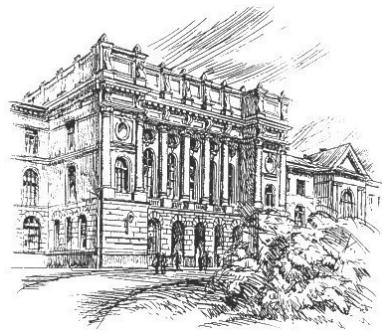


4(231)/2015



Научно-технические ведомости СПбГПУ

St. Petersburg Polytechnic University Journal
of Engineering Sciences And Technology

Санкт-Петербург. Издательство Политехнического университета

Министерство образования и науки РФ

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ

ST. PETERSBURG POLYTECHNIC UNIVERSITY

JOURNAL OF ENGINEERING SCIENCES AND TECHNOLOGY

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА

Васильев Ю.С., академик РАН (научный руководитель)

Алферов Ж.И., академик РАН

Згуровский М.З., ин. член РАН, академик НАН Украины

Костюк В.В., академик РАН

Лагар'ков А.Н., академик РАН

Окрепилов В.В., академик РАН

Патон Б.Е., академик НАН Украины и РАН

Рудской А.И., чл.-корр. РАН

Тендлер М.Б., ин. член РАН (Швеция)

Федоров М.П., академик РАН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ ЖУРНАЛА

Васильев Ю.С., академик РАН (главный редактор); СПбПУ

Кондратьев С.Ю., д-р техн. наук, профессор СПбПУ
(зам. главного редактора);

Аксёнов Л.Б., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Башкаров А.Я., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Боронин В.Н., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Гордеев С.К., д-р техн. наук, ст. научн. сотр. ЦНИИМ

Гуменюк В.И., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Дегтярева Р.В., д-р ист. наук, профессор СПбПУ

Иванов А.В., д-р техн. наук; СПбПУ

Кириллов А.И., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Титков В.В., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Толочко О.В., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

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

Журнал с 2001 года входит в Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные результаты диссертаций на соискание ученой степени доктора и кандидата наук.

Сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНИТИ РАН, в базе Russian Science Citation Index на платформе Web of Science, международной библиографической и реферативной базе данных ProQuest, в международной научометрической базе Index Copernicus, в международной системе по периодическим изданиям "Ulrich's Periodicals Directory".

Журнал зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006 г.)

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

The journal is published under the scientific and methodical guidance of the Russian Academy of Sciences since 1995.

The journal has been included in the List of leading peer-reviewed scientific journals and other editions to publish major findings of theses for the research degrees of Doctor of Sciences and Candidate of Sciences since 2001.

The publications are presented in the VINITI RAS Abstract Journal, Russian Science Citation Index on the platform Web of Science, ProQuest, Index Copernicus, Ulrich's Periodicals Directory and Russian Science Citation Index databases.

The journal is registered with the Federal Service for Supervision in the Sphere of Telecom, Information Technologies and Mass Communications (ROSKOMNADZOR). Certificate ПИ № ФС77-25981 issued October 13, 2006.

The journal is distributed through the CIS countries catalogue, the «Press of Russia» joint catalogue and the «Press by subscription» Internet catalogue. The subscription index is **18390**.

EDITORIAL COUNCIL

Vasiliev Yu.S.— full member of the Russian Academy of Sciences, Scientific director of the Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (head of the editorial council)

Alferov Zh.I.— full member of the Russian Academy of Sciences

Zgurovskiy M.Z.— foreign member of the Russian Academy of Sciences, full member of the National Academy of Sciences of Ukraine

Kostiuk V.V.— full member of the Russian Academy of Sciences

Lagar'kov A.N.— full member of the Russian Academy of Sciences

Okrepilov V.A.— full member of the Russian Academy of Sciences

Paton B.E.— full member of the Russian Academy of Sciences and the National Academy of Sciences of Ukraine

Rudskoy A.I.— corresponding member of the Russian Academy of Sciences

Tendler M.B.— foreign member of the Russian Academy of Sciences (Sweden)

Fedorov M.P.— full member of the Russian Academy of Sciences

JOURNAL EDITORIAL BOARD

Vasiliev Yu.S.— full member of the Russian Academy of Sciences, President of the Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (editor-in-chief)

Kondrat'ev S.Yu.— Dr.Sc. (tech.), prof. (deputy editor-in-chief); SPbPU

Aksyonov L.B.— Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Bashkarev A.Ya.— Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Boronin V.N.— Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Gordeev S.K.— Dr.Sc. (tech.), prof. CNIIM

Gumenyuk V.I.— Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Degtyareva R.V.— Dr.Sc. (history), prof. SPbPU

Ivanov A.V.— Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Kirillov A.I.— Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Titkov V.V.— Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Tolochko O.V.— Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

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

При перепечатке материалов ссылка на журнал обязательна.

Точка зрения редакции может не совпадать с мнением авторов статей.

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

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

The journal is published under the scientific and methodical guidance of the Russian Academy of Sciences since 1995.

The journal has been included in the Russian Science Citation Index (RSCI) database since 2005 © Scientific Electronic Library (<http://elibrary.ru/>).

No part of this publication may be reproduced without clear reference to the source.

The views of the authors may not represent the views of the Editorial Board.

Address: 29 Politekhnicheskaya St., St. Petersburg 195251, Russia.

© Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, 2015

Содержание

Энергетика

Кенден К.В. Ресурсы гелиоэнергетики в Республике Тыва	7
Пацей П.С., Галышев Ю.В. Профилирование впускных каналов в головке цилиндра двигателя внутреннего сгорания	14
Зысин Л.В., Стешенков Л.П. Проблемы теплофизического совершенствования производства биоэтанола	22
Кириллов А.И., Черников В.А., Семакина Е.Ю., Исупов В.Ю. К вопросу о численном моделировании трехмерного течения в выходном диффузоре газовой турбины	30
Галышев Ю.В., Зайцев А.Б., Алексеев Д.Г. Исследование гидродинамики и теплообмена в полостях охлаждения высокогофорсированного дизеля	36
Бажанов В.В., Лощаков И.И., Щуклинов А.П. Исследование работы АЭС с аккумуляторами тепловой энергии при регулировании мощности турбин в режиме разрядки	47
Яблоков А.М., Кожухов Ю.В., Лебедев А.А. Численное моделирование течения в малорасходной ступени центробежного компрессора	59
Тринченко А.А., Парамонов А.П. Внедрение низкотемпературного вихревого сжигания для энергетического использования каменных углей	70

Электротехника

Гатауллин А.М. Неразрушающий метод диагностики фарфоровых изоляторов воздушных линий электропередачи 6/10 кВ	82
Шакиров М.А. Замещение многообмоточного трансформатора 2nT-образной схемой	91
Киселев В.Г. Проблемы обеспечения поляризационного защитного потенциала на подземных металлических трубопроводах	106
Журавлева Н.М., Кизеветтер Д.В., Резник А.С., Смирнова Е.Г. О повышении ресурса бумажно-пропитанной изоляции силовых трансформаторов	115

Металлургия и Материаловедение

Рудской А.И., Соколов Ю.А., Павлушкин Н.В. Перспективы применения технологии синтеза новых материалов ионным пучком	125
Гучинский Р.В., Петинов С.В., Сиддик Ш., Имран М., Вальтер Ф. Прогнозирование усталостной долговечности металлов с учетом неоднородности микроструктуры	134



Орлова И.Г., Голод В.М. Исследование и компьютерный анализ механических свойств стали 08ГДНФЛ на основе моделирования структурных параметров 144

Машиностроение

Худорожков С.И., Захлебаев Е.А. Механическая бессступенчатая импульсная передача для современной малогабаритной транспортной техники 152

Башкарев А.Я., Мусияко Д.В., Расулов Р.А. Компоновка самоходных вибрационных уплотнителей .. 163

Кузьмицкий Я.О., Шевченко Д.В., Беляев А.К. Конечно-элементное моделирование процесса переворачивания железнодорожного колеса через стык рельсов 170

Галеркин Ю.Б., Дроздов А.А. Оптимизация центробежной компрессорной ступени с осерадиальным рабочим колесом 179

Бажуков А.Е., Худорожков С.И. Расчет параметров ходовой части гусеничной машины 189

Хроника событий

Девезас Т., Кораблев В.В., Сарыгулов А.И. Циклические процессы и смена технологических платформ: вызовы и решения 196

Демидов А.И. Академик Василий Михайлович Севергин (К 250-летию со дня рождения) 200

Исаев Ю.М. К 140-летнему юбилею Михаила Ивановича Калинина 206

Дементьева Е.В. Нинель Константиновна Племнек (К 85-летию со дня рождения) 209

Малюшенков А.И. Выпускник ЛПИ – А.С. Спицын генеральный директор завода «Большевик» 213

Contents

Power Engineering

Kenden K.V. <i>Solar energy resources in the Tyva republic</i>	7
Patsey P.S., Galyshev Yu.V. <i>Shaping the inlet channels of the head of an internal combustion engine</i>	14
Zyssin L.V., Steshenkov L.P. <i>The problems of thermophysically improving bioethanol production</i>	22
Kirillov A.I., Chernikov V.A., Semakina E.Yu., Isupov V.Ju. <i>Some issues of numerically simulating the 3D flow in the exhaust diffuser of a gas turbine</i>	30
Galyshev Y.V., Zaytsev A.B., Alekseyeff Dm.G. <i>The study of hydrodynamics and heat transfer in the cooling cavities of a high-powered diesel engine</i>	36
Bazhanov V.V., Loschakov I.I., Schuklinov A.P. <i>A study of an NPP unit with thermal power accumulators during the regulation of turbine power in discharge mode</i>	47
Yablokov A.M., Kozhukhov Y.V., Lebedev A.A. <i>An ANSYS CFX numerical study of a low-flow stages of a centrifugal compressor</i>	59
Trinchenko A.A., Paramonov A.P. <i>The introduction of the low-temperature of vortex combustion for energy use hard coal</i>	70

Electrical Engineering

Gataullin A.M. <i>A non-destructive method for diagnosing porcelain insulators in overhead 6/10 kV power lines</i>	82
Shakirov M.A. <i>Substitution multiple winding transformer 2nT-figurative scheme</i>	91
Kiselev V.G. <i>Ensuring the polarization shielding potential in underground metallic conduits</i>	106
Zhuravleva N.M., Kiesewetter D.V., Reznik A.S., Smirnova E.G. <i>On increasing the operational life of paper-impregnated insulation of power transformers</i>	115

Metallurgy and Material Science

Rudskoy A.I., Sokolov Yu.A., Pavlushin N.V. <i>The prospects of using an ion beam technology for synthesizing new materials</i>	125
Guchinsky R.V., Petinov S.V., Siddique S., Imran M., Walther F. <i>Fatigue life prediction based on finite-element modeling damage accumulation including material inhomogeneity</i>	134

Orlova I.G., Golod V.M. <i>Investigation and computer analysis of the mechanical properties of the 08GDNFL steel by modeling the structural parameters</i>	144
---	-----

Mechanical Engineering

Hoodorozhkov S.I., Zachlebaev E.A. <i>The mechanical stepless impulse type transmission for advanced small-sized transport</i>	152
Bashkarev Al.Ya. Musiako D.V., Rasulov R.A. <i>Arrangement of vibrating compactors</i>	163
Kuzmitskiy Yar.O., Shevchenko D.V., Belyaev A.K. <i>Finite-element modeling of the process of rolling the railway wheel over the rail joint</i>	170
Galerkin Y.B., Drozdov A.A. <i>Optimization of a centrifugal compressor stage with axial-radial impelltr</i>	179
Bazhukov A.E., Hoodorozhkov S.I. <i>Calculating the undercarriage parameters of a tracked vehicles</i>	189

Chronicle of Events

Devezas T., Korablev V.V., Sarygulov A.I. <i>Cyclic processes and shift of technology platforms</i>	196
Demidov A.I. <i>Academician Vasiliy Mikhailovich Sevargin (for the 250th anniversary of his birthday)</i>	200
Isaev Yu.M. <i>To the 140th anniversary of Mikhail Kalinin</i>	206
Dementieva E.V. <i>Ninel Konstantinovna Plemnek (To the 85th anniversary)</i>	209
Malyushenkov A.I. <i>LPI graduate – A.S. Spitsyn as a director of the Bolshevik plant</i>	213



ЭНЕРГЕТИКА

DOI 10.5862/JEST.231.1

УДК 620.9 ББК 31.635

K.B. Кенден

РЕСУРСЫ ГЕЛИОЭНЕРГЕТИКИ В РЕСПУБЛИКЕ ТЫВА

K.V. Kenden

SOLAR ENERGY RESOURCES IN THE TYVA REPUBLIC

Основная проблема изолированных районов Республики Тыва сегодня – отсутствие эффективного электроснабжения потребителей. Традиционным путем решения данной проблемы является замена устаревших дизельных электростанций с корректировкой их установленных мощностей. Принципиально более привлекательный вариант совершенствования системы электроснабжения Тывы – ее построение с ориентацией на местные возобновляемые энергоресурсы. Из всего многообразия возобновляемых источников энергии в Республике Тыва приоритетом по запасам, доступности, экологичности и масштабам использования в децентрализованных районах является энергия Солнца. Для исследования условий функционирования солнечной энергии в составе системы комплексного энергоснабжения необходимо изучить режимы поступления этой энергии. В работе изучены косвенные методы расчета плотности солнечного излучения на различные поверхности. Выбран метод Берда, дающий значения, наиболее близкие к наблюдаемым актинометрической станцией. По предложенной методике рассчитаны среднемесячные значения суммарного прихода солнечной энергии на горизонтальную поверхность в децентрализованных районах Тывы и разработана карта районирования территории по солнечным зонам с учетом климатических особенностей местности.

ДИЗЕЛЬНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ; ТЫВА; ВОЗОБНОВЛЯЕМЫЕ ИСТОЧНИКИ ЭНЕРГИИ; СОЛНЕЧНАЯ ЭНЕРГЕТИКА; АКТИНОМЕТРИЧЕСКАЯ СТАНЦИЯ; МЕТОД БЕРДА; СОЛНЕЧНОЕ ИЗЛУЧЕНИЕ.

The main problem of isolated areas of Tyva today is the lack of an effective electric power distribution system. The traditional way of solving this problem is replacing older diesel power stations with the adjustment of their installed capacities. A more attractive option serving to improve the electric power supply system of Tyva is the construction of it with a focus on the local renewable energy resources. The solar energy, due to its reserves, availability, environmental safety, and usage scale, is the most important in the variety of renewable energy in decentralized parts of Tyva. To investigate the functioning conditions of using solar energy as part of an integrated electric power supply system it is necessary to study the modes of solar energy delivery. The indirect calculating methods for calculating solar radiation density on various surfaces are investigated in the article. The Byrd method was selected that gives the closest values to the observed actinometric station values. The monthly averages of the total amount of solar energy on a horizontal surface in the Tyva's decentralized areas were calculated using the proposed method. A map dividing the Republic of Tyva into solar climatic zones as developed taking into account terrain with particular climates.

DIESEL POWER; TYVA; RENEWABLE ENERGY; SOLAR ENERGY; SOLAR RADIATION STATION; THE METHOD BYRD; SOLAR RADIATION.

На 70 процентах территории России имеется значительное количество мелких населенных пунктов, в которых проживает около 11 млн жи-

телей [1]. К таким регионам относится и Республика Тыва, в которой 6 муниципальных децентрализованных районов получают

электроэнергию от дизельных электростанций мощностью от 30 до 2400 кВт [2]. Основными проблемами энергоснабжения изолированных потребителей республики являются: недопустимый износ оборудования; дальность; ограниченность процесса сезонного завоза топлива в труднодоступные районы, что приводит к высоким потерям и многократному его удорожанию. Принятие разовых мер по решению вопросов энергоснабжения у отдельных изолированных потребителей не снимает существующей проблемы не только в Тыве, но и в других регионах. Необходимо отказаться от традиционного подхода, искать и разрабатывать новые пути решения проблемы.

Мировой опыт показывает, что одним из эффективных вариантов электроснабжения может быть использование природных возобновляемых источников энергии (ВИЭ). Внедрение ВИЭ в энергобаланс республики позволит частично заменить существующие автономные дизельные энергосистемы, добиться экономии дорогостоящего для республики топлива и обеспечить устойчивое электроснабжения населения.

Из всего многообразия ВИЭ в республике Тыва приоритетом по запасам, доступности, экологичности и масштабам использования в децентрализованных районах является энергия Солнца [3]. Для исследования условий функционирования солнечной энергии в составе системы комплексного энергоснабжения необходимо изучить режимы поступления этой энергии. На территории Тывы единственная актинометрическая станция находится в столице республики – городе Кызыл. По России среднее расстояние между актинометрическими станциями составляет примерно 500 км, а в азиатской части России – до 1000 км. Для экстраполяции данных с приемлемой точностью требуется среднее расстояние не более 100–130 км. При малочисленности или отсутствии актинометрических станций поступление солнечной энергии может быть изучено или методом, основанным на данных измерений, или косвенным, с использованием специальной математической модели. Приборные актинометрические измерения могут быть оценочными, для чего проводят непосредственные непродолжительные измерения на месте.

Наиболее полной для использования на территории России является база данных, созданная

Национальным агентством аэронавтики и исследования космического пространства США (NASA). Она содержит интерполированный массив характеристик солнечной радиации, полученный в результате спутниковых измерений и верифицированный с помощью наземных актинометрических данных. Использование таких усредненных данных при определении потенциала солнечной энергии не позволяет учитывать климатологические особенности региона и может приводить к существенной погрешности расчетов [4].

Цели данной работы – расчет прихода солнечной энергии в децентрализованных районах Тывы и разработка карты районирования территории республики по солнечным зонам с учетом климатических особенностей местности.

Для условий Тывы проанализированы возможности использования нескольких методик [5–9]. Сравнительный анализ позволил выбрать методику, предложенную Бердом [6], с использованием поправочных коэффициентов для условий Тывы.

Исходными данными для расчета являются: географическая долгота и широта местности $\lambda_m = 94,5^\circ$ в. д. и $\Phi_m = 51,7^\circ$ с.ш.; атмосферное давление $P_{\text{возд}}$, ГПа [10]; значение альбедо подстилающей поверхности r_3 [10];

наблюдаемые среднемесячные дневные значения сумм прямого $E_{\text{гор}}^{\text{пр}}$ и диффузного $E_{\text{гор}}^{\text{диф}}$ солнечного излучения (СИ), поступающего на горизонтальную поверхность, кВт/м² [10].

Последовательность расчета

1. Расчет среднемесячной плотности потока прямого СИ при чистом небе $E_{\text{гор}}^{\text{пр}'}$, Вт·ч/м², с учетом поправочных коэффициентов для условий Тывы:

$$E_{\text{гор}_i}^{\text{пр}'} = E \cos \Theta_{Z_i} k_i^{\text{пр}} k_{\text{гор}}^{\text{пр}},$$

где E – нормальная плотность потока СИ в космосе (солнечная постоянная $E = 1367$ Вт/м²); $\cos \Theta_{Z_i}$ – косинус угла падения лучей на различные поверхности; поправочные коэффициенты – $k_{\text{гор}}^{\text{пр}} = 1,14$ для зимы, $k_{\text{гор}_L}^{\text{пр}} = 0,91$ для лета; $k_i^{\text{пр}} = k_{R_i} k_{O_{3i}} k_{\text{газ}_i} k_{H_2O_i} k_{A_i}$ – среднемесячный коэффициент пропускания процессов



ослабления СИ в атмосфере Земли; k_{R_i} и k_{A_i} – коэффициенты релеевского и аэрозольного рассеяния; $k_{O_{3i}}$, $k_{\text{газ}_i}$, $k_{H_2O_i}$ – коэффициенты поглощения СИ соответственно озоном, газовой смесью O_2 , N_2 , CO_2 и парами воды.

Вычисление плотности потока диффузного СИ $E_{\text{гор}_i}^{\text{диф}}$, $\text{Вт}\cdot\text{ч}/\text{м}^2$, с учетом поправочных коэффициентов для условий Тывы:

$$E_{\text{гор}_i}^{\text{диф}} = E \cos \Theta_{Zi} k_i^{\text{диф}} k_{\text{гор}}^{\text{диф}},$$

где $k_{\text{гор}}^{\text{диф}} = 1,05$ – значение поправочного коэффициента при расчете диффузного СИ, поступающего на горизонтальную поверхность;

$$k_i^{\text{диф}} = k_{O_{3i}} k_{\text{газ}_i} k_{H_2O_i} k_{A_i} \times \\ \times (0,5(1-k_{R_i}) + B_a(1-k_{AS_i})) / (1 - M_i^* + M_i^{*1,02})$$

– среднемесячный коэффициент ослабления СИ в атмосфере Земли; k_{A_i} – коэффициент аэрозольного рассеяния; k_{AS_i} – коэффициент рассеяния частицами сухого воздуха; B_a – отношение рассеянного прямого излучения к общему рассеянному излучению [11].

3. Определение плотности потока полного СИ $E_{\text{гор}_i}^{\text{полн}}$, $\text{Вт}/\text{м}^2$:

$$E_{\text{гор}_i}^{\text{полн}} = (E_{\text{гор}_i}^{\text{пр}} + E_{\text{гор}_i}^{\text{диф}}) / (1 - r_3 r_a),$$

где r_3 – значение альбедо подстилающей поверхности [10]; r_a – значение альбедо атмосферы.

4. Плотность потока прямого и диффузионного СИ, поступающего на горизонтальную поверхность с учетом заданного месяца года:

$$E_{\text{гор}_i}^{\text{пр}''} = E_{\text{гор}_i}^{\text{пр}'} K_{\text{гор}_i}^{\text{пр}'},$$

$$E_{\text{гор}_i}^{\text{диф}''} = E_{\text{гор}_i}^{\text{диф}'} K_{\text{гор}_i}^{\text{диф}'},$$

где $K_{\text{гор}_i}^{\text{пр}'}$, $K_{\text{гор}_i}^{\text{диф}'}$ – коэффициенты пересчета плотности потока СИ для реальных условий облачности в каждом i -м месяце года

5. Плотность потока прямого СИ, приходящего на следующую поверхность в условиях чистого неба $E_{\text{след}}^{\text{пр}}$, $\text{Вт}\cdot\text{ч}/\text{м}^2$:

$$E_{\text{след}_i}^{\text{пр}} = E k_i^{\text{пр}} k_{\text{след}}^{\text{пр}},$$

где $k_{\text{след}}^{\text{пр}}$ – поправочный коэффициент, равный для условий Тывы $k_{\text{след}}^{\text{пр}} = 0,9$.

6. Вычисление среднемесячных значений плотности потока прямого, диффузного и отраженного СИ, поступающего на наклонную поверхность:

$$E_{\text{накл}_i}^{\text{пр}} = E_{\text{след}_i}^{\text{пр}} \cos \Theta_{\text{накл}_i};$$

$$E_{\text{накл}_i}^{\text{диф}} = E_{\text{гор}_i}^{\text{диф}''} \left(\frac{1 + \cos \beta}{2} \right);$$

$$E_{\text{накл}_i}^{\text{отр}} = E_{\text{гор}_i}^{\text{полн}''} P_{\text{возд}} \left(\frac{1 - \cos \beta}{2} \right),$$

где $\cos \Theta_{\text{накл}}$ – косинус угла падения лучей на наклонную, ориентированную на юг поверхность.

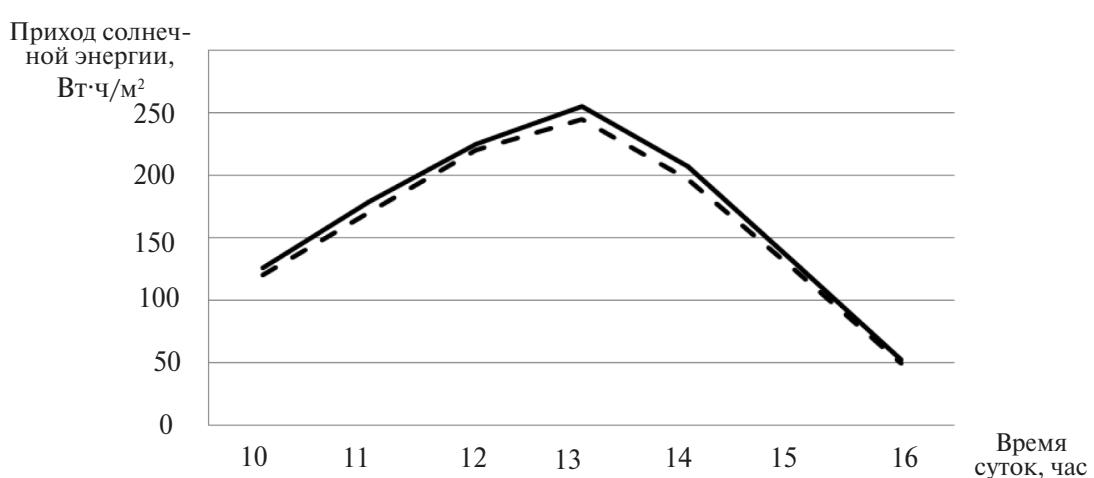


Рис. 1. Значения суммарного прихода солнечной энергии, $\text{Вт}\cdot\text{ч}/\text{м}^2$, на горизонтальную поверхность 15 января, (сплошная кривая – расчетные значения; пунктирная кривая – реальные значения)

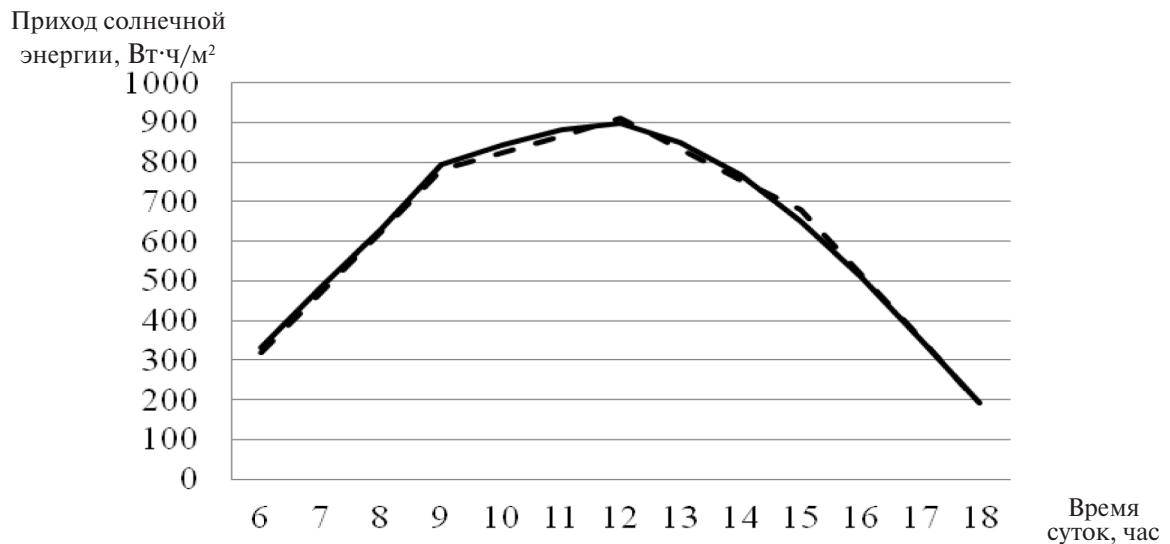


Рис. 2. Значения суммарного прихода солнечной энергии, Вт·ч/м², на горизонтальную поверхность 15 июля, Вт/м² (сплошная кривая – расчетные значения; пунктирная кривая – реальные значения)

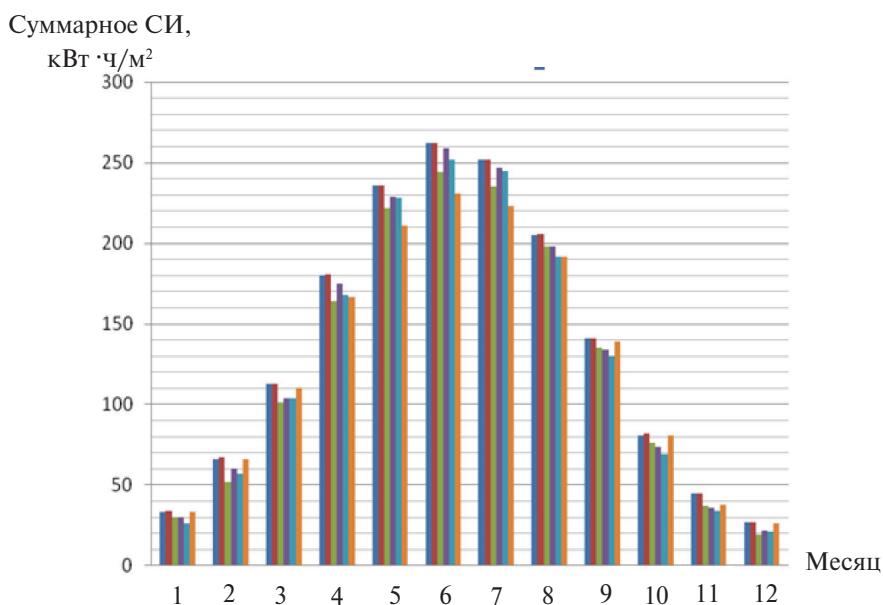


Рис. 3. Среднемесячные значения суммарного прихода солнечной энергии на горизонтальную поверхность для исследуемых районов республики
█ – Эрзинский; █ – Тере-Хольский; █ – Монгун-Тайгинский;
█ – Тоджинский; █ – Пий-Хемский; █ – Каа-Хемский

7. Плотности потока полного СИ, падающие-го на наклонную поверхность солнечной фото-электрической установки:

$$E_{\text{накл}_i}^{\text{полн}} = E_{\text{накл}_i}^{\text{пр}} + E_{\text{накл}_i}^{\text{диф}} + E_{\text{накл}_i}^{\text{отр}}.$$

Рассчитанные часовые значения суммарно-го прихода солнечной энергии были сопостав-

лены с реальными значениями для станции в г. Кызыл. Расчеты были произведены для 15-го числа января и июля. На рис. 1 и 2 представлены графики изменения расчетной и реальной плотности солнечного излучения в течение дня для 15-го числа января и июля. Сопоставление реальных часовых сумм СИ на горизонтальную

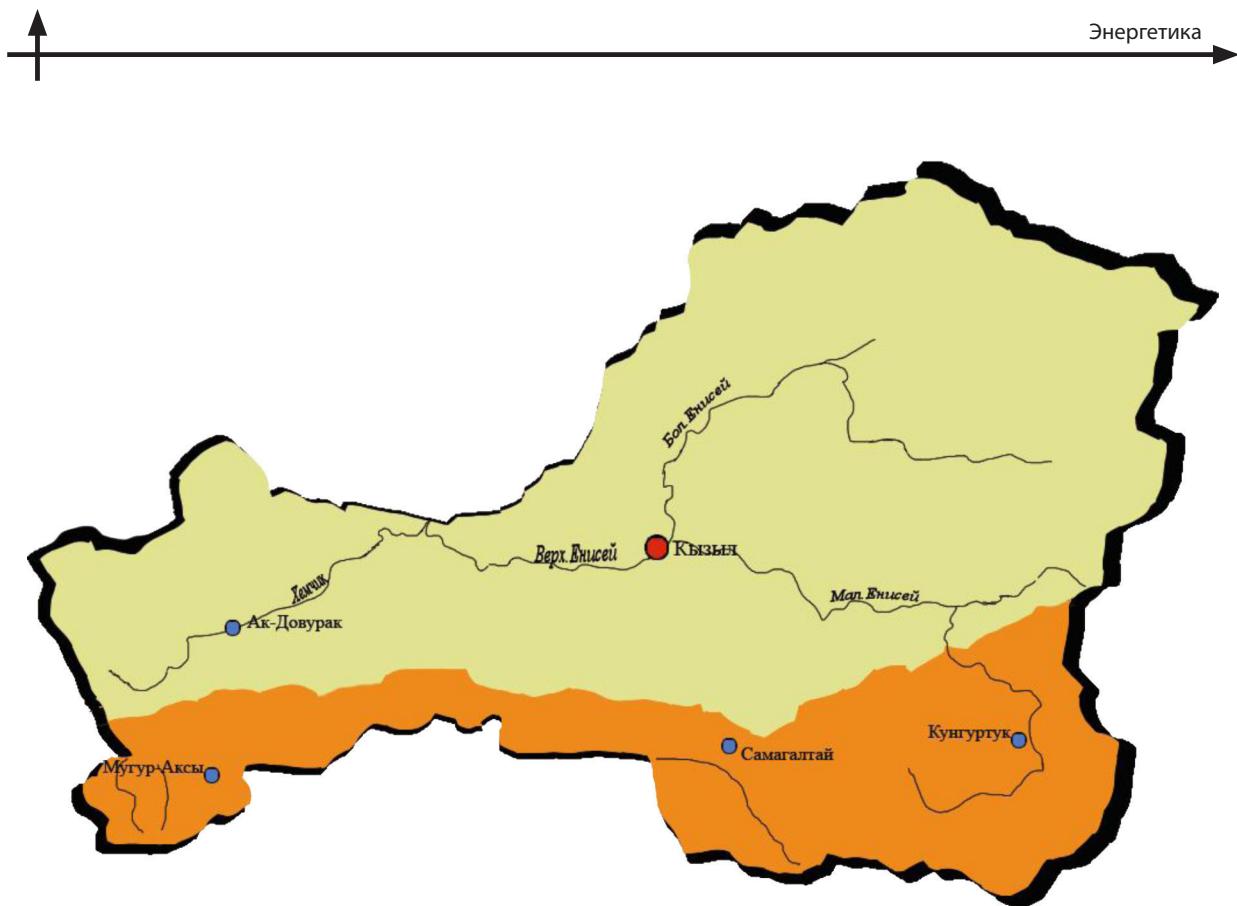


Рис. 4. Районирование территории республики Тыва по солнечным зонам с учетом физико-географических особенностей рельефа местности
(— I зона 1300–1400 кВт·ч/кв.м; — II зона 1200–1300 кВт·ч/кв.м)

поверхность с расчетными значениями показало неплохую сходимость анализируемых значений: расхождения не превышали 15 %.

Суммарный приход солнечной энергии на горизонтальную поверхность для г. Кызыл летом составил 8,184 кВт·ч/м², а зимой — 1,174 кВт·ч/м².

С помощью описанной выше методики были рассчитаны среднемесячные значения суммарного прихода солнечной энергии на горизонтальную поверхность для исследуемых районов республики (рис. 3).

