его динамические характеристики.

$$\left.\begin{aligned}
\frac{d\Psi_{1x}}{dt} &= u_{1x} - \frac{R_1 L_2}{L_1 L_2 - L_{12}^2}\Psi_{1x} + \frac{R_1 L_{12}}{L_1 L_2 - L_{12}^2}\Psi_{2x} + \omega_{0\text{эл}}\Psi_{1y};\\
\frac{d\Psi_{1y}}{dt} &= u_{1y} - \frac{R_1 L_2}{L_1 L_2 - L_{12}^2}\Psi_{1y} + \frac{R_1 L_{12}}{L_1 L_2 - L_{12}^2}\Psi_{2y} - \omega_{0\text{эл}}\Psi_{1x};\\
\frac{d\Psi_{2x}}{dt} &= -\frac{R_2' L_1}{L_1 L_2 - L_{12}^2}\Psi_{2x} + \frac{R_2' L_{12}}{L_1 L_2 - L_{12}^2}\Psi_{1x} + (\omega_{0\text{эл}} - \omega_{\text{эл}})\Psi_{2y};\\
\frac{d\Psi_{2y}}{dt} &= -\frac{R_2' L_1}{L_1 L_2 - L_{12}^2}\Psi_{2y} + \frac{R_2' L_{12}}{L_1 L_2 - L_{12}^2}\Psi_{1y} - (\omega_{0\text{эл}} - \omega_{\text{эл}})\Psi_{2x};\\
M &= \frac{p_{\text{п}} L_{12}}{L_1 L_2 - L_{12}^2}(\Psi_{1y}\Psi_{2x} - \Psi_{1x}\Psi_{2y});\\
\frac{d\omega_{\text{эл}}}{dt} &= \frac{M - M_{\text{с}}(t)}{J(t)}.
\end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

В приведенных уравнениях индексы 1 соответствуют потокосцеплениям Ψ, индуктивностям L, активным сопротивлениям R обмотки статора, а индексы 2 – обмотке ротора. Пятое уравнение системы (1) является нелинейным, поскольку электромагнитный вращающий момент M зависит от произведения соответствующих потокосцеплений. Шестое уравнение является уравнением механического равновесия и учитывает параметры нагрузки.

Для детального анализа влияния момента инерции и момента сопротивления на динамику АЭМП построена структурная схема электромеханического преобразования энергии в асинхронном двигателе (рис. 1), из которой следует, что динамические процессы зависят от перекрестных связей, образованных по соответствующим координатам.

Данная схема позволяет проанализировать тенденции изменения выходных координат асинхронной машины (момента M и скорости ω) при изменении указанных параметров нагрузки. Параметры модели задаются в командном окне *MatLab* и могут быть произвольно изменены в соответствии с решаемой задачей.

Паспортные данные и необходимые значения параметров двигателя типа 4А180М4 представлены в табл. 1 [1].

Таблица 1

Паспортные данные и значения параметров двигателя 4А180М4

$U_ф$, В	$2p_п$	R_1, Ом	R_2, Ом	L_1, Гн	L_2, Гн	L_{12}, Гн	$J_{дв}$, кг·м^2
220	4	0,16	0,078	0,05	0,051	0,0489	0,2245

Примем к рассмотрению гипотезу, что момент сопротивления и момент инерции нагрузки являются случайными величинами с нормальным законом распределения.

Для расчета случайного распределения приведенного момента инерции воспользуемся следующей программой в *MatLab*:

*J*min=0,2245; % нижняя граница диапазона;

*J*max=0,3143; % верхняя граница диапазона;

*J*var=*J*min+(*J*max-*J*min)*rand(1,30) % матрица случайных значений размерностью (1x30).

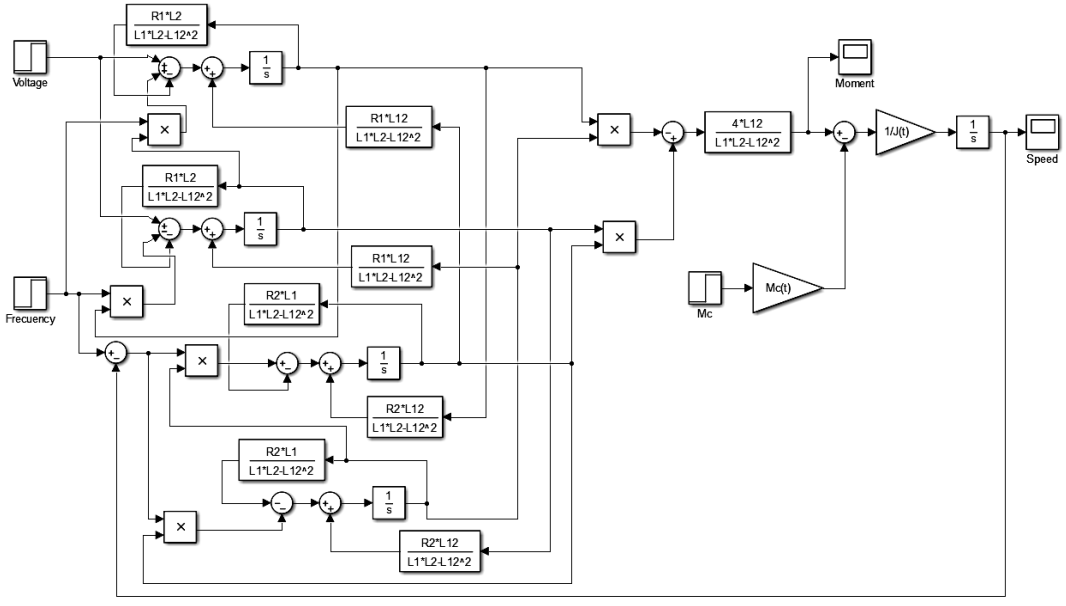


Рис. 1. Структурная схема электромеханического преобразования энергии в асинхронном двигателе

График изменений момента инерции показан на рис. 2.

Рис. 2. График изменений момента инерции

Аналогично рассчитаем момент нагрузки:

*Mc*min=30; % нижняя граница диапазона

*Mc*max=70; % верхняя граница диапазона

*Mc*var=*Mc*min+(Mcmax-*Mc*min)*rand(1,30) % матрица случайных значений размерностью (1x30).

График изменений момента нагрузки показан на рис. 3.

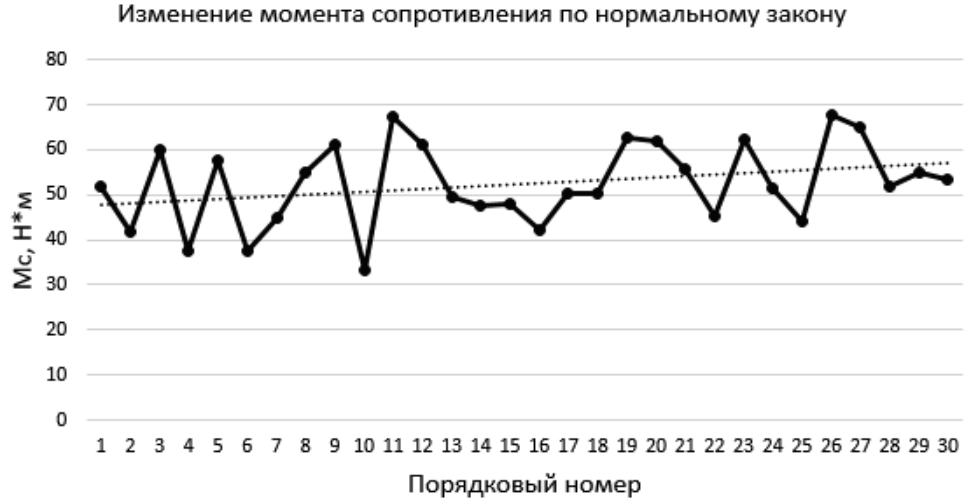


Рис. 3. График изменений момента нагрузки

Полученные 30 значений изменяющихся величин задаем в виде вектора-строки в блоках *Gain* $M_c(t)$ и $1/J(t)$ (см. рис. 1).

Для моделирования пуска АЭМП с переменными моментом нагрузки и моментом инерции целесообразно осуществить дискретную аппроксимацию аналоговой структуры, показанной на рис. 1, что позволяет получить устойчивый процесс решения в виде графиков выходных переменных M и ω при условии задания 30 значений M_c и J согласно нормального распределения.

В соответствии с методом трапеций выходная координата

$$y(n) = y(n-1) + K[t(n) - t(n-1)][u(n) + u(n-1)]/2,$$

т.е. блоки непрерывных интеграторов $1/s$ заменяем на блоки интеграторов дискретного времени *Discrete-Time Integrator* с периодом дискретности 0,001 с. Данное обстоятельство позволит получить массив данных результатов моделирования в табличной форме для дальнейшей статистической обработки.

С целью сохранения результатов моделирования в рабочей области (*Workspace*), необходимо на панели *Parameters* осциллографа *Scope* во вкладке *History* отметить действие *Save Data to workspace* (рис. 4). Результаты будут доступны в рабочей области в виде массивов *ScopeData* (рис. 5).

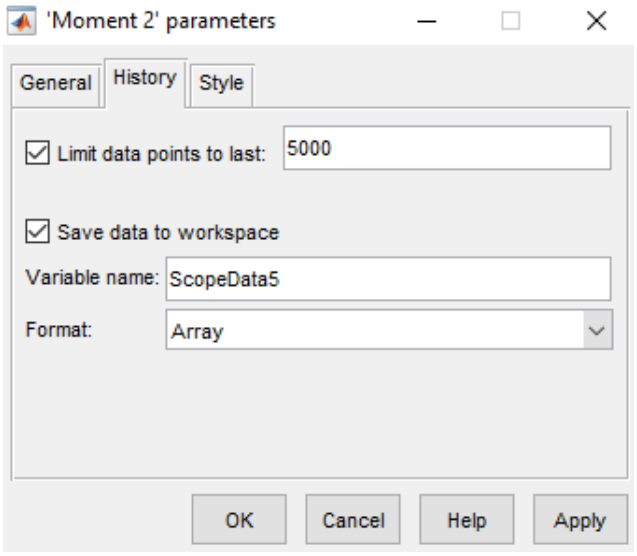


Рис. 4. Окно модели блока *Scope*

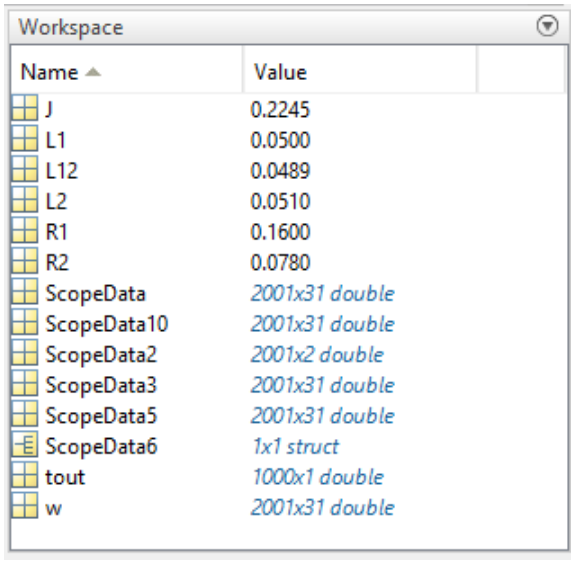


Рис. 5. Окно рабочей области (workspace)

Графики переходных процессов пуска при различных значениях параметров нагрузки показаны на рис. 6–9.

Анализ результатов моделирования показывает, что указанные изменения сказываются на установившихся значениях скорости вращения ω и вращающего момента *M*, а также влияют на время пуска АЭМП и колебательность переходного процесса.

На рис. 8, 9 показаны графики переходных процессов, характеризующих дополнительное движение под действием изменяющихся параметров нагрузки.

Невязку можно представить в виде выражения

$$\Delta X(t) = X_{\text{э}}(t) - X_{\text{возм}}(t) ,$$

где координата $X_{\text{э}}(t)$ отражает эталонный переходный процесс, а $X_{\text{возм}}(t)$ – переходный процесс при наличии возмущения.