Среднемесячный приход солнечной энергии на горизонтальную поверхность для исследуемых районов республики варьируется в пределах от 119 до 137 кВт·ч/м².

По полученным результатам произведено районирование территории республики Тыва по солнечным зонам. На основании данных, представленных на рис. 4, в рассматриваемых районах можно выделить две характерных солнечных зоны.

I солнечная зона — с высокими среднегодовыми значениями плотности потока СИ на го-

ризонтальную поверхность (1300–1400 кВт·ч/м² за год) — расположена в основном в южной части республики. Она характеризуется отсутствием леса, сочетанием тундр, лугов.

II солнечная зона, достаточно благоприятная для использования солнечной энергетики (со среднегодовыми значениями плотности потока СИ на горизонтальную поверхность 1200–1300 кВт·ч/м² за год), расположена в центральной и северной части республики.

Выводы

По полученным значениям прихода солнечной энергии на горизонтальную поверхность и на основе графика нагрузки энергопотребителей можно определить состав и мощность изолированной энергосистемы, в которую входят фотоэлектрические модули.

Карта районирования территории Тывы по солнечным зонам дает возможность определить первоочередные для использования солнечной энергии децентрализованные районы республики Тыва.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Синюгин В.Ю. Малая энергетика – вчера, сегодня, завтра // Периодический научно-технический журнал. 2004. №1. С. 4–11.
2. Топливно-энергетический комплекс Республики Тыва [электр. ресурс] URL: <http://www.sibacc.ru/upload/iblock/86f/86f72739a513d9929660d4637aab511f.pdf> (дата обращения: 08.11.2012).
3. Кенден К.В., Тремясов В.А. Оценка ресурсного потенциала возобновляемых источников энергии Республики Тыва // Энергетика: управление, качество и эффективность использования энергоресурсов: Сборник трудов седьмой Всероссийской научно-технической конференции с международным участием. Благовещенск: Изд-во АмГУ, 2013. С. 278–282.
4. The NASA Surface Meteorology and Solar Energy Data Set center [электр. ресурс] URL: <http://easweb/larc.nasa.gov/sse/>. Дата обращения 15.01.2014.
5. Безруких П.П., Арбузов Ю.Д., Борисов Г.А., Виссарионов В.И. Ресурсы и эффективность использования возобновляемых источников энергии в России. СПб.: Наука, 2002. 314 с.
6. Bird R.A., Hailstorm R.L. Simplified clear sky model for direct and diffuse insulations on horizontal surfaces // SERI/TR-642-761, Solar Energy Research Institute (SERINREL). 1981.
7. Аббасов П.А., Гричковская Н.В. Оценка потенциала солнечной энергии для разработки энергоэффективных зданий в условиях муссонного климата // Академия. Архитектура и строительство. 2006. № 4. С. 21–29.
8. Ковалев О.П., Волков А.В., Коренев А.В. Расчет поступления солнечной энергии на территорию Приморского края // Сборник ИПМТ ДВО РАН. 2003. № 5. С. 198–208.
9. Шерязов С.К. Методические основы определения мощности гелио- и ветроэнергетических установок // Техника в сельском хозяйстве. 2000. № 3. С. 36–39.
10. Метеорологический ежемесячник. Федеральная служба России по гидрометеорологии и мониторингу окружающей среды / Среднесибирское УГМС. 2001–2011.
11. Gueymard C. Direct solar transmittance and irradiance predictions with broadband models. Part I: detailed theoretical performance assessment // Solar Energy. 2003. №5. С. 335–379.

REFERENCES

1. Sinyugin V.Yu. Malaya energetika – vchera, segodnya, zavtra. [Small energetics - yesterday, today, tomorrow]. *Periodic scientific and technical journal*. 2004. № 1. S. 4–11. (rus)
2. Toplivno-energeticheskiy kompleks respubliki Tyva [Fuel and energy complex of the Republic of Tyva]. Available: <http://www.sibacc.ru/upload/iblock/86f/86f72739a513d9929660d4637aab511f.pdf>. Accessed 08.11.2012. (rus)
3. Kenden K.V., Tremyasov V.A. Otsenka resursnogo potentsiala vozobnovlyayemykh istochnikov energii respubliki Tyva. [Evaluation of the resource potential of renewable energy sources of the Republic of Tyva]. *Energetika: upravleniye, kachestvo i effektivnost ispolzovaniya energoresursov: Sbornik trudov sedmoy Vserossiyskoy nauchno-tehnicheskoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiym* [Energy: management, quality and efficient use of energy : Proceedings of the Seventh All-Russian scientific conference with international participation.] Blagoveshchensk: ASU Publ, 2013. S. 278–282. (rus)
4. The NASA Surface Meteorology and Solar Energy Data Set center. Available: <http://easweb/larc.nasa.gov/sse>. Accessed 15.01.2014.
5. Bezrukikh P.P. Resursy i effektivnost ispolzovaniya vozobnovlyayemykh istochnikov energii v Rossii [The resources and efficient use of renewable energy sources in Russia]. St.Petersburg: Nauka, 2002. 314 p. (rus)
6. Bird R. A., Hailstorm R.L. Simplified clear sky model for direct and diffuse insulations on horizontal surfaces. *SERI/TR-642-761, Solar Energy Research Institute (SERINREL)*. 1981.
7. Abbasov P.A. Otsenka potentsiala solnechnoy energii dlya razrabotki energoeffektivnykh zdaniy v usloviyakh mussonnogo klimata. [Assessment of the solar energy potential for the development of energy efficient buildings in a monsoon climate]. *Akademiya. Arkhitektura i stroitelstvo*. 2006. № 4. S. 21–29. (rus)
8. Kovalev O.P. Raschet postupleniya solnechnoy energii na territoriyu Primorskogo kraya [Calculation of incoming solar energy in the Primorsky Territory]. *Collection MPPI FEB RAS*. Vladivostok. 2003. № 5. S. 198–208. (rus)
9. Sheryazov S.K. Metodicheskiye osnovy opredeleniya moshchnosti gelio- i vetroenergeticheskikh ustanovok [Methodical bases of determining the power of solar and wind power plants]. *Technique in agriculture*. 2000. № 3. S. 36–39. (rus)
10. Meteorologicheskiy yezhemesyachnik. Federalnaya sluzhba Rossii po gidrometeorologii i monitoringu okruzhayushchey sredy. [Meteorological Monthly . Russian Federal Service for Hydrometeorology and Environmental Monitoring] / *Siberian AHEM*. 2001–2011/ (rus)
11. Gueymard C. Direct solar transmittance and irradiance predictions with broadband models. Part I: detailed theoretical performance assessment. *Solar Energy*. 2003. № 5. S. 335–379. (rus)



СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КЕНДЕН Кара-кыс Вадимовна – аспирант Сибирского федерального университета.
660041, Россия, г. Красноярск, пр. Свободный, 79.
E-mail: Kuca08@mail.ru

KENDEN Kara-kys Vadymovna – Siberian Federal University.79,
Svobodny Prospect, Krasnoyarsk, Russia, 660041.
E-mail: Kuca08@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.231.2

УДК 621.43

П.С. Пацей, Ю.В. Галышев

ПРОФИЛИРОВАНИЕ ВПУСКНЫХ КАНАЛОВ В ГОЛОВКЕ ЦИЛИНДРА ДВИГАТЕЛЯ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

P.S. Patsey, Yu.V. Galyshев

SHAPING THE INLET CHANNELS OF THE HEAD OF AN INTERNAL COMBUSTION ENGINE

В статье представлены результаты профилирования геометрии впускных каналов головки одноцилиндровой установки на базе форсированного дизеля ряда ЧН 15/17,5. Профилирование проводились с помощью численного эксперимента. Был получен исходный вариант впускного канала; на его основе строились различные варианты геометрии впускных каналов и в них с помощью программы ANSYS FLUENT моделировалось турбулентное течение. Использовалась $k-\omega$ SST модель турбулентности. На основе полученных численных решений высчитывалось гидравлическое сопротивление. В статье представлены параметры, по которым изменялась геометрия каналов, результаты численных расчетов и выводы по гидравлическому сопротивлению полученных вариантов каналов. Получен вариант впускного канала со значительно меньшим гидравлическим сопротивлением, чем в исходном варианте.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТУРБУЛЕНТНЫХ ТЕЧЕНИЙ; ОПТИМИЗАЦИЯ ВПУСКНЫХ КАНАЛОВ; ДВИГАТЕЛЬ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ; $k-\omega$ SST МОДЕЛЬ ТУРБУЛЕНТНОСТИ; ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ГИДРОДИНАМИКА.

The paper presents the results of shaping the geometry of the inlet channels of the internal-combustion engine head based on a CHN 15/17,5 turbo diesel. The shaping was performed using a numerical experiment. Various versions of the inlet channel geometry were designed based on the original one. Turbulent flow was then modelled for these versions by the Ansys Fluent software. A $k-\omega$ SST turbulent model was used. Aerodynamic resistance was subsequently calculated using the obtained numerical solution. The paper presents information on the configuration and aerodynamic resistance of the designed inlet channels. An inlet channel with much less aerodynamic resistance than the original one was obtained as a result of the research.

COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS; TURBULENT FLOW; OPTIMIZATION OF THE INLET CHANNELS; INTERNAL-COMBUSTION ENGINE; $k-\omega$ SST TURBULENT MODEL; ANSYS FLUENT.

Введение

При производстве современных дизельных двигателей к ним предъявляют комплекс разнообразных жестких требований, таких, как низкая стоимость производства и эксплуатации при обеспечении длительного моторесурса и надежности. Наибольший акцент делается на снижении расхода топлива и выбросов вредных веществ. Транспортный двигатель работает в широком диапазоне нагрузок и частот вращения коленчатого вала, при этом большую часть вре-

мени его работа происходит на неустановившихся и переходных режимах. Необходимо оптимизировать конструкцию поршневых двигателей внутреннего сгорания и улучшать протекание рабочего процесса в цилиндрах дизеля.

Эффективность работы дизельного двигателя во многом определяется совершенством процесса впуска, то есть конструкцией впускных каналов, клапанов и клапанной щели. Структура движущегося свежего заряда, попадающего в цилиндры при впуске, формируется при прохождении газа через клапанную щель непосред-



ственno на такте впуска и усложняется на такте сжатия в результате вытеснения заряда в камеру сгорания.

В связи с этим при конструировании головки цилиндра необходимо уделить повышенное внимание профилированию впускных каналов, чтобы их форма способствовала получению максимального наполнения цилиндра и обеспечению вихревого движения заряда требуемой интенсивности, а также наилучшей очистки цилиндра от отработавших газов. Чем выше частота вращения коленчатого вала, тем меньше времени отводится на процесс впуска и тем большее влияние оказывает форма канала на величину гидравлического сопротивления. А это может существенно снизить величину наполнения и, следовательно, эффективную мощность двигателя [1].

В качестве объекта оптимизации были выбраны впускные каналы головки цилиндра одноцилиндровой установки ЧН 15/17,5, проектирование которой проводило ОАО «Звезда» совместно с СПбПУ.

Постановка цели и задач

Оценить гидравлическое сопротивление можно как экспериментально – на специальных продувочных стендах, так и численно с применением современных программ моделирования пространственных течений. Так как при оптимизации требуется рассмотрение большого количества конфигураций каналов, проведение натурного эксперимента потребует больших материальных и временных затрат. Поэтому в современном инженерном анализе в связи с ростом производительности электронно-вычислительной техники и ее доступностью широкое применение находит численное моделирование.

Цель работы – выполнение профилирования впускных каналов [2, 3] головки цилиндра ДВС с помощью вычислительной гидродинамики.

Сформулированы следующие основные задачи, которые необходимо решить для достижения данной цели:

выбрать математическую модель, описывающую трехмерное течение несжимаемого вязкого газа;

построить геометрические модели и расчетные сетки для различных вариантов впускных каналов;

поставить граничные условия для решения гидродинамической задачи;

выбрать оптимальную конфигурацию впускного канала на основе проведенных гидродинамических расчетов.

Математическая модель

Моделирование турбулентного течения во впускном канале проводилось в программе ANSYS FLUENT. В основе реализованных в программе математических моделей лежат законы сохранения массы и импульса. Ниже представлены решаемые в программе уравнения неразрывности (1) и переноса импульса (2) [9]. При моделировании турбулентных течений важен выбор модели турбулентности [4–7]. В вычислительной гидродинамике существует большое количество подходов к моделированию турбулентных течений. Наиболее подходящими для решения поставленной задачи являются модели турбулентности семейства RANS (Reynolds-averaged Navier–Stokes). RANS модели основаны на осреднении по Рейнольдсу уравнения Навье–Стокса [8]. Поэтому уравнения неразрывности и переноса импульса записаны относительно осредненной по Рейнольдсу скорости \bar{u}_j .

Уравнение неразрывности:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho \bar{u}_j}{\partial x_j} = 0. \quad (1)$$

Уравнения переноса импульса:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_j \bar{u}_i) = \\ = -\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\bar{p} + \frac{2}{3} \left(\rho k + (\mu + \mu_t) \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} \right) \right) + \quad (2) \\ + \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\mu + \mu_t) \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right). \end{aligned}$$

Уравнения переноса импульса (2) представляют собой три уравнения переноса для проекций скорости. Здесь \bar{p} – среднее давление; k – кинетическая энергия; μ_t – турбулентная вязкость, определяемая в соответствии с выбранной моделью турбулентности.

В работе в качестве модели турбулентности использовалась модель Ментера ($k-\omega$ SST модель). Эта модель предложена в 1993 году; таким образом, опыт ее эксплуатации насчитывает уже



почти 20 лет. Этот опыт свидетельствует о том, что данная модель, получившая название модели Shear Stress Transport (SST), по совокупности своих качеств является одной из лучших, если не лучшей, среди существующих RANS моделей турбулентности [5].

Модель SST представляет собой комбинацию k - ε и k - ω моделей, обеспечивающую сочетание лучших качества этих давно известных моделей. Так, k - ε модель хорошо зарекомендовала себя при расчете свободных и струйных сдвиговых течений, для анализа которых, собственно, и была предназначена ее первая версия, предложенная Харлоу, а k - ω модель обеспечивает существенно более точное описание пристеночных пограничных слоев. С учетом этих обстоятельств Ментером было предложено объединить эти модели с использованием специальных функций-переключателей, которые обеспечивает близость комбинированной модели к модели k - ε вдали от твердых стенок и к модели k - ω в пристеночной части потока.

Другими словами, данная модель использует сильные стороны двух различных моделей турбулентности. Поскольку в поставленной задаче необходимо вычислить гидравлическое сопротивление канала, важно как можно точнее моделировать пристеночное течение и срыв потока. С этой целью в пределах пограничного слоя лучше спраивается k - ω модель. При моделировании течения вдали от стенки, т.е. за пределами пограничного слоя, k - ε модель показывает лучшие результаты.

Рассмотрим уравнения переноса k - ω SST модели [4]:

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial \rho k u_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k3}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \rho P_k - \rho C_\mu k \omega; \quad (3)$$

$$\frac{\partial \rho \omega}{\partial t} + \frac{\partial \rho \omega u_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega3}} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + (1 - F_1) 2 \rho \frac{1}{\sigma_{\omega2} \omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} + \alpha_3 \frac{\omega}{k} \rho P_k - \rho \beta_3 \omega^2, \quad (4)$$

где k – кинетическая энергия турбулентности; ε – скорости диссипации кинетической энергии; $\omega = \varepsilon/k$ – величина, обратная времени жизни крупных вихрей. Поскольку кинетическую

энергию турбулентности можно выразить через величину ω , то в комбинированном уравнении (4) она присутствует в завуалированном виде.

Турбулентная вязкость в SST модели вычисляется с учетом локального значения скорости деформации поля скорости:

$$\mu_t = \rho \frac{\alpha_1 k}{\max(\alpha_1 \omega, |\bar{S}| F_2)}, \quad (5)$$

где $|\bar{S}|$ – модуль тензора скоростей деформации.

В выражениях (4) и (5) используются функции-переключатели F_1 и F_2 , которые принимают следующие предельные значения:

$$F_1 = \begin{cases} 0 & \text{вдали от поверхностей (}k\text{-}\varepsilon\text{ модель);} \\ 1 & \text{внутри пограничного слоя у поверхностей (}k\text{-}\varepsilon\text{ модель);} \end{cases}$$

$$F_2 = \begin{cases} 0 & \text{комбинация }k\text{-}\varepsilon\text{ и }k\text{-}\omega\text{ модель;} \\ 1 & \text{для SST модели.} \end{cases}$$

Зона резкого изменения функции F_2 располагается на внешней границе пограничного слоя, т.е. дальше от твердой стенки, чем зона резкого изменения F_1 .

Моделирование турбулентного течения во впускном канале ДВС

Расчетная область. Расчетная область представляет собой внутреннее пространство впускного канала вместе с клапаном, в котором происходит движение газовой среды. На рис. 1 изображена исходная геометрия канала.

При оптимизации геометрии канала было принято решение оставить неизменными входную и выходные части канала и форму клапана. Оптимизация канала происходила по двум параметрам: варьировался диаметр горловины D_g и угол α наклона бобышки (рис. 2).

Расчетная сетка. Расчетная сетка строилась в программе ANSYS ICEM CFD [10]. Метод построения – тетраэдralная сетка с призматическим слоем. Как упоминалось выше, модель k - ω SST требует от расчетной сетки аккуратного разрешения пограничного слоя, поэтому размер первой ячейки в призматическом слое подбирался таким образом, чтобы выполнялось условие $y_+ \approx 1$.

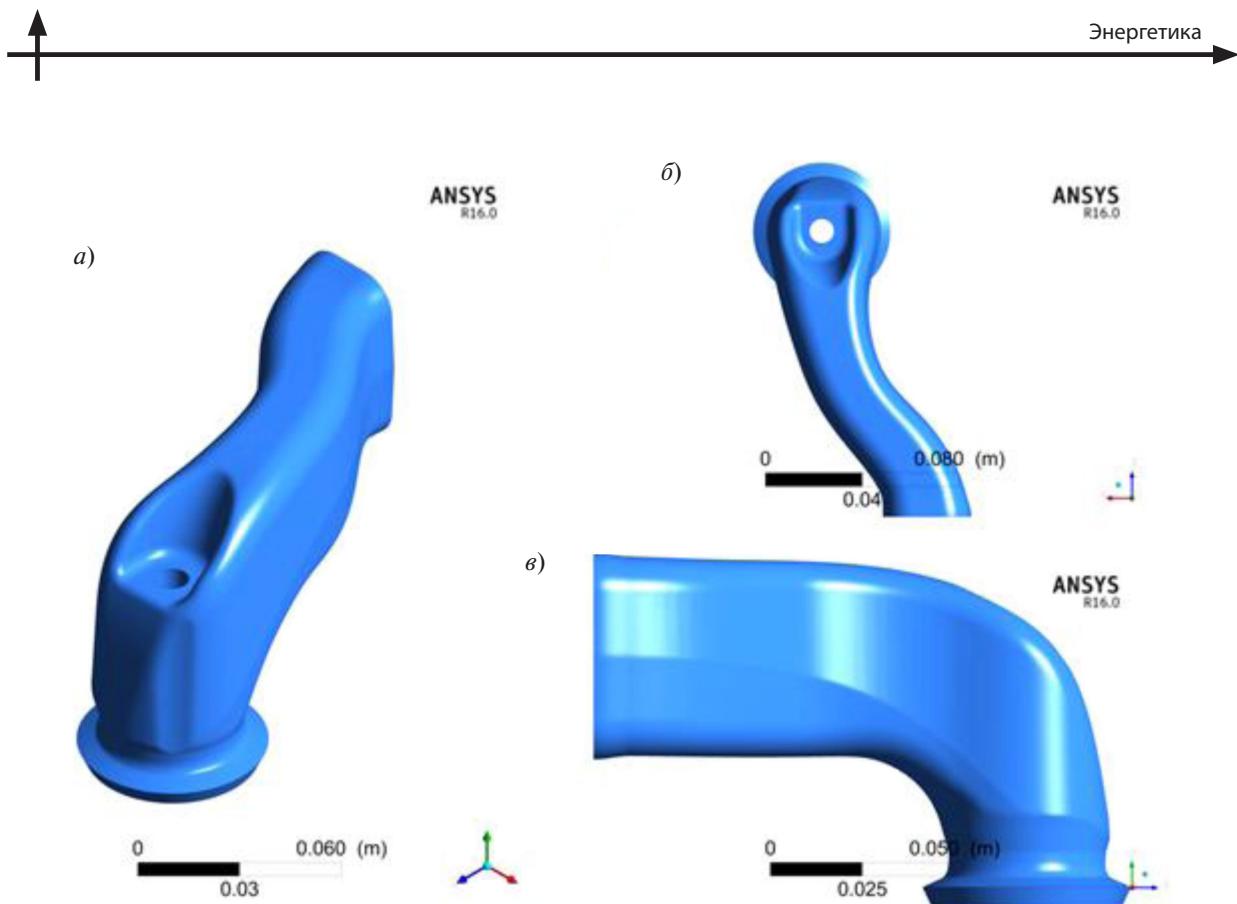


Рис. 1. Внешний вид исходной геометрии впускного канала:
а – изометрическая проекция; б – вид сверху; в – вид сбоку

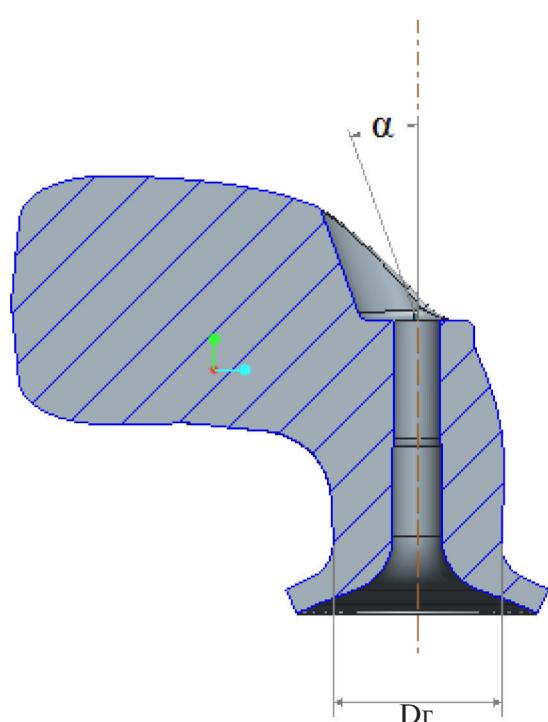


Рис. 2. Геометрия клапана в сечении

Границные условия. На основании рассчитанных термодинамических параметров рабочего тела в объемах системы впуска двигателя была определена скорость свежего заряда на границах впускного канала, необходимая для эффективного подъема клапана. Границные условия устанавливались такие:

Граница	Границное условие
Входное сечение	Скорость $V = 48 \text{ м/с}$ Гидравлический диаметр $d_r = 0,039 \text{ м}$ Турбулентная интенсивность потока $I = 5 \%$
Стенки канала	Условие прилипания
Выходное сечение	Избыточное давление $P_{\text{изб}} = 450 \text{ кПа}$ Гидравлический диаметр $d_r = 0,00577 \text{ м}$ Турбулентная интенсивность потока $I = 1 \%$

Свойства среды. В качестве рабочей среды использовался воздух при температуре 70°C , Свойства среды приняты следующие:

Вещество – воздух
Плотность – $1,029 \text{ кг/м}^3$
Кинематическая вязкость – $1,97 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$

Результаты расчетов. Сначала был проведен аэродинамический расчет для исходной геометрии канала и получены значения статического давления на входном и выходном сечениях:

во входном сечении – 458018 Па;
в выходном сечении – 450000 Па;
разность давлений ΔP – 8018 Па.

Затем была проведена серия расчетов, в которых строилась геометрия канала с разными значениями диаметра горловины, при этом угол наклона бобышки оставался неизменным и был равен нулю. Результаты расчетов статического давления приведены в табл. 1. График зависимости разности статического давления между входными и выходным сечениями от значения диаметра горловины приведен на рис. 3.

Как видно из полученных результатов, наименьшим значением разности давлений между

входными и выходным сечениями обладает вариант впускного канала, соответствующий значению диаметра горловины 36 мм. Соответственно, данный вариант канала обладает наименьшим гидравлическим сопротивлением. Следующим шагом было построение геометрии канала с этим значением диаметра горловины, но с разными углами наклона бобышки. Результаты расчетов статического давления приведены в табл. 2. График зависимости разности статического давления, между входными и выходным сечениями, от значения угла наклона бобышки приведен на рис. 4.

Как видно из полученных результатов, наименьшим гидравлическим сопротивлением обладает вариант впускного канала, соответствующий значению угла наклона бобышки 25 градусов.

Таблица 1

Результаты расчетов впускных каналов с разными значениями диаметра горловины

Диаметр горловины D_r , мм	Статическое давление, Па		
	во входном сечении	в выходном сечении	разность давлений ΔP
32	458075	450000	8075
35	456665	450000	6665
36	456460	450000	6460
37	456480	450000	6480
38	456485	450000	6485
39,256	456530	450000	6530
40,8	456990	450000	6990

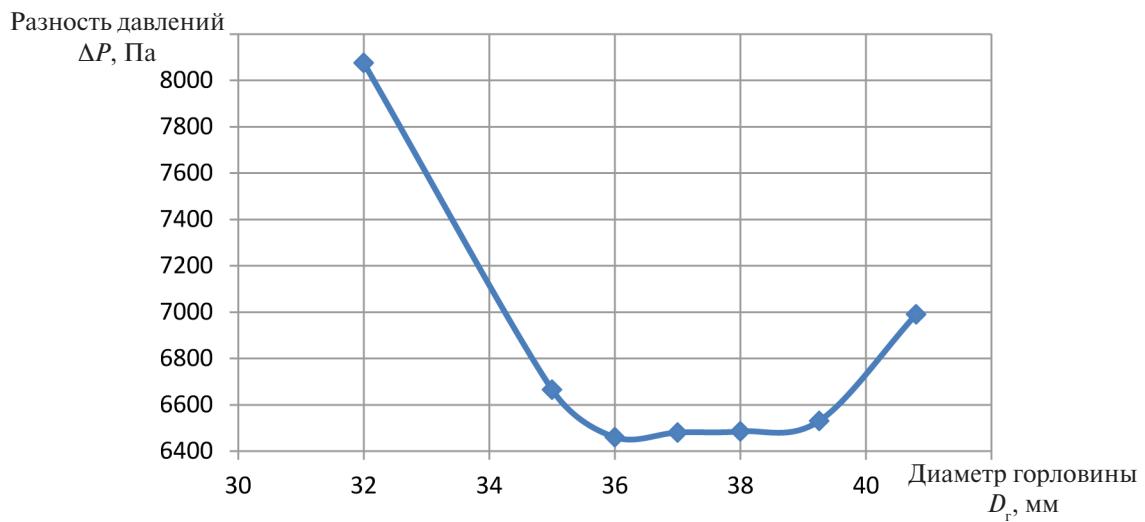


Рис. 3. График зависимости разности статического давления между входными и выходным сечениями от значения диаметра горловины

Таблица 2

Результаты расчетов впускных каналов с разными значениями угла наклона бобышки

Угол наклона бобышки α , град	Статическое давление, Па		
	во входном сечении	в выходном сечении	разность давлений ΔP
0	456460	450000	6460
10	456415	450000	6415
20	456295	450000	6295
25	456274	450000	6274
30	456370	450000	6370

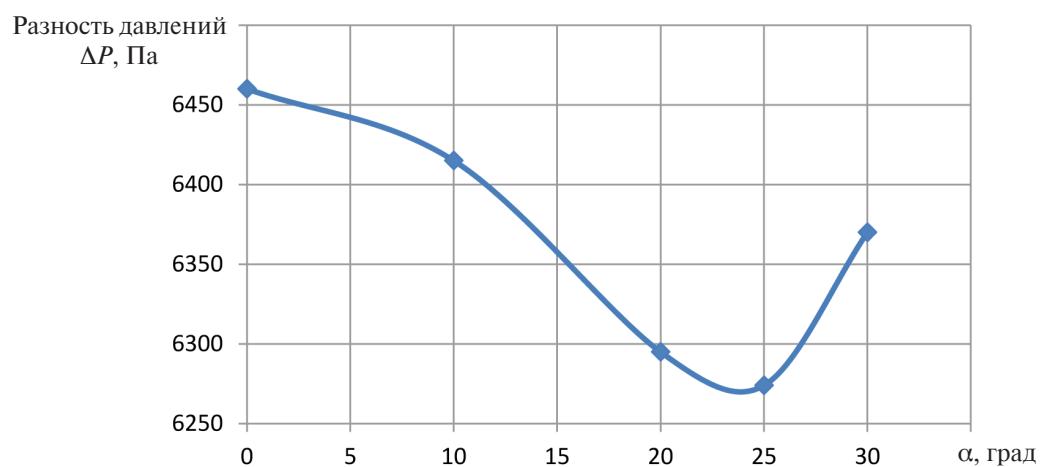
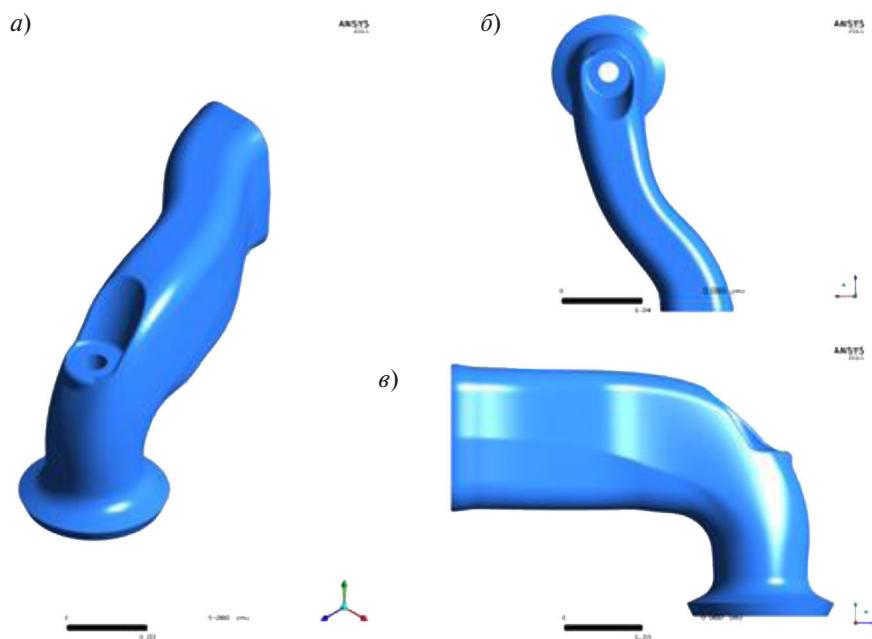


Рис. 4. График зависимости разности статического давления, между входными и выходным сечениями, от значения угла наклона бобышки


 Рис. 5. Внешний вид геометрии оптимизированного впускного канала:
 а – изометрическая проекция; б – вид сверху; в – вид сбоку

Заключение

Проведено профилирование впускных каналов головки цилиндра ДВС. При разработке вариантов геометрии каналов изменялись параметры – диаметр горловины и угол наклона бобышки.

В результате был определен вариант впускного канала с диаметром горловины 36 мм и углом наклона бобышки 20 градусов, который обладает наименьшим гидравлическим сопротивлением. Разность давлений между входным и выходным сечениями исходного канала соответствует 8075 Па, а у оптимизированного канала – 6274 Па. Это означает, что благодаря про-

веденому процессу оптимизации, гидравлическое сопротивление впускного канала было снижено на 22 %. На рис. 5 изображена геометрия оптимизированного впускного канала.

Исследование выполнено в соответствии с государственным контрактом 02.G25.31.0094 на выполнение работ по теме «Разработка технологии проектирования и организация производства головок цилиндров дизельных и газопоршневых двигателей нового поколения» в рамках реализации постановления Правительства Российской Федерации № 218 от 9.04.2010 г. «О мерах государственной поддержки развития кооперации российских высших учебных заведений и организаций, реализующих комплексные проекты по созданию высокотехнологичного производства».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Конструирование и расчет двигателей внутреннего сгорания / Под ред. Н.Х. Дьяченко. Л.: Машиностроение, 1979. 392 с.
2. **Вихерт М.М., Грудский Ю.Г.** Конструирование впускных систем быстроходных дизелей. М.: Машиностроение, 1982. 151 с.
3. **Драганов Б.Х., Круглов М.Г., Обухова В.С.** Конструирование впускных и выпускных каналов двигателей внутреннего сгорания. Киев: Вища шк. Головное изд-во, 1987. 175 с.
4. **Снегирёв А.Ю.** Высокопроизводительные вычисления в технической физике. Численное моделирование турбулентных течений. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2009. 143 с.
5. **Гарбарук А.В., Стрелец М.Х., Шур М.Л.** Моделирование турбулентности в расчетах сложных течений: Учебное пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. 88 с.
6. **Белов И.А., Исаев С.А.** Моделирование турбулентных течений : Учебное пособие. СПб.: Изд-во БГТУ, 2001. 108 с.
7. **Волков К.Н., Емельянов В.Н.** Моделирование крупных вихрей в расчетах турбулентных течений. М.: Физматлит, 2008. 368 с.
8. **Лойцянский Л.Г.** Механика жидкости и газа. М.: Наука, 1987. 840 с.
9. ANSYS FLUENT 14.0. Theory Guide / ANSYS Inc., 2009.
10. ANSYS ICEM CFD 14.5. User Manual / ANSYS Inc., October 2012.

REFERENCES

1. Konstruirovaniye i raschet dvigateley vnutrennego sgoraniya. [The design and calculation of internal combustion engines] / Edited by N.Kh. Dyachenko. L.: Mashinostroyeniye, 1979. 392 s. (rus.)
2. **Vikhert M.M., Grudskiy Yu.G.** Konstruirovaniye vpusknykh sistem bystrokhodnykh dizeley. [Construction of the inlet system of high-speed diesel engines]. M.: Mashinostroyeniye, 1982. 151 s. (rus.)
3. **Draganov B.Kh., Kruglov M.G., Obukhova V.S.** Konstruirovaniye vpusknykh i vypusknykh kanalov dvigateley vnutrennego sgoraniya. [Construction of inlet and outlet channels of internal combustion engines]. K.: Vishcha shk. Golovnoye izd-vo, 1987. 175 s. (rus.)
4. **Snegirev A.Yu.** Vysokoproizvoditelnyye vychisleniya v tekhnicheskoy fizike. Chislennoye modelirovaniye turbulentnykh tcheniy. [High-performance computing in technical physics. Computational simulation of turbulent flows]. Sankt-Peterburg : Izd-vo Politekhn. un-ta, 2009, 143 s. (rus.)
5. **Garbaruk A.V., Strelets M.Kh., Shur M.L.** Modelirovaniye turbulentnosti v raschetakh slozhnykh tcheniy: uchebnoye posobiye [Modeling of turbulence in the calculation of complex flows]. SPb: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2012. 88 s. (rus.)
6. **Belov I.A., Isayev S.A.** Modelirovaniye turbulentnykh tcheniy. Uchebnoye posobiye. [Simulation of turbulent flows. study guide]. SPb: Izd-vo BGTU, 2001. 108 s. (rus.)
7. **Volkov K.N., Yemelyanov V.N.** Modelirovaniye krupnykh vikhrey v raschetakh turbulentnykh tcheniy. [Large-eddy simulation in the calculations of turbulent flows]. M.: Fizmatlit, 2008. 368 s. (rus.)
8. **Loytsyanskiy L.G.** Mekhanika zhidkosti i gaza. [Fluid Mechanics]. M.: Nauka, 1987. 840 s. (rus.)
9. ANSYS FLUENT 14.0. Theory Guide / ANSYS Inc., 2009
10. ANSYS ICEM CFD 14.5. User Manual / ANSYS Inc., October 2012.



СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ПАЦЕЙ Павел Сергеевич – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.

E-mail: 2pashtet@gmail.com

PATSEY Pavel S. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.

29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.

E-mail: 2pashtet@gmail.com

ГАЛЫШЕВ Юрий Виталиевич – доктор технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.

E-mail: galyshev57@yandex.ru

GALYSHEV Yurii V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.

29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.

E-mail: galyshev57@yandex.ru

DOI 10.5862/JEST.231.3

УДК 536.24: 634.0.863.021

Л.В. Зысин, Л.П. Стешенков

ПРОБЛЕМЫ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКОГО СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ПРОИЗВОДСТВА БИОЭТАНОЛА

L.V. Zyssin, L.P. Steshenkov

THE PROBLEMS OF THERMOPHYSICALLY IMPROVING BIOETHANOL PRODUCTION

Рассматриваются специфические особенности некоторых рабочих сред промышленной биотехнологии как объектов теплофизического исследования. Приводятся обобщенные данные экспериментальных исследований теплопроводности, теплоемкости, вязкости для гидролизатов, нейтрализаторов, культуральной жидкости – основных жидкостных потоков производства биоэтанола.

ТЕПЛОФИЗИКА; БИОТЕХНОЛОГИЯ; БИОЭТАНОЛ; ГИДРОЛИЗАТ; НЕЙТРАЛИЗАТ; ВЯЗКОСТЬ; ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ; ТЕПЛОЁМКОСТЬ; ЭКСПЕРИМЕНТ; ОБОБЩЕНИЕ.

The article discusses the specific features of some operating environments of industrial biotechnology as objects of thermophysical studies. We have summarized the experimental studies on thermal conductivity, heat capacity, and viscosity for hydrolysates, neutralizers, and culture liquids that make up the - core liquid flows in bioethanol production.

THERMOPHYSICS, BIOTECHNOLOGY, ETHANOL FUEL, HYDROLYSATE, NEUTRALIZER, VISCOSITY, THERMAL CONDUCTIVITY, HEAT CAPACITY, EXPERIMENT, GENERALIZATION.

Постановка задачи исследования

Биоэтанол, или топливный спирт, – обычный этанол, получаемый в процессе переработки растительного сырья методами биотехнологии. Он широко используется в смеси с моторным топливом (или в чистом виде) в Бразилии и США. В последнее время интерес к нему проявили Италия, Литва и некоторые другие европейские страны [1–3]. Существует ошибочное мнение об отрицательном энергетическом балансе производства этанола. В действительности энергетические затраты, связанные с его производством (включая сбор и доставку сырья), на лучших заводах США примерно в два раза ниже энергетической эффективности производимого биотоплива. Другое дело, что отечественные гидролизные заводы, аппаратурное оформление которых сложилось в тридцатые годы прошлого века, отличаются крайне низкой тепловой эффективностью. Так, среднеотраслевой расход тепловой энергии на производство гидролизно-

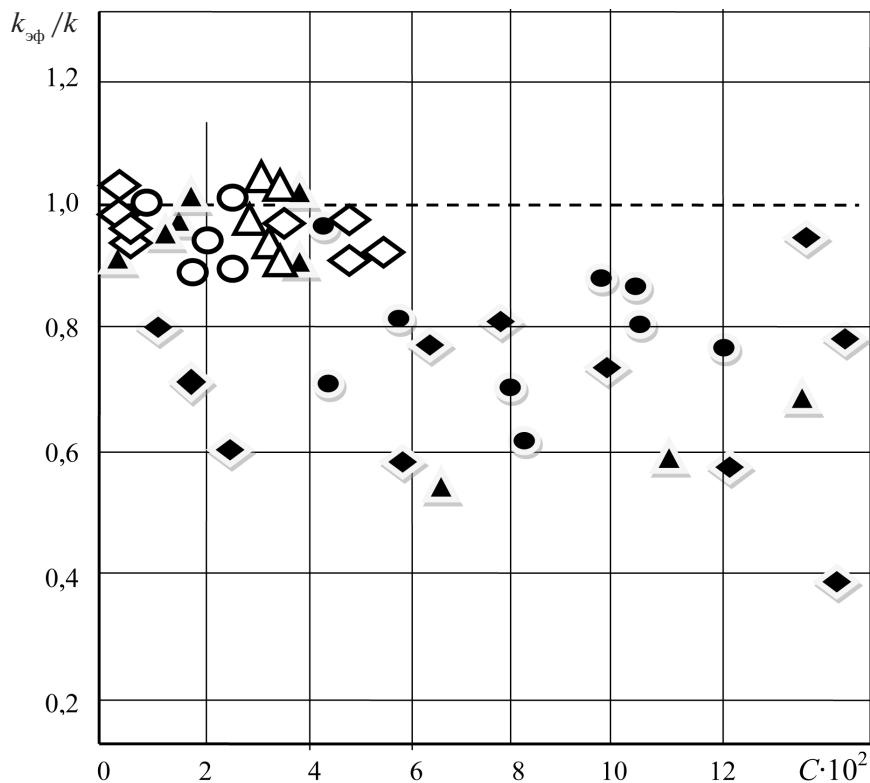
го спирта (по данным 1985 года) составлял 114 ГДж/т, что примерно в 4 раза больше тепловой эффективности получаемого биоэтанола.

Вопросы определяющего влияния теплогидравлических процессов на тепловую эффективность данной технологии и необходимость их изучения поднимались в технической литературе неоднократно [4, 5]. Однако длительное время основное внимание исследователей уделялось совершенствованию технологических процессов перколяционного гидролиза [6, 7]. Из теплофизических процессов изучались только термодинамика растворов, связанная с ректификацией спирта [8], а среди процессов, определяющих уровень теплопотребления, систематически изучались лишь процессы сушки и сжигания отходов.

В результате сложилась практика проектирования, когда теплогидравлические процессы, играющие решающую роль в тепловой экономичности производства, рассматривались с ис-

пользованием зависимостей, полученных для воды, а теплофизические особенности субстратов биологических производств не учитывались. Сложилось представление, что погрешности теплового расчета могут быть компенсированы путем установки дополнительных теплообменников. Такой подход вел к повышению капитальных и эксплуатационных затрат (на некоторых предприятиях было шестикратное завышение конвективных поверхностей). Кроме того, принятый подход вел к нарушению оптимального теплового баланса в системе теплоиспользования и, как следствие, к росту термодинамической необратимости в целом. Отсюда непосредственно вытекает наблюдаемое существенное увеличение энергетических затрат.

Обследование ряда отечественных гидролизных производств, результаты которого представлены на рисунке, наглядно показало, к каким ошибкам может привести традиционный подход. На рисунке приведены экспериментальные данные об отношении коэффициента теплопередачи $k_{\text{эф}}/k$. Данные относятся к различным теплоиспользующим узлам и различным субстратам. В качестве переменного параметра на рисунке принята концентрация (весовая доля) абсолютно сухих веществ (асв) в растворе, обозначенная как C . Опыты проводились после промывки теплообменников, что позволяло исключить влияние дополнительного термического сопротивления на теплообмен. Отдельные точки на рисунке соответствуют теплообменникам од-



Достоверность расчетов теплопередач в теплообменном оборудовании отечественных гидролизных заводов:

- | | | | |
|--|--------------------------------------|--|---|
| | — греющие камеры выпарных установок; | | — охладители нейтрализата; |
| | — дрожжевые теплообменники; | | — конденсаторы фурфурола содержащего пара; |
| | — охладители барды, лютера, сусла; | | — теплообменники отработанной культуральной жидкости; |

ного типа, но для различных схем включения, технологических стадий и биохимических условий производства. Значение $k_{\text{оф}}/k$ для каждой точки получено путем осреднения результатов 3–5 опытов на различных производствах. Промышленные условия эксплуатации позволяли определять только средние значения коэффициентов теплопередачи. В результате не было возможности детализировать отдельные теплообменные процессы. Полученные результаты имеют в известной мере качественный характер, но они показывают, что в ряде случаев эффективный уровень теплопередачи почти в два раза ниже принятого при проектировании.

С учетом изложенного в настоящей работе предпринята попытка анализа характерных субстратов производства биоэтанола как самостоятельного объекта теплофизического исследования, подходов к обобщению опытных данных по их конвективному теплообмену и теплофизическим свойствам.

Субстраты биотехнологии как объекты теплофизического исследования

Особенностью микробиологических технологий по сравнению с другими промышленными производствами является использование, наряду с обычными, такой специфической формы движения матери, как биологическая. Присутствие биологического начала делает процесс культивирования ключевой стадией технологического процесса [9]. Но в промышленном производстве, наряду с этой стадией, осуществляется целый ряд сопутствующих процессов, в не меньшей степени определяющих эффективность технологии. Среди таких стадий, сопровождающихся интенсивными теплообменными процессами, можно назвать подготовку субстратов (питательных), очистку, выделение, концентрирование продукта и др. Все жидкости, перерабатываемые на этих стадиях, с полным основанием можно отнести к микробиологическим средам.

Состав, классификация, общие и индивидуальные биохимические свойства различных микробиологических сред рассматриваются в обширной специальной литературе, например [6, 7, 9]. Исходя из этих публикаций можно отметить ряд специфических особенностей, которые должны учитываться при теплотехнических расчетах и исследованиях:

1. Наличие биологически действующего начала предопределяет значительно большую по сравнению с химико-технологическими процессами вариабельность: в ходе биосинтеза образуется ряд промежуточных неидентифицированных продуктов, т.е. веществ с неизвестными составом и свойствами. В некоторых случаях это исключает возможность использовать в исследованиях модельные жидкости и требует вести исследования на средах, полученных в промышленных условиях.

2. Большинство микробиологических сред имеют водную основу, содержащую многокомпонентные группы сложных органических и минеральных веществ, которые могут образовывать истинные растворы, находиться в коллоидном состоянии или в виде суспензий. Некоторые среды имеют непостоянный состав. Теплофизические и термодинамические свойства этих сред мало изучены.

3. Ряд биополимеров в микробиологических средах (белки, углеводы, липиды, ферменты, витамины, гормоны) образуют макромолекулы, молекулярная масса которых меняется в широких пределах [9]. Например, молекула β -лактоглобина имеет формулу $C_{1864}H_{5012}N_{465}S_{21}$, а за счет межмолекулярных связей размеры молекул могут быть еще больше.

4. В то же время целые классы веществ (аминокислоты, жирные кислоты, продукты обмена веществ и др.) имеют молекулярную массу ниже 1000. Молекулам многих из них свойственна конформация, обусловленная биологической активностью. В зависимости от химического состава среды и температуры молекулы белков подвержены денатурации, при которой за счет разрыва нековалентных внутримолекулярных контактов форма молекулы меняется — спираль расплетается. Указанные явления могут приводить к переменным реологическим свойствам.

5. Специфической особенностью белков является наличие одновременно коллоидных и амфотерных свойств. В присутствии щелочей они ведут себя как кислоты, а в присутствии кислот — как основания. Отсюда следует, что ход биохимических процессов в значительной степени связан с окислительно-восстановительным потенциалом окружающей среды (pH).

6. Биохимические процессы осуществляются в относительно узком диапазоне температур и сопровождаются выделением тепловой энергии.



7. Скорость биохимических реакций существенно ниже, чем в органической химии, что позволяет предположить их несущественное влияние на процессы конвективного теплообмена.

8. Вопросы моделирования в микробиологических средах, в том числе моделирования их теплофизических и термодинамических свойств, пока только ставятся [9]; одновременно отмечается своеобразный характер модельных и масштабных переходов в них.

На основании изложенного можно заключить, что в ближайшее время трудно ожидать появления адекватных аналитических моделей тепловых и термодинамических процессов в оборудовании микробиологических производств. Поэтому в изучении таких процессов долгое время будет преобладать теплофизический эксперимент, максимально приближенный к условиям промышленной технологии, на средах, полученных из промышленного сырья и материалов.

Следует отметить, что применительно к проблемам медицины исследования теплодиагностических процессов ведутся уже несколько десятилетий. Например, изучение реологических свойств крови стало одним из источников успеха соответствующей области медицины,

Подходы к обобщению данных по теплообмену субстратов

Не вдаваясь в недостаточно изученные процессы энергетического взаимодействия в биологических системах, кинетику и термодинамику биологических процессов, из самых общих соображений на основании изложенных выше данных можно предположить, что суммарные характеристики конвективного теплообмена микробиологических сред, наряду с общепринятыми зависимостями гидродинамического и теплового подобия, будут определяться следующими параметрами:

концентрациями взвешенных ($C_{\text{вз}}$) и растворенных ($C_{\text{рас}}$) веществ, обуславливающими природу макро- и микромолекулярных взаимодействий в разбавленных растворах [9];

характеристикой окислительно-восстановительного потенциала среды (pH);

температуры как характеристикой денатурации, разложения и ряда других особенностей белковой среды.

В отдельных случаях можно предположить также влияние временной характеристики τ .

Возможность (в некоторых случаях) на основе такого упрощенного подхода обобщить экспериментальные данные по теплообмену для ряда микробиологических сред продемонстрирована в работах [10, 11].

Так, например, для сред, не подчиняющихся известным зависимостям по кипению, обобщение опытных данных достигнуто введением переменного эмпирического коэффициента $K_c = f(C)$. Для исследованного диапазона режимных параметров при кипении дрожжевых суспензий была использована аппроксимация

$$K_c = \exp(b(\ln C)), \quad (1)$$

где C – весовая концентрация абсолютно сухих веществ в растворе.

В результате удалось получить ряд формул, пригодных для инженерных расчетов. В частности, для определения коэффициента теплоотдачи при развитом кипении культуральной жидкости (дрожжевая суспензия) конкретная формула приняла вид [11]

$$\alpha_{00} = \left(\frac{\lambda^2}{\nu \sigma T} \right)^{1/3} q^{2/3} \exp 0,187 \left(47,3 + \frac{1}{\ln C} \right), \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}). \quad (2)$$

Здесь λ – теплопроводность; ν – динамическая вязкость; σ – поверхностное натяжение; T – температура.

Обобщить экспериментальные данные по конвективному теплообмену при вынужденном течении ряда гидролизных субстратов удалось с помощью введения параметра pH [10]. Так, например, для турбулентного режима течения гидролизата получена формула

$$Nu = 0,91 Re^{0,47} (pH)^{-0,16}, \quad (3)$$

которая аппроксимирует опытные данные с погрешностью, не превышающей $\pm 20\%$, в области $7 \cdot 10^3 < Re < 10^6$, $1 < pH < 4,5$.

Здесь необходимо отметить, что подобные подходы не позволяют строить физические модели процесса. В частности, можно ожидать, что параметр pH определяет молекулярное взаимодействие на границе раздела фаз растворов, содержащих поверхностно-активные вещества, и тем самым характеризует устойчивость пенных структур; в такой постановке становится понятным его влияние pH на теплообмен. Однако можно также связать отмеченные отклонения с из-

менением физических свойств жидкостей и структурной вязкостью эмульсий; влияние pH при этом будет иметь косвенный характер. Окончательный ответ может быть получен только на основе детальных исследований локальных характеристик потока и структуры течения.

Теплофизические свойства некоторых субстратов

Применение зависимостей, подобных формулам (2) или (3), требует задания соответствующих теплофизических констант. Поэтому изучение закономерностей теплообмена должно сочетаться с определением теплофизических свойств, в рассматриваемом случае – плотности, вязкости, теплоемкости, теплопроводности, поверхностного натяжения. Для исследуемых сред малопригодны методы обобщенной проводимости, основанные на характеристиках чистых веществ, и другие методы. Здесь, как и при изучении теплообмена, требуются экспериментальные исследования на реальных промышленных средах. Поэтому изучение теплофизических свойств микробиологических сред становится еще одним самостоятельным направлением теплофизического исследования в данной области.

В научной литературе можно найти сведения о теплофизических свойствах некоторых сред гидролизно-дрожжевых производств [7, 12, 13]. Однако эти данные – разрозненные и неполные. Для подтверждения их адекватности и расширения объема имеющейся информации во Всесоюзном институте гидролиза растительных материалов (ВНИИгидролиз) были проведены специальные исследования на промышленных

средах. В ходе этих опытов исследовались: гидролизаты, нейтрализаты, культуральные жидкости (дрожжевые супензии) и отработанная дрожжевая супензия (последдрожжевая бражка). Определялись их следующие теплофизические свойства: кинематическая вязкость μ , динамическая вязкость ν , плотность ρ , теплопроводность λ и теплоемкость c_p . Опыты проводились сотрудниками института И.Я. Мароне, Б.С. Гутковским при участии Э.А. Козловой. Методики исследования были стандартные: вязкость определялась электровискозиметром ЭВИ-56ПЛ, теплоемкость – методом калориметрирования, теплопроводность – по методу цилиндрического слоя, плотность – пикнометрами. К обобщению были также привлечены обширные данные, полученные в Институте лесохимической промышленности (ЦНИЛХИ) В.В. Заводчиковой. Для тестирования экспериментальной информации привлекались результаты, приведенные в работе [14].

В табл. 1, 2, 3 и 4 приведены результаты обобщения всей собранной информации о теплофизических свойствах микробиологических сред, использованной для анализа. Максимальная погрешность при аппроксимации опытных данных формулами, приведенными в указанных таблицах, не превышает величины 4,8 %, что позволяет сделать вывод о возможности использования полученных эмпирических формул в инженерных расчетах.

Следует отметить, что пока в силу определенных методических трудностей не для всех упомянутых сред удалось определить физические константы в объемах, достаточных для обобщения (в частности, коэффициент поверхностного натяжения).

Таблица 1

Эмпирические формулы для расчета теплофизических свойств нейтрализата

Параметр	Формула или величина	Область применения	Источник
λ , Вт/м·К	0,601	$T = 20^\circ\text{C}$ $C = 0,06$	Опыты В.В. Заводчиковой
c_p , Дж/кг·К	3,99	$T = 20^\circ\text{C}$ $C = 0,06$	Опыты В.В. Заводчиковой
$10^6 \cdot \nu$, м ² /с	$1,79 - T \exp(7 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,019 T - 2,9) + C \exp(1,03 C^2 - 1,95 C + 8,35)$	$T = 20-80^\circ\text{C}$ $C = 0,06-0,20$	[13] и опыты В.В. Заводчиковой
$10^6 \cdot \mu$, Па·с	$1,788 - T \exp(7 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,019 T - 2,9) + C \exp(-1,85 C^2 - 2,57 C + 10,5)$	$T = 60-80^\circ\text{C}$ $C = 0,03-0,30$	[13]
ρ , кг/м ³	$1000 + 440C - 0,33T$	$T = 20-80^\circ\text{C}$ $C = 0,04-0,21$	[13]

Таблица 2

Эмпирические формулы для расчета теплофизических свойств гидролизата

Параметр	Формула или величина	Область применения	Источник
λ , Вт/м·К	0,584	$T = 20^\circ\text{C}$ $C = 0,06$	Опыты В.В. Заводчиковой
c_p , Дж/кг·К	3,89	$T = 20^\circ\text{C}$ $C = 0,06$	Опыты В.В. Заводчиковой
$10^6 \cdot v$, м ² /с	$1,789 - T \exp(7 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,019 T - 2,9) + C \exp(1,03 C^2 - 1,95 C + 8,35)$	$T = 20-100^\circ\text{C}$ $C = 0,009-0,06$	Опыты В.В. Заводчиковой
$10^6 \cdot \mu$, Па·с	$1,788 - T \exp(7 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,019 T - 4,022) + C \exp(1,03 C^2 - 1,95 C + 8,35)$	$T = 20-100^\circ\text{C}$ $C = 0,015-0,03$	[13]
ρ , кг/м ³	$1000 + 1600 - 0,33 T$	$T = 20-100^\circ\text{C}$ $C = 0,009-0,06$	[7] и опыты В.В. Заводчиковой

Таблица 3

Эмпирические формулы для расчета теплофизических свойств культуральной жидкости (дрожжевой супензии)

Параметр	Формула или величина	Область применения	Источник
λ , Вт/м·К	$0,023 - 0,23C + \ln(-10^{-4} \cdot 0,121 T^2 + 10 - 2 \cdot 0,25 T + 1,6)$	$T = 30-90^\circ\text{C}$ $C = 0,01-0,20$	Опыты В.В. Заводчиковой и И.Я. Мароне
c_p , Дж/кг·К	3,32	$T = 20^\circ\text{C}$ $C = 0,20$	Опыты В.В. Заводчиковой
$10^6 \cdot v$, м ² /с	$1,789 - T \exp(7 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,019 T - 2,9) + C \exp(18,6 C^2 + 2)$	$T = 40-80^\circ\text{C}$ $C = 0,05-0,20$	Опыты И.Я. Мароне
$10^6 \cdot \mu$, Па·с	$1,79 - T \exp(7 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,019 T - 4,02) + C \exp(-8,2 C^2 - 41,5 C + 4,9)$	$T = 30-90^\circ\text{C}$ $C = 0,10-0,20$	Опыты И.Я. Мароне
ρ , кг/м ³	$1000 + 340 - 0,33 T$	$T = 30-80^\circ\text{C}$ $C = 0,10-0,20$	[12]

Таблица 4

Эмпирические формулы для расчета теплофизических свойств отработанной культуральной жидкости

Параметр	Формула или величина	Область применения	Источник
$10^6 \cdot v$, м ² /с	$1,79 - T \exp(7 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,019 T - 2,922) + C \exp(17 C^2 - 4,4 C + 1,57)$	$T = 40-90^\circ\text{C}$ $C = 0,10-0,20$	Опыты И.Я. Мароне
$10^6 \cdot \mu$, Па·с	$1,788 - T \exp(7 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,019 T - 4,022) + C \exp(22 C^2 - 19 C + 8,0)$	$T = 40-90^\circ\text{C}$ $C = 0,10-0,20$	Опыты И.Я. Мароне
ρ , кг/м ³	$1000 + 520 - 0,33 T$	$T = 20-40^\circ\text{C}$ $C = 0,10-0,30$	Опыты И.Я. Мароне

Выводы

Учет при проектировании биотехнологических производств реальных теплогидравлических процессов позволяет снизить энергетиче-

ские затраты и ресурсоемкость в производстве биоэтанола — перспективного энергетического ресурса, получаемого из возобновляемого (растительного) сырья.



Особенность биотехнологии по сравнению с другими промышленными производствами заключается в использовании, наряду с обычными формами движения материи, биологической формы. Как следствие, среды биотехнологии образуют специальную группу теплоносителей, требующую особых подходов при проведении экспериментов и обобщении опытных данных.

Для ряда субстратов опытные данные по теплообмену удается обобщить введением параметров

тров, зависящих от концентраций взвешенных $C_{вз}$ или растворенных C_{pac} веществ, а также от характеристики окислительно-восстановительного потенциала среды (pH). Такой подход позволяет получить формулы, пригодные для инженерных расчетов, однако не дает нужной информации для построения адекватных физических моделей. Для создания таких моделей потребуются дальнейшие совместные теплофизические и биохимические исследования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Карпов С.А.** Современное состояние и тенденции развития мирового рынка производства биоэтанола // Нефтепереработка и нефтехимия. 2010. №5. С. 6–17.
2. U.S. Ethanol Industry Production Capacity Outlook // California Energy Commission. STAFF REPORT. 2005. 11 pp.
3. Urbanchuk John M. Consumer Impacts of the Renewable Fuel Standard // LECG, LLC. May 2003. 16 pp.
4. **Ефимов В.М.** Недостатки тепловой схемы гидролизных заводов и пути их устранения // Гидролизная промышленность СССР. 1953. №2. С. 15–17.
5. **Зысин Л.В.** Проблемы теплообмена при разработке оборудования микробиологических производств // Тезисы докладов VII-й Всесоюзной конф. «Двухфазный поток в энергетических машинах и аппаратах». Т.3. Л.: 1985. С. 19–21.
6. **Бирюков В.В., Кантерс В. М.** Оптимизация периодических процессов микробиологического синтеза. М.: Наука, 1985. 238 с.
7. **Корольков И.И.** Перколяционный гидролиз растительного сырья. М.: Лесная промышленность, 1991. 262 с.
8. **Цирлин Ю.А.** Ректификация фурфурола. М.: Лесная промышленность, 1991. 190 с.
9. Биохимическая термодинамика: пер. с англ. / Под ред. М. Джоунс . М.: Мир, 1882. 440 с.
10. **Зысин Л.В., Стешенков Л. П.** Особенности теплообмена при вынужденной конвекции микробиологических сред // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2013. №4(183). С. 320–326.
11. **Зысин Л.В., Стешенков Л.П.** Обобщенные результаты экспериментальных исследований теплообмена при развитом пузырьковом кипении ряда микробиологических сред и модельных жидкостей // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2015. №1(214). С. 71–78.
12. **Вайнер А.С., Купленова Н. С.** Некоторые физические константы дрожжевой сусpenзии // Гидролизная и лесохимическая промышленность. 1968. №4. С. 14.
13. **Гутковский Б.С.** Исследование работы установок по упариванию последрожжевой бражки // Сб. тр. ВНИИГидролиз. Л., 1978. Вып. 28. С. 87–97.
14. **Wakao Noriaki.** Современные теплоносители в химической технологии // Кагаку кодзё (Chem. Factory). 1975. Vol. 19, № 1. P. 10–41 (япон.)

REFERENCES

1. **Karpov S.A.** Sovremennoye sostoyaniye i tendentsii razvitiya mirovogo rynka proizvodstva bioetanol [Current status and development trends of the world market for bioethanol production]. *Neftepererabotka i neftekhimiya*. 2010. № 5. S. 6–17. (rus.).
2. U.S. Ethanol Industry Production Capacity Outlook. *California Energy Commission. STAFF REPORT*, 2005. 11 pp.
3. **Urbanchuk John M.** Consumer Impacts of the Renewable Fuel Standard. LECG, LLC. May 2003. 16 pp.
4. **Yefimov V.M.** Nedostatki teplovoy skhemy gidroliznykh zavodov i puti ikh ustraneniya [Disadvantages of the thermal scheme of the hydrolysis of plants and their remedies]. *Gidroliznaya promyshlennost SSSR*. 1953. №2. S. 15–17.
5. **Zysin L.V., Steshenkov L.P.** Problemy teploobmena pri razrabotke oborudovaniya mikrobiologicheskikh proizvodstv [Problems of heat transfer in equipment development of microbiological production. *Tezisy dokladov VII-oy Vsesoyuznoy konf. «Dvukh faznyy potok v energeticheskikh mashinakh i apparatakh»*. T. 3. L. 1985. S. 19–21.
6. **Biryukov V.V., Kanters V.M.** Optimizatsiya periodicheskikh protsessov mikrobiologicheskogo sinteza [Optimization of periodic processes of microbiological synthesis]. M.: Nauka, 1985. 238 s. (rus.).
7. **Korolkov I.I.** Perkolyatsionnyy gidroliz rastitelnogo syrja [Percolation hydrolysis of plant materials]. M.: Lesnaya promyshlennost, 1991. 262 s. (rus.).



8. Tsirlin Yu.A. Rektifikatsiya furfurola [Rectification of furfural]. M.: Lesnaya promyshlennost, 1991. 190 s. (rus.)
9. Biokhimicheskaya termodinamika: per. s angl. [Biochemical thermodynamics] / M. Dzhouns. M.: Mir, 1882. 440 s. (rus.)
10. Zysin L.V., Steshenkov L.P. Osobennosti teploobmena pri vynuzhdennoy konvektsii mikrobiologicheskikh sred [Features of heat exchange during forced convection of microbiological fluids]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbPU*. 2013. №4(183). S. 320–326. (rus.)
11. Zysin L.V., Steshenkov L.P. Obobshchennyye rezul'taty eksperimentalnykh issledovaniy teploobmena pri razvitem puzyrkovom kipenii ryada mikrobiologicheskikh sred i modelnykh zhidkostey [Summary of the results of experimental investigations of heat transfer in fully developed nucleate boiling range of microbiological media and model liquids]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbPU*. 2015. №1(214). S. 71–78. (rus.)
12. Vayner A.S., Kuplenova N.S. Nekotoryye fizicheskiye konstanty drozhzhevoy suspenzii [Some physical constants of yeast suspension]. *Gidroliznaya i lesokhimicheskaya promyshlennost*. 1968. №4. S. 14. (rus.)
13. Gutkovskiy B.S. Issledovaniye raboty ustavov po uparivaniyu posledrozhzhevoy brazhki [The Study of plants by process of evaporation of poslerostovoi brew]. *Sb. tr. VNIigidroliz*, vyp. 28. L.:1978. S. 87–97. (rus.)
14. Wakao Noriaki. Sovremennyye teplonositeli v khimicheskoy tekhnologii [Modern heat transfer in chemical engineering]. *Kagaku kodze (Chem. Factory)*. 1975. Vol. 19, №1. S. 10–41 (yapon.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЗЫСИН Леонид Владимирович – доктор технических наук научный сотрудник Института интегративных исследований (ИИИ).

Geula 39, Haifa, 33197, Israel.
E-mail: lv_zyssin@mail.ru

ZYSSIN Leonid V. – Integrative Research Institute.
Geula 39, Haifa, 33197, Israel.
E-mail: lv_zyssin@mail.ru

СТЕШЕНКОВ Леонид Петрович – доктор технических наук профессор кафедры атомной и тепловой энергетики Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251. Россия. Санкт-Петербург. Политехническая ул. 29.
E-mail: steshenkov@spbstu.ru

STESHENKOV Leonid P. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg. 195251. Russia.
E-mail: steshenkov@spbstu.ru

DOI 10.5862/JEST.231.4

УДК 621.165–253.5:620.193.1

А.И. Кириллов, В.А. Черников, Е.Ю. Семакина, В.Ю. Исупов

К ВОПРОСУ О ЧИСЛЕННОМ МОДЕЛИРОВАНИИ ТРЕХМЕРНОГО ТЕЧЕНИЯ В ВЫХОДНОМ ДИФФУЗОРЕ ГАЗОВОЙ ТУРБИНЫ

A.I. Kirillov, V.A. Chernikov, E.Yu. Semakina, V.Ju. Isupov

SOME ISSUES OF NUMERICALLY SIMULATING THE 3D FLOW IN THE EXHAUST DIFFUSER OF A GAS TURBINE

Приведены результаты расчетного анализа по обратному влиянию силовых стоек, размещенных в выходном диффузоре, на течение в отсеке «последняя ступень турбины – выходной диффузор». Показано, что на режиме с умеренной закруткой потока при входе в диффузор силовые стойки практически не влияют на трехмерную структуру потока за ступенью. Достоверность оценки подтверждена сравнением расчетных и экспериментальных данных.

ГАЗОВАЯ ТУРБИНА; ВЫХОДНОЙ ДИФФУЗОР; СИЛОВЫЕ СТОЙКИ; ОБРАТНОЕ ВЛИЯНИЕ; ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ.

The paper presents the results of numerical analysis of the inverse effect that support struts, placed in the exhaust diffuser, have on flow in of the "last turbine stage – exhaust diffuser" section. It has been shown that in the regime with moderate flow swirl at the diffuser inlet power struts have virtually no effect on the three-dimensional flow structure behind the stage. The reliability of this assessment is confirmed by a comparison between the computational and the experimental data. Therefore, if the input stream has a moderate swirl, it is possible to perform a 3D simulation of the flow in a diffuser with struts, by using the domain isolated from the last turbine stage and by setting the boundary conditions at the entrance to the diffuser according to the flow calculation in the last stage of the turbine without the diffuser.

GAS TURBINE; EXHAUST DIFFUSER; STRUTS; BACKWARD INFLUENCE; NUMERICAL SIMULATION.

Течение в выходных диффузорах паровых и газовых турбин существенно зависит от структуры входящего в него потока, который формируется предшествующей диффузору последней ступенью турбины [1–4]. Поэтому достоверные данные об эффективности диффузоров при численном моделировании трехмерного течения в них можно получить лишь при расчете потока в отсеке «последняя ступень турбины – выходной диффузор» [5]. Каждый из вариантов такого расчета, особенно при постановке задачи нестационарного течения, занимает весьма продолжительное время даже при использовании современных высокопроизводительных вычислительных технологий. Проведение же серии вариантовых расчетов в приемлемые сроки ста-

новится реальным, если упростить задачу: сначала рассчитать течение в последней ступени турбины, а затем – в диффузоре, используя данные, полученные для выходного сечения ступени, в качестве входных условий для диффузора.

Такой подход не учитывает обратного влияния течения в диффузоре на поток в последней ступени. Его можно применить, если в проточной части диффузора нет источников сильных возмущений, способных оказать ощутимое воздействие на течение в последней ступени. В выходном диффузоре газовой турбины, имеющем плавные меридиональные обводы, таким источником возмущений могут быть силовые стойки, соединяющие задний подшипник ротора турбины с ее корпусом.



Таким образом, прежде чем приступить к расчету трехмерного течения в отсеке «последняя ступень турбины – выходной диффузор», целесообразно оценить степень обратного влияния размещенных в диффузоре силовых стоек на структуру потока в выходном сечении последней ступени. В статье приведены результаты такой оценки, выполненной по результатам расчета трехмерного течения для режима работы отсека, в котором силовые стойки обтекаются с умеренными углами атаки. Результаты расчета сравниваются с данными эксперимента.