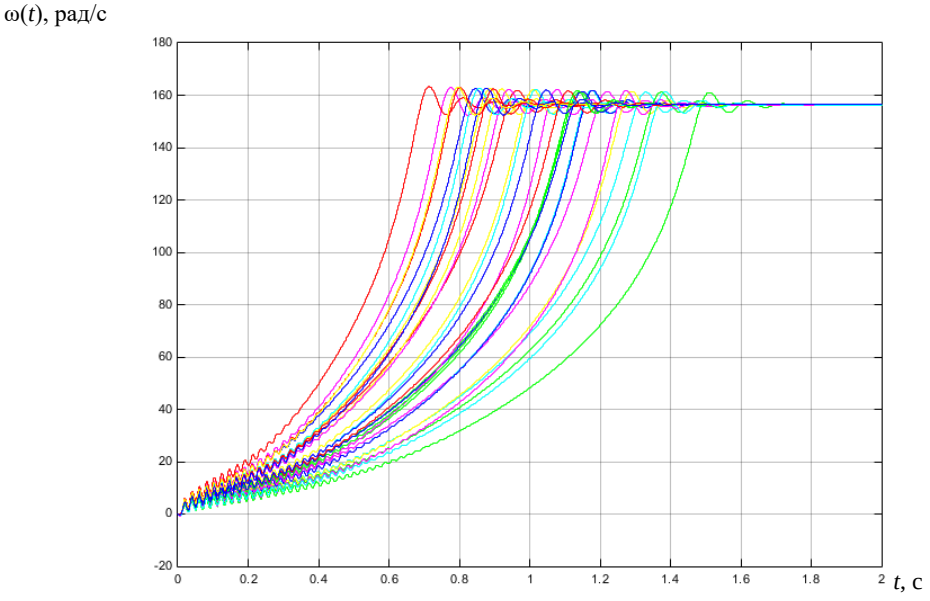


Рис. 6. Графики зависимостей ω(*t*) при пуске

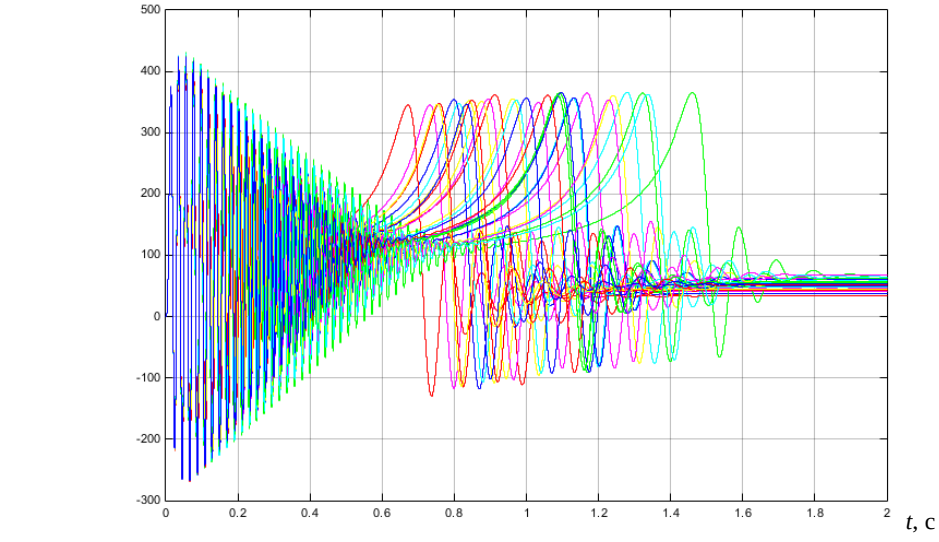


Рис. 7. Графики зависимостей *M*(*t*) при пуске

Полученные графики позволяют провести детальный статистический анализ с определением математического ожидания и среднеквадратического отклонения.

Сохраненные данные необходимо транспонировать с применением апострофа (E = A'; % E – транспонированная матрица A) для получения массива размерностью 31x2001, где значение 2001 соответствует номерам отсчётов k = 0…2001. Переход к единицам времени осуществляется по формуле $t = k/1000$.

Статистический анализ результатов моделирования выполняется согласно приведенной программы с помощью соответствующих операторов.

```
v=[·]; % значения скорости вращения размерностью 2001x31
w=v'; % значения скорости вращения размерностью 31x2001
mw=mean(w); % математическое ожидание скорости вращения
plot(mw) % график математического ожидания скорости вращения
```

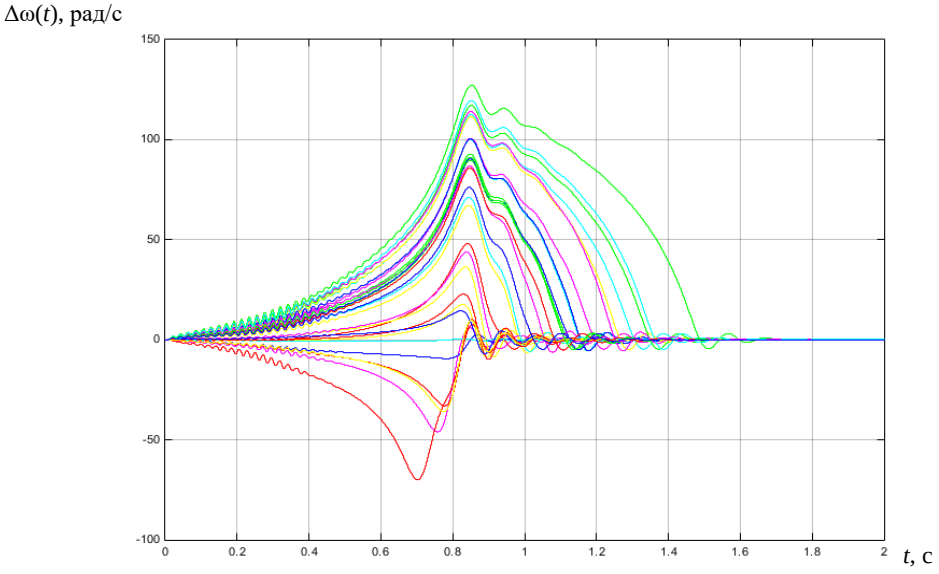


Рис. 8. Графики невязки Δω(t), характеризующие дополнительное движение

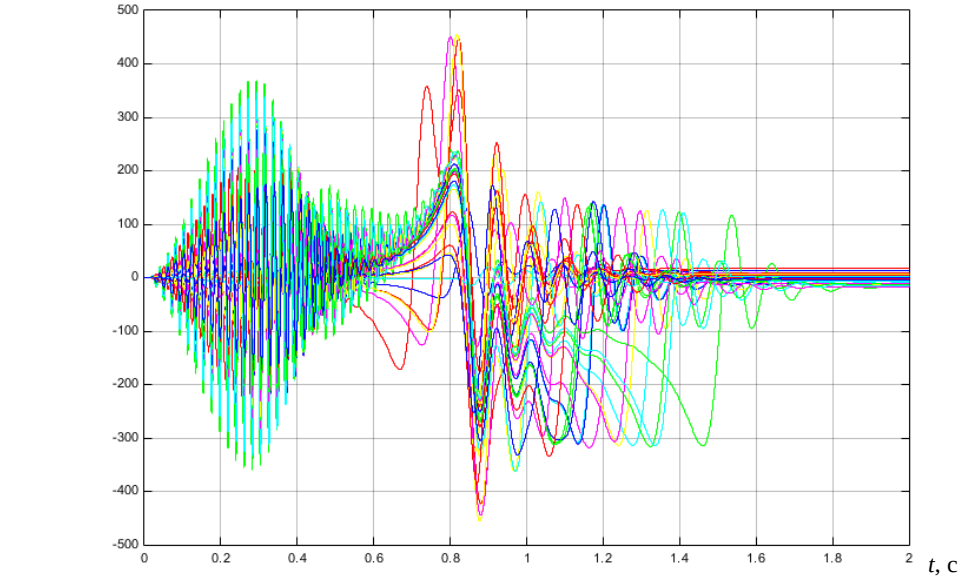


Рис. 9. Графики невязки ΔM(t), характеризующие дополнительное движение

```
dv=[·]; % значения невязки скорости вращения размерностью 2001x31
dw=dv'; % значения невязки скорости вращения размерностью 31x2001
mdw=mean(dw); % математическое ожидание невязки скорости вращения
plot(mdw) % график математического ожидания невязки скорости вращения

Sw=std(w); % среднеквадратическое отклонение скорости вращения
plot(Sw) % график среднеквадратического отклонения скорости вращения

Sdw=std(dw); % среднеквадратическое отклонение невязки скорости вращения
plot(Sdw) % график среднеквадратического отклонения невязки скорости вращения
```

Аналогичные программы записываются для вероятностной оценки изменений вращающего момента.

Результаты моделирования представлены на рис. 10 – 13.

На рис. 10 показан график математического ожидания скорости вращения

$$m_x = \bar{\omega} = \frac{\omega_1 + ... + \omega_i + ... + \omega_n}{n}, \; n = 30$$

в зависимости от дискретных отсчетов k. Переход к единицам времени осуществляется по формуле $t = k/1000$.

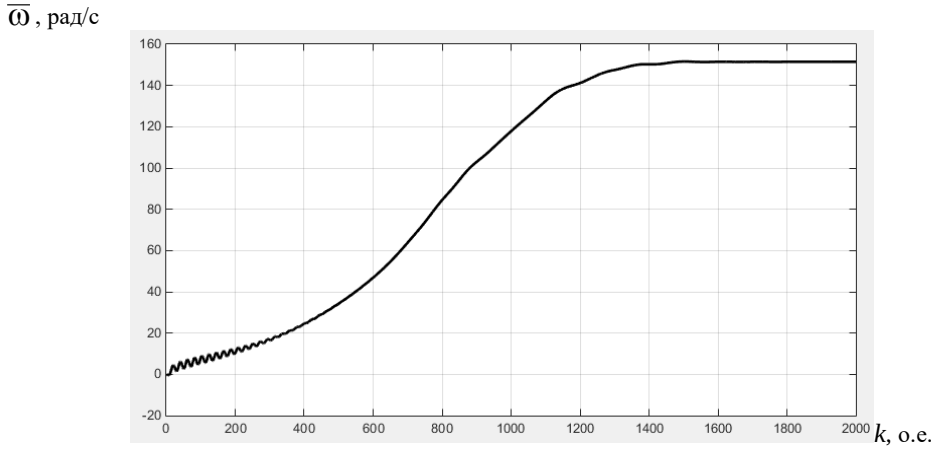


Рис. 10. График математического ожидания скорости вращения ω

Из рисунка видно, что график математического ожидания ω АЭМП характеризуется отсутствием перерегулирования и установившимся значением 153 рад/с, что соответствует среднему значению скорости вращения при случайных изменениях параметров нагрузки. Время установления «усредненного» переходного процесса относительно велико и составляет около 1,5 с, т.е. отвечает максимальному первому времени достижения установившегося значения при исследуемых изменениях параметров нагрузки (см. рис. 6).

Рис. 11 иллюстрирует среднее значение невязки скорости вращения, максимальная величина которого достигает 62 рад/с через 0,83 с. Математическое ожидание невязки $\Delta\bar{\omega}$ положительно во всем диапазоне времени моделирования, что говорит о преобладающем влиянии на характер переходного процесса по скорости вращения изменений момента инерции, поскольку последний варьировался от минимального значения только в сторону увеличения, способствуя увеличению длительности переходного процесса и обусловливая положительный знак невязки. Установившееся значение математического ожидания $\Delta\bar{\omega}$ равно нулю.

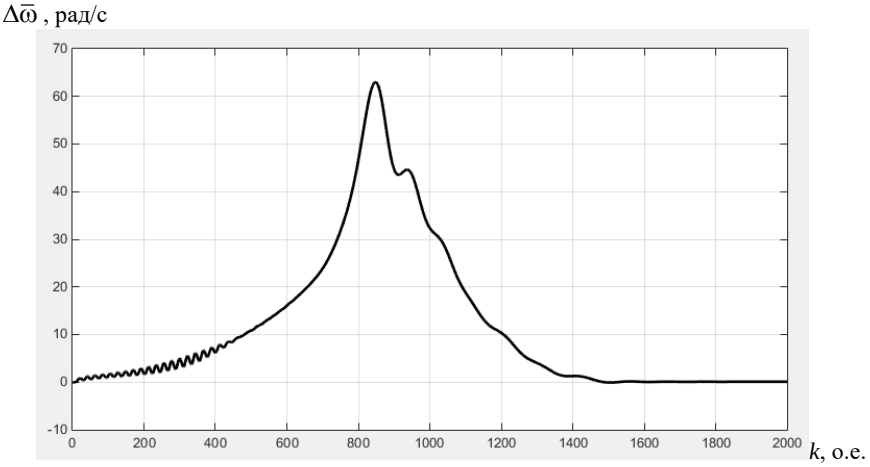


Рис. 11. График математического ожидания невязки скорости вращения

Рис. 12. График математического ожидания вращающего момента M

График математического ожидания вращающего момента характеризуется меньшими значениями положительного и отрицательного максимумов момента по сравнению с графиками на рис. 7, а также «сглаженностью» переходного процесса, т.е. отсутствием выраженных колебаний при пуске на 0,6…1,6 с моделирования. Среднее установившееся значение момента составляет около 50 Н·м, что соответствует номинальной нагрузке.

Показанный на рис. 13 график иллюстрирует влияние вариаций момента нагрузки $M_{\text{с}}$ и характеризуется нескомпенсированными знакопеременными колебаниями на 0,8…0,9 с моделирования. При этом среднее установившееся значение невязки стремится к нулю, т.е. изменения $M_{\text{с}}$ в заданном диапазоне не являются критичными.

Предложенный подход для исследования влияния вариаций параметров нагрузки позволяет обеспечить проведение статистического анализа математической модели электрической машины и на его основании определить косвенные зависимости, необходимые для идентификации параметров при воздействии внешних и параметрических возмущений, обусловленных особенностями эксплуатации АЭМП.