Постановка расчета трехмерного течения

Объект исследования – отсек «последняя ступень турбины – выходной диффузор», подробно изученный на крупномасштабном экспериментальном стенде СПбПУ [6–10].

Проточная часть отсека состоит из трех решеток: предварительного направляющего аппарата (ПНА), направляющего аппарата последней ступени (НА) и ее рабочего колеса (РК). Лопатки этих решеток изображены на рис. 1, а). Предварительный направляющий аппарат обеспечивает натекание потока на направляющие лопатки последней ступени под углом выхода потока из предпоследней ступени турбины.

Для сокращения объема вычислений расчетная область выбрана в виде сектора с углом 72° , включающего одну из пяти равноотстоящих друг от друга силовых стоек (рис. 1, б). Правомерность замены кольцевой области течения сектором оценивалась сравнением результатов расчета в секторах с углами 24° , 72° и 120° для варианта проточной части диффузора без силовых стоек. На рис. 2 в качестве примера представлено распределение по высоте проточной части полного и статического давления за ступенью. Небольшое влияние искусственно нанесенной периодичности течения при замене полной кольцевой области сектором ощущается. Однако при сопоставлении данных, полученных для одного и того же сектора без стоек и со стойками, этим влиянием можно пренебречь.

Численное моделирование выполнено с помощью пакета ANSYS CFX методом RANS при использовании высокорейнольдсовой версии SST-модели турбулентности. Расчетная сетка в области межлопаточных каналов и проточной части выходного диффузора – квазиструктурированная со сгущением ячеек к стенкам. Величина y^+ находилась в пределах от 30 до 200, что соответствует требованиям по применению выбранной модели турбулентности.

В периферийной области было выполнено дополнительное сгущение сетки для лучшего разрешения струи, вытекающей из радиального зазора над лопатками РК. Число узлов расчетной сетки в одном межлопаточном канале ПНА – 269 тыс., НА – 268 тыс., решетки РК – 439 тыс. Общее число узлов в секторе с углом 72° – 11209 тыс., из них в области выходного диффузора – 1179 тыс.

Рабочее тело – воздух, поскольку результаты расчета сравнивались с данными эксперимента, выполненного на воздушном стенде. В качестве граничных условий задавались температура и

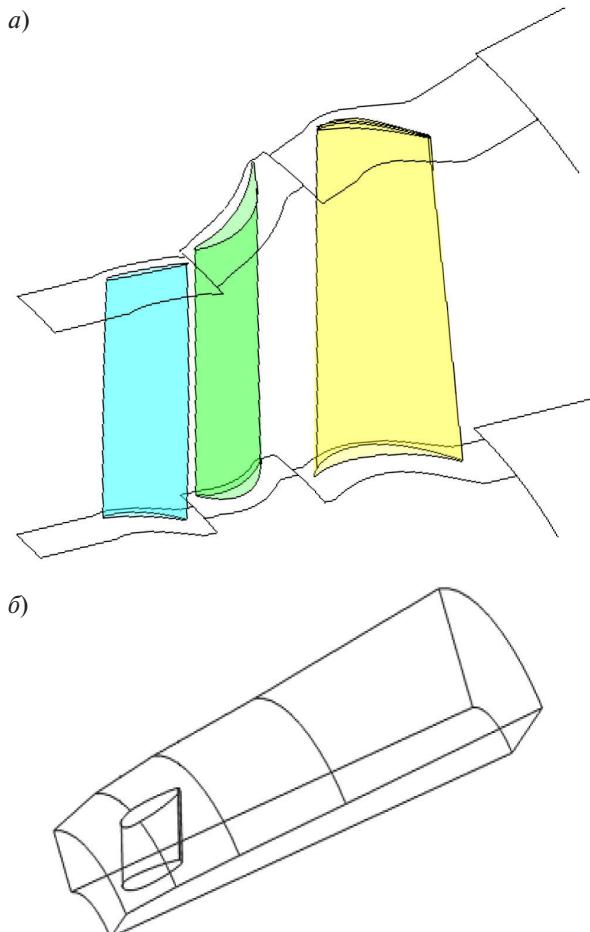


Рис. 1. Элементы геометрии расчетной области:
а) лопатки решеток ПНА, НА и РК; б) сектор диффузора с силовой стойкой

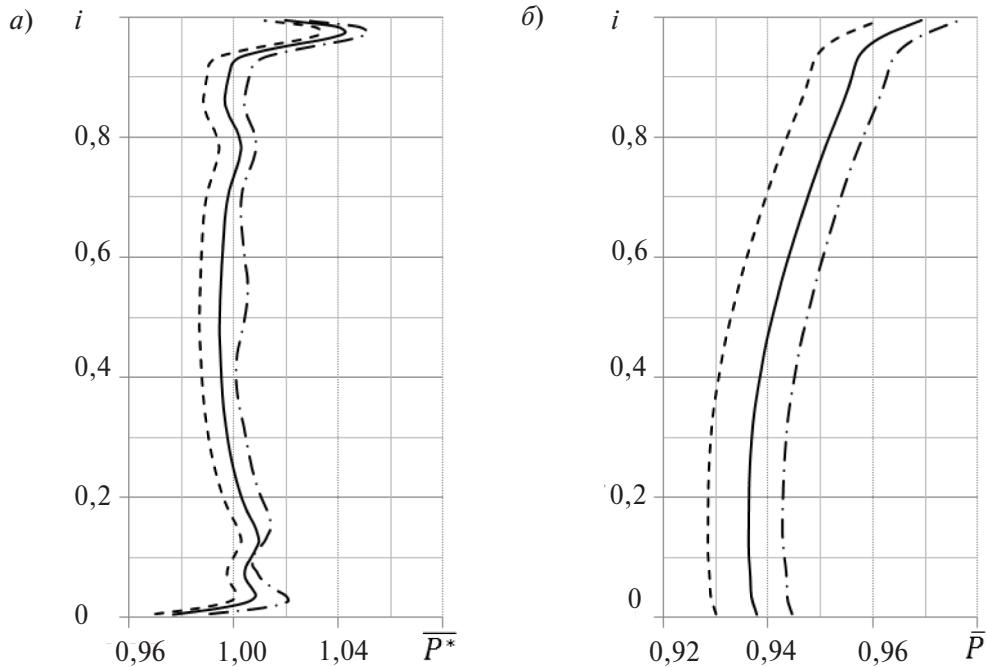


Рис. 2. Распределение полного (а) и статического (б) давления по высоте проточной части за ступенью при расчете в секторах с углами 24° (----), 72° (···), 120° (—)

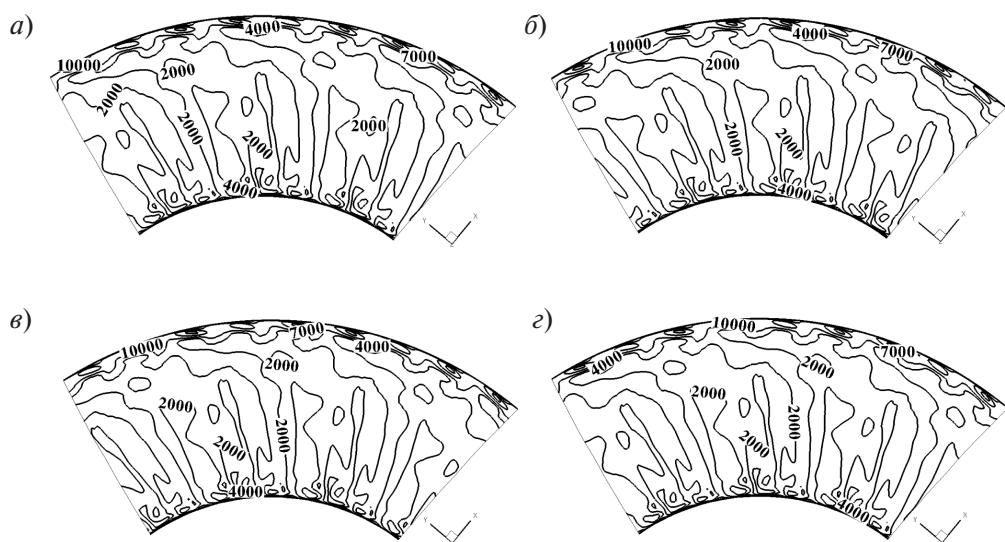


Рис. 3. Изобары избыточного давления торможения (Па) за ступенью при различном взаимном положении лопаток РК и НА: а) начальное положение; б) сдвиг на 2° ; в) сдвиг на 4° ; г) сдвиг на 6°

давление торможения при входе в отсек, а также массовый расход воздуха.

Для перехода от абсолютного движения в решетке НА к относительному в решетке РК

применен интерфейс «Frozen rotor». При таком подходе результат расчета может зависеть от взаимного расположения лопаток НА и РК. Чтобы оценить возможный разброс результатов расчета,



вызванный этим эффектом, были проведены расчеты при четырех положениях лопатки РК в пределах шага решетки НА. В выходном сечении ступени, структура потока в котором определяет входные условия при расчете диффузора, заметной зависимости как осредненных по окружности, так и локальных значений параметров течения от взаимного расположения лопаток НА и РК обнаружено не было (рис. 3).

Результаты расчета и экспериментальные данные

Для анализа, как уже было отмечено, выбран режим работы отсека с умеренной закруткой потока при входе в диффузор. В корневом сечении ступени поток имел практически осевое направление. У периферии ступени закрутка потока достигала $30\text{--}35^\circ$ в направлении вращения ротора.

Отметим, что при экспериментальном исследовании [6–10] поток в сечении за последней ступенью траверсировался пятиканальным аэродинамическим зондом. В пределах шага направляющего аппарата были выполнены несколько радиальных траверс. Измеренные параметры осреднялись в окружном направлении и представлены в зависимости от радиуса. Результаты расчета также приведены в осредненном по окружной координате виде. Опыты выполнены для диффузора с силовыми стойками. Расчет

проведен для двух вариантов проточной части диффузора – с силовыми стойками и без них.

Рис. 4 позволяет сравнить расчетные значения основных параметров течения с экспериментальными данными. Для вариантов диффузора со стойками и без них результаты вычислений и экспериментальные практически совпали. Отклонение опытных точек от расчетной кривой невелико. Близким к экспериментальному оказалось и расчетное значение КПД ступени (расхождение – в пределах 0,5 %). Это подтверждает, что выбранный способ численного моделирования трехмерного турбулентного течения в отсеке применим для анализа, подобного выполненному.

Таким образом, показано, что применительно к отсеку «последняя ступень турбины – выходной диффузор» на режиме с умеренными углами атаки при обтекании силовых стоек они практически не влияют на пространственную структуру потока за ступенью. Поэтому, оценивая степень повышения давления в диффузоре с силовыми стойками, задачу расчета трехмерного течения в нем на режиме с умеренной закруткой потока можно ставить в изолированной области. Условия на входе в диффузор при этом можно задавать по результатам расчета трехмерного течения в последней ступени турбины без диффузора.

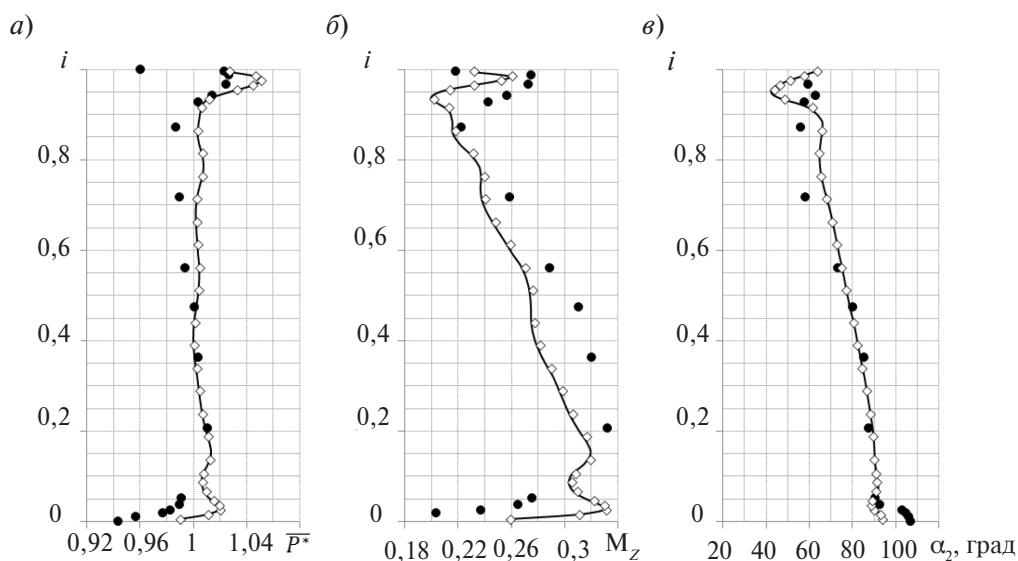


Рис. 4. Радиальное распределение полного давления (а), осевой компоненты числа Маха (б) и угла выхода потока (в) из последней ступени: — расчет со стойками; о — расчет без стоеч; • — эксперимент (со стойками)



Авторы выражают благодарность профессору Е.М.Смирнову за ценные консультации при постановке задачи расчета трехмерного течения и обсуждении результатов ее решения, а также

доценту С.А. Галаеву за помощь в организации вычислительного процесса.

Работа является составной частью проекта, поддержанного РФФИ (грант № 14-08-00553).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ishizaka K., Wakazono S., Yuri M., Takahashi R. CED Studies of Gas Turbine Exhaust Diffusers // Proceedings of the International Gas Turbine Congress. Tokyo. 2003. P. 1–8.
2. Sieker O., Seume J.R. Influence of Rotating Wakes on Separation in Turbine Exhaust Diffusers // Journal of Thermal Science. 2008. № 17(1). P. 42–47.
3. Kuschel M., Seume J.R. Influence of Unsteady Turbine Flow on the Performance of an Exhaust Diffuser. // Proc. ASME Turbo Expo 2011, June 6–10 Vancouver, Canada (GT2011–45673). P. 1–13.
4. Song Zh., Xu J., Sun L., Lui M. Study of Coupling Numerical Flow Field Simulation of Low-pressure Last Stage Exhaust Passage in Steam Turbine // Applied Mechanics and Materials. 2014. Vol. 672–674. P. 1626–1632.
5. Кириллов А.И., Галаев С.А., Исупов В.Ю., Смирнов Е.М. Применение вихреразрешающих методов к расчету трехмерного течения в выходном диффузоре газовой турбины // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2014. №4 (207). С. 16–25.
6. Зандер М.С., Черников В.А. Аэродинамические характеристики блока «ступень – выходной диффузор» стационарной газовой турбины при различных режимах работы // Научно-технические ведомости СПбПУ. Наука и образование. 2011. № 2 (123). С. 61–68.
7. Зандер М.С., Черников В.А., Семакина Е.Ю. Экспериментальные и численные исследования структуры 3D-потока в отсеке «турбинная ступень – осевой диффузор» // Научно-технические ведомости СПбПУ. Наука и образование. 2013. № 1 (166). С. 197–203.
8. Rassochin V.A., Chernikov V.A., Zander M.S., Semakina E.U. Joint re-search in experimental aerodynamics of exit diffusers of turbines and stage-diffusers unit performed by the department of turbine engines and plants, St.-Petersburg State Poly-technic University and the Institute of Turbomachinery and Fluid Dynamics, Leibniz University of Hannover // Polytechnic University Publishing House. 2010. P. 141–156.
9. Черников В.А., Семакина Е.Ю. Информационно-измерительная система аэродинамического стенда для исследований потока в проточной части отсека «ступень–диффузор» и некоторые результаты испытаний на модели мощной газовой турбины // Энергетические машины и установки. 2008. №1. С. 24–34.
10. Петров К.В. Совершенствование выходных диффузоров стационарных газовых турбин на основе физического эксперимента и численного моделирования : Дисс. ... канд. техн. наук: 05.04.12. Санкт-Петербург. 2005. 183 с.

REFERENCES

1. Ishizaka K., Wakazono S., Yuri M., Takahashi R. CED Studies of Gas Turbine Exhaust Diffusers. *Proceedings of the International Gas Turbine Congress*. Tokyo. 2003. P. 1–8.
2. Sieker O., Seume J.R. Influence of Rotating Wakes on Separation in Turbine Exhaust Diffusers. *Journal of Thermal Science*. 2008. № 17(1). P. 42–47.
3. Kuschel M., Seume J.R. Influence of Unsteady Turbine Flow on the Performance of an Exhaust Diffuser. *Proc. ASME Turbo Expo*. 2011, June 6–10 Vancouver, Canada (GT2011–45673). P. 1–13.
4. Song Zh., Xu J., Sun L., Lui M. Study of Coupling Numerical Flow Field Simulation of Low-pressure Last Stage Exhaust Passage in Steam Turbine. *Applied Mechanics and Materials*. 2014. Vol. 672–674. P. 1626–1632.
5. Kirillov A.I., Galayev S.A., Isupov V.Yu., Smirnov E.M. Применение вихреразрешающих методов к расчету трехмерного течения в выходном диффузоре газовой турбины // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2014. №4 (207). С. 16–25.
6. Zander M.S., Chernikov V.A. Aerodinamicheskiye kharakteristiki bloka «stupen – vykhodnoy diffuzor» statsionarnoy gazovoy turbiny pri razlichnykh rezhimakh raboty [The aerodynamic characteristics of the unit «level – the output diffuser» stationary gas turbine under different operating conditions]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye*. 2011. № 2 (123). С. 61–68.
7. Zander M.S., Chernikov V.A., Semakina E.Yu. Eksperimentalnyye i chislennyye issledovaniya struktury 3D-potoka v otseke «turbinnaya stupen – osevoy diffuzor» [Experimental and numerical studies of the structure of



3D-flow in the bay, «turbine stage – axial diffuser»]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbPU. Nauka i obrazovaniye*. 2013. № 1 (166). S. 197–203. (rus.)

8. Rassochin V.A., Chernikov V.A., Zander M.S., Semakina E.Yu. Joint re-search in experimental aerodynamics of exit diffusers of turbines and stage-diffusers unit performed by the department of turbine engines and plants, St.-Petersburg State Poly-technic University and the Institute of Turbomachinery and Fluid Dynamics, Leibniz University of Hannover. *Polytechnic University Publishing House*. 2010. P. 141–156.

9. Chernikov V.A., Semakina E.Yu. Informatsionno-izmeritel'naya sistema aerodinamicheskogo stenda dlya

issledovaniy potoka v protochnoy chasti otseka «stupen–diffuzor» i nekotoryye rezul'taty ispytaniy na modeli moshchnoy gazovoy turbiny. [Information-measuring system stand for aerodynamic studies of flow in the flow of the compartment «stage–diffuser» and some of the results of tests on a model of a powerful gas turbine]. *Energeticheskiye mashiny i ustanovki*. 2008. №1. S. 24–34.

10. Petrosov K.V. Sovremenstvovaniye vykhodnykh diffuzorov statcionar-nykh gazovykh turbin na osnove fizicheskogo eksperimenta i chislennogo modelirovaniya [Improving output diffusers hospitaltion of gas turbines based on physical experiments and numerical simulations]. Diss. ... kand. tekhn. nauk: 05.04.12.– Sankt-Peterburg. 2005. 183 s.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КИРИЛЛОВ Александр Иванович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: ai_kirillov@mail.ru

KIRILLOV Aleksandr I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: ai_kirillov@mail.ru

ЧЕРНИКОВ Виктор Александрович – доктор технических наук профессор кафедры Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: viktor.chernikov@gmail.com

CHERNIKOV Viktor A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: viktor.chernikov@gmail.com

СЕМАКИНА Елена Юрьевна – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: g.semakinalena@gmail.com

SEMAKINA Elena Yu. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: g.semakinalena@gmail.com

ИСУПОВ Василий Юрьевич – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: vasiliy.isupov@gmail.com

ISUPOV Vasilii Ju. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: vasiliy.isupov@gmail.com

DOI 10.5862/JEST.231.5

УДК 621.43.016.4

Ю.В. Галышев, А.Б. Зайцев, Д.Г. Алексеев

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИКИ И ТЕПЛООБМЕНА В ПОЛОСТЯХ ОХЛАЖДЕНИЯ ВЫСОКОФОРСИРОВАННОГО ДИЗЕЛЯ

Yu.V. Galyshev, A.B. Zaytsev, Dm.G. Alekseyeff

THE STUDY OF HYDRODYNAMICS AND HEAT TRANSFER IN THE COOLING CAVITIES OF A HIGH-POWERED DIESEL ENGINE

В статье представлены результаты исследования с применением численного моделирования гидродинамики и теплообмена в полостях жидкостного охлаждения головки цилиндра высокоФорсированного дизеля. Полость охлаждения головки – ключевой элемент системы охлаждения, непосредственно в ней происходит процесс теплопередачи со стороны огневого днища камеры сгорания, клапанов, выпускного канала в охлаждающую жидкость. Использование комплекса современных программных средств позволило получить основные параметры движения жидкости и теплопередачи, а также обеспечило визуальную оценку картины течения, необходимую для определения проблемных мест. Применение разработанной методики позволило внести уточнение в определение температурного поля головки цилиндра и обеспечить как снижение максимальных температур, так и выравнивание температурного поля. Основной расчет проводился в программе Flow Simulation (COSMOSFloWorks), которая является составной частью комплекса SolidWorks.

ДИЗЕЛЬ; ГОЛОВКА ЦИЛИНДРА; СИСТЕМА ЖИДКОСТНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ; МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ В ДВС; ТЕМПЕРАТУРА.

The paper presents the results of the study on the hydrodynamics and heat transfer in the cavities in a liquid-cooled cylinder head of a high-accelerated diesel engine using numerical simulation. The cooling cavity of the cylinder head is a key element of the cooling system, as it is where the processes of heat transfer from the bottom of the combustion chamber, valves and the discharge passage into the coolant occur. Using a complex of modern software allowed us to obtain the basic parameters of fluid motion and heat transfer, as well as to provide a visual assessment of flow patterns in order to identify the problem areas. Application of the developed methods makes it possible to clarify the definition of the temperature field of the cylinder head, and ensure the reduction of the maximal temperatures and the alignment of the temperature field. The basic calculation is carried out in the Flow Simulation (COSMOSFloWorks) software, which is part of the SolidWorks complex.

DIESEL; CYLINDER HEAD; LIQUID COOLING SYSTEM; SIMULATION OF ENGINE PROCESSES; TEMPERATURE.

Одним из определяющих требований при конструировании новых и модернизации существующих двигателей внутреннего сгорания (ДВС) является обеспечение оптимального теплового состояния деталей. Величина теплового потока, поступающего в систему охлаждения (СО), снижается благодаря эффективной орга-

низации рабочего процесса, однако количество теплоты, подлежащей отводу от двигателя, по-прежнему остается на высоком уровне и составляет до 20–30 % от теплоты, подведенной в цикле [11].

Сроки разработки новых ДВС прогрессивно сокращаются; применение трудоемких и затратных экспериментальных методов как основы при



доводке двигателей не всегда оправданно. Исходя из существующей потребности развития вопроса разрабатываются и развиваются методики расчета процессов, происходящих в полостях СО. Крупные машиностроительные предприятия используют в своей работе возможности компьютерной техники [2, 12], в частности САПР технологии, автоматизируя процессы проектирования, конструирования и изготовления продукции. Широкий круг задач моделирования динамики жидкости и теплообмена в полостях ДВС, во многом определяющих его надежность, решается на этапе Computer Fluid Dynamics (CFD) – вычислительной гидродинамики. Для их решения используют как универсальные, так и специализированные пакеты программ, реализующие расчет систем дифференциальных уравнений в частных производных посредством метода конечных элементов (КЭ) [3, 4, 13].

Головка цилиндра дизеля (ГЦД) – одна из наиболее сложных и важных деталей, совершен-

ство конструкции и технологии изготовления которой во многом определяют возможность достижения современных показателей по уровню форсирования, экономичности и вредных выбросов, от которых в общем случае зависит надежность работы ДВС. Стабильная циркуляция по тракту охлаждения, равномерное распределение потоков и отсутствие зон рециркуляции создают оптимальный тепловой режим работы двигателя и исключают появление локальных теплонапряженных участков и зон парообразования. Актуальность работы связана с тем, что предлагаемые в ней мероприятия по обеспечению совершенствования работоспособности ДВС, которые требуют детального массива данных о температурном поле в ГЦД, будучи применены еще на стадии проектирования, существенно снижают вероятность возникновения тепловых дефектов.

Цель работы – совместное исследование процессов гидродинамики и теплообмена в ГЦД

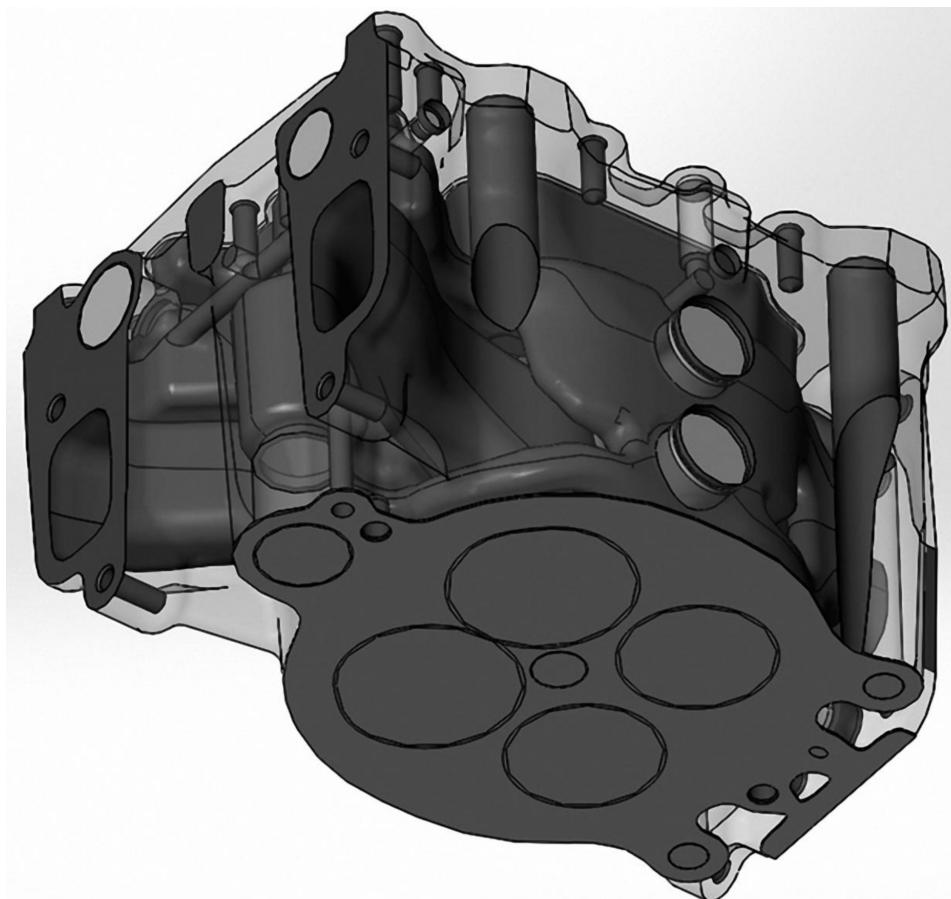


Рис. 1. Трехмерная модель головки цилиндра

$$Nu = 0,017 Pe_f^{0,8} Pr_f^{0,4} \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^{0,18} \varepsilon_f, \quad (1)$$

(рис. 1) со стороны СО для обеспечения эффективного теплового режима высокофорсированного дизельного ДВС размерностью 15/17,5.

Для достижения цели необходимо выполнить следующее:

анализ существующих математических методов расчета теплообмена в полостях ГЦД;

исследование влияния места подачи охлаждающей жидкости (ОЖ) в головку на тепловой поток;

исследование влияния характеристик системы на движение хладагента по полостям СО и на интенсивность теплоотдачи.

В рамках работы проведена оптимизация теплового режима за счет организации движения ОЖ в СО с использованием модификации методологии Н.С. Маластановского [5] по численному моделированию гидродинамики жидкости в полостях ГЦД.

Важность исследования локальных свойств теплообмена при моделировании температурного состояния деталей ДВС хорошо изучена в трудах Б.С. Стефановского [6] и А.Л. Новеникова [7, 8]. Основное требование, предъявляемое к головке, – это качественное охлаждение стенок, образующих КС, особенно межклапанных перемычек, а также выпускного канала, поскольку тепловая напряженность в ГЦД всех высокофорсированных двигателей намного превосходит механические напряжения. Ключевыми термическими нагрузками, действующими на ГЦД, являются:

конвективный и радиационный тепловые потоки, исходящие от рабочего тела в цилиндре ДВС;

конвективные тепловые потоки со стороны впускных и выпускных газовоздушных каналов (ГВК), в которых рабочее тело перемещается с высокими скоростями;

тепловые потоки, появляющиеся вследствие контактной теплоотдачи в сопряжениях «седло–фаска клапана»;

тепловые потоки, отводимые в полости охлаждения.

Существует широкий ряд эмпирических зависимостей, оценивающих интенсивность теплоотдачи в СО. Приведем некоторые [15] из них:

1. Уравнение В.М. Бузника, определяющее коэффициент теплоотдачи от гильзы к ОЖ,

где d_1 – диаметр теплоотдающей поверхности гильзы цилиндра; d_2 – наружный диаметр полости охлаждения.

2. Зависимость Т. Зоннекена [16] для определения коэффициента теплоотдачи от стенок гильз и головок в СО

$$\alpha_w = 300 + 1800 \sqrt{w}, \quad (2)$$

где w – средняя скорость течения ОЖ в каналах СО ДВС.

Однако подчеркивается нежелательность применения эмпирических зависимостей [14], поскольку для современного высокофорсированного ДВС форма полости СО имеет сложную пространственную структуру, а течение ОЖ отличается большими градиентами скоростей, сочетает зоны ускоренного и застойного течений. Использование подобных упрощенных моделей для описания процесса теплообмена возможно только на начальных, оценочных уровнях проектирования узла ГЦД. Таким образом, наилучшим и нередко единственным передовым подходом служит численное моделирование [9], в основе которого решаются уравнения сохранения массы, энергии и импульса. Они описываются общим дифференциальным уравнением для переменной Φ :

$$\frac{\partial(\rho\Phi)}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho\mathbf{u}\Phi) = \operatorname{div}(\Gamma \operatorname{grad}\Phi) + S, \quad (3)$$

где Γ – общий коэффициент диффузии; S – дополнительное слагаемое источника

Для уточненного расчета полей температур и температурных напряжений единственно возможным выбором является использование методов численного моделирования процессов гидродинамики и теплообмена. Использование методов вычислительной гидродинамики следует считать основным и для определения условий теплового напряжения ГЦД, поскольку они определяют теплонапряженное состояние на 90–95 % [10]. Для моделирования головки выбран конструкторский пакет Solidworks, обеспечивающий разработку изделий любой степени сложности и назначения. В процессе работы создана методика комплексного исследования гидродинамики и теплообмена в полостях СО ДВС с применением компьютерного моделирования; она использована для расчета течения в



полостях охлаждения высоконапорного дизельного двигателя.

Полость охлаждения ГЦД, выполняемой из высокопрочного чугуна, характеризуется сложной конфигурацией и в зависимости от способа подвода ОЖ имеет от одного до трех входных отверстий, а также от шести до восьми отверстий отбора. Поскольку поиск значений температур и тепловых потоков в полости СО ГЦД требует задания в качестве исходных данных величин тепловых потоков и температур деталей, априори неизвестных, то на каждом этапе расчета единственно возможным методом служит итерационная процедура расчета.

Модель полостей СО описывает объем вещества, заполняющего полости, (в данном случае – вода). На рис. 2 затемненной расцветкой показаны внутренние объемы, предназначенные для циркуляции ОЖ. Для моделирования течения

жидкости и передачи теплоты был выбран пакет Flow Simulation – мощный программный модуль CFD анализа в среде SolidWorks.

В этом же пакете осуществляется генерация сетки посредством метода кривизны совместно с процедурой, основанной на методе Делано–Вороного, что позволяет получать наиболее адекватное решение на объектах преимущественно криволинейной формы. Сетка адаптируется к типу геометрии тела, которая впоследствии аппроксимируется конечными элементами в автоматическом режиме [1].

Исследование с применением комплекса программных средств проводилось для четырех конструктивных вариантов полости и трех режимов расхода насосом ОЖ. Это позволило не только получить основные параметры движения жидкости и теплообмена, но и дало возможность визуально оценить картину течения и определить проблемные места (рис. 3).

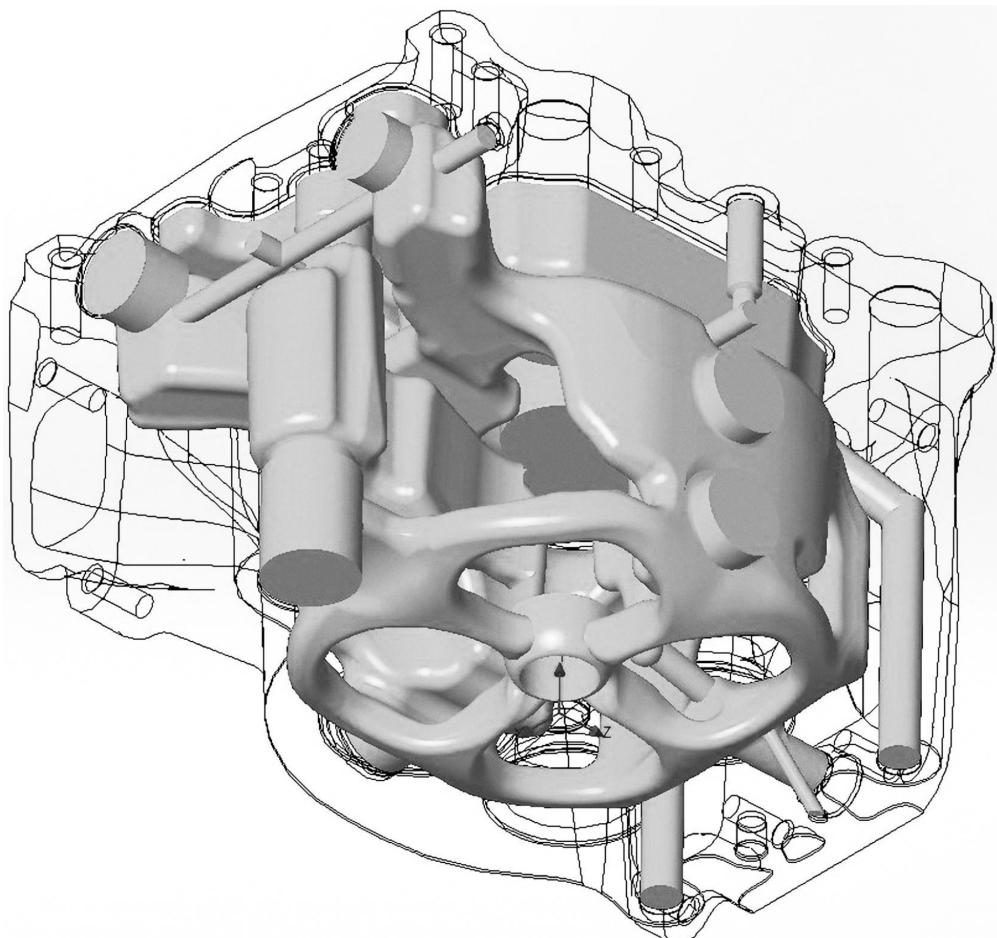


Рис. 2. Полость охлаждения головки цилиндра дизеля

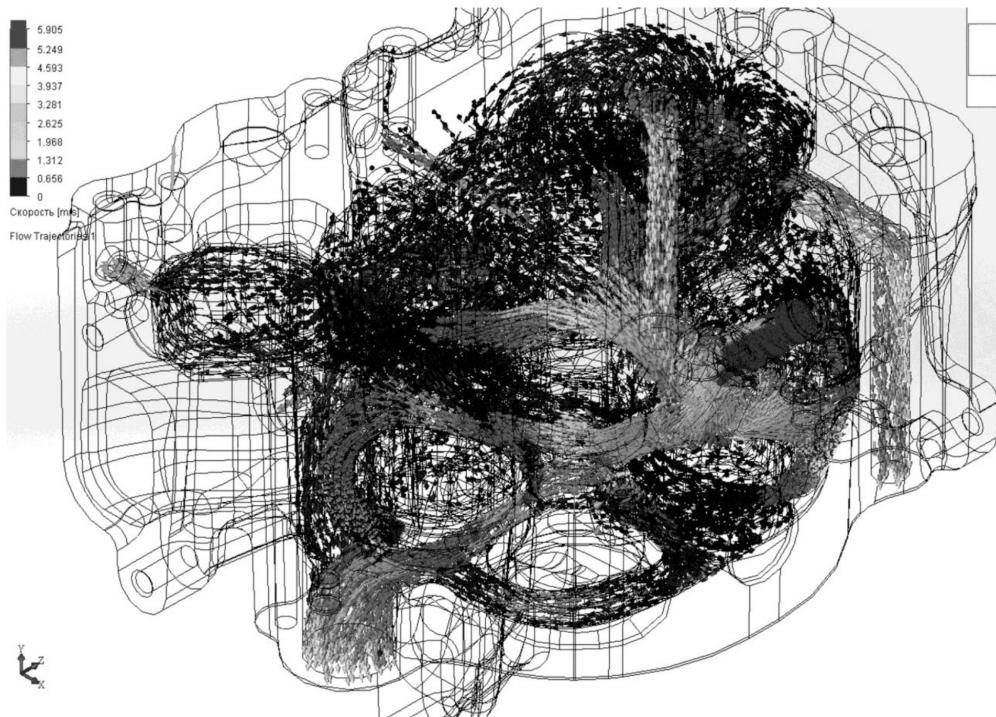


Рис. 3. Векторная картина скоростей для стандартной сетки

Важной оценкой правильности решения является его сеточная независимость. В проведенном исследовании построено три типа расчетных сеток для ГЦД:

стандартная сетка (70927 элементов);

грубая сетка (33611 элементов);

точная сетка со сгущением в пристеночной области (158242 элементов).

Поля скоростей в объеме практически одинаковы для разных типов расчетных сеток, отклонения величин давлений на входе от среднего значения не превышают 0,1%. В целом это говорит о независимости осредненных параметров течения от выбора сетки, поэтому по умолчанию выбрана стандартная сеточная схема, как наиболее сбалансированная между качеством итогового решения и затрачиваемым временем. Общее количество объемных КЭ составило 70927 ячеек со следующими параметрами расчетной сетки: ячейки в текучей среде – 18268; ячейки в твердом теле – 17729; частичные ячейки – 34930.

Для расчета гидродинамики и теплообмена в полости охлаждения задаются граничные условия (ГУ), а именно объемный расход ОЖ на входе в полость, который определяется исходя

из расходной характеристики насоса для следующих режимов его работы: 80, 240 и 400 л/мин.

На выходных отверстиях задано атмосферное давление $P_a = 101325$ Па. В процессе решения задачи давление на входе в полость рассчитывается исходя из условия обеспечения постоянства расхода через расчетную область.

В качестве ОЖ принята вода со следующими параметрами: температура на входе $T = 363$ К; плотность $\rho = 965,2$ кг/м³ при 363 К; теплоемкость $c_p = 4182$ Дж/кг·К; теплопроводность $\lambda = 0,6$ Вт/м·К; динамическая вязкость $\mu = 0,001003$ кг/м·с.

Возникающие колебания теплового потока, связанные с цикличностью процессов в цилиндре, затухают в слое, составляющем десятые доли миллиметра. Поэтому на поверхности ГЦД со стороны КС накладываются граничные условия теплообмена 3-го рода. Осредненное значение коэффициента теплоотдачи 1052 Вт/(м²К) и результатирующая температура 957 К получены с применением разрабатываемого программно-методического комплекса (ПМК) «Расчет нагрузок и граничных условий для проектирования элементов ГЦД» для режима номинальной мощности с использованием данных рабочего процесса.



При задании параметров турбулентности выдвинуто предположение, что течение в полостях СО будет иметь низкую степень турбулентности. Поскольку определение начальных условий турбулентности в данной задаче является процессом неявным, то выбрано задание развитой турбулентности на входе, вследствие чего программе легче сформировать турбулентное поле. Таким образом, задавались следующие значения параметров турбулентности: интенсивность турбулентности $Tu = 2\%$; масштаб турбулентности – 0,002 м.

К сожалению, ни одна из существующих моделей турбулентности не является универсальной для всех видов решаемых задач; выбор модели обусловлен физическими параметрами исследуемого течения, практическим опытом моделирования подобных задач, требуемой точностью решения, ресурсоемкостью и ограничениями по времени расчета. Примененный для решения задачи метод осреднения по Рейнольдсу (Reynolds-Averaged Navier-Stokes – RANS) на основе k - ϵ модели, подразумевает расчет пере-

носа осредненных величин в потоке, в то время как турбулентные явления всех масштабов полностью моделируются. Это значительно снижает вычислительные затраты, благодаря чему метод широко используется в инженерных расчетах.

Для отслеживания изменения величин в процессе расчета установлены точки мониторинга, контролирующие такие параметры, как давление на входе, температура охлаждаемой поверхности и температуры в различных точках твердого тела и ОЖ. Достижение этими параметрами установленных значений служит дополнительным сигналом о нахождении устойчивого решения, что определяется сходимостью решения, контролируемой по графику сходимости нормированных невязок (рис. 4).

Невязки представляют собой погрешности дискретизации уравнений, по мере сходимости которых можно судить о сходимости решения. По умолчанию Flow Simulation считает решение сущедшимся по достижении нормированными невязками значения 10^{-5} для всех уравнений, что означает: абсолютные невязки в результате итераций уменьшаются на 5 порядков.

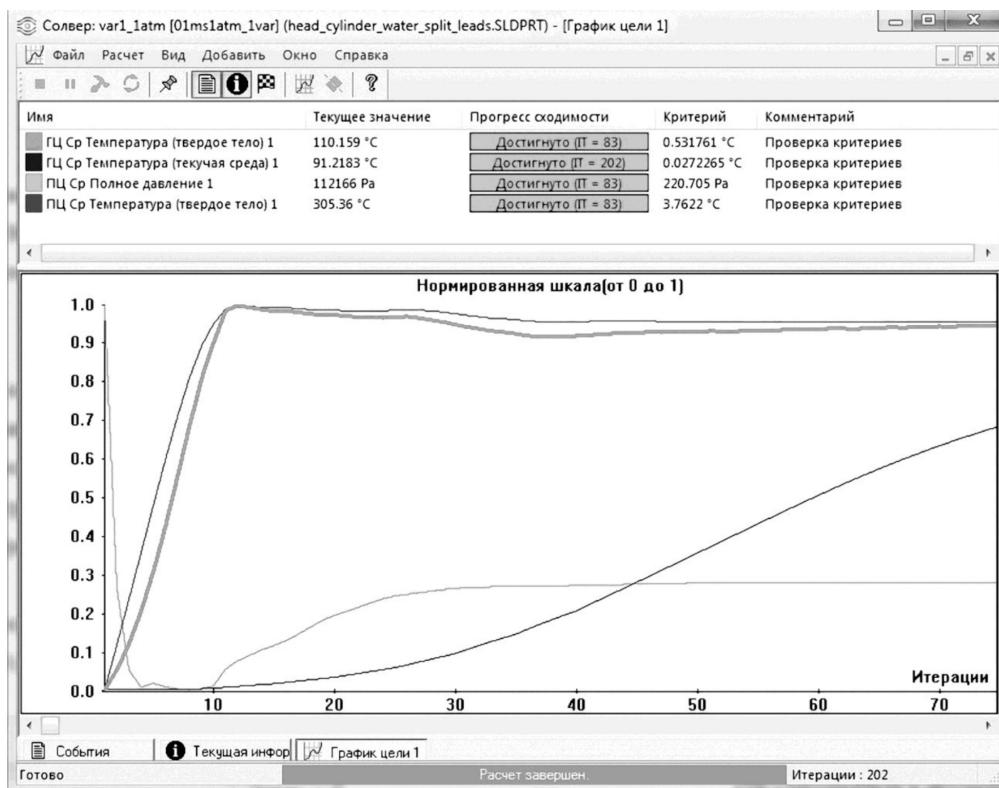


Рис. 4. Окно отображения сходимости нормированных невязок

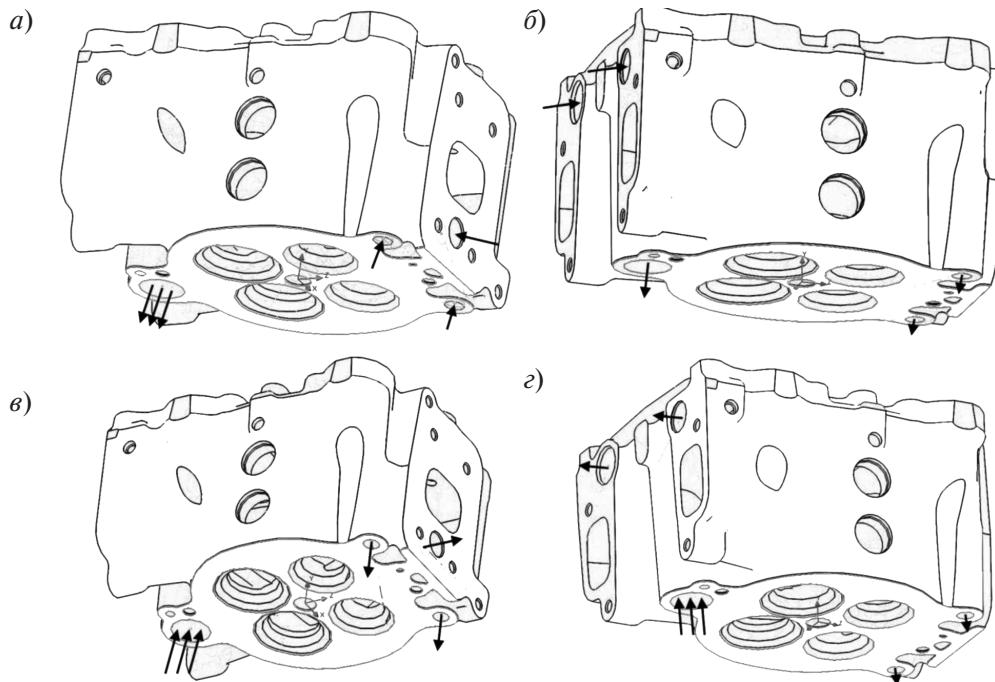


Рис. 5. Схемы расположения впускных и выпускных отверстий в ГЦД

Все рассмотренные конфигурации полости СО (рис. 5) в целом эффективно справляются с задачей охлаждения ГЦД. Среди них определены наиболее оптимальные варианты конструкции подвода/отвода хладагента, а также выявлен наихудший, показавший максимальные температурные напоры и градиенты.

Вариант 1, базовый (рис. 5, а). ОЖ подводится напрямую из блока в верхнюю зону полости ГЦД и, кроме того, в нижнюю часть ГЦД через боковое отверстие со стороны впуска. Отвод выполняется отбором воды из верхней и нижней части через отверстие большого диаметра в блок. В первую очередь движение ОЖ становится интенсивным в верхней части ГЦД, но в нижней ее части оно недостаточно интенсивно.

Вариант 2 (рис. 5, б). Подвод осуществляется через два боковых отверстия со стороны выпуска в верхнюю часть ГЦД. Отвод осуществляется при помощи двух отверстий в верхней области головки, а также через отверстие большого диаметра совокупно со всех уровней. Отмечается интенсификация движения жидкости в зоне выпускных клапанов, но формируются и застойные зоны в узких канавках, поскольку ток ОЖ здесь происходит за счет наличия вихревых

явлений. Сравнение результатов расчета базового варианта с вариантом №2 показало:

линии тока свидетельствуют о менее равномерном распределении хладагента по полости;

поток более интенсифицирован в нижней части ГЦД;

скорость течения в 8 раз выше вследствие меньшей толщины канала;

имеются застойные зоны;

распределение температур на стенке менее однородно, а амплитуда температур сравнительно выше;

несмотря на присутствие застойных зон в канавках, повышение температур здесь незначительно, что объясняется наличием вихревых явлений, способствующих теплообмену со стенки.

Вариант 3 (рис. 5, в). Через отверстие крупного диаметра из блока обеспечивается подвод ОЖ, которая распределяется как по нижней, так и по верхней зонам ГЦД. Отбор происходит в верхней части через два отверстия в блок, а также из нижней части через отверстие в стенке со стороны выпускных ГВК. Интенсивность течения в верхнем уровне ГЦД сопоставима с нижней частью, что приводит к интенсификации теплообмена со стороны выпускных клапанов. По



результатам расчета данного варианта полости СО сделаны следующие выводы:

интенсивность течения в верхней части головки сопоставима с нижней, где движение жидкости имеет лучшую интенсификацию со стороны выпускных клапанов;

теплосъем со стенки достаточно эффективный, и при данной схеме организации движения ОЖ нагретая часть охлаждается наиболее интенсивно. В результате температура для рассматриваемого варианта на режиме 80 л/мин не превышает 631 К.

Вариант 4 (рис. 5, г). ОЖ поступает из блока в верхний и нижний уровень через отверстие большого диаметра, а отвод производится исключительно из верхней части через два отверстия в блок и два отверстия в стенке со стороны выпускного ГВК. В зоне выпускных клапанов наблюдается активная интенсификация движения хладагента. Для данного варианта полости СО результаты расчета показали:

текущее характеризуется крайней неравномерностью, но зона, прилежащая к выпускным клапанам, омывается весьма эффективно;

отмечено, что температуры со стороны выпускных клапанов значительно ниже температур в области выпускных клапанов, поскольку здесь

происходит значительное увеличение застойной области.

Сравнение результатов расчета вариантов полостей охлаждения проводится по комплексу параметров, в который входят: среднерасходная скорость C_{cp} ; максимальная скорость C_{max} ; минимальная скорость C_{min} ; средняя температура охлаждаемой поверхности со стороны КС T_{cp} ; максимальная температура T_{max} охлаждаемой поверхности со стороны КС; минимальная температура T_{min} охлаждаемой поверхности со стороны КС.

Из таблицы видно, что наиболее неравномерный ток ОЖ обеспечивают варианты 2 и 4, что в большей степени проявляется в зоне выпускных окон. Наиболее чувствительным к изменению расхода является базовый вариант 1, а наименьшая зависимость наблюдается у варианта 2.

Полученные результаты свидетельствуют о значительном влиянии геометрической формы полости охлаждения, к которой впрямую относится размещение точек входа и выхода ОЖ. Проведенная оптимизация позволяет значительно повысить равномерность охлаждения ГЦД. Таким образом, еще до этапа физического эксперимента существенно упрощается своевременное принятие мер по интенсификации тече-

Основные результаты сопоставления вариантов полостей

Режим работы, л/мин	C_p , м/с	C_{max} , м/с	C_{min} , м/с	T_{cp} , К	T_{max} , К	T_{min} , К
<i>Вариант 1</i>						
80	1,13	0,91	0	617	692	490
240	2,75	3,41	0	585	659	465
400	4,59	5,66	0,01	572	642	458
<i>Вариант 2</i>						
80	0,66	0,76	0	619	685	484
240	2,01	2,41	0	581	647	462
400	3,36	4,02	0	569	638	453
<i>Вариант 3</i>						
80	2,39	2,88	0	576	633	460
240	7,21	8,74	0,01	559	620	450
400	12,1	14,5	0,01	552	617	445
<i>Вариант 4</i>						
80	0,97	0,85	0	585	657	460
240	2,61	2,9	0	558	636	449
400	4,36	4,83	0	557	631	447

*Нулями заменены численные значения, не превышающие погрешность

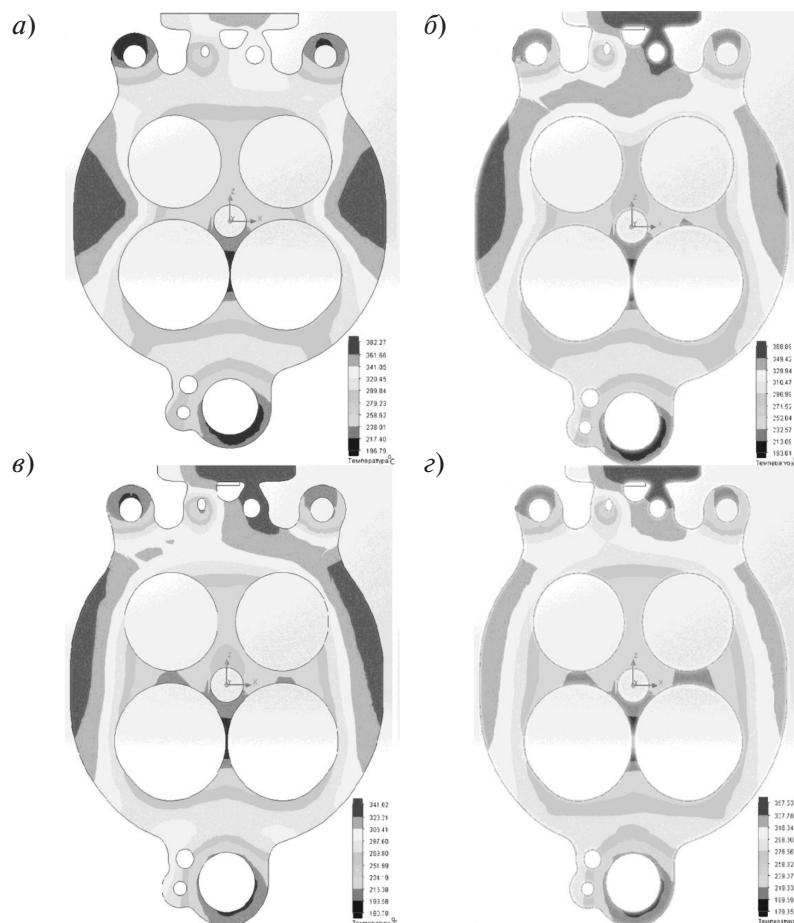


Рис. 6. Поля температур на периферии огневой плиты

плообмена и улучшению гидродинамики потока как в полостях головки, так и во всей системе охлаждения ДВС.

По результатам выполненной работы можно сделать следующие выводы:

решение задачи оптимизации полостей охлаждения ГЦД требует использовать расчетный комплекс, охватывающий процессы моделирования гидродинамики хладагента в полости сложной трехмерной формы, а также сопряженные вычисления температур ОЖ и головки;

критерии оптимизации – это минимальные температурные значения на огневой поверхности ГЦД при допустимом уровне неравномерности температур по периферии нижней плиты (рис. 6), обеспечивающие допустимую неравно-

мерность осевых деформаций головки с целью облегчения работы газового стыка ДВС;

по итогам решения поставленной задачи предложен вариант полостей охлаждения разрабатываемой ГЦД, которое удовлетворяют исходной постановке задачи оптимизации. Выбрана оптимальная температура ОЖ на входе в полость, равная 363 К, а также характеристика насоса, обеспечивающая расход 240 л/мин наnominalном режиме работы двигателя; оптимизировано расположение точек входа–выхода хладагента (вариант 3);

предложенный вариант ГЦД обеспечивает снижение по сравнению с базовым вариантом температур на нижней плите на 26 К при уменьшении неравномерности распределения температур по периферии КС в данной зоне на 16 %.



СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алямовский А.А. Инженерный анализ в среде SolidWorks Simulation // САПР и графика. 2008. № 12. С. 59–64.
2. Маслов А. Формирование информационного пространства по созданию силовых модулей на основе CALS/ИПИ технологий // Двигателестроение. 2013. № 2. С. 33–36.
3. Patankar S.V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. McGraw-Hill: Hemisphere Publishing Corporation, 1980. 197 p.
4. Blazek J. Computational fluid dynamics: principles and applications. Elsevier Science, 2005. 496 p.
5. Маластовский Н.С. Методика определения локальных граничных условий со стороны охлаждения при расчете температурных полей крышек цилиндров двигателей : Дис. ... канд. техн. наук : 05.04.02. / МГТУ им. Н.Э.Баумана. М., 2011. 156 с.
6. Стефановский Б.С. Теплонапряженность деталей быстроходных поршневых двигателей. М.: Машиностроение, 1978. 128 с.
7. Новенников А.Л. Исследование жидкостного охлаждения головки и гильзы цилиндра автотракторного дизеля : Дис. ... канд. техн. наук : 05.04.02. / Ярославский политехнический ин-т. М., 1973. 150 с.
8. Новенников А.Л. Теоретические аспекты, методы и пути улучшения теплового состояния охлаждаемых деталей поршневых двигателей : Дис. ... докт. техн. наук : 05.04.02. / Ярославский политехнический ин-т. М., 1980. 197 p.
9. Чайнов Н.Д., Иващенко Н. А. Расчет теплового и напряженнодеформированного состояния деталей ДВС на ЭВМ. М.: Изд-во МВТУ, 1982. 70 с.
10. Розенблит Г.Б. Особенности расчета и задания граничных условий при моделировании температурных полей в клапане и крышке цилиндра дизеля // Двигателестроение. 1982. № 9. С. 21–24.
11. Гаврилов А. К. Системы жидкостного охлаждения автотракторных двигателей. М.: Машиностроение, 1966. 162 с.
12. Малюх В.Н. Введение в современные САПР: Курс лекций. М.: ДМК Пресс, 2010. 192 с.
13. Галлагер Р. Метод конечных элементов. Основы. М.: Мир, 1984. 421 с.
14. Галышев Ю.В. Задание граничных условий теплообмена в рабочих полостях головки цилиндра четырехтактного двигателя внутреннего сгорания // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 2 (195). С. 58–64.
15. Петриченко Р.М. Системы жидкостного охлаждения быстроходных двигателей внутреннего сгорания. Л.: Машиностроение, 1975. 224 с.
16. Чайнов Н.Д. Конструирование двигателей внутреннего сгорания / Под ред. Н.Д. Чайнова. М.: Машиностроение, 2008. 496 с.

REFERENCES

1. Alyamovskiy A.A. Inzhenernyy analiz v srede SolidWorks Simulation [The engineering analysis in the environment of SolidWorks Simulation]. *SAPR i grafika*. 2008. №. 12. S. 59–64. (rus)
2. Maslov A. Formirovaniye informatsionnogo prostranstva po sozdaniyu silovykh moduley na osnove CALS/IPI tekhnologiy. [Formation of information space on creation of power modules on the basis of CALS/IPI technologies]. *Dvigatelestroyeniye*. 2013. № 2. S. 33–36. (rus)
3. Patankar S.V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. McGraw-Hill: Hemisphere Publishing Corporation, 1980. 197 p.
4. Blazek J. Computational fluid dynamics: principles and applications. Elsevier Science, 2005. 496 p.
5. Malastovskiy N.S. Metodika opredeleniya lokalnykh granichnykh usloviy so storony okhlazhdeniya pri raschete temperaturnykh poley kryshek tsilindrov dvigateley : Dis. ... kand. tekhn. nauk [Method for determining the local boundary conditions on the part of the cooling in the calculation of temperature fields of engine cylinder heads] / MSTU Bauman. Moscow, 2011, 156 p. (rus)
6. Stefanovskiy B.S. Teplonapryazhennost detaley bystrokhodnykh porshnevykh dvigateley [Heat-stressed parts of the fast piston engines]. Moscow: Mashinostroyeniye, 1978, 128 p. (rus)
7. Novennikov A.L. Issledovaniye zhidkostnogo okhlazhdeniya golovki i gilzy tsilindra avtotraktornogo dizelya : Dis. ... kand. tekhn. nauk [Investigation of liquid cooling of the head and cylinder for the autotractor diesel engine] / Yaroslavl Polytechnic Inst. Moscow, 1973, 150 s. (rus)
8. Novennikov A.L. Teoreticheskiye aspekty, metody i puti uluchsheniya teplovogo sostoyaniya okhlazhdemykh detaley porshnevykh dvigateley : Dis. ... dokt. tekhn. nauk [Theoretical aspects, methods and ways of improving the thermal state of the cooled parts of piston engines] / Yaroslavl Polytechnic Inst. Moscow, 1993. 213 s. (rus)
9. Chaynov N.D., Ivashchenko N.A. Raschet teplovogo i napryazhennodeformirovannogo sostoyaniya detaley DVS na EVM [The calculation of the thermal and stress-strain state of the engine parts on a computer]. Moscow: Izd-vo MSTV Bauman, 1982. 70 p. (rus)



10. **Rozenblit G.B.** Osobennosti rascheta i zadaniya granichnykh usloviy pri modelirovaniyu temperaturnykh poley v klapane i kryshke tsilindra dizelya [Features of the calculation and the boundary conditions for the modeling a temperature fields in the valve and cylinder cover in diesel engine]. *Dvigatelstroyeniye*. 1982. № 9. S. 21–24 (rus.)
11. **Gavrilov A.K.** Sistemy zhidkostnogo okhlazhdeniya avtomotornykh dvigateley [Liquid cooling systems of automotive engines]. Moscow : Mashinostroyeniye, 1966. 162 p. (rus.)
12. **Malyukh V.N.** Vvedeniye v sovremennyye SAPR: Kurs lektsiy [Introduction into modern CAD systems: Lectures]. Moscow: DMK Press, 2010. 192 s. (rus.)
13. **Gallager R.** Metod konechnykh elementov. Osnovy [The finite element method. The Basics]. Moscow: Mir, 1984. 421 s.
14. **Galyshev Yu.V., Shabanov A.Yu., Zaytsev A.B., Nemchikova M.N.** Zadaniye granichnykh usloviy teploobmena v rabochikh polostyakh golovki tsilindra chetyrekhtaktnogo dvigatelya vnutrennego sgoraniya [The boundary conditions of heat transfer in the working cavity of the cylinder head of the four-stroke internal combustion engine]. *St.Petersburg State Polytechnical University Journal*. St.Petersburg: SPbGPU Publ. 2014. №2 (195). S. 58–64.
15. **Petrichenko R.M.** Sistemy zhidkostnogo okhlazhdeniya bystrokhodnykh dvigateley vnutrennego sgoraniya [Liquid cooling system of high-speed internal combustion engines]. Leningrad: Mashinostroyeniye, 1975. 224 p. (rus.)
16. **Chaynov N.D. [and others].** Konstruirovaniye dvigateley vnutrennego sgoraniya [Construction of internal combustion engines] / Ed. N.D. Chaynov. Moscow, Mashinostroyeniye, 2008. 496 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГАЛЫШЕВ Юрий Виталиевич – доктор технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: galyshev57@yandex.ru

GALYSHEV Yurii V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: galyshev57@yandex.ru

ЗАЙЦЕВ Алексей Борисович – кандидат технических наук, доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: abzaytsev@mail.ru

ZAYTSEV Aleksei B. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: abzaytsev@mail.ru

АЛЕКСЕЕВ Дмитрий Геннадьевич – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: alekseyeff@mail.ru

ALEKSEYEFF Dmitrii G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: alekseyeff@mail.ru



DOI 10.5862/JEST.231.6

УДК 621.181.29

В.В. Бажанов, И.И. Лощаков, А.П. Щуклинов

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ АЭС С АККУМУЛЯТОРАМИ ТЕПЛОВОЙ ЭНЕРГИИ ПРИ РЕГУЛИРОВАНИИ МОЩНОСТИ ТУРБИНЫ В РЕЖИМЕ РАЗРЯДКИ

V.V. Bazhanov, I.I. Loschakov, A.P. Schuklinov

A STUDY OF AN NPP UNIT WITH THERMAL POWER ACCUMULATORS DURING THE REGULATION OF TURBINE POWER IN DISCHARGE MODE

В статье приводятся результаты расчетно-аналитического исследования статики и динамики турбоустановки энергоблока АЭС с системой аккумулирования тепловой энергии (САТЭ) в режиме разрядки аккумуляторов. Необходимость проведения такого исследования вызвана требованием привлечения АЭС к участию в диспетчерском графике нагрузок и регулированию частоты в сети с учетом низких (для участия в этих режимах) маневренных характеристик ядерных энергетических установок. Исследование проведено применительно к одному из проработанных ранее вариантов проекта энергоблока АЭС-2006 с ВВЭР ($N_{\text{ном}} = 1200$ МВт), турбиной К-1200-6,9/50 и САТЭ. Рассмотрены вопросы статики и динамики турбоустановки во всем возможном диапазоне мощности разрядки при постоянных значениях режимных параметров реакторной установки и изменении мощности турбины путем изменения величины отбора пара на регенерацию. Исследование проведено для обоснования соответствия энергоблока с САТЭ и указанных принципов регулирования мощности требованиям нормативной документации по скорости изменения мощности турбины при участии блока в первичном регулировании частоты в сети. Публикуемые результаты применимы для любого проекта энергоблока АЭС с ВВЭР и системой аккумулирования тепловой энергии.

ВВЭР; СИСТЕМА АККУМУЛИРОВАНИЯ ТЕПЛОВОЙ ЭНЕРГИИ (САТЭ); ПРОЕКТ «АЭС-2006»; РЕЖИМ РАЗРЯДКИ САТЭ; РЕГУЛИРОВАНИЕ ЧАСТОТЫ В СЕТИ.

The article presents the computational and analytical research results on the static and dynamic turbine characteristics of a Nuclear Power Plant (NPP) unit with a thermal energy accumulation system (TEAS) in discharge mode. Such research is necessary since NPPs are required to participate in the electric load schedule and to regulate the frequency of electrical current, while the reactors have a low flexibility for participating in these modes. The study was performed for one of the previously developed draft versions of the NPP-2006 project with a VVER -type 1200 MW reactor, a K-1200-6,9 / 50 turbine and a TEAS. The issues, discussed in the article, concern static and dynamic turbine characteristics over the whole possible power range of the NPP unit in TEAS discharge mode with constant values of operating parameters of reactor and regulation of the turbine power by changing the value of the regenerative bleed-off. The study has been conducted with the goal of verifying that the NPP with a TEAS and the above-described power regulation parameters is in compliance with the regulatory on turbine power change rate for NPPs participating in the primary frequency control of the electrical current network. The research results can be applied to any types of NPPs with VVER-type reactors and TEAS.

REACTOR TYPE VVER REACTORS; THERMAL ENERGY ACCUMULATION SYSTEM (TEAS); PROJECT “NPP-2006”; DISCHARGE MODE OF TEAS; FREQUENCY CONTROL OF ELECTRICAL CURRENT.

Введение

Увеличение доли АЭС в общем производстве электроэнергии и уменьшение доли ТЭС, кото-

рые могут привлекаться к работе в маневренных режимах, делает необходимым привлечение АЭС к регулированию производства электроэнергии —

увеличению производства в дневное время и снижению в ночное.

В настоящее время на АЭС возлагается только покрытие постоянной (базовой) части графика нагрузок. Это вызвано двумя обстоятельствами: во-первых, атомные энергоблоки экономически выгоднее эксплуатировать на мощностях, близких к максимальной, в связи с более высокой капитальной составляющей стоимости электроэнергии на АЭС по сравнению с ТЭС; во-вторых, активные зоны ядерных реакторов имеют низкие маневренные характеристики.

Тем не менее еще в 2004 году были приняты «Технические требования к участию АЭС в первичном регулировании частоты в энергосистеме и в изменениях нагрузки АЭС по диспетчерскому заданию» [1], в соответствии с которым АЭС должны привлекаться (в ограниченном объеме) к участию в диспетчерском графике нагрузок и в общем первичном регулировании частоты напряжения в сети.

Одним из возможных путей решения вопроса привлечения АЭС к участию в диспетчерском графике нагрузок и регулировании частоты в сети является применение системы аккумулирования тепловой энергии (САТЭ), которая позволяет в период ночной нагрузки накапливать

избыточную энергию, а в периоды максимальной нагрузки в сети возвращать ее во второй контур, не затрагивая параметры реакторной установки [2–5].

Схема энергоблока АЭС с САТЭ, где в качестве аккумулирующей среды использовалось высокотемпературное масло ТВЛ-300, разрабатывалась в одном из вариантов проекта АЭС-2006 [5]. На рис. 1 данная схема приведена с небольшими изменениями (в основном в части подключения данной системы к турбоустановке), необходимость которых обоснована ниже.