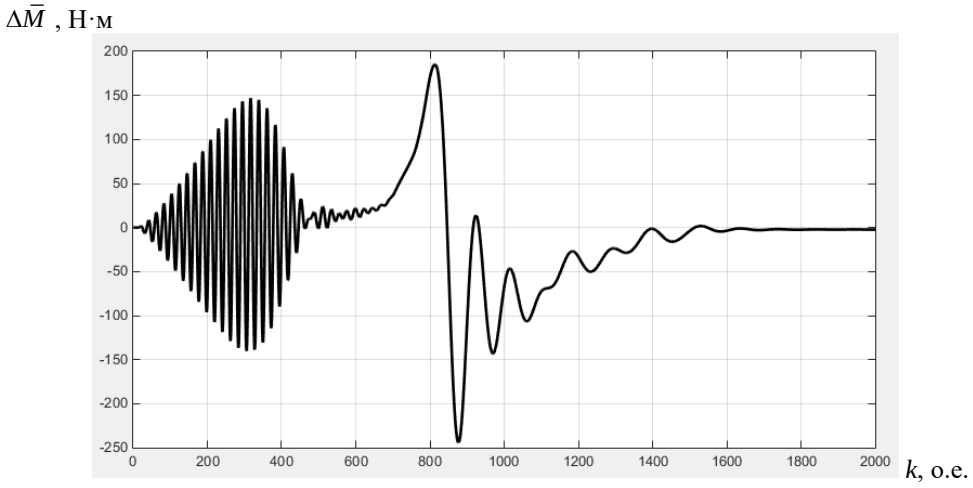


Рис. 13. График математического ожидания невязки ΔM

Литература

1. Копылов И.П. Математическое моделирование электрических машин: Учеб. для вузов. 3-е изд., перераб. и доп. / И.П. Копылов. М.: Высшая школа, 2001. 327 с.: ил.

2. Мелкозеров П.С. Энергетический расчет систем автоматического управления и следящих приводов / П.С. Мелкозеров. Москва: Энергия, 1968.

3. Ключев В.И. Теория электропривода: Учеб. для вузов. 2-е изд., перераб. и доп. / В.И. Ключев. М.: Энергоатомиздат, 2001. 704 с.: ил.

4. Герман-Галкин С.Г. Matlab&Simulink. Проектирование мехатронных систем на ПК / С.Г. Герман-Галкин. СПб: Корона-Век, 2014. 368 с.

5. Литовченко В.В., Малютин А.Ю., Невинский А.В. Анализ работы вспомогательных машин на электровозах переменного тока // Электроника и электрооборудование транспорта. 2015. №1. С 36–40.

6. Пустоветов М.Ю. Имитационное моделирование вспомогательного асинхронного электропривода электровоза // Вестник Приамурского государственного университета им. Шолом-Алейхема. 2015. №2 (19). С. 67–78.

7. Погодицкий О.В., Малёв Н.А. Проектирование мехатронных систем. В 2 ч. Ч. 1. Анализ и синтез: учебное пособие / О.В. Погодицкий, Н.А. Малёв. Казань: Казан. гос. энерг. ун-т, 2018. 312 с.

8. Статистический анализ моделей с переменной структурой/ С.А. Айвазян, А.Н. Березняцкий, Б.Е. Бродский, Б.С. Дарховский // Прикладная эконометрика. 2015. Т. 39, № 3. С. 84–105.

9. Benidris M., Cai N., Mitra J. A fast transient stability screening and ranking tool. Proceedings of the Power Systems Computation Conference (PSCC'14), Wroclaw, Poland, August. 2014.

10. Mitra J., Benidris M. and Cai N. Use of homotopy-based approaches in finding Controlling Unstable Equilibrium Points in transient stability analysis // IEEE Power Systems Computation Conference (PSCC), pp. 1–7, June 2016.

11. Oluic M., Ghandhari M. and Berggren B. Methodology for rotor angle transient stability assessment in parameter space.// IEEE Trans. Power Syst. Vol. 32, No. 2. P. 1202–1211, May 2016.

12. Kim S., Overbye T.J. Mixed transient stability analysis using AC and DC models // IEEE Trans. Power Syst. Vol. 31, No. 2. P. 942–948, March 2016.

13. Илюхин Ю.В. Компьютерное управление мехатронными системами: учебное пособие / Ю.В. Илюхин. М.: ФГБОУ ВПО МГТУ «Станкин», 2014. 320 с.

14. Пятибратов Г.Я., Барыльник Д.В., Сухенко Н.А. Математические модели и идентификация электромеханических систем: учеб. пособие. Новочеркасск: Юж.-Рос. гос. политехн. ун-т (НПИ), 2014. 158 с.

© Н.А. Малёв, О.В. Погодицкий

Авторы публикации

Малёв Николай Анатольевич – доцент кафедры «Приборостроение и мехатроника» (ПМ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

Погодицкий Олег Владиславович – канд. техн. наук, доцент кафедры «Приборостроение и мехатроника» (ПМ) Казанского государственного энергетического университета (КГЭУ).

References

1. Kopylov I.P. Mathematical modeling of electrical machines: Proc. for universities. - 3rd ed. / I.P. Kopylov. – M.: Higher School, 2001. – 327 p.

2. Melkozerov P.S. Energy calculation of automatic control systems and servo drives / P.S. Melkozerov. – Moscow: Energy, 1968.

3. Klyuchev V.I. Electric Drive Theory: Textbook for universities. - 2nd ed./ V.I. Klyuchev. - M .: Energoatomizdat, 2001. - 704 p.

4. Herman-Galkin, S.G. Matlab & Simulink. Designing mechatronic systems on a PC / S.G. Her-man-Galkin. - St. Petersburg: Corona-Vek, 2014. - 368 p.

5. Litovchenko V.V., Malyutin A.Yu., Nevinsky A.V. Analysis of the work of auxiliary machines on AC electric locomotives // Electronics and electrical equipment of transport. 2015. №1. Pp. 36-40.

6. Pustovetov M.Yu. Simulation modeling of auxiliary asynchronous electric drive of electric locomotive // Bulletin of the Amur State University. Sholem Aleichem. 2015. № 2 (19). Pp. 67-78.

7. Pogoditsky O.V., Malev N.A. Designing mechatronic systems. In 2 hours. Part 1. Analysis and Synthesis: study guide / O.V. Pogoditsky, N.A. Malev. - Kazan: Kazan state energy university Press, 2018. - 312 p.

8. Statistical analysis of models with variable structure / S. A. Ayvazyan, A. N. Bereznyatsky, B. E. Brodsky, B. S. Darhovsky // Applied Econometrics. - 2015. - V. 39, № 3. - P. 84-105.

9. Benidris, M., Cai, N., Mitra, J. A fast transient stability screening and ranking tool. Proceedings of the Power Systems Computation Conference (PSCC'14), Wroclaw, Poland, August 2014.

10. Mitra, J., Benidris, M., and Cai, N. Use of homotopy-based approaches in finding Controlling Unstable Equilibrium Points in transient stability analysis. IEEE Power Systems Computation Conference (PSCC), pp. 1–7, June 2016.

11. Oluic, M., Ghandhari, M., and Berggren, B. Methodology for rotor angle transient stability assessment in parameter space. IEEE Trans. Power Syst., Vol. 32, No. 2, pp. 1202–1211, May 2016.

12. Kim, S., Overbye, T. J. Mixed transient stability analysis using AC and DC models. IEEE Trans. Power Syst., Vol. 31, No. 2, pp. 942–948, March 2016.

13. Ilyukhin Yu.V. Computer management of mechatronic systems: schoolbook / Yu.V. Ilyukhin. - Moscow: MSTU "Stankin", - 2014. - 320 p.

14. Pyatibratov G.Ya., Barylnik D.V., Sukhenko N.A. Mathematical models and identification of electromechanical systems: Schoolbook. Novocherkassk: South-Russian State Polytechnic Uni-versity, 2014. 158 p.

Authors of the publication

Nikolai A. Malev – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Oleg V. Pogoditsky – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Поступила в редакцию ***14 ноября 2018 г.***

© И.И. Золотов, А.А. Шевцов

(cc) BY

УДК 621.316.722.076.12

ВЛИЯНИЕ ПОТРЕБИТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА ФОРМУ ПИТАЮЩЕГО НАПРЯЖЕНИЯ АВТОНОМНЫХ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

И.И. Золотов, А.А. Шевцов

Тольяттинский государственный университет, г. Тольятти, Россия
Wiedzmin.64@mail.ru

Резюме: *В данной статье представлены результаты проведенного исследования, посвященного оценке степени и характера влияния потребителей электроэнергии на форму питающего напряжения автономных систем электроснабжения, на примере бензогенератора БЭС-3000РМ. Представлены осциллограммы работы бензогенератора с нагрузкой активного, индуктивного и параметрического характера, а также для каждого из проведенных экспериментов рассчитаны и измерены основные электрические параметры системы бензогенератор–нагрузка. Выполнен расчёт внутренних индуктивности и активного сопротивления бензогенератора БЭС-3000РМ. Обозначены основные негативные, применительно к процессу питания чувствительной нагрузки, эффекты, связанные с наличием внутренних индуктивности и сопротивления бензогенератора.*

Ключевые слова: *система автономного электроснабжения, бензогенератор, качество электроэнергии, коэффициент нелинейных искажений, фильтрорегулирующее устройство, фильтрокомпенсирующее устройство.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-131-140.*

Для цитирования: *Золотов И.И., Шевцов А.А. Влияние потребителей электроэнергии на форму питающего напряжения автономных систем электроснабжения // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 131-140. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-131-140.*

INFLUENCE OF ELECTRICITY CONSUMERS ON THE AUTONOMOUS POWER SUPPLY SYSTEMS VOLTAGE FORM

I.I. Zolotov, A.A. Shevcov

Togliatti state University, Togliatti Russia

Abstract: *This article presents the results of a research concerning evaluation of the nature and influence degree of electricity consumers on the form of the autonomous power supply systems voltage, using the example of the BES-3000RM gasoline generator. Oscillograms of the work of a gasoline generator with active, inductive and parametric loads are presented, and for each of the experiments carried out, the main electrical parameters of the system inclusive gasoline generator and load were calculated and measured. The internal inductance and the active resistance of the BES-3000RM gasoline generator were calculated. The main negative influences for the sensitive load supplying process due presence of gasoline generator internal inductance and active resistance were indicated.*

Key words: *autonomous power supply system, gasoline generator, power quality, nonlinear distortion factor, filter regulating device, filter compensating device.*

For citation: *I.I. Zolotov, A.A. Shevcov. Influence of electricity consumers on the autonomous power supply system's voltage form. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS 2019. vol. 21. № 1-2. pp. 131-140. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-131-140.*

Введение

В автономных электрических системах величины установленной мощности генератора и суммарная мощность потребителей электрической энергии находятся на соизмеримом уровне. В связи с этим оптимизация режимов работы потребителей и поддержание требуемого уровня качества электроэнергии, соответствующего ГОСТ Р 54149-2010 [1], представляются одними из ключевых задач при совместной работе потребителей электроэнергии с системами автономного электроснабжения (САЭ). В промышленных сетях одним из способов оптимизации с энергетической точки зрения является компенсация неактивных составляющих полной мощности с помощью тех или иных мероприятий [2–7]. Однако в САЭ, повсеместное применение устройств компенсации реактивной мощности, таких как фильтрорегулирующие и фильтрокомпенсирующие устройства, показывающих высокую эффективность в промышленных сетях, оказываются неспособными к выполнению возложенных на них функций [8, 9]. Таким образом, возникает необходимость разработки иных мероприятий по отношению к применяемым в промышленных сетях.

Методика исследования и основные результаты

Для понимания проблем, связанных с совместной работой САЭ с потребителями электроэнергии и дальнейшей разработки требуемых мероприятий, необходимо провести анализ влияния различного рода нагрузки на форму питающего напряжения автономных систем электроснабжения.

С этой целью рассмотрим электротехнический комплекс, состоящий из бензогенератора БЭС-3000РМ, номинальной паспортной электрической мощностью 2,3 кВт, генерирующего однофазное переменное напряжение 220 В частотой 50 Гц, и нагрузки, разделенной на три модуля: активную, реактивную и параметрическую нагрузки. Структурная схема экспериментального комплекса показана на рис. 1. Рассмотрим ее состав подробнее.

Активная нагрузка представляет собой набор параллельно соединенных и произвольно коммутируемых с помощью переключателей ламп накаливания с различными номинальными мощностями, суммарная номинальная мощность которых равняется 765 Вт.

Реактивная нагрузка представляет собой два дросселя с обмотками, имеющими несколько отводов и сердечник с воздушным зазором, позволяющим рассматривать дроссели как линейные ненасыщающиеся. Последовательно с дросселями включены два параллельно соединенных реостата, выполняющие функцию ограничения тока и позволяющие управлять постоянством выделяемой в реактивной нагрузке активной мощности.

Параметрическая нагрузка представляет собой набор ламп накаливания, разделенных на две группы, каждая из которых последовательно соединяется с регулятором напряжения на симисторах, которые позволяют изменять угол проводимости от 0 до π. Таким способом реализуется режим работы нагрузки с прерывистым током. Таким образом, подключая параллельно модули активной, реактивной и параметрической нагрузок, можно управлять величиной и формой потребляемого от бензогенератора тока, а следовательно, и величинами составляющих полной мощности.

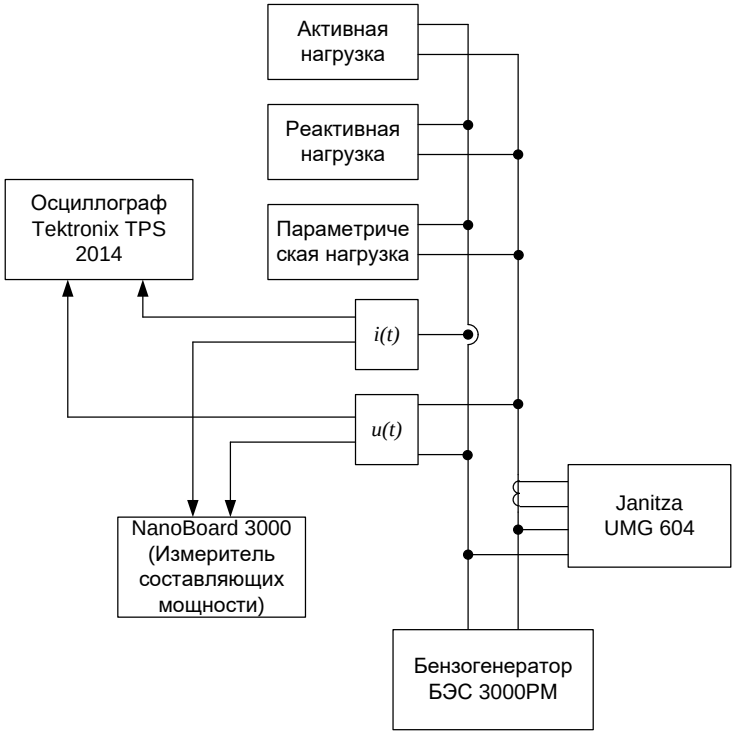


Рис. 1. Структурная схема экспериментального комплекса

Поскольку мощности нагрузок и электрического генератора в составе бензогенераторной станции соизмеримы, необходимо также проверить влияние значения суммарной потребляемой мощности и формы потребляемого тока на кривую напряжения, вырабатываемого генератором.

Для выполнения измерений необходим набор инструментария, позволяющий в оперативном порядке записывать кривые потребляемого от генератора тока и вырабатываемого им напряжения, оперативно вычислять величины полной мощности и ее составляющих, а также измерять основные параметры кривой напряжения, вырабатываемого генератором.

Визуализация и запись кривых напряжения генератора и потребляемого от генератора тока производилась цифровым запоминающим осциллографом *Tektronix TPS* 2014 (100 MHz, 1 GS/s). Запись велась одновременно на два канала с синхронизацией по каналу питающего напряжения, снимаемого с генератора. Осциллограммы записывались для каждого типа и номинала нагрузки.

Активный контроль параметров составляющих полной мощности, действующего значения потребляемого тока и действующего значения напряжения, снимаемого с генератора, производился измерительным модулем, разработанным на базе *Altium Designer NanoBoard* 3000. Устройство содержит в своем составе центральное процессорное устройство на основе ПЛИС и модуль бесконтактных датчиков тока и напряжения, подключаемых в цепи нагрузки. Вычисление составляющих полной мощности осуществляется в соответствии с выражениями профессора М.В. Агунова [10] для полной мощности S, активной мощности P, реактивной мощности Q и мощности искажения D:

$$S = \sqrt{P^2 + Q^2 + D^2} \ ;$$

$$P = \frac{1}{T}\int_0^T u(t)i(t)dt \ ;$$

$$Q = \left[\sum_{n=0}^{\infty}\left(\frac{n\omega}{T}\int_0^T i_n(t)\left(\int_0^t u_n(\tau)d\tau\right)dt\right)^2\right]^{1/2} \ ;$$

$$D = \left[\frac{1}{2T}\int_0^T \sum_{m=0}^{\infty}\sum_{\substack{n=0 \\ m\neq n}}^{\infty}(u_m(t)i_n(t) - i_m(t)u_n(t))^2 dt\right]^{1/2} .$$

Эксперимент выстроим следующим образом. Будем изменять в значительных пределах величину одной из составляющих полной мощности, поддерживая неизменными или колеблющимися в узких пределах другие составляющие. Этому будет способствовать возможность ступенчатого изменения величины мощности в модуле активной нагрузки и индуктивностей дросселей в модуле реактивной нагрузки, а также плавные регулировки в модуле параметрической нагрузки. При каждом шаге изменения одной из составляющих полной мощности будем проводить замер времени, необходимого для расходования фиксированного количества топлива. Полученные результаты будем сводить в таблицы для последующего графического отображения и анализа.

Величина активной мощности изменяется ступенчато, с помощью модуля активной нагрузки. В табл. 1 сведены рассчитанные и измеренные электрические параметры для различных значений активной нагрузки.

Таблица 1

Электрические параметры, измеренные и рассчитанные в ходе эксперимента с активной нагрузкой

№	Номинальный режим	*S*, ВА	*P*, Вт	*Q*, ВАр	*D*, ВАи	*U*, В	*I*, А	Расход бензина, мл/сек	Частота, Гц
1	0	0	0	0	0	233	0	0,111	52
2	100Вт	128,5	108,5	12,495	67,12	233,5	0,53	0,122	52,045
3	200 Вт	227	209,5	12,755	91,5	231,5	0,975	0,128	52
4	300 Вт	326,5	317	14,75	90,85	233,5	1,37	0,134	52
5	400 Вт	434	424	16	87	231,7	1,84	0,143	51,95
6	500 Вт	532,5	524,5	17,3	91,2	232,95	2,28	0,152	52,1
7	600 Вт	623	617	18,96	84,23	231,75	2,695	0,158	52,3
8	765 Вт	792	784,5	19,8	110,5	231	3,42	0,17	51,7

Осциллограммы тока и напряжения для экспериментов с активной нагрузкой № 1 и № 8 показаны на рис. 2 и на рис. 3 соответственно.

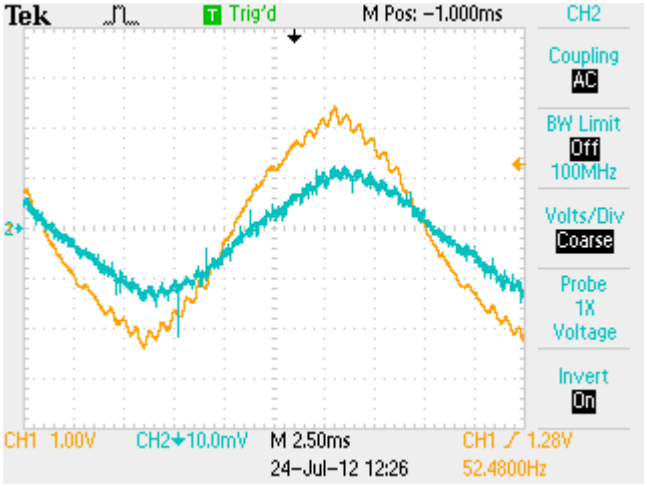


Рис. 2. Осциллограмма тока и напряжения для эксперимента с активной нагрузкой №1

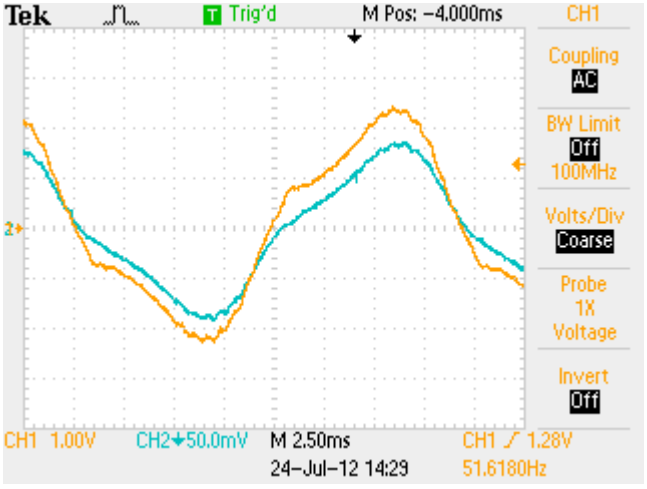


Рис. 3. Осциллограмма тока и напряжения для эксперимента с активной нагрузкой №8

Анализируя полученные осциллограммы можно сделать вывод о безусловном наличии нелинейных искажений в токе и напряжении питаемой нагрузки. Учитывая тот факт, что визуально на осциллограмме становятся заметны глазу нелинейные искажения, начиная со значения 5 %, а предельное допустимое значения суммарного коэффициента нелинейных искажения ($K_{\text{ни}}$), согласно ГОСТ Р 54149-2010 – 8 %, а также то, что характер нагрузки чисто активный (не учитывая внутренние параметры генератора), а нагрузка составляет всего 4 % от заявленной номинальной, возникает необходимость применения мероприятий по повышению качества электроэнергии САЭ.

В частности, результат имитационного моделирования аналогичного генератора, собранного в пакете *Matlab Simulink* с нагрузкой, представляющей собой последовательную ветвь *RL* с параметрами: R = 700 Ом, L = 0,1 мГн и параллельную ей ветвь содержащую параметрическую нагрузку, состоящую из сопротивления R = 400 Ом, коммутируемоего идеальным ключем с частотой f=50 Гц показывает, что для напряжения нагрузки $K_{\text{ни}} = 14\%$ в 1,75 раза превышает допустимое значение [11]. Разумно предположить, что точность и бесперебойность работы чувствительной нагрузки, при такой степени наличия нелинейных

искажения, стремится к нулю.

На следующем этапе эксперимента изменяется индуктивная нагрузка путем подключения различных обмоток дросселя. Измеренные и рассчитанные параметры сведены в табл. 2.

Таблица 2

Электрические параметры, измеренные и рассчитанные в ходе эксперимента с реактивной нагрузкой

№	Описание режима	*S*, ВА	*P*, Вт	*Q*, ВАр	*D*, ВАи	*U*, В	*I*, А	Расход бензина, мл/сек	частота, Гц
1	Обмотка 1	693,3	189,5	651,4	142,9	215,61	3,216	0,129	52,438
2	Обмотка 1-2	386,2	81,53	373,2	56,9	217,122	1,779	0,123	52,38
3	Обмотка 1-3	242,06	43,94	236,14	30,03	218,04	1,11	0,121	52,52

Осциллограммы тока и напряжения для экспериментов с реактивной нагрузкой № 1 и № 3 показаны на рис. 4 и на рис. 5 соответственно.

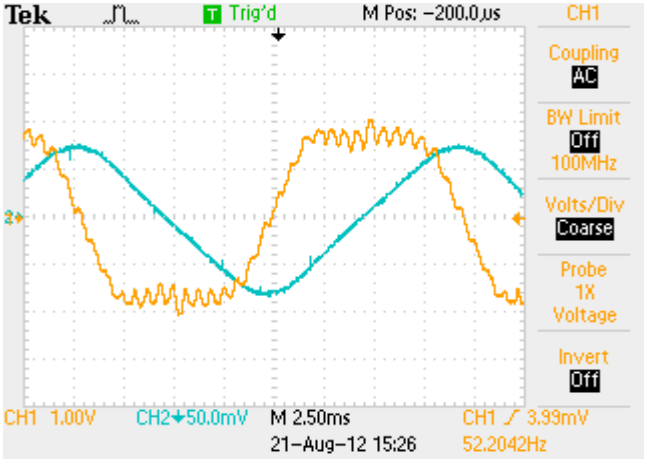


Рис. 4. Осциллограмма тока и напряжения для эксперимента с реактивной нагрузкой №1

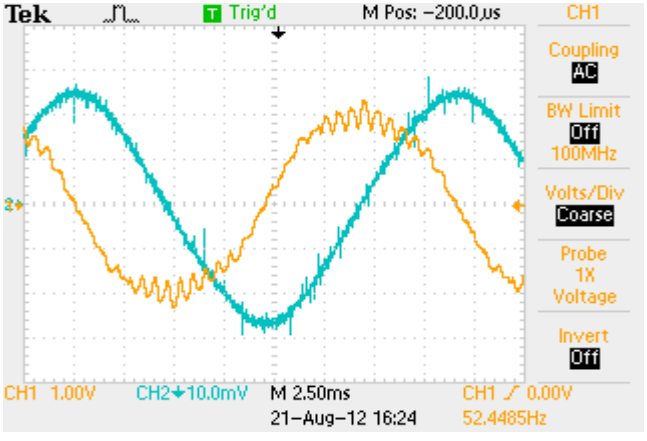


Рис. 5. Осциллограмма тока и напряжения для эксперимента с реактивной нагрузкой №3

На заключительном этапе эксперимента изменяется активная, реактивная нагрузка и

параметрическая, путем подключения и отключения различных обмоток дросселя, ламп накаливания, выполняющих роль активной нагрузки, а также путем изменения угла проводимости симисторов. Измеренные и рассчитанные параметры сведены в табл. 3.