На рис. 1. обозначено: ПГ – парогенератор; СРК – стопорно-регулирующий клапан; ЦВД – цилиндр высокого давления; С – сепаратор; ПП1 – первая ступень пароперегревателя; ПП2 – вторая ступень пароперегревателя; ЦСД – цилиндр среднего давления; ЦНД – цилиндр низкого давления; К – конденсатор; КН – конденсационный насос; КПУ – конденсатор пара уплотнений; ПНД – подогреватель низкого давления; СН – сливной насос; Д – деаэратор; ПН – питательный насос; ПВД – подогреватель высокого давления; ТЗ – конденсационный теплообменник зарядки; ТРВД – теплообменник разрядки высокого давления; ТРНД – теплообменник разрядки низкого давления; БАК ВТТ

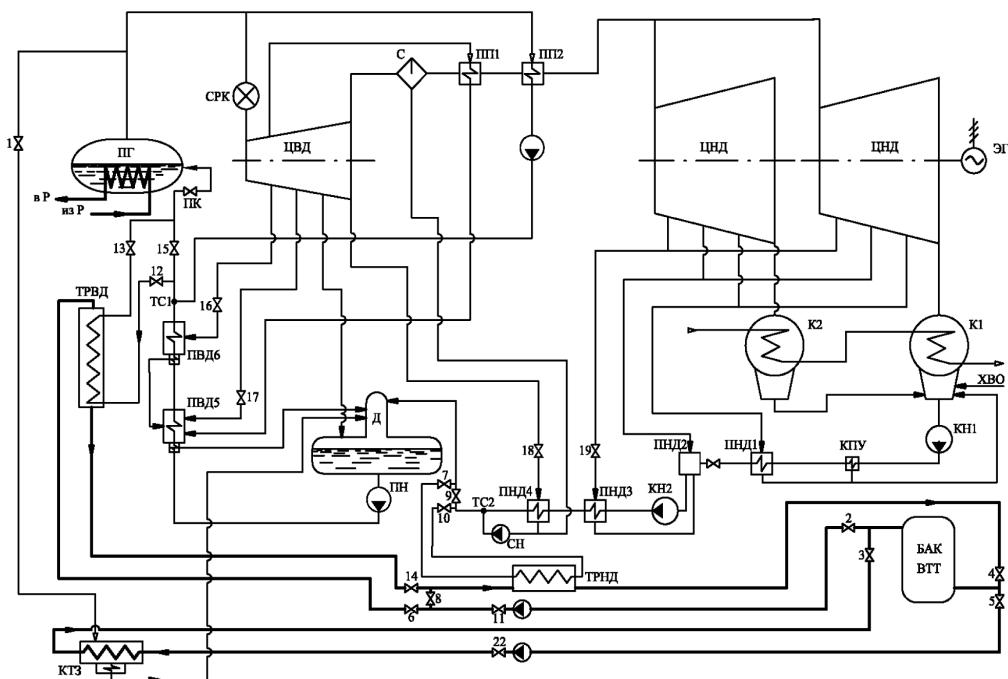


Рис. 1. Принципиальная тепловая схема энергоблока АЭС-2006 с САТЭ



– бак высокотемпературного теплоносителя; ЦН – циркуляционный насос.

Принцип работы данной схемы подробно изложен в [6].

Изменение мощности турбины в режиме зарядки производится, как обычно, изменением расхода пара через ее стопорно-регулирующий клапан (СРК). Поддержание постоянного давления пара в парогенераторах для обеспечения постоянной мощности реакторной установки производится дроссельно-регулирующим клапаном на сбросе пара в конденсационный теплообменник зарядки. В режиме разрядки изменение мощности турбины производится при постоянном расходе пара через стопорно-регулирующий клапан (СРК) изменением расхода пара через проточную часть турбины путем изменения величины отбора пара на регенерацию. Поддержание постоянного расхода пара через СРК при переменном давлении пара за СРК обеспечивается изменением проходного сечения клапана.

Известные публикации по АЭС с аккумуляторами тепловой энергии, в частности [2–5], посвящены главным образом обоснованию целесообразности применения подобных аккумуляторов на АЭС и не затрагивают вопросы работы этих систем в нестационарных режимах.

Выдвинутое требование участия АЭС не только в диспетчерском графике нагрузок, но и в регулировании частоты, учитывая низкие для участия в этих режимах маневренные качества реакторных установок, делает актуальной задачу исследования динамики АЭС с САТЭ в режимах регулирования частоты в сети. При этом особый интерес представляет обоснование возможности участия АЭС с САТЭ в регулировании частоты (подобно участию в диспетчерском графике нагрузок) без изменения мощности реактора.

В настоящее время по нормативам [1, 7, 8] для энергоблоков, участвующих в регулировании частоты в сети, установлено: изменение мощности турбины на требуемую величину должно происходить не более чем за 30 с. При этом за первые 10 с должно происходить не менее 50 % требуемого изменения.

В статье [6] мы представили результаты исследования участия АЭС с ВВЭР и аккумуляторами тепловой энергии в регулировании частоты электрической сети в процессе зарядки аккумуляторов при постоянных значениях мощности и

параметров реакторной установки, показавшие полное соответствие данной схемы требованиям нормативной документации по регулированию частоты.

Гораздо более сложная задача – обеспечение участия АЭС с аккумуляторами тепловой энергии в регулировании частоты в режиме разрядки.

Цель настоящей работы – обоснование возможности участия АЭС с ВВЭР и САТЭ в регулировании частоты электрической сети в режиме разрядки аккумуляторов без изменения мощности реактора при полном удовлетворении нормативных требований по скорости изменения мощности турбины.

Исследование статики установки в режиме разрядки

Необходимость исследования статики энергоблока АЭС с САТЭ при разрядке аккумуляторов вызвана тем обстоятельством, что, в отличие от режима зарядки, когда выполнение требования по величине и скорости изменения мощности энергоблока зависит только от характеристик данной подсистемы САТЭ, в разрядке задействовано, помимо оборудования данной подсистемы, практически все оборудование турбоустановки. А это ведет к тому, что ограничение по величине изменения мощности может быть внесено любым вспомогательным оборудованием, в частности регенеративными теплообменниками. В связи с этим до выполнения основной (динамической) задачи исследования были рассмотрены следующие вопросы статики, не затрагиваемые в опубликованных материалах:

условия достижения максимальной мощности турбины при разрядке САТЭ;

выбор величины отбора пара, которая обеспечивает оптимальное участие турбоустановки в регулировании частоты электрической сети;

порядок отключения отборов пара на регенерацию при разрядке;

схемы подключения теплообменников разрядки высокого и низкого давлений к системе регенерации;

требования к регенеративному подогревателю, участвующему в регулировании частоты в сети.

Наличие первого вопроса вызвано принятым способом регулирования мощности турбины при разрядке. Увеличение мощности турбины путем

уменьшения отбора пара на регенерацию при постоянстве значений давления генерируемого пара и паропроизводительности ведет к увеличению давления пара на входе в проточную часть турбины, а значит, к уменьшению перепада давления на регулирующем клапане и, как следствие, расхода пара через него. Поддержание постоянного значения давления пара перед СРК в данном случае может быть обеспечено только изменением степени открытия клапана. Из сказанного следует, что за максимально допустимое должно приниматься значение мощности при максимально допустимой проходной площади СРК и минимально допустимом перепаде давления на нем.

Выбор величины отбора пара, которая обеспечивает оптимальное участие турбоустановки в регулировании частоты сети в режиме разрядки, определяется следующим: во-первых, необходимостью участия энергоблока в регулировании частоты при любом уровне мощности разрядки, т.е. при любой степени закрытия отборов пара; во-вторых, необходимостью обеспечения по возможности большего диапазона регулирования; в-третьих, возможностью использования принятого способа изменения мощности турбины во всем регулируемом диапазоне мощностей за исключением режима разрядки; в-четвертых, нецелесообразностью использования для регулирования мощности регенеративных отборов пара высокого давления, задействованных в регулировании температуры питательной воды на входе в ПГ, ибо это серьезно усложнило бы систему регулирования.

Учитывая изложенное, предусмотренный для такого регулирования отбор должен быть расположенным в части низкого давления, наибольшим по расходу и постоянно задействованным, причем вместе с ТРНД. Таким отбором является один из первых двух отборов в части низкого давления, в частности в турбине К-1200-6,9/50, предусмотренной в АЭС-2006, – это 4-й.

Выбор порядка отключения отборов пара на регенерацию при разрядке диктуется следующими соображениями. При увеличении мощности турбины первым должен начинать прикрываться клапан на отборе к ПВД, причем больший по расходу пара. Это вызвано необходимостью при переходе на разрядку сразу же обеспечивать регулирование температуры питательной воды,

осуществляемое изменением расхода греющей масла через ТРВД. При этом энергоблок выводится в область более устойчивой работы САТЭ, зависящую от мощности разрядки. В проведенном исследовании в турбине К-1200-6,9/50 первым закрывающимся принял 2-й отбор.

После закрытия (первого по порядку) отбора к ПВД следующим должен закрываться отбор к ПНД (не считая отбор, участвующий в регулировании частоты), обеспечивая тем самым более равномерный нагрев среды в конденсатно-питательном тракте. В противном случае, если бы после закрытия одного из отборов к ПВД следующим закрывался другой отбор к ПВД, это привело бы к повышению температуры основного конденсата на входе в деаэратор. И далее также следует чередовать закрытие отборов к подогревателям высокого и низкого давлений, пока не будут закрыты все выделенные для этого отборы, в том числе, если это необходимо, и отбор, участвующий в регулировании частоты. Правда, в последнем случае будет исключена возможность участия блока в регулировании частоты при увеличении нагрузки.

Что касается схемы подключения теплообменников разрядки к системе регенерации турбоустановки, то, как показали проведенные исследования, изменение в переменных режимах соотношения расходов основного конденсата и питательной воды через параллельно включенные теплообменники из-за несоответствия их теплотехнических характеристик приводит к трудности поддержания требуемой температуры питательной воды на входе в парогенераторы. В частности, в области малых мощностей разрядки, когда через ТРВД проходит только часть питательной воды, возникает задача автоматического управления распределением расхода воды между ТРВД и ПВД. Исправить сложившуюся ситуацию можно только включив ТРВД к выходу последнего, по ходу движения питательной воды, ПВД, т.е. последовательно, что обеспечит полный расход питательной воды через ТРВД и возможность регулирования ее температуры только изменением расхода греющей среды.

Примерно так же обстоят дела и с ТРНД. При открытых или почти открытых отборах на ПНД (учитывая, что регулирующий клапан на 4-м отборе всегда немного прикрыт) расход основного конденсата через ТРНД невелик, и предельно



большой расход мало охладившегося в ТРНД масла будет поступать в нижнюю часть бака-накопителя, куда должно поступать холодное масло. Вследствие этого в режиме зарядки неохладившееся масло через какое-то время будет поступать в качестве охлаждающей среды в теплообменник зарядки, что вызовет снижение эффективности теплообменника. Решением вопроса является включение ТРНД (по аналогии с ТРВД) не параллельно, а последовательно на выходе последнего по ходу основного конденсата ПНД.

Для лучшего регулирования температуры питательной воды на входе в ПГ масляные теплообменники подключаются за точками смещения, непосредственно перед ПГ.

И последнее. Поскольку возможный диапазон изменения мощности турбины при регулировании частоты в электрической сети определяется теплотехнической характеристикой регенеративного теплообменника, подключенного к регулирующему отбору, в проведенном исследовании этот диапазон был ограничен конденсационной возможностью ПНД-4, принятой в проекте АЭС-2006 для конденсации другого расхода пара.

Исследование перечисленных вопросов проведено на основе решения системы уравнений, описывающих статику турбоустановки и входящих также в систему уравнений динамики установки. За исходные значения режимных параметров принимались данные расчета теплового баланса номинального режима турбоустановки К-1200-6,9/50 ЛМЗ. Расчет проточной части турбины, в котором определяются новые значения давлений пара на входе в каждый отсек, выполнен с использованием уравнений Стодолы-Флюгеля [9].

$$p_i = \sqrt{\frac{(p_{0i}^2 - p_{0i+1}^2)G_i^2 t_i (1 - y_i)}{G_{0i}^2 t_{0i} (1 - y_{0i})} + p_{i+1}^2},$$

где значения индексов соответствуют следующему: «0 i» – значению параметра в начале отсека при номинальном значении расхода G_0 ; «0 i+1» – значению параметра в конце отсека при номинальном значении расхода G_0 ; «i» – значению параметра в начале отсека при новом значении расхода G ; «i+1» – значению параметра в конце отсека при новом значении расхода G ; P – давление пара, МПа; G – расход пара через отсек, кг/с; t – температура пара, °C; y – влажность пара.

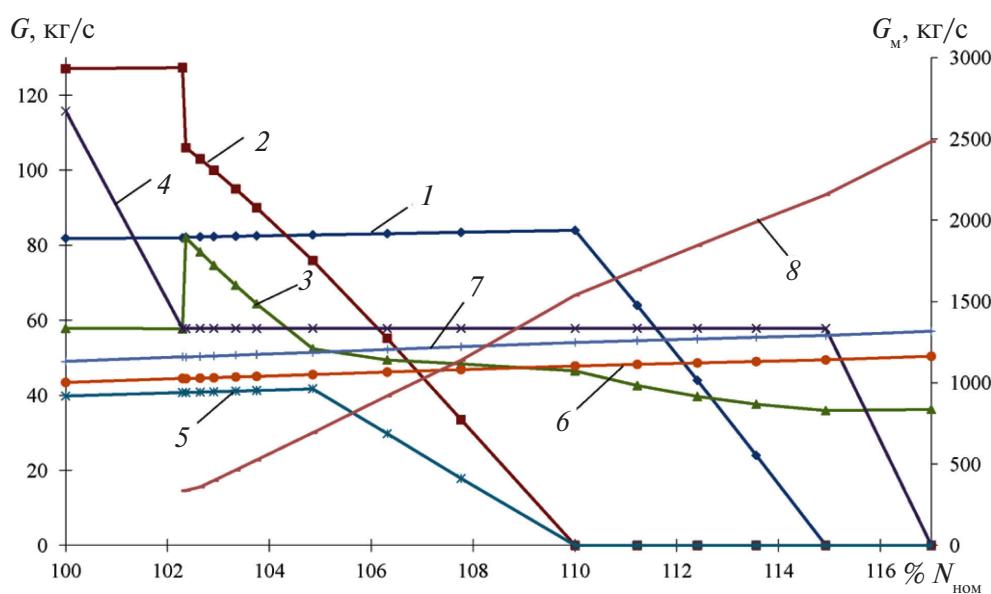


Рис. 2. Графики изменения расхода пара в отборах и расхода масла в зависимости от мощности турбины: 1 – $G_{\text{пвд6}}$; 2 – $G_{\text{пвд5}}$; 3 – G_d ; 4 – $G_{\text{пнд4}}$; 5 – $G_{\text{пнд3}}$; 6 – $G_{\text{пнд2}}$; 7 – $G_{\text{пнд1}}$; 8 – G_m ;



Расчет выполнен в диапазоне мощностей разрядки 100–117 % от $N_{\text{ном}}$ при постоянном давлении пара в деаэраторе.

Верхняя граница исследуемого диапазона определена как предельно допустимая мощность энергоблока, ограничеваемая минимально допустимым перепадом давления на статорно-регулирующем клапане турбины К-1200-6,9/50 – 0,15 МПа.

Результаты расчета представлены в виде графиков изменения расхода в наиболее характерных точках оборудования системы.

При рассмотрении графиков изменения расхода греющего пара на теплообменники системы регенерации и деаэратор, а также расхода масла обращает на себя внимание резкое изменение расхода на ПВД6, ПВД5, ПНД4, ПНД3 и деаэратор при плавном увеличении расходов на ПНД1 и ПНД2.

Это объясняется следующим.

Расходы греющего пара на подогреватели, не участвующие в регулировании мощности турбины вообще или на каком-то начальном интервале ее изменения, растут за счет увеличения расхода пара через проточную часть турбины и, как следствие, давления в отсеках, что и приводит к увеличению расхода через отборы.

На представленных графиках хорошо видна последовательность включения арматуры (в данном случае для уменьшения подачи греющего пара в подогреватели). Сначала закрываются на половину своего максимального расхода регулирующие клапаны на 4-м отборе, приводя установку в состояние готовности к участию в регулировании частоты в сети. Как только это произошло и имеется сигнал на увеличение мощности, начинает закрываться 2-й отбор (на ПВД5).

С началом закрытия 2-го отбора включается ТРВД. В результате большая часть теплоты масла уходит на подогрев питательной воды, вследствие чего происходит снижение температуры конденсата на входе в деаэратор, и для поддержания заданного значения давления пара в деаэраторе увеличивается расход пара в деаэратор, который забирает большую часть увеличенного расхода пара через проточную часть турбины после уменьшения расхода 2-го отбора. Поэтому и наблюдается такое незначительное изменение мощности турбины при довольно заметном изменении расхода пара через 2-й отбор.

Уменьшение расхода пара 2-го отбора и вызванное этим для компенсации уменьшения тепла регенерации увеличение расхода масла через ТРВД и, следовательно, через ТРНД ведет к увеличению температуры основного конденсата на выходе из ТРНД (вход в деаэратор) и изменению расхода греющего пара на деаэратор. При достижении температурой основного конденсата своего номинального значения во избежание уменьшения проектной величины нагрева основного конденсата в деаэраторе начинает закрываться 5-й отбор пара (на ПНД3). Это ведет к снижению крутизны кривой изменения расхода пара на деаэратор. При закрытии 2-го и 5-го отборов начинает закрываться отбор на ПВД-6, закрытием которого заканчивается увеличение мощности энергоблока в этом режиме.

Исследование динамики установки в режиме разрядки

Поскольку, как показали исследования статики установки, имеются существенные отличия в работе подсистемы разрядки в режимах максимальной и близкой к минимальной мощности разрядки энергоблока, то для обоснования соответствия энергоблока с САТЭ требованиям нормативной документации при участии в регулировании частоты сети во всем диапазоне мощности разрядки расчеты динамики выполнены для обеих указанных областей значений мощности.

Основные регулируемые параметры в режиме разрядки при регулировании частоты – это мощность турбины, которую необходимо приводить в соответствие с мощностью потребителя, и температура питательной воды на входе в парогенератор, значение которой необходимо поддерживать постоянным.

Для простоты исследования рассматривалась работа энергоблока в изолированной сети при скачкообразном изменении ее мощности N_c . Поскольку в сети отсутствуют другие генераторы, нагрузка рассматриваемого генератора моментально меняется на эту же величину, а частота вращения его ротора и скорость ее изменения, а также требуемое изменение величины мощности турбины и текущее ее значение на каждом шаге счета определяются следующими уравнениями [10]:



$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{J\omega_{m-1}} (N_{Tm} - N_C);$$

$$\Delta\omega = \frac{d\omega}{dt} \Delta t;$$

$$\omega_m = \omega_{m-1} + \Delta\omega;$$

$$\Delta N_{Tm} = \sum \Delta N_{Tm-1} + \frac{\Delta\omega}{S};$$

$$N_{Tm} = N_{Tm-1} - \Delta N_{Tm},$$

где J – момент инерции ротора турбины и генератора, $\text{кг}\cdot\text{м}^2$; N_T – мощность турбины, Вт; ω – круговая частота вращения, рад/с; Δt – шаг счета, с; m – номер шага (расчета); $\sum \Delta N_{Tm-1}$ – последнее суммарное изменение мощности турбины на шагах расчета, на которых пошаговое изменение мощности не превышало зону нечувствительности реле; S – статизм статической характеристики системы регулирования турбины, рад/(с·Вт).

Сигнал требуемого изменения мощности турбины поступает на ПИ-регулятор. Составляющие его математическую модель уравнения [11] описывают следующее:

значение входного сигнала на реле

$$X_{1m} = K_1(-\Delta N_{Tm}) - K_{\text{обр св}} X_{\text{обр св}},$$

где K_1 и $K_{\text{обр св}}$ – соответственно, коэффициент усиления сигнала и коэффициент обратной связи; $X_{\text{обр св}}$ – величина обратной связи,

$$X_{\text{обр св}} = X_{\text{обр св}} + \frac{dX_{\text{обр св}}}{d\tau} \Delta t;$$

$$\frac{dX_{\text{обр св}}}{d\tau} = \frac{\sigma - X_{\text{обр св}}}{T_i},$$

где T_i – интегральная постоянная;

значение выходного сигнала релейного усилителя

$$\sigma_m = \begin{cases} 0 & \text{при } |X_1| < l_1; \\ 0 & \text{при } |X_1| > l_1 \text{ и } \sigma_{m-1} = 0; \\ 1 & \text{при } X_1 > l_2; \\ 1 & \text{при } X_1 > l_1 \text{ и } \sigma_{m-1} = 1; \\ -1 & \text{при } X_1 < -l_2; \\ -1 & \text{при } X_1 < -l_1 \text{ и } \sigma_{m-1} = -1, \end{cases}$$

где l_1 и l_2 – соответственно зона нечувствительности и зона возврата реле.

По значениям выходного сигнала реле, отличного от нуля, и постоянной времени электропривода $T_{\text{пр}}$ вычисляются значения производной относительного положения и самого относительного положения регулирующего органа (отношение текущего положения штока клапана к максимально возможному) без учета ограничений:

$$\frac{dX_{\text{кл1}}}{d\tau} = \frac{\sigma}{T_{\text{пр}}}; \quad X_{\text{кл1}} = X_{\text{кл1}} + \frac{dX_{\text{кл1}}}{d\tau} \Delta t.$$

В результате на клапан, регулирующий расход пара и, соответственно, мощность турбины, поступает сигнал $X_{\text{кл1}}$ того или иного знака на перемещение, и клапан перемещается в положение $X_{\text{кл}}$ с учетом ограничений крайних положений:

$$X_{\text{кл}} = \begin{cases} X_{\text{кл1}} & \text{при } X_{\text{кл1}} < 1; \\ 1 & \text{при } X_{\text{кл1}} \geq 1; \\ 0 & \text{при } X_{\text{кл1}} \leq 0. \end{cases}$$

Как указывалось, для поддержания постоянной мощности реактора требуется и автоматическое поддержание температуры питательной воды на входе в парогенератор, осуществляющее изменением расхода греющего масла через ТРВД. Для упрощения работы данной системы целесообразно поддерживать постоянное давление пара в деаэраторе, что и было принято в данном исследовании.

В разработанной системе автоматического регулирования использованы типовые регуляторы постоянной скорости вращения с электроприводом и реальными параметрами настройки, представленными в нижеследующей таблице.

Были проведены следующие расчеты в интервале времени 240 сек. с шагом расчета 0,05 сек:

при максимальном и минимальном значениях мощности энергоблока в диапазоне разряда (соответственно 115 и 102 % от $N_{\text{ном}}$);

при скачкообразном изменении частоты в сети на величину 0,0625 Гц (0,125 % от значения номинальной частоты) – максимально возможную, с которой справляется принятая система регулирования частоты при условии ее автономной работы;

для исходного стационарного состояния системы с частотой в сети 50,0 Гц при комбинированном изменении частоты в сети – сначала

Настройки регуляторов мощности турбины и температуры питательной воды

Характеристики САР	Условное обозначение	Значение характеристики	
		Для регулятора мощности турбины	Для регулятора температуры питательной воды
Положение клапана в режиме разрядки	$X_{\text{кл}}$	0,4	0,5
Постоянная времени привода	$T_{\text{пр}}$	30 с	15 с
Постоянная интегрирования	T_i	5 с	5 с
Коэффициент обратной связи	$K_{\text{обр св}}$	0,5	0,05
Коэффициент усиления сигнала	K_1	1	1
Зона нечувствительности	l_1	0,5	0,05
Зона возврата	l_2	1	0,11

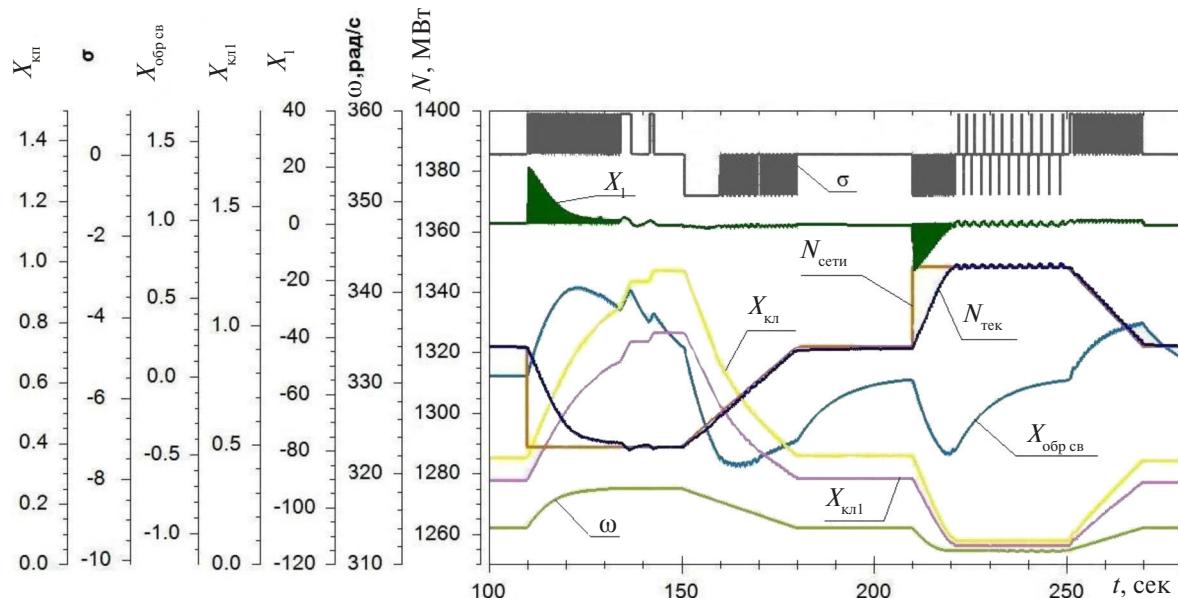


Рис. 3. Графики изменения во времени основных режимных параметров энергоблока с САТЭ и САР в режиме регулирования частоты тока в сети при мощности разрядки 115 % $N_{\text{ном}}$ (условно обозначено: G – расход пара через 4-й отбор, кг/с; ω – частота в сети, рад./с; $N_{\text{тек}}$ – текущее значение мощности энергоблока, МВт; $N_{\text{зад}}$ – заданное значение мощности энергоблока, МВт)

скачком в сторону ее увеличения на 0,0625 Гц, затем после завершения требуемого изменения мощности турбины и установления стационарного состояния энергоблока – возвращение в исходное состояние 50,0 Гц, далее, после завершения нового переходного периода и возвращения системы в стационарное состояние, – скачком в сторону ее уменьшения до уровня 49,935 Гц.

Результаты расчетов представлены:

на рис. 3 – графиками изменения во времени основных режимных параметров энергобло-

ка с САТЭ и САР в режиме регулирования частоты тока в сети при мощности разрядки 115 % $N_{\text{ном}}$;

на рис. 4 – графиками изменения исследуемых параметров турбины в режиме регулирования частоты в сети при мощности разрядки 115 % $N_{\text{ном}}$;

на рис. 5 – графиками изменения исследуемых параметров турбины в режиме в регулирования частоты тока в сети при мощности разрядки 102 % $N_{\text{ном}}$.

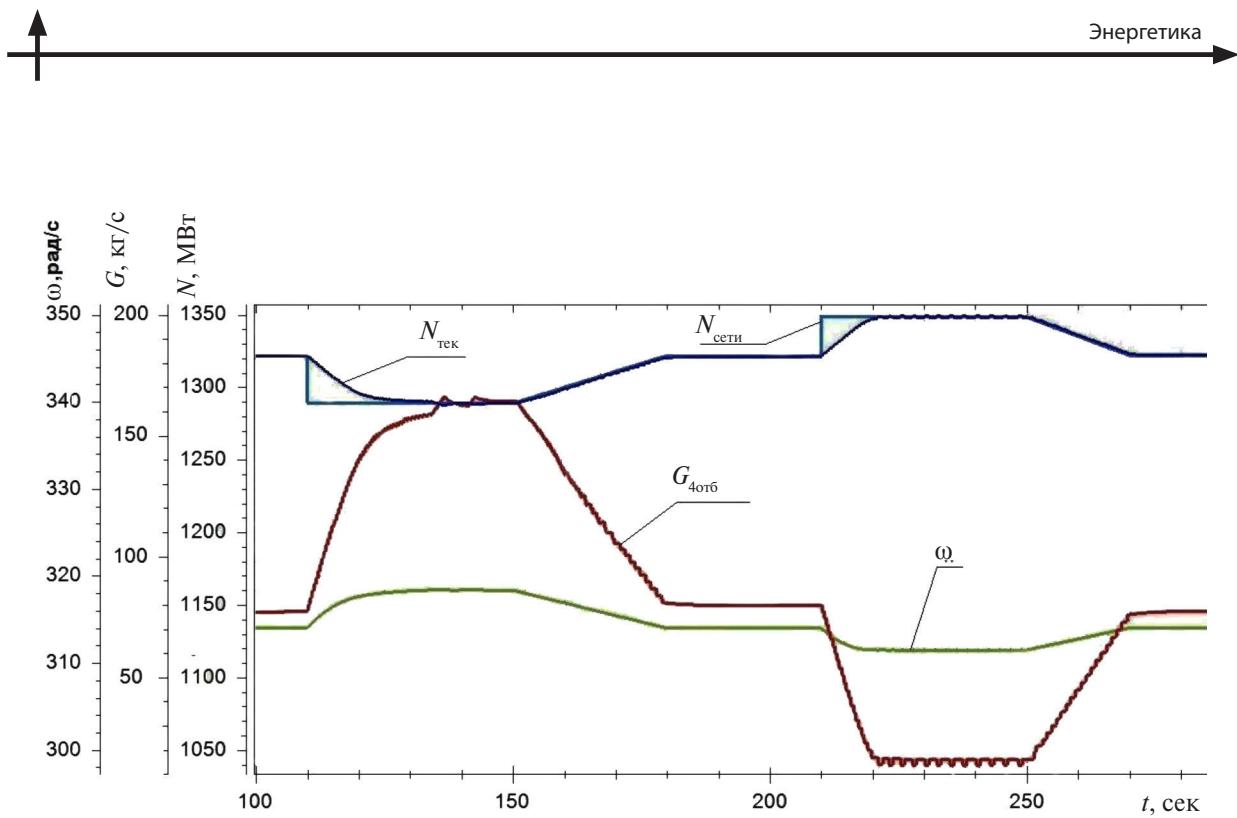


Рис. 4. Графики изменения исследуемых параметров турбины в режиме регулирования частоты тока в сети при мощности разрядки 115 % N_{hom}

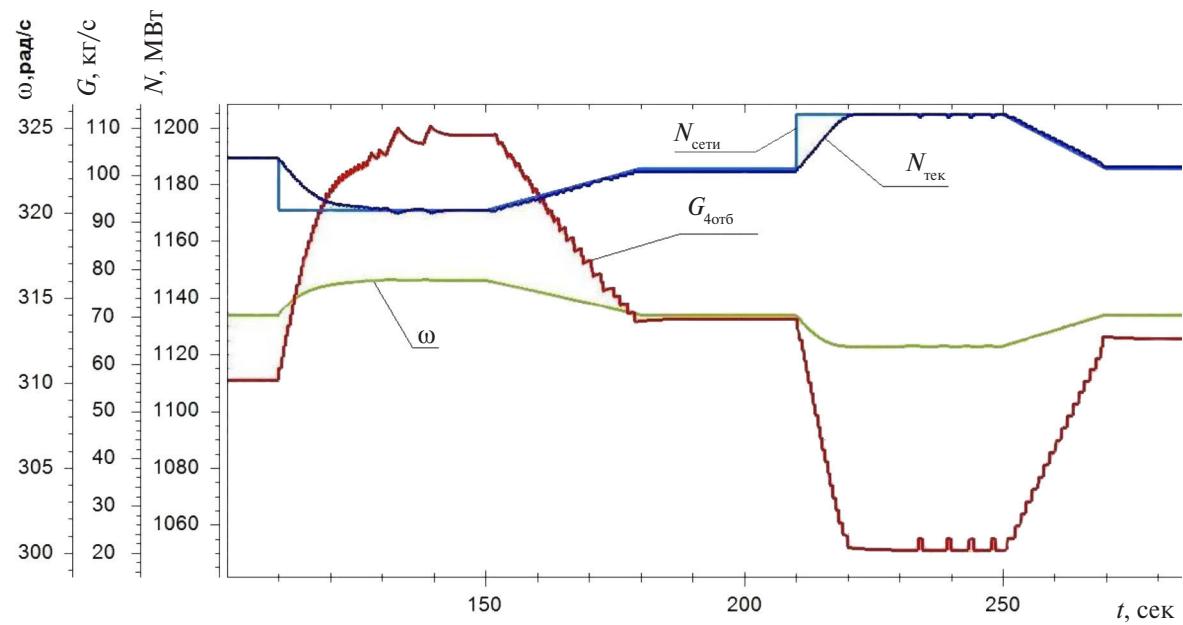


Рис. 5. Графики изменения исследуемых параметров турбины в режиме регулирования частоты тока в сети при мощности разрядки 102 % N_{hom}

Анализ полученных результатов

Как следует из представленных графиков, АЭС с рассматриваемой системой аккумулирования тепловой энергии при рекомендуемых системах регулирования мощности турбины и температуры питательной воды в режиме разрядки полностью удовлетворяет нормативным требованиям по скорости изменения мощности турбины при регулировании частоты сети без изменения при этом мощности реакторной установки.

Полученные в процессе исследования разрядки значения максимальной мощности турбины и диапазона изменения мощности при регулировании частоты в сети – не предельные для рассматриваемого энергоблока, что очень важно.

Максимальная мощность разрядки определяется минимально допустимым перепадом давления на СРК турбины при его максимальной площади проходного сечения, а значит, допустимой степенью его открытия (в данном случае – конструктивными особенностями СРК турбины К-1200-6,9/50).

Диапазон изменения мощности турбины при регулировании частоты определяется теплотехнической характеристикой регенеративного теплообменника, подключенного к регулирующему (при регулировании частоты) отбору пара, (в рассмотренном случае – конденсирующей способностью ПНД-4). При увеличении поверхности конденса-

ции теплообменника должен возрасти расход конденсируемого пара, а следовательно, и возможный диапазон изменения мощности турбины при регулировании частоты в сети.

Представленные результаты по регулированию мощности турбины путем изменения величины регенеративного отбора получены при последовательном подключении теплообменников разрядки к соответствующим частям регенеративной установки и поддержании постоянного давления пара в деаэраторе (для упрощения системы регулирования температуры питательной воды на входе в парогенераторы).

Выводы

В результате проведенного исследования обоснована возможность участия АЭС с аккумуляторами тепловой энергии в регулировании частоты в электрической сети без изменения мощности реактора.