Осциллограммы тока и напряжения для экспериментов со смешанной нагрузкой № 1, № 2 и № 3 показаны на рис. 6–8 соответственно.

Для последующего построения электрической модели автономного генератора (АГ) в среде инженерного программирования и моделирования *Matlab Simulink*, с целью поиска необходимых мероприятий по повышению качества питающего напряжения бензогенератора, необходимо рассчитать внутренние: индуктивность и активное сопротивление АГ.

Выполним расчет необходимых величин, используя измеренные и рассчитанные электрические параметры для активной нагрузки мощностью 100 Вт. Искомые величины можно найти, используя нижеприведенные соотношения.

Таблица 3

Электрические параметры, измеренные и рассчитанные в ходе эксперимента со смешанной нагрузкой (параметрическая, активная и реактивная)

№	Описание режима	*S*, ВА	*P*, Вт	*Q*, ВАр	*D*, ВАи	*U*, В	*I*, А	Расход бензина, мл/сек	Частота, Гц
1	Обмотка 1-2 и, активная нагрузка – максимальная (все лампы вкл.), параметрическая – угол $\frac{\pi}{4}$.	981,2	300,2	880	312,6	218,12	4,5	0,138	52,66
2	Обмотка 1-2, активная нагрузка 60 Вт, параметрическая нагрузка – угол $\frac{\pi}{3}$.	756,2	255,76	629,44	332	218,58	3,46	0,145	52,47
3	Параметрическая нагрузка – $\frac{\pi}{2}$.	787,57	458	411,5	491,1	217,25	3,63	0,152	52,19

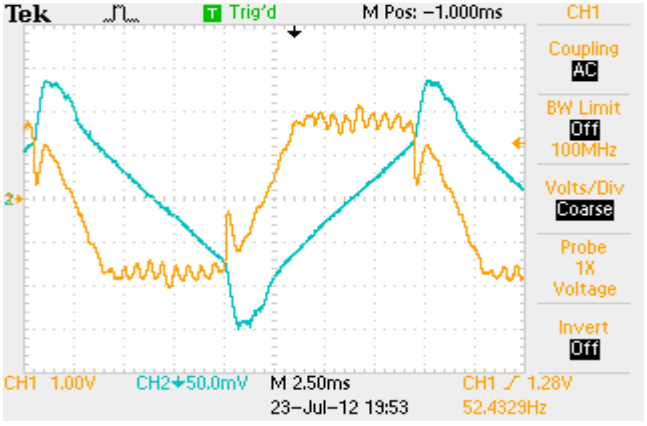


Рис. 6. Осциллограмма тока и напряжения для эксперимента со смешанной нагрузкой №1

$$P_{\text{общ}} = I^2_{eff} R_{\text{общ}}; \quad (1)$$

$$P_{\text{вн}} = P_{\text{общ}} - P_{\text{н}}; \quad (2)$$

$$R_{\text{вн}} = (P_{\text{общ}} - P_{\text{н}}) / (I^2_{eff}); \quad (3)$$

$$\varphi = \arccos(P_{\text{общ}} / S); \quad (4)$$

$$\text{tg}(\varphi) = \omega L / R_{\text{общ}} = \text{tg}(\arccos(P_{\text{общ}} / S)); \quad (5)$$

$$L = P_{\text{общ}} \text{tg}(\arccos(P_{\text{общ}} / S)) / (\omega I^2_{eff}). \quad (6)$$

где $P_{\text{общ}}$ – полная активная мощность цепи; I_{eff} – действующее значение тока в цепи; $R_{\text{общ}}$ – общее активное сопротивление цепи; S – полная мощность в цепи; $R_{\text{вн}}$ – внутреннее сопротивление цепи; $P_{\text{вн}}$ – мощность, выделяемая на внутреннем сопротивлении цепи; $P_{\text{н}}$ – мощность, выделяемая на нагрузке; ω – циклическая частота; L – внутренняя индуктивность АГ; φ – угол между фазами тока и напряжения.

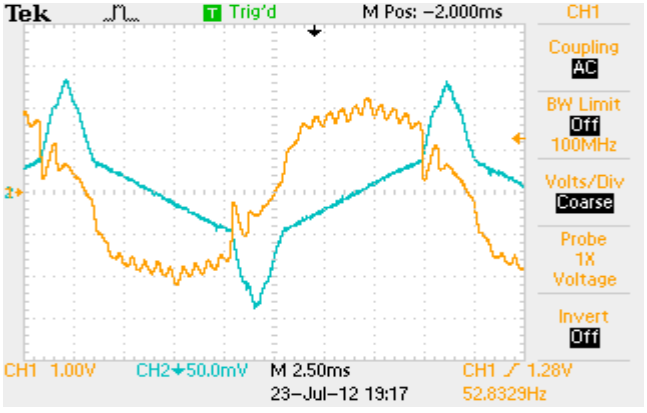


Рис. 7. Осциллограмма тока и напряжения для эксперимента со смешанной нагрузкой №2

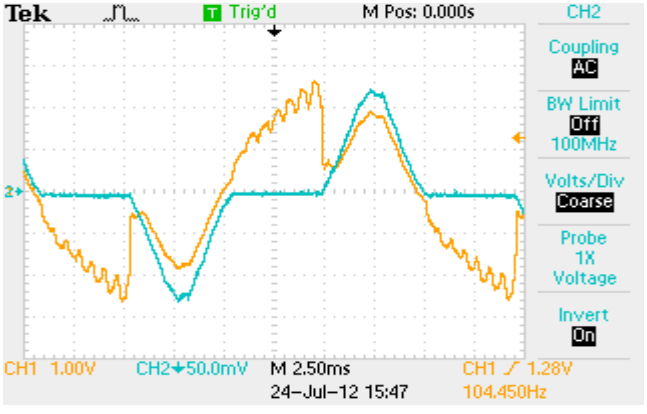


Рис. 8. Осциллограмма тока и напряжения для эксперимента со смешанной нагрузкой №3

Подставляя электрические параметры из табл. 1 в соотношения (3) и (6), получаем для внутренней индуктивности и внутреннего сопротивления АГ, соответственно: $L = 155$ мГн, $R_{\text{вн}} = 40{,}56$ Ом.

Выводы

Наличие вышеуказанных внутренних параметров и конструктивных особенностей АГ приводит к нежелательным, применительно к процессу питания чувствительной нагрузки, эффектам:

1) даже в случае чисто активной нагрузки присутствует угол сдвига между фазами тока и напряжения (наибольший угол соответствует наименьшей активной нагрузке: $\varphi = 32{,}4°$ при активной нагрузке, потребляющей 100 Вт);
2) уже на холостом ходу имеет место быть искажение формы напряжения АГ (значение коэффициента нелинейных искажений > 8%);
3) наличие отклонения частоты от 50 Гц выдаваемой АГ (среднее отклонение частоты напряжения +2,2 Гц);
4) инертность к изменению нагрузки, как ввиду наличия внутренней индуктивности, так и ввиду того, что для увеличения оборотов двигателя при увеличении нагрузки требуется определенное время;
5) увеличение имеющихся нелинейных искажений напряжения, присутствующих при холостом ходе АГ, при подключении нагрузки и при ее увеличении.

Анализ данных, полученных в ходе опытов по питанию нагрузки различного характера от источника автономного электроснабжения, на примере бензогенератора, показал необходимость повышения качества поставляемой автономным источником электроэнергии. Однако наличие внутренних индуктивности и сопротивления, а также отличие фундаментальной частоты от 50 Гц влекут за собой определенные проблемы совместимости устройств корректировки и компенсации нелинейных искажений тока и напряжения с САЭ, ввиду того, что предполагаемые устройства для повышения качества электроэнергии автономных генераторов должны в динамическом режиме компенсировать негативные эффекты, характерные для питания нагрузки от АГ, а также адаптироваться к изменению нагрузки.

Для построения математических моделей АГ в программах имитационного моделирования были рассчитаны внутреннее сопротивление и внутренняя индуктивность – параметры, моделирующие индуктивность и сопротивление обмоток АГ.

Литература

1. ГОСТ Р 54149-2010. Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. Введ. 2013.

2. Kusko Alex, Marc Thompson (2007). Power Quality in Electrical Systems. McGraw Hill. ISBN 978-0-07-147075-9.

3. Пупин В.М. Устройства защиты от провалов напряжения. М.: НТФ ”Энергопрогресс”, 2001. 100с.

4. Power Supply Cookbook second Edition. Marty Brown. Newnes, Boston 2001.

5. Recent classic HVDC development, Lennart Carlsson, ABB. 2010.

6. Герман-Галкин С.Г., Дмитриев Б.Ф. Исследование спектральных характеристик многоуровневых полупроводниковых преобразователей // Электротехника. 2014. № 3. С. 45–53.

7. Агунов А.В. Последовательный силовой активный фильтр напряжения с цифровым управлением // Электроника и электрооборудование транспорта. 2014. № 1. С. 27–28.

8. А.А. Шевцов, И.И. Золотов. Проблема совместимости фильтрокомпенсирующих устройств с системами автономного электроснабжения. Технологии XXI века: проблемы и перспективы развития. // Сборник научных статей. Труды Международной научной конференции «Технологии XXI века: проблемы и перспективы развития» (10 октября 2015г. г.Челябинск). 144. 147 с.

9. И.И. Золотов. Совместимость фильтрорегулирующих устройств с автономными генераторами. Молодёжный форум: технические и математические науки. // Сборник научных статей. Труды Международной научной конференции «Молодёжный форум: технические и математические

науки» (9-12 ноября 2015 года г. Воронеж). 407. 410 с.

10. М.В. Агунов. Энергетически процессы в электрических цепях с несинусоидальными режимами и их эффективность. Кишинев-Тольятти: МолдНИИТЭИ, 1997. 84 с.

11. И.И. Золотов. Гармонический анализ выходного напряжения динамического стабилизатора для систем автономного электроснабжения. Актуальные вопросы и перспективы развития современной науки: материалы IV Международной научно-практической конференции студентов, аспирантов и молодых ученых (2–6 октября 2017 г., г. Санкт-Петербург). 2017. 76-82 с.

Авторы публикации

Золотов Игорь Игоревич – аспирант Тольяттинского государственного университета (ТГУ).

Шевцов Александр Александрович – канд. техн. наук, доцент, заведующий кафедрой «Промышленная электроника» Тольяттинского государственного университета (ТГУ).

References

1 GOST R 54149-2010. «Electric Energy. Electromagnetic compatibility of technical equipment. Standards of quality of electrical energy in general-purpose power supply systems». Introduced, 2013.

2 Kusko Alex; Marc Thompson (2007). Power Quality in Electrical Systems. McGraw Hill. ISBN 978-0-07-147075-9.

3 Pupin V.M. Voltage dips protection devices. M .: NTF «Energoprogress», 2001. 100p.

4. Power Supply Cookbook second Edition. Marty Brown. Newnes, Boston 2001.

5. Recent classic HVDC development, Lennart Carlsson, ABB. 2010.

6. German-Galkin S.G., Dmitriev B.F. Study of the spectral characteristics of multi-level semiconductor converters // Electrotechnics. 2014. № 3. P. 45–53.

7. Agunov A.V. «Serial power active voltage filter with digital control» // Electronics and electrical equipment of transport. 2014. № 1. P. 27–28.

8. A.A. Shevtsov, I.I. Zolotov, «The problem of compatibility of filter-compensating devices with autonomous power supply systems». Technologies of the XXI century: problems and development prospects. Collection of scientific articles. Proceedings of the International Scientific Conference «Technologies of the XXI Century: Problems and Prospects for Development» (October 10, 2015, Chelyabinsk). P. 144–147.

9. I.I. Zolotov «Compatibility of filter regulating devices with autonomous generators». Youth forum: Technical and mathematical sciences. Collection of scientific articles. Proceedings of the international scientific conference «Youth forum: Technical and mathematical sciences» (November 9-12, 2015, Voronezh). P. 407–410.

10. M.V Agunov. Energetically processes in electric circuits with non-sinusoidal modes and their efficiency. Kishinev-Tolyatti: MoldNIITEI, 1997. 84 p.

11. I.I. Zolotov. «Harmonic analysis of the autonomous power supply systems dynamic stabilizer output voltage». Current issues and prospects for the development of modern science: materials of the IV International scientific and practical conference of students, postgraduates and young scientists (2-6 October 2017, St. Petersburg), 2017. P. 76–82.

Authors of the publication

Igor I. Zolotov — Togliatti state University, Togliatti Russia.

Aleksandr A. Shevtsov — Togliatti state University, Togliatti Russia.