Учитывая трудности выполнения требования участия АЭС с ВВЭР в регулировании частоты из-за низких маневренных характеристик реактора (особенно активной зоны), приводящих к быстрому истощению ресурса конструкции при переменных нагрузках, а также отсутствие публикаций по этому вопросу, включая работу АЭС с САТЭ при постоянной мощности реактора, полученные результаты представляют большой научный и практический интерес.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Технические требования к участию АЭС в первичном регулировании частоты тока в энергосистеме и в изменениях нагрузки АЭС по диспетчерскому заданию / ОАО «СО-ЦДУ ЕЭС». Утврж. 20 сентября 2004 г.
2. **Бекман Г., Гилли П.** Тепловое аккумулирование энергии. М.: Мир, 1987. 270 с.
3. **Болдырев В. М., Воронков М. Е., Синев Н.М., Чаховский В.М.** Маневренные АЭС с аккумуляторами тепла // Энергетика. 1988. № 1. 153– 157.
4. **Сопленков К.И., Чаховский В.М., Воронин А.Л.** Система аккумулирования тепловой энергии (САТЭ) повысит конкурентоспособность АЭС в условиях суточного регулирования электрических нагрузок. М.: Изд-во ФГУП «ЦНИИАтоминформ», Центр «Атоминновация», 2007.
5. **Чаховский В.М., Сопленков К.И.** Сэконоим? Энергоэффективность теплоаккумулирующих систем в атомной энергетике // Росэнергоатом. 2010. №2. 6 с.
6. **Бажанов В.В., Лощаков И.И., Щуклинов А.П.** Исследование возможности использования на АЭС аккумуляторов тепловой энергии при регулировании частоты тока в сети // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2013. №4. С. 29–36.
7. СТО 5912820.27.120.20.002-2010. Нормы участия энергоблоков АЭС в нормированном первичном регулировании частоты. М.: Изд-во ОАО «СО ЕЭС», 2010. 34 с.
8. ГОСТ Р 55890-2013. Оперативно-диспетчерское управление. Регулирование частоты и перетоков активной мощности. Нормы и требования. М.: Стандартинформ, 2014.
9. **Самойлов Г.С., Трояновский Б.М.** Переменные и переходные режимы в паровых турбинах. М.: Энергоиздат, 1982. 496 с.
10. **Фрагин М.С.** Регулирование и маслонабжение паровых турбин: настоящая и ближайшая перспектива. СПб.: Энерготех, 2005. Серия «Проблемы энергетики». Вып. 6. 248 с.
11. **Бесекерский В.А., Попов Е.П.** Теория систем автоматического управления, СПб.: Профессия, 2003. 752 с.



REFERENCES

1. Tekhnicheskiye trebovaniya k uchastiyu AES v pervichnom regulirovaniy chastoty toka v energosisteme i v izmeneniyakh nagruzki AES po dispatchereskому zadaniyu. [Technical requirements for NPP participation in the primary frequency control of electrical current in the power system and in changes of NPP load in the schedule of electric loads] / OAO «SO-TsDU EES». Utver. 20 sentyabrya 2004g. (rus)
2. Beckmann G., Gilli P. Teplovoye akkumulirovaniye energii. [Thermal energy storage] M.: Mir, 1987. 270 s. (rus)
3. Boldyrev V.M., Voronkov M.Ye., Sinev N.M., Chakhovskiy V.M. Manevrennye AES sakkumulyatorami tepla. [Maneuverable NPP with heat accumulators]. *Energetika*. 1988. №1. S. 153–157. (rus)
4. Soplenkov K.I., Chakhovskiy V.M., Voronin A.L. Sistema akkumulirovaniya teplovoy energii (SATE) povysit konkurentosposobnost AES v usloviyakh sutochnogo regulirovaniya elektricheskikh nagruzok. [Thermal energy accumulation system will increase the competitiveness of nuclear power plant in conditions of daily electric loadings control] M.: FGUP «TsNIIATOMINFORM», Tsentr «Atominnovatsiya», 2007. (rus)
5. Chakhovskiy V.M., Soplenkov K.I. Sekonomim? Energoeffektivnost teploakkumuliruyushchikh sistem v atomnoy energetike. [Let's save? Energy efficiency of heat accumulation systems in the nuclear power]. *Rosenergoatom* 2010. №2. 6 s. (rus)
6. Bazhanov V.V., Loshchakov I.I., Shchuklinov A.P. Issledovaniye vozmozhnosti ispolzovaniya na AES akkumulyatorov teplovoy energii pri regulirovaniy chastoty toka v seti. [Research of possibility of using thermal energy accumulators on the nuclear power plant at regulation of frequency of current in the power network]. *Izvestiya vuzov. Yadernaya energetika*. 2013. № 4. S. 29–36. (rus)
7. STO 5912820.27.120.20.002-2010. Normy uchastiya energoblokov AES v normirovannom pervichnom regulirovaniy chastoty. [Standards of NPP participation in the initial normalized frequency control] M.: OAO «SO EES», 2010. 34 s. (rus)
8. GOST R 55890-2013. Operativno-dispatcherskoye upravleniye. Regulirovaniye chastoty i peretokov aktivnoy moshchnosti. Normy i trebovaniya. [Operational dispatch control. Frequency control and active power flows. Standards and requirements]. M.: Standartinform, 2014. (rus)
9. Samoylov G.S., Troyanovskiy B.M. Peremennyye i perekhodnye rezhimy v parovykh turbinakh. [Variable and transition modes in steam turbines] M.: Energoizdat, 1982. 496 s. (rus)
10. Fragin M.S. Regulirovaniye i maslosnabzheniye parovykh turbin: nastoyashchaya i blizhayshaya perspektiva. [Regulation and oil supply of steam turbines: present and nearest perspective] SPb.:Energotekh,2005. 248 s. Seriya «Problemy energetiki». Vyp. 6. 248 s. (rus)
11. Besekerskiy V.A., Popov Ye.P. Teoriya sistem avtomaticheskogo upravleniya. [The theory of automatic control systems]. SPb.: Professiya, 2003. 752 s. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

БАЗАНОВ Владислав Васильевич – кандидат технических наук ведущий научный сотрудник ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И. Ползунова».

Россия, 191167, Санкт-Петербург, ул. Атаманская, д. 3/6.
E-mail: vladislavbazhanov@yandex.ru

BAZHANOV Vladislav V. – Joint-Stock Company “I.I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment”.
3/6 Atamanskaya str., Saint-Petersburg, 191167, Russia.
E-mail: vladislavbazhanov@yandex.ru

ЛОЩАКОВ Игорь Иванович – доктор физико-математических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: loshchakov@mail.ru

LOSCHAKOV Igor I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: loshchakov@mail.ru

ЩУКЛИНОВ Алексей Павлович – ассистент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.

E-mail: mupol@mail.ru

SCHUKLINOV Aleksei P. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.

29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.

E-mail: mupol@mail.ru



DOI 10.5862/JEST.231.7

УДК 62-137

А.М. Яблоков, Ю.В. Кожухов, А.А. Лебедев

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЯ В МАЛОРАСХОДНОЙ СТУПЕНИ ЦЕНТРОБЕЖНОГО КОМПРЕССОРА

A.M. Yablokov, Yu.V. Kozhukhov, A.A. Lebedev

AN ANSYS CFX NUMERICAL STUDY OF A LOW-FLOW STAGES CENTRIFUGAL COMPRESSOR

В статье приведены результаты применения методов вычислительной гидродинамики для модельной малорасходной ступени центробежного компрессора с условными коэффициентами расходов $\Phi=0,028$. Расчетная область модельной ступени для CFD-моделирования включает следующие элементы: входной патрубок, рабочее колесо, безлопаточный диффузор, поворотное колено, обратно направляющий аппарат, спрямляющий аппарат, выходной патрубок, лабиринтные уплотнения. Натурные экспериментальные исследования для ступени 028 проводились на воздухе при начальном давлении $p^*=1$ атм. Численный эксперимент для ступени 028 проведен при $\Phi=(0,019-0,046)$ для трех вариантов исполнения выходной кромки рабочего колеса. По результатам численного эксперимента построены расчетные характеристики и проведена верификация результатов. Оценено расхождение результатов численного эксперимента на модели с лабиринтными уплотнениями и без лабиринтных уплотнений.

КОМПРЕССОР; СТУПЕНЬ ЦЕНТРОБЕЖНОГО КОМПРЕССОРА; РАБОЧЕЕ КОЛЕСО; ЛАБИРИНТНЫЕ УПЛОТНЕНИЯ; ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ГИДРОДИНАМИКА.

The article presents the results of applying the methods of computational fluid dynamics to model the low-flow-rate stages of centrifugal compressors with flow rate coefficients $F = 0.028$. The computational domain of the model centrifugal compressor for CFD-simulation consists of the following elements: an inlet chamber, an impeller, a vaneless diffuser, a return channel, an outlet chamber, a shaft seal labyrinth, and a front and back shroud leakage. Field experimental studies were conducted to model stage 028 in air at an inlet pressure of $p^*=1$ atm. A numerical experiment for stage 028 was held with a flow rate coefficient $F=(0.019-0.046)$ for three options of the trailing edge of the impeller. The performance parameters for the stages of the centrifugal compressor were constructed from the results of the numerical experiment, which have been verified. The discrepancy between the results of numerical experiments on the model with and without shaft seal labyrinth has been assessed.

STAGE OF CENTRIFUGAL COMPRESSOR; SHAFT SEAL LABYRINTH; LOW-FLOW RATE STAGE; CFD; NUMERICAL RESEARCH.

Центробежные компрессоры нашли самое широкое применение в энергетике. В современных газотранспортных сетях центробежные компрессоры – основное оборудование компримирования газа. В сетях ОАО «Газпром трансгаз Санкт-Петербург» работают более 192 крупных центробежных компрессоров суммарной мощ-

ностью примерно 1795 МВт [9]. Для приводов газоперекачивающих агрегатов (ГПА) требуется значительное количество энергии. Прямой путь снижения этих издержек – повысить эффективность компрессоров. Высокая эффективность промышленных центробежных компрессоров (ПЦК), входящих в состав ГПА, определяется

степенью газодинамического совершенства проточной части, а именно выбором оптимальной формы проточной части для условий эксплуатации. Газодинамический проект ПЦК должен соответствовать не только высоким показателям КПД, но и иметь достаточно широкую область устойчивой работы со значительным запасом от левой границы характеристики (так называемый запас от помпажа).

Расчетно-экспериментальные исследования

При создании новых центробежных компрессоров проектировщик в значительной мере опирается на результаты исследований модельных ступеней с интересующим его условным коэффициентом расхода Φ , определяемым по формуле [1, 7]

$$\Phi = \frac{\bar{m}}{\rho_{\text{н}}^* (\pi D_2^2 / 4) U_2}, \quad (1)$$

где \bar{m} – массовый расход, кг/с; $\rho_{\text{н}}^*$ – плотность газа на входе в ступень, кг/м³; D_2 – наружный диаметр рабочего колеса, м; U_2 – окружная скорость на диаметре D_2 , м/с;

По результатам модельных испытаний ступеней с определенным расчетным коэффициентом расхода строятся такие характеристики ступени, как зависимость коэффициента политропного напора от условного коэффициента расхода $\psi_{\text{n}} = f(\Phi)$, зависимость политропного КПД от условного коэффициента расхода $\eta_{\text{n}} = f(\Phi)$. Коэффициенты напора и полезного действия рассчитываются по формулам [1, 7]

$$\psi_{\text{n}} = \frac{h_{\text{n}}}{U_2^2}; \quad (2)$$

$$\eta_{\text{n}} = \frac{h_{\text{n}}}{h_i - h_{\text{д}}}, \quad (3)$$

где h_{n} – политропный напор, Дж/кг; h_i – внутренний напор, Дж/кг; $h_{\text{д}}$ – динамический напор, Дж/кг. Напоры, Дж/кг, в приведенных выражения определяются по следующим формулам [1, 7, 8]:

$$h_{\text{n}} = \frac{n}{n-1} RT_0 \left[\left(\frac{p_i}{p_0} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right]. \quad (4)$$

Показатель степени $n/(n-1)$ определяется по формуле:

$$\frac{n}{n-1} = \lg \frac{p_i}{p_0} / \lg \frac{T_i}{T_0}. \quad (5)$$

Динамический напор $h_{\text{д}}$, Дж/кг, определяется по формуле

$$h_{\text{д}} = \frac{c_i^2 - c_0^2}{2}, \quad (6)$$

где c_i и c_0 – скорости в соответствующих сечениях, м/с;

$$h_i = h_{\text{т}} + h_{\text{тр}} + h_{\text{пр}}. \quad (7)$$

Здесь $h_{\text{т}}$ – теоретический напор, Дж/кг; $h_{\text{тр}}$ – напор дискового трения, Дж/кг; $h_{\text{пр}}$ – напор протечек, Дж/кг.

Данные характеристики определяют эффективность и напор создаваемого компрессора, зону его устойчивой работы. Также по характеристикам зависимостям можно определить степень совершенства элементов проточной части центробежного компрессора. Проведение модельных испытаний на уменьшенных копиях ступеней компрессоров с замером параметров рабочего процесса – один из этапов создания нового агрегата. Однако проведение таких испытаний затратно. Как известно, использование вычислительных программных комплексов и мощностей современных суперкомпьютеров позволяет в относительно небольшие сроки проводить численное моделирование течения вязкого газа в проточных частях компрессоров с последующей численной оптимизацией. При этом есть возможность использовать подробную пространственную компьютерную модель с достаточно точной расчетной сеткой, что непосредственно ведет к увеличению точности получаемых результатов.

Представленное исследование выполнено в рамках работы над магистерской диссертацией [5, 10]; его целью был анализ течения вязкого газа в проточной части модельной ступени центробежного компрессора с условным коэффициентом расхода 0,028 [2–4] (проект и экспериментальное исследование выполнены профессором Ю.Б. Галёркиным на кафедре «Компрессорная, вакуумная и холодильная техника» и любезно им предоставлены авторам). Для данной ступени проведен численный эксперимент на модели с тремя вариантами исполнения выходной кромки рабочего колеса, а также на модели с лабиринтными уплотнениями и без них. При расчете газодинамических параметров

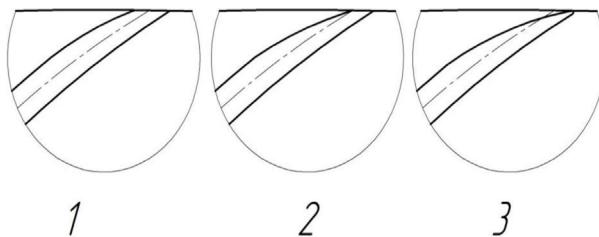


Рис. 1. Варианты исполнения выходной кромки лопатки рабочего колеса: *а*) лопатка с тупой выходной кромкой; *б*) Лопатка с заостренной по передней поверхности лопатки до средней линии; *в*) Лопатка с заостренной по передней поверхности до задней поверхности

тров применена методика обработки экспериментальных данных, созданная на кафедре КВиХТ; при численных расчетах используются уравнения движения вязкого газа, осредненные по Рейнольдсу, – RANS (Reynolds Average Navier-Stokes) и модель турбулентности SST[6], значение пристеночной функции y^+ менее 5. При решении использовалась схема дискретизации второго порядка (High resolution), максимальное значение невязок в параметрах расчета – 10^{-5} . Все расчеты проведены для угловых секторов элементов проточной части и в стационарной постановке. Общее число элементов – около 5 млн. На рис. 1 приведены варианты исполнения выходной кромки лопатки рабочего колеса [10].

Результаты расчетно-экспериментальных исследований

Численное моделирование течения вязкого газа проводилось при трех различных вариантах

исполнения выходной кромки лопатки рабочего колеса. Для всех трех вариантов построены расчетные характеристики и зависимости.

В табл. 1 представлены результаты численного и модельного экспериментов для ступени 028 с тупой выходной кромкой лопаток рабочего колеса [5].

На рис. 2 представлена газодинамическая характеристика ступени 028 при численных и модельных испытаниях (лопатки с тупой выходной кромкой).

На рис. 3 показаны линии тока в рабочем колесе на средней по высоте лопатки поверхности тока при различных значениях условного коэффициента расхода.

Как видно из рис. 3, при изменении режима работы ступени, а именно при изменении массового расхода через ступень, характер течения в рабочем колесе соответствует физическому описанию течения. При минимальных значениях условного коэффициента расхода (рис. 3, *а*, *б*) наблюдается возникновение отрыва от задней поверхности лопатки рабочего колеса. При $\Phi=0,0202$ (рис. 3, *а*) наблюдается отрывное течения как на передней, так и на задней поверхности лопатки, что не соответствует теоретическим представлениям о характере течения и требует дополнительного исследования с нестационарной постановкой задачи.

В табл. 2 представлены результаты численного и модельного экспериментов для ступени 028 с лопатками рабочего колеса, заостренными по передней поверхности до средней линии.

Таблица 1

Сравнение данных модельного и численного экспериментов ступени 028 центробежного компрессора (лопатки с тупой выходной кромкой)

Φ	Эксперимент			Расчет CFX		
	ψ_t	ψ_i	η_n^*	ψ_t	ψ_i	η_n^*
0,0474	0,354	0,364	0,325	0,43	0,44	0,414
0,0427	0,438	0,451	0,625	0,50	0,51	0,597
0,0372	0,502	0,52	0,767	0,61	0,63	0,750
0,0329	0,551	0,573	0,801	0,63	0,65	0,796
0,0271	0,597	0,625	0,798	0,64	0,67	0,768
0,0202	0,651	0,693	0,760	0,65	0,70	0,709

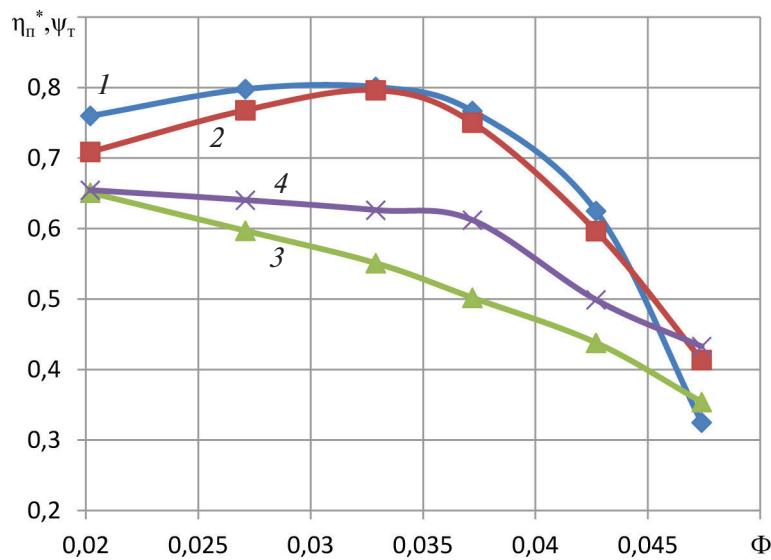


Рис. 2. Газодинамическая характеристика ступени 028 при численных и модельных испытаниях (лопатки с тупой выходной кромкой):
1 — КПД эксперимент; 2 — КПД расчет CFX; 3 — коэффициент теоретического напора (эксперимент); 4 — коэффициент теоретического напора (расчет CFX)

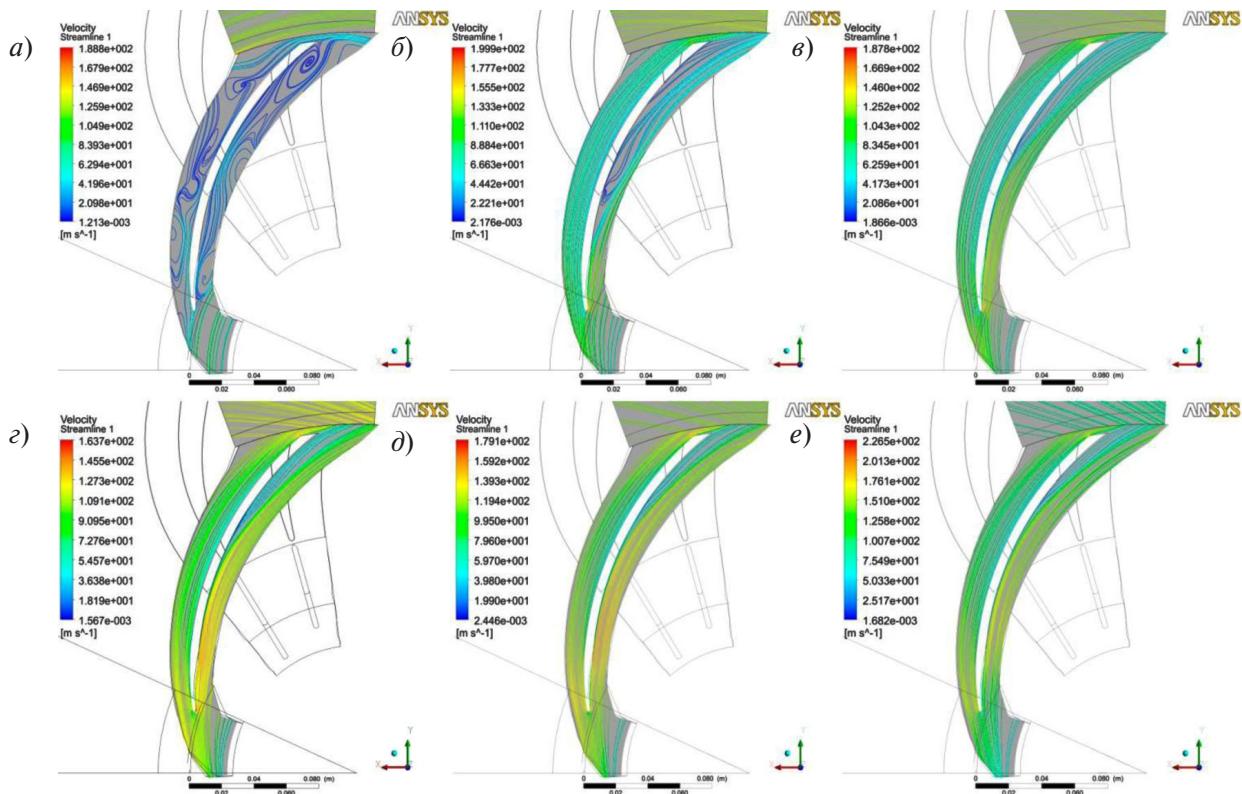


Рис. 3. Линии тока в рабочем колесе на средней по высоте лопатки поверхности тока при различных значениях условного коэффициента расхода (лопатки РК с тупой выходной кромкой без лабиринтных уплотнений)
а) $\Phi = 0,0202$; б) $\Phi = 0,0271$; в) $\Phi = 0,0329$; г) $\Phi = 0,0372$; д) $\Phi = 0,0427$; е) $\Phi = 0,0474$

Таблица 2

**Сравнение данных модельного и численного экспериментов ступени 028 центробежного компрессора
(лопатки РК заострены по передней поверхности до средней линии)**

Φ	Эксперимент			Расчет CFX		
	ψ_t	ψ_i	η_{π}^*	ψ_t	ψ_i	η_{π}^*
0,0468	0,333	0,342	0,342	0,343	0,353	0,446
0,0423	0,404	0,416	0,631	0,424	0,438	0,686
0,0377	0,463	0,479	0,756	0,459	0,475	0,818
0,032	0,522	0,55	0,79	0,548	0,570	0,805
0,0283	0,574	0,6	0,795	0,587	0,614	0,786
0,0202	0,625	0,665	0,754	0,669	0,712	0,714

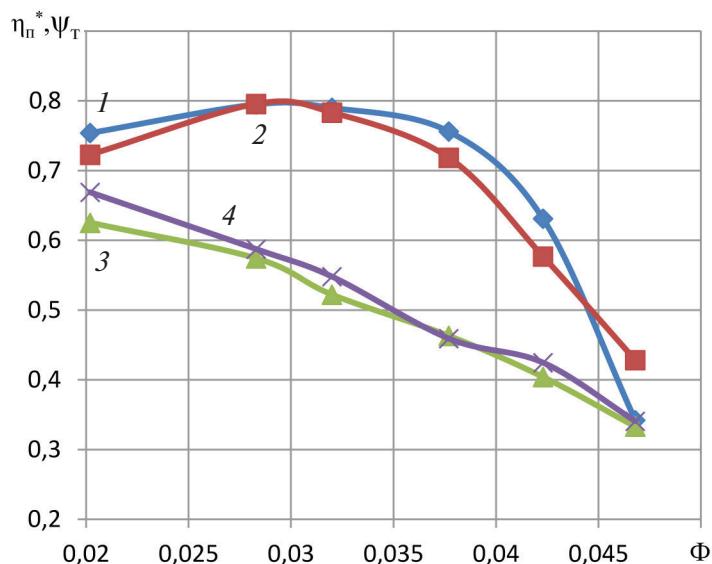


Рис. 4. Газодинамическая характеристика ступени 028 при численных и модельных испытаниях (лопатки РК заострены по передней поверхности до средней линии): 1 – КПД эксперимент; 2 – КПД расчет CFX; 3 – коэффициент теоретического напора (эксперимент); 4 – коэффициент теоретического напора (расчет CFX)

На рис. 4 представлена газодинамическая характеристика ступени 028 при численных и модельных испытаниях (лопатки РК заострены по передней поверхности до средней линии)

В табл. 3 приведены результаты численного и модельного экспериментов для ступени 028 с лопатками рабочего колеса, заостренными по передней поверхности до задней.

На рис. 5 – газодинамическая характеристика ступени 028 при численных и модельных испытаниях (лопатки РК заострены по передней поверхности до задней поверхности)

После проведения численных экспериментов для трех вариантов исполнения лопаток рабочего колеса и сравнения результатов расчетов с результатами модельных испытаний авторы признали необходимость включить в исходную пространственную компьютерную модель проточной части лабиринтные уплотнения. Новая компьютерная модель максимально повторяет проточную часть модельной ступени и наиболее приемлема с точки зрения точности получаемых результатов. Для каждого из лабиринтных уплотнений создана отдельная геометрическая ком-

Таблица 3

Сравнение данных модельного и численного экспериментов ступени 028 (лопатки РК заострены по передней поверхности до задней поверхности)

Φ	Эксперимент			Расчет CFX		
	ψ_t	ψ_i	η_{π}^*	ψ_t	ψ_i	η_{π}^*
0,0457	0,352	0,362	0,402	0,340	0,350	0,427
0,0413	0,427	0,44	0,654	0,443	0,457	0,673
0,0373	0,483	0,5	0,774	0,512	0,530	0,781
0,0326	0,539	0,56	0,809	0,560	0,583	0,803
0,0258	0,603	0,633	0,8	0,624	0,656	0,797
0,0187	0,66	0,706	0,742	0,665	0,711	0,742

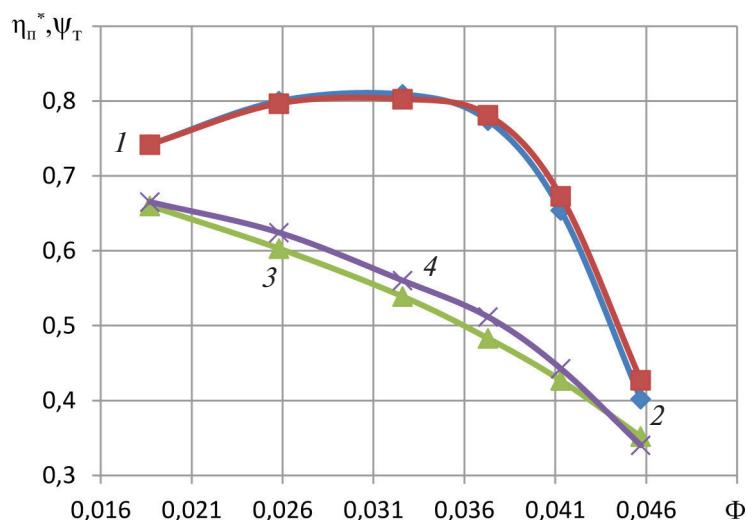


Рис. 5. Газодинамическая характеристика ступени 028 ЦК при численных и модельных испытаниях (лопатки РК заострены по передней поверхности до задней поверхности): 1 – КПД эксперимент; 2 – КПД расчет CFX; 3 – коэффициент теоретического напора (эксперимент); 4 – коэффициент теоретического напора (расчет CFX)

пьютерная модель, в частности повторяющая лабиринтные уплотнения на модельной ступени 028 кафедры КВиХТ. На модели лабиринтных уплотнений создана структурированная расчетная сетка, оптимальная для поставленной задачи.

В работе рассматриваются две модели лабиринтных уплотнений. Первое лабиринтное уплотнение – у покрывающего диска с четырьмя гребешками, количество элементов расчетной сетки – $5,7 \cdot 10^5$. Второе лабиринтное уплотнение – вдоль вала машины с 18 гре-

бешками и количеством элементов расчетной сетки $8,8 \cdot 10^5$. Значение пристеночной функции u^+ для расчетных сеток лабиринтных уплотнений не превышает 3. Расчетная область проточной части ступени создана с возможностью подключения моделей лабиринтных уплотнений.

В табл. 4 представлены результаты численного и модельного экспериментов для ступени 028 с лопатками рабочего колеса, заостренными по передней поверхности до средней линии и лабиринтными уплотнениями.

Таблица 4

Сравнение данных модельного и численного экспериментов ступени 028 центробежного компрессора (модель с лабиринтными уплотнениями, лопатки рабочего колеса заострены по передней поверхности до средней линии)

Φ	Эксперимент			Расчет CFX		
	ψ_t	ψ_i	η_p^*	ψ_t	ψ_i	η_p^*
0,0457	0,333	0,342	0,342	0,349	0,359	0,372
0,0413	0,404	0,416	0,631	0,416	0,429	0,640
0,0373	0,463	0,479	0,756	0,482	0,499	0,755
0,0326	0,522	0,55	0,79	0,549	0,571	0,782
0,0258	0,574	0,6	0,795	0,595	0,623	0,787
0,0187	0,625	0,665	0,754	0,657	0,699	0,736

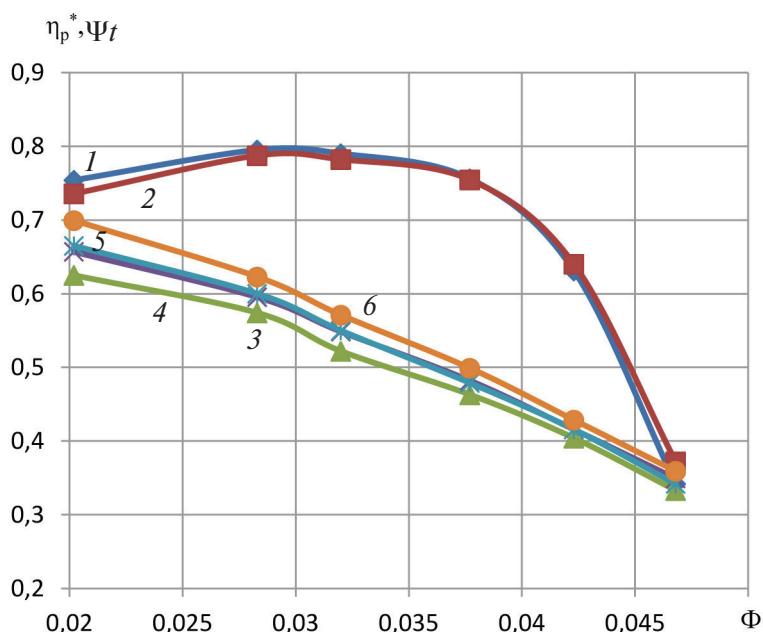


Рис. 5. Газодинамическая характеристика ступени 028 ЦК при численных и модельных испытаниях (лопатки РК заострены по передней поверхности до средней линии; модель с лабиринтными уплотнениями):
1 – КПД (эксперимент); 2 – КПД (расчет CFX); 3 – коэффициент теоретического напора (эксперимент); 4 – коэффициент теоретического напора (расчет CFX); 5 – коэффициент внутреннего напора (эксперимент); 6 – коэффициент внутреннего напора (расчет CFX)

На рис. 5 – газодинамическая характеристика ступени 028 при численных и модельных испытаниях (лопатки РК заострены по передней поверхности до средней линии, модель с лабиринтными уплотнениями)

На рис. 6 показаны линии тока в обратно направляющем аппарате на средней по высоте лопатки при различных значениях условного коэффициента расхода

Как можно заметить по рис. 6, точка отрыва на вогнутой поверхности (рис. 6, *a*, *b*) при увеличении расхода перемещается ближе к оси машины, при дальнейшем увеличении расхода точка отрыва появляется на выпуклой поверхности и движется от центра к периферии (рис. 6, *c*, *d*, *e*). Отрывное течение такого характера соответствует теоретическим представлениям о течении в обратно направляющем аппарате. При

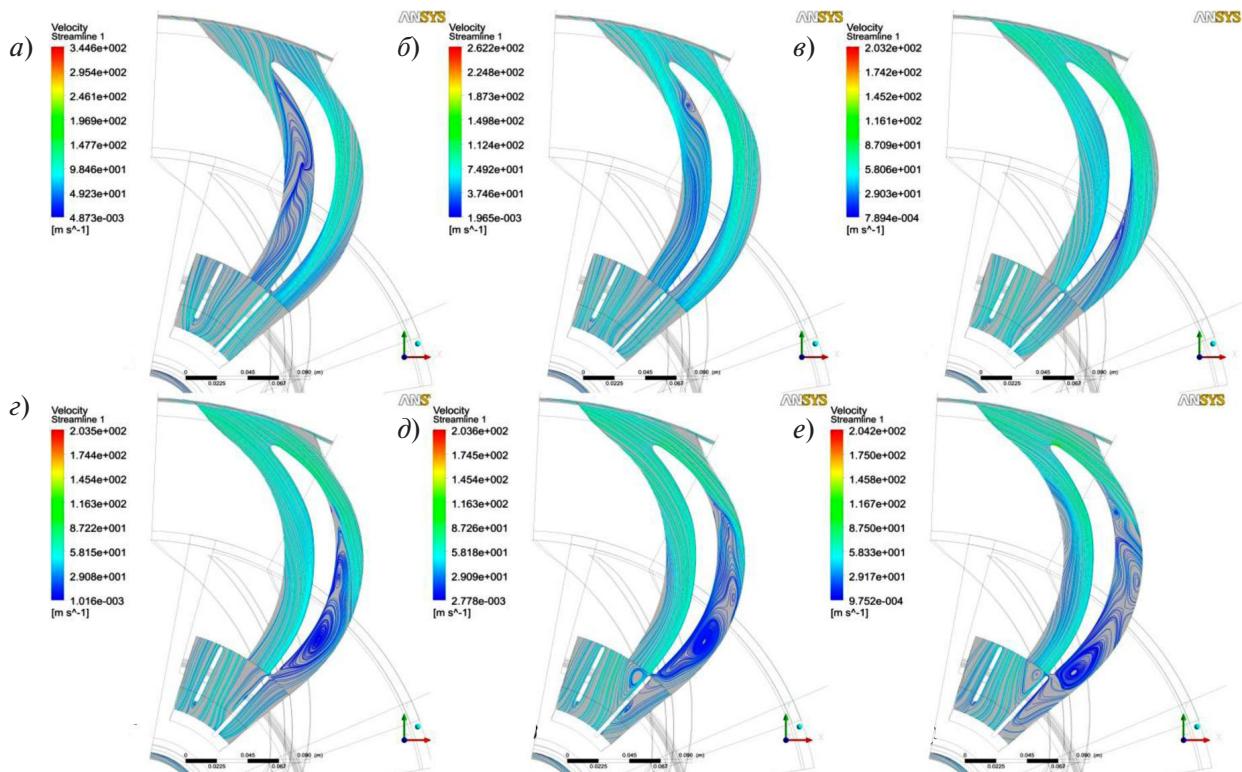


Рис. 6. Линии тока в обратно направляющем аппарате на средней по высоте лопатки поверхности тока при различных значениях условного коэффициента расхода (лопатки РК заострены по передней поверхности до средней линии, модель с лабиринтными уплотнениями): а) $\Phi = 0,0468$; б) $\Phi = 0,0423$; в) $\Phi = 0,0377$; г) $\Phi = 0,032$; д) $\Phi = 0,0283$; е) $\Phi = 0,0202$

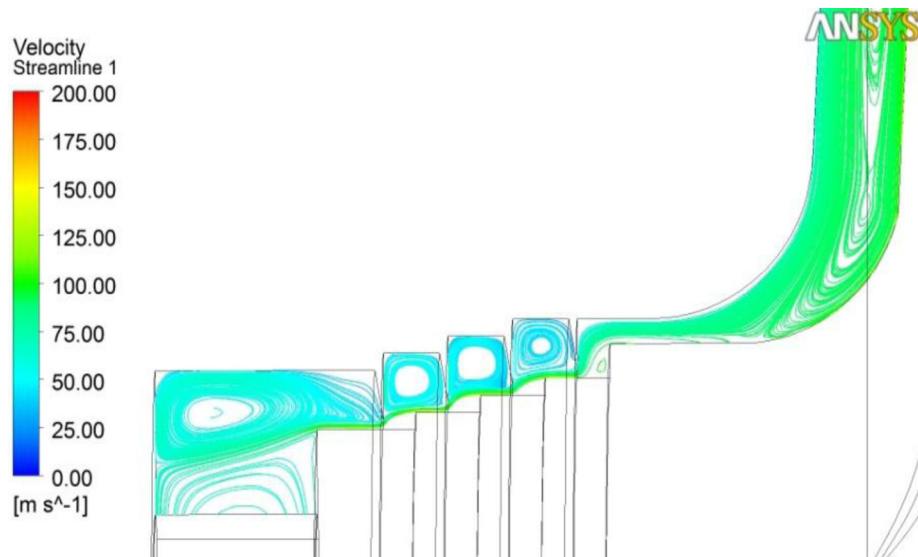


Рис. 7. Линии тока в лабиринтных уплотнениях ступени 028 на покрывающем диске при $\Phi=0,0202$



анализе течения в обратно направляющем аппарате на ступени ЦК с лабиринтными уплотнениями и без лабиринтных уплотнений сделаны выводы о незначительном смещении точки возникновения отрыва в область меньших расходов.