Поступила в редакцию ***30 ноября 2018 г.***

© Majid Abdulhameed Abdulhy Al-Ali, V.Yu.Kornilov, A.G. Gorodnov

(cc) BY

УДК 621.3.072

OPTIMIZE THE PERFORMANCE OF ELECTRICAL EQUIPMENT IN GAS SEPARATION STATIONS (DEGASSING STATION DS) AND ELECTRICAL SUBMERSIBLE PUMPS OF OIL EQUIPMENT FOR OIL RUMAILA FIELD

Majid Abdulhameed Abdulhy Al-Ali[1], V.Yu. Kornilov[2], A.G. Gorodnov[3]

[1]Rumaila Operating Organization, Basra, Iraq
[2]Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia
[3]Kazan National Research Technical University named after A. N. Tupolev - KAI, Kazan, Russia

Annotation: *There are various types of electrical equipment used in the extraction of oil at the Rumaila field, with an average voltage of 11 kV and a low voltage of 0.4 kV. The most common elements in this class are transformers and reactors, engines and gas discharge lamps. All of this equipment consumes reactive power and reduces the value of the power factor. (Power factor is the ratio of kW to kVA). The closer the power factor to the maximum possible value of 1, the greater the benefit for the consumer and supplier. In case of low power factor, the current will be increased, and this high current will lead to (large line losses, an increase in the nominal total power of kVA and overhaul dimensions of electrical equipment, deterioration in voltage regulation process and an increase in voltage drop, a decrease in efficiency).*

Power factor improvement allows the use of smaller transformers, switchgear and cables, etc. as well as reducing power losses and voltage drop in an installation. Improving the power factor of an installation requires a bank of capacitors which acts as a source of reactive energy. These arrangements provide reactive energy compensation. In Rumila, An improvement of the power factor of an installation presents several technical and economic advantages, notably in the reduction of electricity bills, we save (685.854.007 Iraqi Dinar= 550.000 $) for one month . All this work takes 6 to 12 month.

Keywords: *electric submersible pumps, power correction, degassing station, active power filters, hybrid filters.*

DOI:*10.30724/1998-9903-2018-20-11-12-141-145.*

For citation: *Majid Abdulhameed Abdulhy Al-Ali, V.Yu. Kornilov, A.G. Gorodnov. Optimize the performance of electrical equipment in gas separation stations (degassing station DS) and electrical submersible pumps of oil equipment for oil Rumaila field. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS. 2019. vol. 21. № 1-2. pp. 141-145. DOI:10.30724/1998-9903-2018-20-11-12-141-145.*

INTRODUCTION

Correction power factor for oil stations.

Oil production is operated by Rumaila Operating Organisation, with 14 degassing stations (Gases Separating stations) currently installed 7 in the North field and 7 in the South field. These stations provide 3-phase separation (oil, water & natural gas). Crude oil is sent by pipeline to local refineries or ports in Basra for export. Natural gas is provided to the Basra Gas Company. Water is disposed into disposal wells. Adding that there are 10 injection water stations.

Degassing station (Gases Separating stations) names:

• North Rumaila: DS1, DS2, DS3, DS4, DS5, NIDS, SIDS

• South Rumaila: Markezia (Rumaila), Janubia , Shamyah, Qurainat, Mishrif Shamyah, Mishrif Qurainat, Ratqa.

All this Gases Separating stations DS that feed by electrical supplies from ministry of Iraq electrical (132 KV TO 11 KV). Accordingly this DS will distributor the electrical power to feed electrical submersible pumps and the other equipment which oil production sharing.

Most of these electrical loads are inductive loads, that mean power factor is lagging and these low value. As the reading of power sources, we read the value of power factor value 0.6 to 0.65. Schedule (1). If we assume corrected the power factor to 0.9.

Schedule 1

Electrical power consumption in Gases Separating stations (Degassing station DS)

Rumaila	Name of electricity metering stations	Consumers related to electricity metering station	Monthly consumption of active electricity, kW*h	Monthly consumption of total electricity, kVA*h	Expected consumption of total electricity for a month after compensation (cosφ = 0.9), kVA*h
North Rumaila	CPS1 (T1)	CPS1	1782000	2921000	1980000
	CPS1 (T2)	CPS1	2126000	3429000	2362222
	CPS2 (T1)	CPS2, CS5	18000	29000	20000
	CPS2 (T2)	CPS2, CS5	4725000	7875000	5250000
	CPS3 (T1)	CPS3,DS5	3079000	5048000	3421111
	CPS3 (T2)	CPS3,DS5	19000	31000	21111,11
	CPS4	CPS4	6828000	10668000	7586667
	CPS5 (T1)	CPS5, CS2,	868000	1335000	964444,4
	CPS5 (T2)	CPS5, CS2,	5137000	8026000	5707778
	CPS9	CPS9	28000	44000	31111,11
	CS4	CS4, DS4, NIDS	1431000	2271000	1590000
	DS2 (T1)	DS2, SIDS	298000	473000	331111,1
	DS2 (T2)	DS2, SIDS	4000	6000	4444,444
	Old Rum (T1)	DS1,DS3	1630000	2587000	1811111
	Old Rum (T2)	DS1,DS3	1038000	1622000	1153333
South Rumaila	Janubia	Janubia CS, Janubia DS, Ratga DS	673200	1085800	748000
	Markzia	Markzia CS, Markzia DS	1302400	2019200	1447111
	Shamia	Shamia CS, Shamia DS	360800	572700	400888,9
	M. Shamia	M. Shamia DS	66000	105000	73333,33
	Qurinat (T1)	Qurinat CS, Qurinat DS,	245000	376000	272222,2
	Qurinat (T2)	Qurinat CS, Qurinat DS,	1560000	2399000	1733333
	M. Qurinat	M. Qurinat DS	2100	3300	2333,333
Total			**33220500**	**52926000**	**36911667**

Correction power factor electrical submersible pumps.

The electrical submersible pumping systems deliver an effective and economical means of lifting large volumes of fluids from great depths under a variety of well conditions. The ESP system is comprised of an electric motor, seal section, rotary gas separator optional, multistage centrifugal pump, electric power cable, motor controller and transformers fig (1). ESP is a very versatile artificial lift method and can be found in operating.

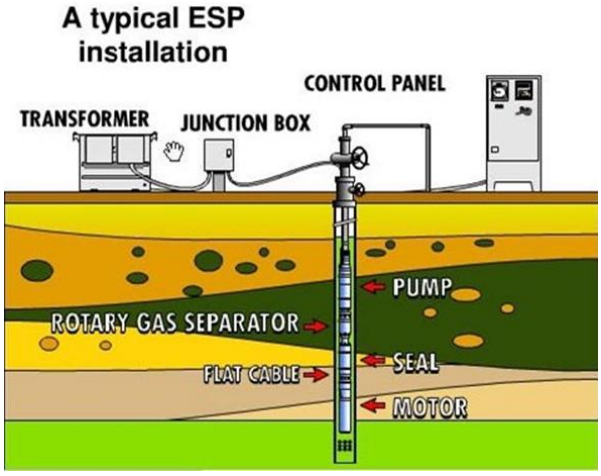


Fig. 1. Electrical submersible pump components

A high power factor allows the optimization of the components of an installation. Overating of certain equipment can be avoided, but to achieve the best results, the correction should be effected as close to the individual inductive items as possible.[1-4] The installation of a capacitor bank can avoid the need to change a transformer in the event of a load increase, the reactive power absorbed by a transformer cannot be neglected, and can amount to (about) 5% of the transformer rating when supplying its full load. Compensation can be provided by a bank of capacitors. In transformers, reactive power is absorbed by both shunt (magnetizing) and series (leakage flux) reactance[5-8]. Complete compensation can be provided by a bank of shunt-connected LV capacitors. Individual motor compensation is recommended where the motor power (kVA) is large with respect to the declared power of the installation.

Capacitors are especially sensitive to harmonic components of the supply voltage due to the fact that capacitive reactance decreases as the frequency increases[9-12]. In practice, this means that a relatively small percentage of harmonic voltage can cause a significant current to flow in the capacitor circuit. The presence of harmonic components causes the (normally sinusoidal) wave form of voltage or current to be distorted, the greater the harmonic content, the greater the degree of distortion. If the natural frequency of the capacitor bank power-system reactance combination is close to a particular harmonic, then partial resonance will occur, with amplified values of voltage and current at the harmonic frequency concerned. In this particular case, the elevated current will cause overheating of the capacitor, with degradation of the dielectric, which may result in its eventual failure. Several solutions to these problems are available. This can be accomplished by [13-18]

a. Shunt connected harmonic filter and/or harmonic-suppression reactors or

b. Active power filters or

c. Hybrid filters

Research Issues

Iraq is suffering from electricity power lack ,As summer temperatures go up each spring, wherefore demand of power its increase too ,as the oil stations consider the most consumption of electrical power and it need continual power , we must be find the reduce

consumption methods. Power factor correction one of this method .where we get the gain 60 MW extra fig. (2).

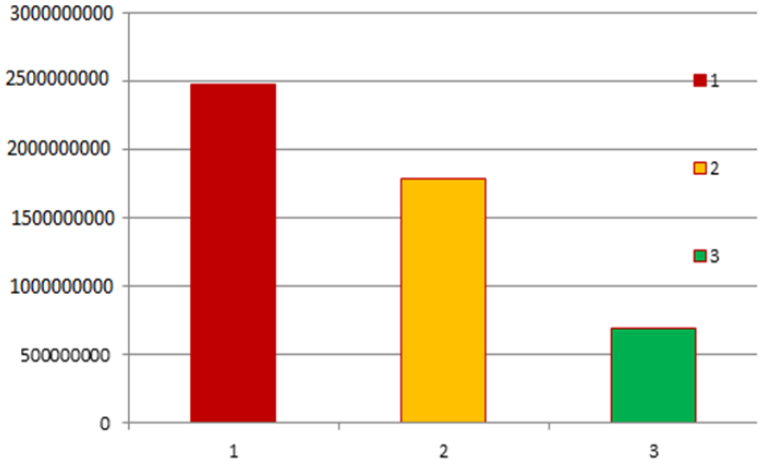


Fig. 2.represented the electrical power consumption(VA)

AIMS

In general, the equipment that working in oil industry have to heavy duty and high ability and works at hard condition. Correcting power factor will be improve the performance of this equipment, add that the reduce electricity bills expense where we are get the gain 550.000 $ at one month.

OBJECTIVES

This research will be to resolve more problems attached to:

Reduction in the cost of electricity.

Technical/economic optimization.

There more of utility will be usefulness (oil and electrical ministry), and this project was achieved by add power factor correction equipment(capacitors and filtering), with calculated the harmonics action on the grid(the third and five harmonic).

METHODOLOGY

The steps proposed to complete the research represented by the correction should be effected as close to the individual inductive items as possible as :

Compensation at the terminals of a transformer.

Compensation to increase the available active power output or Compensation of reactive energy absorbed by the transformer.

Power factor correction of induction motors Connection of a capacitor bank and protection settings.

Lighting and electronic devices as soft starting and variable frequency speed .connect directly with the Capacitor elements. Protection, control devices and connecting cables.

Collect and analyse the data by taking the read of kwh meters at every station.

References

1. Badrzadeh D., Smith K., Wilson R. Designing passive harmonic filters for an aluminum smelting plant. – IEEE trans. on industry applications. 2011, Vol. 47, No 2, pp. 973-983.

2. Chen Y.-M. Passive filter design using genetic algorithms. – IEEE transactions on industrial electronics, Vol. 50, No. 1, 2003, pp. 202-207.

3. Cirrincione M., Pucci M., Vitale G., Miraoui A. Current harmonic compensation by a single-phase shunt active power filter controlled by adaptive neural filtering. – IEEE trans. on

Industrial Electronics, Vol. 56, No. 8, 2009, pp. 3128-3143.

4. De Lima Tostes M., Bezerra U., Silva R. Impacts over distribution grid from the adoption of distributed harmonic filters on low-voltage customers. – IEEE transactions on power delivery, vol. 20, No. 1, 2005, pp. 384 – 389.

5. Fujita H., Akagi H. Voltage-regulation performance of a shunt active filter intended for installation on a power distribution system. – IEEE trans. on power electronics, Vol. 22, No. 3, 2007, pp. 1046-1053.

6. Ginn H. L., Czarnecki L. S. An optimization based method for selection of resonant harmonic filter branch parameters. – IEEE transactions on power delivery, Vol. 21, No. 3, 2006, pp. 1445-1451.

7. Hamadi A., Rahmani S., Al-Haddad K. A hybrid passive filter configuration for VAR control and harmonic compensation. – IEEE transactions on Industrial Electronics, Vol. 57, No. 7, 2010, pp. 2420- 2434.

8. He N., Xu D., Huang L. The application of particle swarm optimization to passive and hybrid active power filter design. – IEEE transactions on industrial electronics, Vol. 56, No. 8, 2009, pp. 2841-2851.

9. Karimi H., Karimi-Ghartemani M., Iravani M. An adaptive filter for synchronous extraction of harmonics and distortions. IEEE transactions on power delivery, Vol. 18, No. 4, 2003, pp. 1350-1355.

10. Klempka R. A new method for the C-type passive filter design. – Przeglad Elektrotechniczny, 2012, NR 7f, pp. 277-280.

11. Morsi W., El-Hawary M. Defining power components in nonsinusoidal unbalanced polyphase systems: the issues. – IEEE transactions on Power delivery, Vol. 22, No. 4, 2007, pp. 2428-2438.

12. Nassif A. D., Xu W., Freitas W. An investigation on the selection of filter topologies for passive filter applications. – IEEE transactions on Power De- livery, Vol. 24, No. 3, 2009, pp. 1710-1718.

13. Rivas D., Moran L., Dixon J., Espinoza J. Improving passive filter compensation performance with active techniques. – IEEE trans. on industrial electronics, Vol. 50, No. 1, 2003, pp. 161-169.

14. Tan P-C., Morrison R. E., Holmes D. Voltage form factor control and reactive power compensation in a 25-kV electrified railway system using a shunt active filter based on voltage detection. – IEEE trans. on industry applications, Vol. 39, 2003, No. 2, pp. 575-581.

15. Yazdani D., Bakhshai, Jain P. A three-phase adaptive notch filter- based approach to harmonic/reactive current extraction and harmonic decomposition. – IEEE trans. on power electronics, Vol. 25, No. 4, 2010, pp. 914-923.

16. El-gammal, M. A. Dynamic Voltage Restorer (DVR) for Voltage Sag Mitigation / M. A. El-gammal, A. Y. Abou-ghazala, T. I. El-shennawy // Int. J. Electr. Eng. Informatics. – 2011. – Vol. 3. – № 1. – P. 1–11.

Authors of the publication

Majid Abdulhameed Abdulhy Al-Ali – Rumaila Operating Organization, Basra, Iraq.

Vladimir Yu Kornilov – Kazan State Power Engineering University, Kazan, Russia.

Anton G. Gorodnov – Kazan National Research Technical University named after A. N. Tupolev - KAI, Kazan, Russia.

Поступила в редакцию ***03 декабря 2018 г.***

© Ю.К. Евдокимов, Х.С.А. Мохаммед, Л.Д. Храмов

ПРИБОРОСТРОЕНИЕ, МЕТРОЛОГИЯ И ИНФОРМАЦИОННО-ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ ПРИБОРЫ И СИСТЕМЫ

(cc) BY

УДК 681.518; 681.586

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЙ АЛГОРИТМ НЕПРЕРЫВНО РАСПРЕДЕЛЕННОГО ПОЛУПРОВОДНИКОВОГО ДАТЧИКА ПРОФИЛЯ ТЕМПЕРАТУРЫ В НЕИЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОТОКАХ

Ю.К. Евдокимов[1], Х.С.А. Мохаммед[1], Л.Д. Храмов[2]

[1]КНИТУ-КАИ «Казанский национальный исследовательский технический университет им. А.Н. Туполева-КАИ», г. Казань, Россия
[2]ООО «НПП «Центр реле и автоматики», г. Чебоксары, Россия
evdokimov1@mail.ru, khalil.mohammed@mail.ru, hl@mail.ru

Резюме: *В данной работе предлагается математическая модель и измерительный алгоритм полупроводникового одномерного распределенного датчика, предназначенный для измерения температурных полей в неизотермических потоках жидкости и газа. Описывается устройство датчика, его эквивалентная схема и схема включения в измерительную цепь. Предлагается пошаговый измерительный алгоритм, включающий необходимые электроизмерительные операции и алгоритм математической обработки первичной измерительной информации с целью определения измеряемого температурного поля.*

Ключевые слова: *распределенный датчик, полупроводниковая pnp+ - структура, измерительный алгоритм, температурное поле, неизотермический поток, уравнение Риккати, интегральное уравнение, входная проводимость*

DOI:*10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-146-153.*

Для цитирования: *Евдокимов Ю.К., Мохаммед Х.С.А., Храмов Л.Д. Математическая модель и измерительный алгоритм непрерывно распределенного полупроводникового датчика профиля температуры в неизотермических потоках // Известия высших учебных заведений. ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ. 2019. Т. 21. № 1-2. С. 146-153. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-146-153.*

MATHEMATICAL MODEL AND MEASURING ALGORITHM OF CONTINUALLY DISTRIBUTED SEMICONDUCTOR SENSOR OF A TEMPERATURE PROFILE IN NON-ISOTHERMAL FLOWS

Yu.K. Evdokimov[1], Kh.S.A. Mohammed[1], L.D. Hramov[2]

[1]KNRTU-KAI «Kazan National Research Technical University named after A.N. Tupolev-KAI », Kazan, Russia
[2]LLP "NPP" Center of Relay and Automation ", Cheboksary, Russia
evdokimov1@mail.ru, khalil.mohammed@mail.ru, hl@mail.ru

Abstract: *This paper proposes a mathematical model and a measuring algorithm for a semiconductor one-dimensional distributed sensor designed to measure temperature fields in non-isothermal liquid and gas flows. A sensor device, its equivalent circuit and a circuit for connection to a measuring circuit are described. A step-by-step measurement algorithm is proposed, which includes the necessary electrical measuring operations and an algorithm for mathematical processing of the primary measurement information in order to determine the measured temperature field.*

Keywords: *distributed sensor, semiconductor pnp + - structure, measuring algorithm, temperature field, non-isothermal flow, Riccati equation, integral equation, input conductivity*

For citation: *Yu.K. Evdokimov, Kh.S.A. Mohammed, L.D. Hramov. Mathematical model and measuring algorithm of continually distributed semiconductor sensor of a temperature profile in non-isothermal flows. Proceedings of the higher educational institutions. ENERGY SECTOR PROBLEMS. 2019. vol. 21. № 1-2. pp.146-153. DOI:10.30724/1998-9903-2019-21-1-2-146-153.*

Введение

Измерение температурных полей в неизотермических потоках жидкости и газа занимает важное место в решении ряда научных, технических и технологических задач.

Традиционные средства измерения температуры предполагают измерение локального или усредненного значения температуры. Для измерения температурного поля традиционными средствами, приходится использовать либо перемещаемый датчик-зонд, либо множество точечных датчиков с соответствующим числом соединительных проводов и измерительных каналов. Такой подход непременно приводит к усложнению конструкции датчика и увеличению объема измерительной аппаратуры, к снижению точности измерения из-за утечки тепла через конструктивные элементы датчика-зонда или соединительные провода множества точечных датчиков.

В статье описывается принципиально новый подход к измерению температурных полей, основанный на концепции распределенной измерительной среды [1]. В качестве измерительного преобразователя предлагается полупроводниковый одномерный распределенный датчик. Несомненными преимуществами данного датчика по сравнению с традиционными средствами измерения температурных полей, являются: простота конструкции; минимальное число проводников; отсутствие механически перемещаемых элементов; простота измерительной аппаратуры.

Устройство и схема включения датчика

Устройство полупроводникового одномерного распределенного датчика (ПП ОРД) для измерения температурных полей показано на рис. 1. ПП ОРД выполняется в виде одномерной полупроводниковой трехслойной структуры длиной L и размещается в измеряемом температурном поле. Отметим, что порядок чередования слоев разного типа проводимости не является существенным.

Рис. 1. Устройство полупроводникового одномерного распределенного датчика

Один из внешних слоев ПП ОРД выполняется резистивным с постоянным продольным погонным сопротивлением r_0 и имеет электрические выводы: «1» при $x = 0$ и «2» на конце датчика при $x = L$. Другой внешний слой обладает высокой продольной проводимостью и имеет один общий вывод «3». Высокая проводимость слоя достигается либо повышенной концентрацией носителей заряда, либо наличием проводящего электрода на поверхности по всей ее длине.

Измеряемое температурное поле $T(x), x \in [0, L]$ воздействует на распределение электрических свойств ПП ОРД по ее длине. Электрическому воздействию и измерению доступны лишь граничные точки ПП ОРД через выводы «1», «2» и «3». Предлагаемая схема включения ПП ОРД во внешнюю измерительную цепь показана на рис. 2.

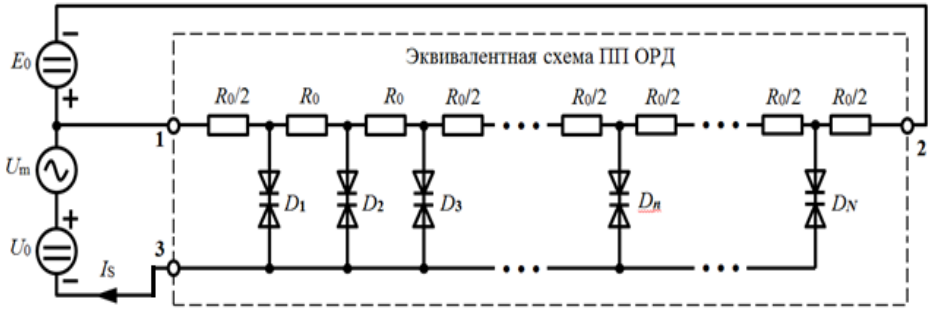


Рис. 2. Схема включения ПП ОРД в измерительную цепь.
ПП ОРД изображен в виде эквивалентной схемы, выделенной пунктирной линией

На рис. 2 датчик заменен его эквивалентной схемой в виде последовательной цепочки N четырехполюсников. Четырехполюсник с номером n соответствует элементарному отрезку ПП ОРД длиной $\Delta x = L/N$ и средней координатой $x_n = (n + 0{,}5) \cdot L/N$, $n = \overline{1, N}$. Продольные сопротивления всех четырехполюсников эквивалентной схемы одинаковы и равны $R_0 = r_0 \cdot \Delta x$. Полупроводниковая *pnp*-структура элементарного отрезка заменена встречно-последовательно включенными диодами и обозначена как D.

Стоит отметить, что ПП ОРД может быть выполнен не только в виде непрерывной полупроводниковой структуры с распределенными параметрами. В ряде случаев возможно исполнение ПП ОРД на основе дискретных диодов и резисторов, как показано на рис. 2. К таким случаям можно отнести: необходимость датчиков большой протяженности; требуется измерение не всего температурного поля, а его значений в конечном множестве точек и т.д. Полное сопротивление резистивного слоя выбирается таким, чтобы распределение напряжения вдоль ПП ОРД, создаваемое источником постоянного напряжения E_0, было практически линейным. Для этого необходимо выполнить условие

$$E_0 / r_0 \cdot L \gg I_S , \tag{1}$$

где I_S – ток, протекающий в цепи вывода «3» ПП ОРД (рис. 2). При соблюдении (1), под действием источников U_0 и E_0 вдоль по длине ПП ОРД устанавливается распределение напряжения

$$U(x) = U_0 - E_0 \cdot x / L . \tag{2}$$

Источник переменного напряжения малой амплитуды U_m предназначен для измерения дифференциальной входной проводимости ПП ОРД, которая определяется как

$$G_S = I_{S\,m} / U_m , \tag{3}$$

где $I_{S\,m}$ – амплитуда переменной составляющей тока I_S ПП ОРД (рис. 2).

Математическая модель и измерительный алгоритм

В основу работы ПП ОРД положена температурная зависимость вольтамперной характеристики (ВАХ) *pnp*$^+$-структуры, т.е. элементов D на рис. 2. Исходя из ВАХ идеального *pn*-перехода [2, 8], в работах [1, 6] и [3] предложено выражение зависимости локальной плотности тока *pnp*$^+$-структуры $j(x)$ от приложенного напряжения $U(x)$, которое с учетом принятых обозначений представляется в виде

$$j(x) = \frac{j_{01}(x) \cdot \left[\exp\left(U(x)/\varphi_T\right) - 1 \right]}{\left[j_{01}(x) / j_{02}(x) \right] \cdot \exp\left(U(x)/\varphi_T\right) + 1}, \tag{4}$$

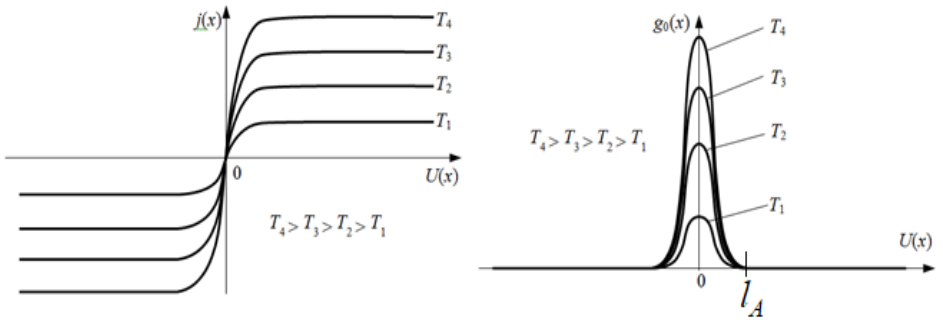
где $j_{01}(x)$–плотность обратного тока насыщения *pn*-перехода между резистивным и средним слоями ПП ОРД; $j_{02}(x)$ – плотность обратного тока насыщения другого *pn*-перехода ПП ОРД; $\varphi_T = k \cdot T / e$ – температурный потенциал. Напряжение $U(x)$ задается источниками U_m и E_0 (2).

Известно [2, 8], что значения $j_{01}(x)$ и $j_{02}(x)$ в выражении (4) обладают значительной температурной чувствительностью. В зависимости от полупроводникового материала и технологии получения *pn*-перехода данные величины увеличиваются почти в 2 раза при приращении температуры на 8…10 °С.

Дифференцируя выражение (4) по напряжению, получим распределение погонной поперечной дифференциальной проводимости ПП ОРД:

$$g_0(x) = \frac{dj(x)}{dU(x)} = \frac{j_{01} \cdot \exp\left(U(x)/\varphi_T\right)}{\varphi_T \cdot \left[\left(j_{01}/j_{02} \right) \cdot \exp\left(U(x)/\varphi_T\right) + 1 \right]} - \frac{j_{01}^2 \cdot \exp\left(U(x)/\varphi_T\right) \cdot \left[\exp\left(U(x)/\varphi_T\right) - 1 \right]}{j_{02} \cdot \varphi_T \cdot \left[\left(j_{01}/j_{02} \right) \cdot \exp\left(U(x)/\varphi_T\right) + 1 \right]^2}. \tag{5}$$

На рис. 3 показаны примерные графики зависимостей плотности тока (4) и поперечной погонной дифференциальной проводимости (5) от напряжения при равных значениях $j_{01}(x)$ и $j_{02}(x)$ для разных значений температур в точке с координатой x .



а) *б)*

Рис. 3. Зависимости плотности тока (*а*) и погонной поперечной дифференциальной проводимости (*б*) ПП ОРД от напряжения при разных температурах

Анализ выражений (4) и (5) показывает, что насыщение $j(x)$ и обнуление $g_0(x)$ практически наступают в окрестности напряжения около 0,1 В. Таким образом, «активным» является очень короткий участок ПП ОРД, находящийся под напряжением $U(x) \approx 0$. Отсюда следует, что согласно выражению (2) средняя координата «активного» участка ПП ОРД зависит от напряжений источников и определяется как

$$x_A = L \cdot U_0 / E_0 \,,\; U_0 \in [0, E_0], \tag{6}$$

а ее длина примерно равна

$$l_A = L \cdot 0{,}2\text{В} / E_0 \,. \tag{7}$$

При малой поперечной дифференциальной проводимости ПП ОРД падение переменного напряжения на продольном сопротивлении резистивного слоя ПП ОРД ничтожно мало, и входная дифференциальная проводимость (3) равна

$$G_S = \int_0^L g_0(x)\,dx \,. \tag{8}$$

Когда поперечная дифференциальная проводимость ПП ОРД становится сравнительно большой, формула (8) становится неприменимой, т.к. необходимо учесть продольное сопротивление датчика. Выведем уравнение связи между входной проводимостью датчика в точке с координатой x и его погонными параметрами. Для этого рассмотрим элементарный участок длиной dx, эквивалентную схему которого представим в виде Г-образного четырехполюсника.

Входную дифференциальную проводимость ПП ОРД в сечении x выразим как

$$G(x) = \frac{1}{r_0 \cdot dx + \dfrac{1}{G(x+dx) + g_0(x) \cdot dx}} = \frac{G(x+dx) + g_0(x) \cdot dx}{r_0 \cdot G(x+dx) \cdot dx + r_0 \cdot g_0(x) \cdot dx^2 + 1} \,. \tag{9}$$

Разделив числитель и знаменатель уравнения (9) на dx, получим

$$r_0 \cdot G(x) \cdot G(x+dx) + r_0 \cdot g_0(x) \cdot G(x) \cdot dx + \frac{G(x)}{dx} = \frac{G(x+dx)}{dx} + g_0(x) \,. \tag{10}$$

При $dx \to 0$ в уравнении (10) можно считать, что

$$G(x) \cdot G(x+dx) \to G^2(x), \tag{11}$$

$$r_0 \cdot g_0(x) \cdot G(x) \cdot dx \to 0 \,. \tag{12}$$

Перенеся все слагаемые уравнения (10) в одну сторону, с учетом (11) и (12) получим

$$dG(x)/dx - r_0 \cdot G^2(x) + g_0(x) = 0. \quad (13).$$

Нелинейное дифференциальное уравнение (13) типа Риккати устанавливает связь между погонными параметрами ПП ОРД и его входной проводимостью. Его решение должно удовлетворять граничному условию $G(x)\big|_{x=L} = 0$. Метод численного решения уравнения (13) подробно изложен в работах [1, 5].

Из приведенных рассуждений следует, что температурное поле $T(x)$ отображается на зависимости входной дифференциальной проводимости G_S от напряжения U_0. Следовательно, измерение $T(x)$ с помощью ПП ОРД заключается в электрическом измерении зависимости $G_S(U_0)$ и вычислении $T(x)$. При этом предполагается, что температурные зависимости характеристик $j\left[U(x)\right]$ и $g_0\left[U(x)\right]$ заранее известны из теории или получены в результате градуировки.

Характеристики *pnp*$^+$-структуры датчика (4) и (5) являются идеализированными. В этом случае измерительный алгоритм сводится к непосредственному вычислению координат x по формуле (6) и значений $T(x)$ по заранее полученной градуировочной характеристике [3, 6].

Реальные *pnp*$^+$-структуры обладают характеристиками, несколько отличающимися от (4) и (5) [2, 7]. Дифференциальная погонная проводимость g_0 *pnp*$^+$-структуры при этом оказывается отличной от нуля во всем диапазоне напряжений. В этом случае необходимо применение обобщенного алгоритма, безотносительного к виду нелинейности поперечной проводимости g_0.

Алгоритм строится по итеративной схеме:

$$T^{(i+1)}(x) = T^{(i)}(x) + \delta T^{(i)}(x), \quad (14)$$

где i – номер итерации.

Итеративная поправка $\delta T^{(i)}(x)$ в выражении (14) находится путем решения интегрального уравнения Фредгольма первого рода:

$$\int_0^L S^{(i)}(U_0, x) \cdot \delta T^{(i)}(x) \cdot dx = G_S(U_0) - G^{(i)}(U_0, 0), \quad (15)$$

где $G^{(i)}(U_0, 0)$ – входная дифференциальная проводимость модели ПП ОРД, вычисленная для $T^{(i)}(x)$; $S^{(i)}(U_0, x)$ – ядро уравнения, имеющее смысл линейной чувствительности $G_S(U_0)$ к измеряемому полю $T(x)$.

Входная проводимость модели ПП ОРД $G^{(i)}(U_0, 0)$ вычисляется для каждого фиксированного значения напряжения U_0 в следующей последовательности:

1) вычисляется распределение напряжения $U(x)$ вдоль ОРД по формуле (2);
2) для приближения $T^{(i)}(x)$ и распределения $U(x)$ по градуировочной характеристике определяется распределение погонной поперечной проводимости $g_0(x)$;
3) при выполнении условия (1) $G^{(i)}(U_0, 0)$ вычисляется по формуле (8). В противном случае $G^{(i)}(U_0, 0)$ находится путем решением уравнения (9). При практической реализации алгоритма измерение зависимости $G_S(U_0)$ проводится для конечного

набора значений U_{0m}, $m=\overline{1,M}$, а значения температуры определяются на дискретной координатной сетке x_n, $n=\overline{1,N}$. При этом интегральное уравнение (15) преобразовывается с систему линейных алгебраических уравнений (СЛАУ):

$$\|\mathbf{S}\|^{(i)} \cdot \|\boldsymbol{\delta}\mathbf{T}\|^{(i)} = \|\mathbf{G}_{\mathbf{S}}\| - \|\mathbf{G}\|^{(i)}, \quad (16)$$

где $\|\mathbf{S}\|^{(i)}$ –матрица чувствительности с размерностью $M \times N$. Элементы s_{mn} матрицы чувствительности вычисляются методом малых локальных возмущений, подробно описанным в [5, 8].

Заключение

Рассмотрены математическая модель датчика и измерительный алгоритм непрерывно распределенного полупроводникового датчика pnp^{+}-структуры для измерения температурных полей в неизотермических потоках. К несомненным достоинствам предложенного датчика перед традиционными средствами измерения температурных полей относятся: простота конструкции; минимальное число проводников; отсутствие механически перемещаемых элементов; малый объем измерительной аппаратуры. Измерительный алгоритм, несмотря на кажущуюся сложность вычислений, практически реализуем с использованием современных вычислительных средств.

Литература

1. Евдокимов Ю.К. Распределенные измерительные среды : дис. ... докт. техн. наук. г. Казань, 1995.

2. Leontyev A.P., Yaroshchuk I.O., Smirnov S.V., A.V. Kosheleva A.A., Pivovarov A.V., Samchenko A.H., and Shvyrev A.N., A Spatially Distributed Measuring Complex for Monitoring Hydrophysical Processes on the Ocean Shelf // Physical instruments for ecology, medicine, and biology. 2017. Vol. 60, No. 1. P. 130–136.

3. Харитонов А.М. Техника и методы аэрофизического эксперимента : книга. Омск, 2017.434с.

4. Темъянов Б.К. Обратная операторная задача для частотоно-импедансной модели неоднородной акустической среды: численные и экспериментальная реализации // Нелинейный мир. 2015. №3. С.19–26.

5. Храмов Л.Д. Распределенные электродиффузионные датчики и методы измерения гидродинамических полей : дис. канд. техн. наук. Чебоксары, 2000.

6. Волков В.С. Исследования диагностических моделей интеллектуальных полупроводниковых датчиков давления / Цыпин. // Измерение. Мониторинг. Управление. Контроль. 2012. №2. С.39–45.

7. Еналеев Р.Ш., Теляков Э.Ш., Красина И.В., Гасилов В.С., Тучкова О.А. Методы измерения температурных полей // Вестник Восточно-Сибирского института. 2013. №5. С.322–332.

8. Genki Yoshhikaw. Two Dimensional array of piezoresistive nanomeckanical mombranetype surface stress with impove d sensitivity/ Genki Yoshhikawa, Terunobu Akiyama // sensors. 2015. №2. P.11–19.

Авторы публикации

Евдокимов Юрий Кириллович – д–р. техн. наук, профессор, заведующий кафедрой «Радиоэлектроники и информационно-измерительной техники» Казанского национального исследовательского технического университета им. А.Н. Туполева-КАИ (КНИТУ-КАИ). E-mail: evdokimov1@mail.ru.

Мохаммед Халил Султан Абдулла – аспирант Казанского национального исследовательского технического университета им. А.Н. Туполева-КАИ. E-mail: khalil.mohammed@mail.ru.

Храмов Лев Дмитриевич – канд. техн. наук, начальник конструкторского отдела новых разработок ООО «НПП «Центр реле и автоматики». E-mail: hl@mail.ru.

References

1. Evdokimov Yu.K. Distributed measuring media : Thesis for the degree of Doctor of Technical Sciences. Kazan, 1995.

2. Leontyev A.P., Yaroshchuk I.O., Smirnov S.V., A.V. Kosheleva A.A., Pivovarov A.V., Samchenko A.H., and Shvyrev A.N. A Spatially Distributed Measuring Complex for Monitoring Hydrophysical Processes on the Ocean Shelf // Physical instruments for ecology, medicine, and biology. 2017. Vol. 60, No. 1. P. 130–136. © Pleiades Publishing, Ltd., 2017.

3. Kharitonov A.M. Technique and methods of aerophysical experiment : book. Omsk, 2017. 434p.

4. Temyanov B.K. Inverse operator problem for the frequency-impedance model of an inhomogeneous acoustic medium: numerical and experimental implementations // Nonlinear World. 2015. №3. P.19–26.

5. Khramov L.D. Distributed electrodiffusion sensors and methods for measuring hydrodynamic fields. : Thesis for the degree of candidate of technical sciences. Cheboksary, 2000.

6. Volkov V.S. Investigations of diagnostic models of intelligent semiconductor pressure sensors, Tsypin, Izmer. Monitoring Control. Control. 2012. № 2. P.39–45.

7. Enaleev R.Sh., Telyakov E.Sh., Krasina I.V., Gasilov V.S., Tuchkova O.A. Methods for measuring temperature fields // Herald of the East-Siberian Institute. 2013. №5. P.322–332.

8. Genki Yoshhikawa. Two Dimensional array of piezoresistive nanomeckanical mombranetype surface stress with impove d sensitivity/ Genki Yoshhikawa, Terunobu Akiyama // sensors. 2015. №2. P.11–19.

Authors of the publication

Yurij K. Evdokimov – Kazan National Research Technical University named after A.N. Tupolev-KAI, Kazan, Russia.

Halil Sultan Abdulla Mohammed - Kazan National Research Technical University named after A.N. Tupolev-KAI, Kazan, Russia.

Lev D. Hramov - "NPP"Center of Relay and Automation", Cheboksary, Russia.

Поступила в редакцию ***30 ноября 2018 г.***