На рис. 7 изображены линии тока в лабиринтных уплотнениях ступени 028 на покрывающем диске при $\Phi=0,0202$.

Как можно заметить по рис. 7, картина течения соответствует теоретическому представлению о характере перетеканий через лабиринтные уплотнения. Основная линия тока с большей скоростью движется вдоль покрывающего диска рабочего колеса, за гребешком наблюдается вращение потока с диссипацией энергии струйного течения. После четвертого гребешка наблюдается замедление потока с переходом струи в крупный вихрь.

Выводы

В результате проведенной валидации постановки численного исследования в CFD для ступени данного типа и режимов ее работы показано, что для малорасходных центробежных компрессорных ступеней промежуточного типа (постановка задачи с учетом лабиринтных уплотнений и зазоров с количеством элементов структурированной расчетной сетки $4,5 \cdot 10^6$ и секторальной модели) расхождение численных расчетов и экспериментальных данных по давлению и температуре различаются не более чем на 5–8 % (наибольшее отклонение наблюдается при минимальном значении массового расхода, т.е. на режимах близких к помпажному). Это отклонение удовлетворяет инженерной точности по ISO 5389 и позволяет говорить о переносе результатов расчетно-экспериментального исследования, полученных для модели, на реальный образец ПЦК.

Численные расчеты трех вариантов исполнения выходной кромки лопаток рабочего колеса дали качественные и количественные результаты, соответствующие модельным испытаниям (в пределах допустимой погрешности) и теоре-

тическим представлениям о характере течения в проточной части ПЦК. Так, при уменьшении выходного угла лопатки наблюдалось незначительное уменьшение развивающегося рабочим колесом напора, что подтверждается практикой компрессоростроения [1].

При проведении верификации полученных результатов путем сравнивая с результатами модельных испытаний были сделаны заключения о необходимости учета лабиринтных уплотнений. Так, из рассмотрения результатов численного эксперимента для второго варианта исполнения рабочего колеса (лопатки РК заострены по передней поверхности до средней линии) с моделью уплотнений и без них стало очевидно, что учет лабиринтных уплотнений положительно сказывается на точности решения. Расхождение результатов численного расчета с результатами модельных испытаний при учете перетеканий через лабиринтные уплотнения сократилось до 3 %; для полного давления за рабочим колесом на расчетном режиме работы ступени расхождение составило 2 %; на режимах наименьшего массового расхода расхождение расчета с экспериментальными данными укладывается в 5 %. Однако введение модели лабиринтных уплотнений приводит к увеличению количества ячеек расчетной сетки примерно в 1,2–1,5 раза и дополнительным граничным условиям, что, несомненно, приводит к возрастанию времени расчета.

В результате численного исследования авторами сделаны выводы о необходимости учета перетеканий через лабиринтные уплотнения при проведении оптимизационных расчетов. Так, при компьютерной оптимизации проточной части, помимо других оптимизационных решений, появляется возможность задавать в качестве переменного параметра количество гребешков лабиринтного уплотнения, чем можно добиться повышения КПД ступени, в том числе за счет уменьшения потерь напора из-за перетечек газа через лабиринтные уплотнения, и повысить объемный КПД уменьшением внешних утечек.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Галёркин Ю.Б., Кожухов Ю.В. Теория турбомашин. Основы теории турбокомпрессоров: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во Политехн.ун-та, 2013. 246 с.
2. Галёркин Ю.Б. Труды научной школы компрессоростроения СПбГПУ. СПб.: Изд-во Политехн.ун-та, 2010. 670 с.
3. Галёркин Ю.Б., Кожухов Ю.В. Определение напорной характеристики центробежного компрессорного колеса по результатам расчётов обтекания невязким квазитрёхмерным потоком // «Компрессорная техника и пневматика». 2005. №7. С. 13–18.
4. Галёркин Ю.Б., Кожухов Ю.В. Напорная характеристика центробежного компрессорного колеса по результатам экспериментальных исследований и расчетов невязкого квазитрёхмерного потока // «Компрессорная техника и пневматика». 2007. №4. С. 32–37.
5. Галёркин Ю.Б., Кожухов Ю.В. Яблоков А.М. Исследование малорасходного рабочего колеса модельной ступени 028 центробежного компрессора в программном комплексе Ansys CFX// Труды XLI Недели науки СПбГПУ: материалы научно-практической конференции с международным участием.Ч.III. СПб.: Изд-во Политех. ун-та, 2012. С. 99–100.
6. Гамбургер Д.М. Численное моделирование течения вязкого газа в центробежной компрессорной ступени: методика и результаты : Дис. ... канд. тех. наук / Д. М. Гамбургер; СПбГПУ. СПб., 2009.
7. Кожухов Ю.В., Тучина И.А. Расчет двухзвенной ступени центробежного компрессора: Учебное пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. 60 с.
8. Кожухов Ю.В., Яблоков А.М. Моделирование течения вязкого газа в модельной ступени К503 осевого компрессора // Международный технологический форум «Инновации. Технологии.Производство»: Сб. матер. научно-техн. конференции, посвященной 100-летию со дня рождения главного конструктора П.А. Колесова. Т. 1. Рыбинск: Изд-во РГАТУ имени П.А.Соловьева, 2015. 250 с.
9. ООО «ГАЗПРОМ трансгаз Санкт-Петербург» [электронный ресурс] URL: <http://spb-tr.gazprom.ru/about/> (дата обращения 26.10.2015)
10. Яблоков А.М. Численное моделирование течения вязкого газа в модельной малорасходной ступени центробежного компрессора с условным коэффициентом расхода $\Phi=0,028$: Дисс. ...магистр СПб. / СПбГПУ. 2013. 110 с.

REFERENCES

1. Galerkin Iu.B., Kozhukhov Iu.V. Teoriya turbomashin. Osnovy teorii turbokompressorov. [Theory of Turbomachinery. Basic theory of turbo compressors]. St.Petersburg: SPbGPU Publ., 2013. 246 p. (rus)
2. Galerkin Iu.B. Trudy nauchnoy shkoly kompressorostroyeniya SPbGPU. [Proceedings of the scientific school compressor engineering] St.Petersburg: SPbGPU Publ., 2010. 670 s. (rus)
3. Galerkin Iu.B., Kozhukhov Iu.V. Opredeleniye napornoy kharakteristiki tsentrobezhnogo kompressornogo kolesa po rezul'tatam raschetov obtekaniya nevazkym kvazitrekhmernym potokom. [Determination of the pressure characteristics of a centrifugal impeller on the results of calculations of non-viscous flow stream]. *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2005. № 7. S. 13–18. (rus)
4. Galerkin Iu.B., Kozhukhov Iu.V. Napornaya kharakteristika tsentrobezhnogo kompressornogo kolesa po rezul'tatam eksperimentalnykh issledovaniy i raschetov nevazkogo kvazitrekhmernogo potoka. [The pressure characteristics of centrifugal impeller on the results of experimental studies and calculations of non-viscous flow]. *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2007. № 4. S. 32–37. (rus)
5. Galerkin Iu.B., Kozhukhov Iu.V. Yablokov A.M. Issledovaniye malorashodnogo rabochego kolesa modelnoy stupeni 028 tsentrobezhnogo kompressora v programnom komplekse Ansys CFX [Research low-flow rate impeller of centrifugal compressor model stage centrifugal compressor 028 in the software complex Ansys CFX]. *Trudy XLI Nedeli nauki SPbGPU materialy nauchno-prakticheskoy konferentsii s mezhunarodnym uchastiyem. Ch.III* [Proceedings of XLI Science Week STU: materials of scientific-practical conference with international participation]. St. Petersburg: SPbGPU Publ., 2012. S. 99–100. (rus.)
6. Gamburger D.M. Chislennoye modelirovaniye techeniya vyazkogo gaza v tsentrobezhnoy kompressornoy stupeni: metodika i rezul'taty: Dis. ... kand. tekhn. nauk [Numerical simulation of viscous flow in a centrifugal compressor stage: methodology and results:dissertation.] St.Petersburg: SPbGPU, 2009. (rus.)
7. Kozhukhov Iu.V., Tuchina I.A. Raschet dvukhzvennoy stupeni tsentrobezhnogo kompressora [Calculation of two-tier stage centrifugal compressor: a tutorial]. St.Petersburg: SPbGPU Publ., 2014. 60 p. (rus)
8. Kozhukhov Iu.V., Yablokov A.M. Modelirovaniye techeniya vyazkogo gaza v modelnoy stupeni K503 osevogo kompressora [Simulation of viscous flow in the model stage axial compressor 503 K]. *Mezhdunarodnyy tekhnologicheskiy forum «Innovatsii. Tekhnologii. Proizvodstvo» sbornik materialov nauchno-tehnicheskoy*



konferentsii, posvyashchennoy 100-letiyu so dnya rozhdeniya glavnogo konstruktora P.A. Kolesova. [International Technology Forum «Innovations. Technologies. Manufacturing »: Proceedings of the scientific conference dedicated to the 100th anniversary of the chief designer P.A. Kolesov.] Rybinsk: RGATU imeni P.A.Solov'yeva publ., 2015. S. 250. (rus.)

9. GAZPROM transgaz Sankt-Peterburg, Available: URL: <http://spb-tr.gazprom.ru/about/> (Accessed

26.10.2015) (rus)

10. **Yablokov A.M.** Chislennoye modelirovaniye techeniya vyazkogo gaza v modelnoy maloraskhodnoy stupeni tsentrobezhnogo kompressora s uslovnym koefitsiyentom raskhoda $Fr=0,028$: diss. ...magistr [Numerical simulation of viscous flow in the model low-flow rate stage centrifugal compressor with a nominal flow coefficient = 0.028 F: dissertation.] St.Petersburg, SPbGPU, 2013. 110 p. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЯБЛОКОВ Алексей Михайлович – ассистент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: yablokovaleksey@mail.ru

YABLOKOV Aleksei M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: yablokovaleksey@mail.ru

КОЖУХОВ Юрий Владимирович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: kozhukhov_yv@mail.ru

KOZHUKHOV Iurii V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: kozhukhov_yv@mail.ru

ЛЕБЕДЕВ Александр Анатольевич – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: laa7777@ya.ru

LEBEDEV Aleksandr A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: laa7777@ya.ru

DOI 10.5862/JEST.231.8

УДК 621.181:622.612

А.А. Тринченко, А.П. Парамонов

ВНЕДРЕНИЕ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОГО ВИХРЕВОГО СЖИГАНИЯ ДЛЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ КАМЕННЫХ УГЛЕЙ

A.A. Trinchenko, A.P. Paramonov

THE INTRODUCTION OF THE LOW-TEMPERATURE OF VORTEX COMBUSTION FOR ENERGY USE HARD COAL

Энергетическое использование органического топлива сопровождается загрязнением окружающей среды токсичными газообразными компонентами продуктов сгорания. Требованиями действующего законодательства в области защиты окружающей среды предписано выполнение установленных норм выбросов как при новом строительстве, так и при совершенствовании энергетического оборудования. В работе приведены результаты комплексного подхода в решении задачи снижения вредного воздействия путем модернизации энергетического котла с внедрением низкотемпературного вихревого способа сжигания. Разработаны методика, алгоритм и программа расчета, с использованием которых обоснована возможность эффективного сжигания каменных углей с обеспечением низкой концентрации загрязнителей в уходящих газах котла. Выполнена количественная оценка уровня выбросов, проведено сравнение результатов расчета с экспериментальными данными, полученными на модернизированном объекте.

ЭНЕРГЕТИКА; ОХРАНА ОКРУЖАЮЩЕЙ СРЕДЫ; ТОПОЧНАЯ КАМЕРА; ГОРЕНIE ТОПЛИВА; ОКСИДЫ АЗОТА; ОКСИДЫ СЕРЫ; МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; ВЫБРОСЫ ВРЕДНЫХ ВЕЩЕСТВ.

The energy use of fossil fuels is accompanied by toxic gaseous components of combustion products contaminating the environment. The current legislation in the field of environmental protection prescribes observing the emission standards both in new construction and in improving the energy equipment. The results of a comprehensive approach to solving the problem of reducing the harmful effects through modernizing the power boiler through introducing the low-temperature vortex combustion method. We have developed a technique, an algorithm, and a calculation scheme for substantiating the possibility of efficient coal-burning ensuring low pollutant concentrations in exit gas from the boiler. We have also conducted a quantitative assessment of the emission level and a comparison between the calculation results and the experimental data obtained at a modernized facility.

ENERGY; ENVIRONMENT; FURNACE CHAMBER; FUEL COMBUSTION; NITROGEN OXIDES; SULFUR OXIDES; MATHEMATICAL MODEL; EMISSIONS OF HARMFUL SUBSTANCES.

Энергетическая стратегия развития России на период до 2030 года предусматривает увеличение доли угля как энергетического топлива. Одновременно к проектам создания нового и модернизации действующего котельно-теплового оборудования предъявляются жесткие требования по уровню выбросов в атмосферу газо-

образных загрязнителей – оксидов азота (NO_x) и серы (SO_x).

Одно из перспективных направлений использования твердого топлива – низкотемпературная вихревая (НТВ) технология, разработанная в начале 1970-х годов на кафедре «Реакторо- и парогенераторостроение» ЛПИ под



руководством профессора В.В. Померанцева и рекомендованная в настоящее время [1] как альтернатива пылеугольному сжиганию в прямоточном факеле. НТВ-технология прошла апробацию при сжигании разнообразных топлив (торф, лигниты, бурые угли, сланцы), однако возможность использования каменных углей изучена недостаточно и ограничивается результатами опытного сжигания в НТВ-топках непрекращенного топлива.

Цель настоящей работы – теоретическое обоснование и промышленная проверка возможности низкотемпературного вихревого сжигания каменных углей с одновременным исследованием процесса горения, генерации и преобразования газовых загрязнителей с целью дальнейшего совершенствования НТВ-технологии.

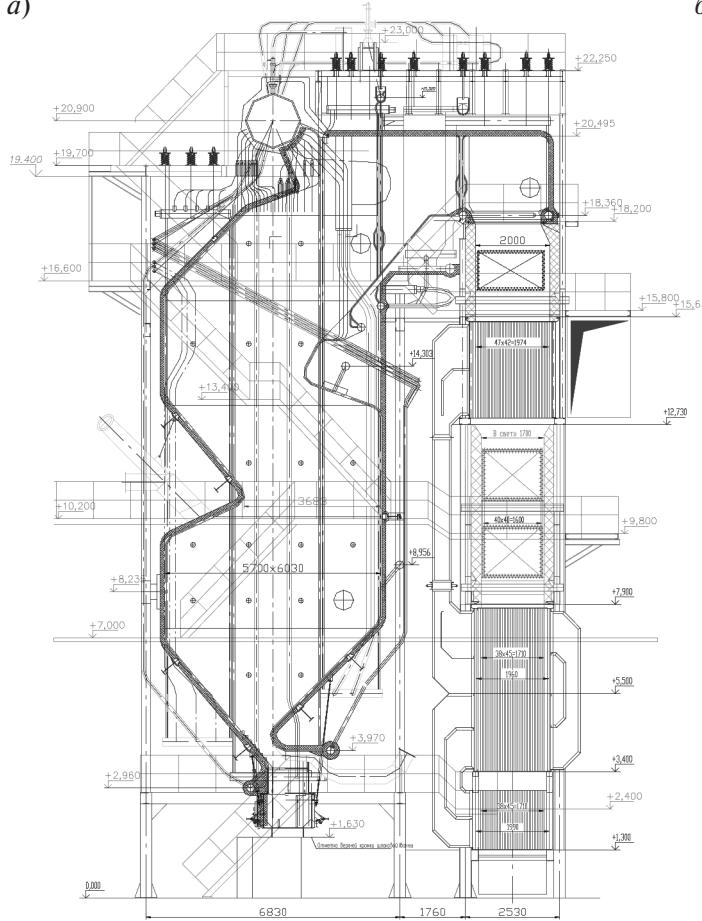
Основанием для проведения исследований было техническое задание на модернизацию кот-

ла БКЗ-85-13 ст. № 1 МУП «Южная тепловая станция» города Рубцовска, предусматривающее повышение паровой нагрузки (до $D_h = 100$ т/ч) при работе на кузнецком каменном угле (в том числе ухудшенного качества) без подсветки резервным топливом и с размещением устанавливаемого оборудования в габаритах существующей котельной ячейки.

Котлы БКЗ-85-13 ТЭЦ МУП «Южная тепловая станция» изготовлены Барнаульским котельным заводом в середине 1960-х годов. Проектным топливом котлов являются кузнецкие каменные угли марки ССР. В качестве растопочного и резервного топлива используется мазут марки М-100.

В результате снижения качества топлива, а также физического износа оборудования показатели работы котлов к началу 2000-х годов резко ухудшились. Повышение влажности сжигае-

а)



б)

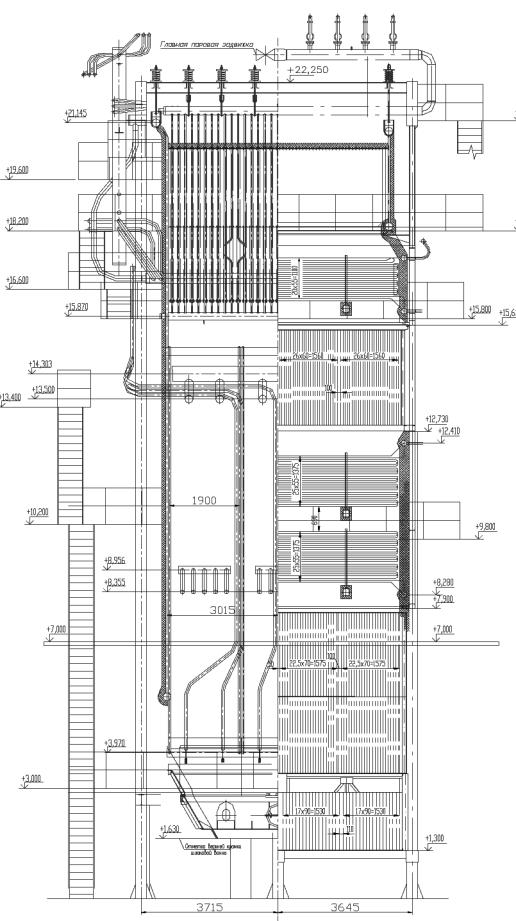


Рис. 1. Общий вид котла БКЗ-85-13 с НТВ-топкой: а) продольный разрез; б) поперечный разрез



мого угля привело к его частому зависанию в бункерах, замазыванию и выходу из строя питателей и, как результат, – неустойчивой подаче топлива в топку с повышением расхода мазута (до 60 % по теплу). При таких условиях работы нагрузка котла не превышала 65 % от номинальной при среднеэксплуатационном КПД (брутто) не более 70 %.

Основные проектные решения при модернизации состояли в следующем. Низкотемпературная вихревая топочная камера (рис. 1) изготавливается газоплотной и представляет собой блочную конструкцию, выполненную из цельносварных мембранных панелей заводского изготовления. Размеры в плане (по осям экранных труб) – 6030×5800 мм (существующий каркас котла сохранен). В нижней части топки фронтовой и задний экраны образуют скаты «холодной» воронки. В нижней части «холодной» воронки трубами фронтового и заднего экрана сформировано устье для выхода шлака. В средней части топки панели фронтовой стены образуют фронтовой аэродинамический выступ (с вылетом в топку на 2117 мм), предназначенный для формирования вихревой зоны. В верхней части топ-

ки панели заднего экрана образуют задний аэродинамический выступ, предназначенный для улучшения аэродинамики газового потока на выходе. Панели фронтового экрана образуют наклонный потолок топочной камеры.

Пылеугольные горелки котла щелевого типа (мощность 26 МВт) в количестве трех штук установлены на нижней образующей фронтового аэродинамического выступа на отметке +10,145 м и наклонены вниз под углом к горизонту 45°. Мазутные горелки (3 шт.) мощностью 8 МВт установлены на вертикальном участке фронтового экрана, расположенным между скатом холодной воронки и аэродинамическим выступом (отметка +8,235 м). Система нижнего дутья с соплами щелевого типа выполнена в двухсопловом варианте и состоит из трех блоков, размещенных в устье «холодной» воронки под задним экраном по всей ширине топки котла.

Проектные технические характеристики котла после модернизации приведены в таблице. Обязательным условием при модернизации было выполнение современных требований к уровню выбросов в атмосферу газовых загрязнителей (оксиды азота и серы) [2], что привело к необходимости проведения модельных исследований.

Проектные характеристики котла БКЗ-85-13

Параметр	Размерность	Значения параметра	
		Каменный уголь	Мазут
Паропроизводительность	т/ч	100	100
Температура перегретого пара	°С	280	280
Давление перегретого пара	МПа	1,4	1,4
Температура питательной воды	°С	104	104
Расчетный КПД (брутто)	%.	89,65	93,6
Полный расход топлива	т/ч	12,05	6,86
Теплонапряжение топочного объема	МВт/м ³	0,136	0,134
Теплонапряжение сечения топки	МВт/м ²	2,86	2,82
Температура газов на выходе из топки	°С	980	1017
Температура уходящих газов	°С	115	119
Температура воздуха на входе в воздухоподогреватель	°С	30	30
Температура горячего воздуха	°С	307	313
Коэффициент избытка воздуха на выходе из топки	–	1,2	1,05
Массовая концентрация в дымовых газах (при нормальных условиях и $\alpha = 1,4$):	NO _x SO _x	470 1200	– –
	мг/нм ³		

Математическая модель котла БКЗ-85-1,3-250 ст. № 1 МУП «Южная тепловая станция» (рис. 2) разработана согласно принятым проектным решениям. Анализ развития горелочных струй показал, что в НТВ-топке модернизированного котла для снижения вероятности возникновения эрозионного износа боковых экранов

крайние горелки необходимо повернуть к оси топки (рис. 3). Угол поворота горелок (при поддержании в них скорости на номинальной нагрузке 27 м/с) составил 5°.

Поле скоростей газового потока в НТВ-топке котла БКЗ-85-13 определялось с использованием программного комплекса ANSYS Fluent (ли-

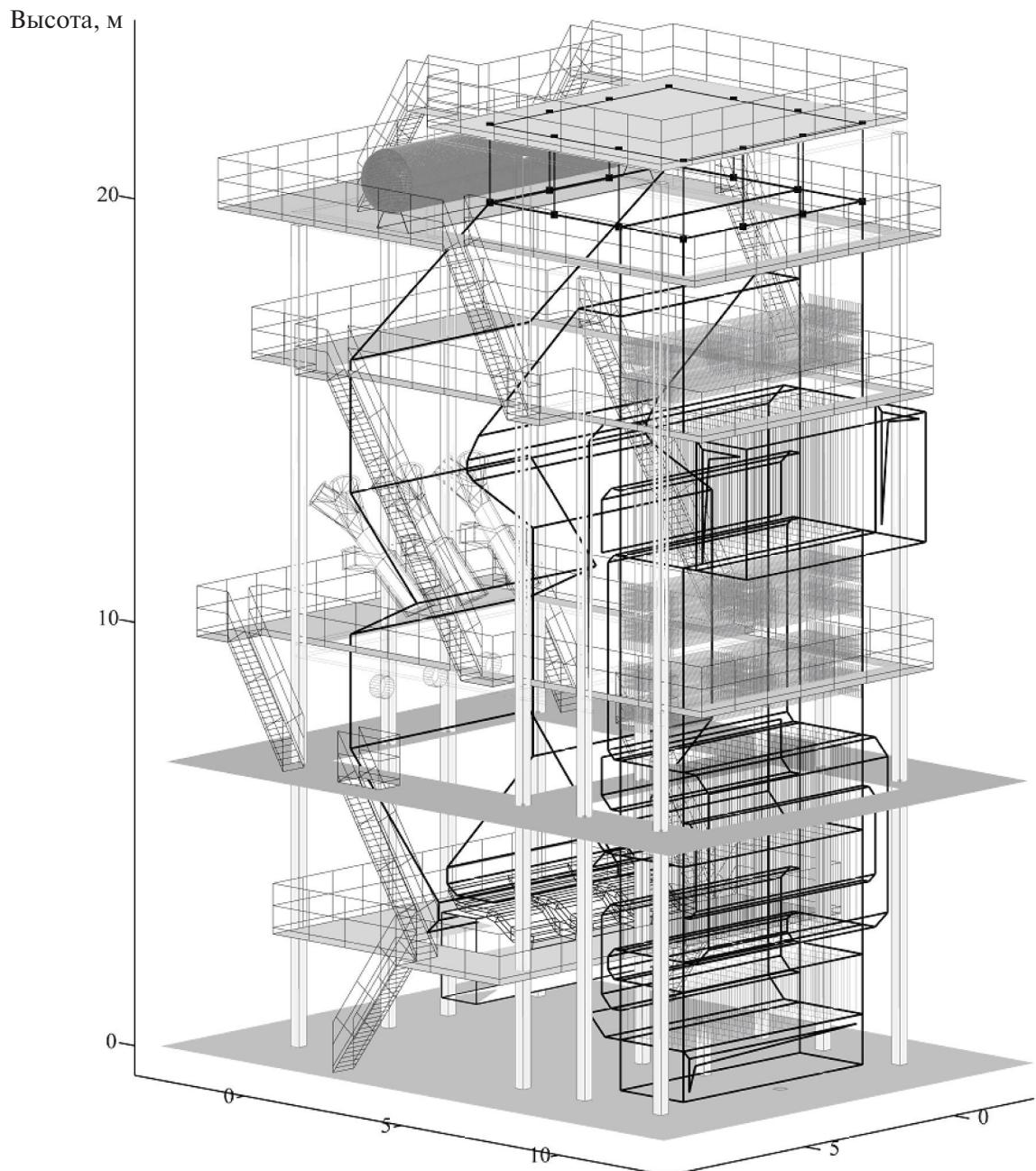


Рис. 2. Модель котла БКЗ-85-13ТЭЦ МУП «Южная тепловая станция»
г. Рубцовска с низкотемпературной вихревой технологией сжигания



цензия С.Н. 420725). Для расчетов низкоскоростного течения ($M < 1$) использована модель турбулентности $k-\epsilon$ Realizable [3]. Проекции векторов скорости на координатные оси определялись в узловых точках с дальнейшим экспортом расчетных данных в разработанную модель (рис. 4) и последующей аппроксимацией для нахождения вектора скорости в искомой точке.

Расчет горения движущейся углеродной частицы проводился с учетом количества реагирующих компонентов (O_2 , CO_2 , H_2O), определяемого из полей концентраций этих компонентов, характерных для НТВ топок, [4] по зависимости

$$G_c = \frac{\alpha_D}{RT} \left(\frac{N_3}{1+N_3} p_{CO_2\Delta} + \frac{N_5}{1+N_5} \times \right. \\ \left. \times (p_{O_2\Delta} + 0,5 p_{H_2O\Delta}) + \frac{N_5}{1+N_5} p_{NO\Delta} \right) \text{ кмоль/м}^2 \quad (1)$$

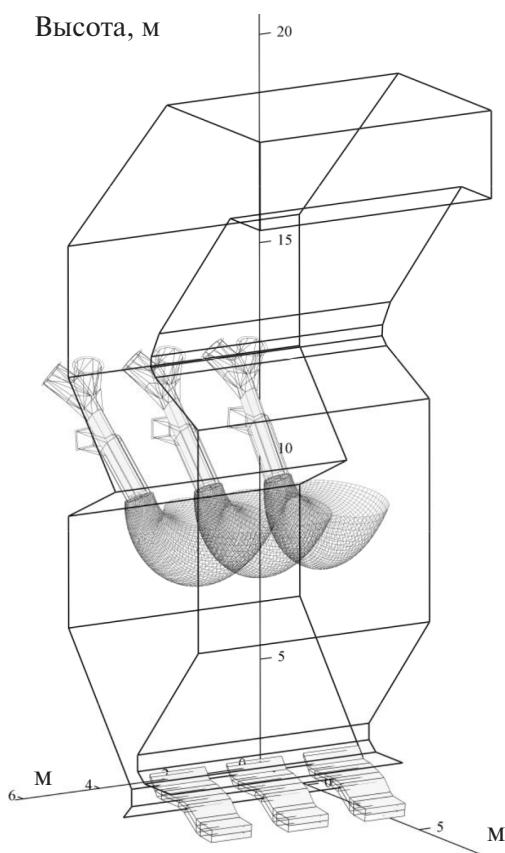


Рис. 3. Развитие горелочных струй в НТВ-топке котла БКЗ-85-13

Для решения задачи применены следующие понятия: «приведенная пленка» ($\Delta/\delta = 1/(Nu_D - 2)$); безразмерная координата ($\zeta = x/\Delta$); критерий Семенова ($Se = (k_4 \Delta / D)^{0.5}$); диффузионно-химический критерий ($N_i = k_i / \alpha_D$); зависимость Аррениуса для констант скоростей реакций ($k_i = k_{0i} \exp(-E_i / RT)$) [5]; «полюс» с координатами $k^* = 100 \text{ м/с}$, $T^* = 2600 \text{ К}$ [6]; энергия активации. Концентрации оксидов азота и серы находились расчетным путем [7].

Размеры топливных частиц, их число на 1 кг расчетного топлива, масса в пределах каждой фракции и площадь начальной поверхности реагирования определялись с учетом рекомендаций [8] путем обработки рассеивочной кривой (рис. 5) исходного топлива (кузнецкий каменный уголь CCP, $R_{90} = 20\%$, $R_{200} = 5\%$).

Анализ температурного уровня в НТВ топке котла БКЗ-85, полученного путем позонного

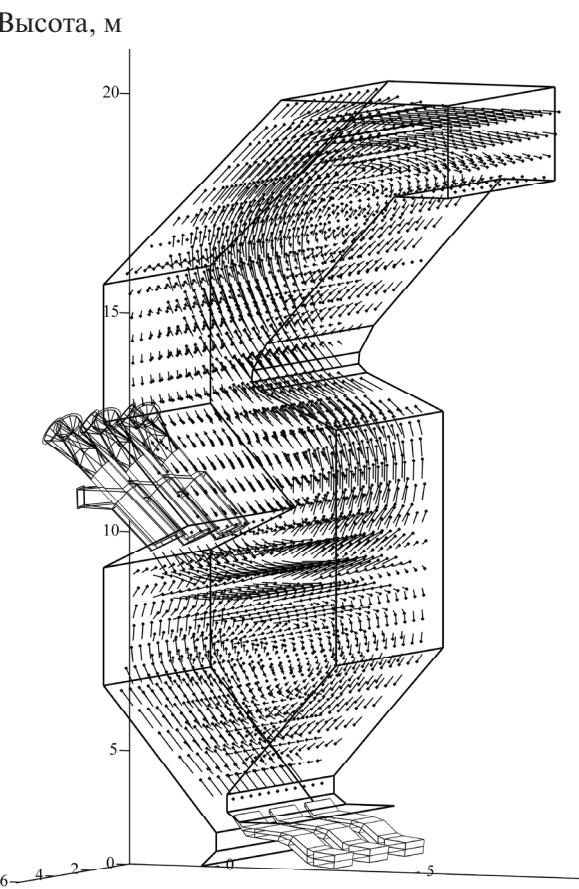


Рис. 4. Векторы скорости газовоздушных потоков в НТВ-топке котла БКЗ-85

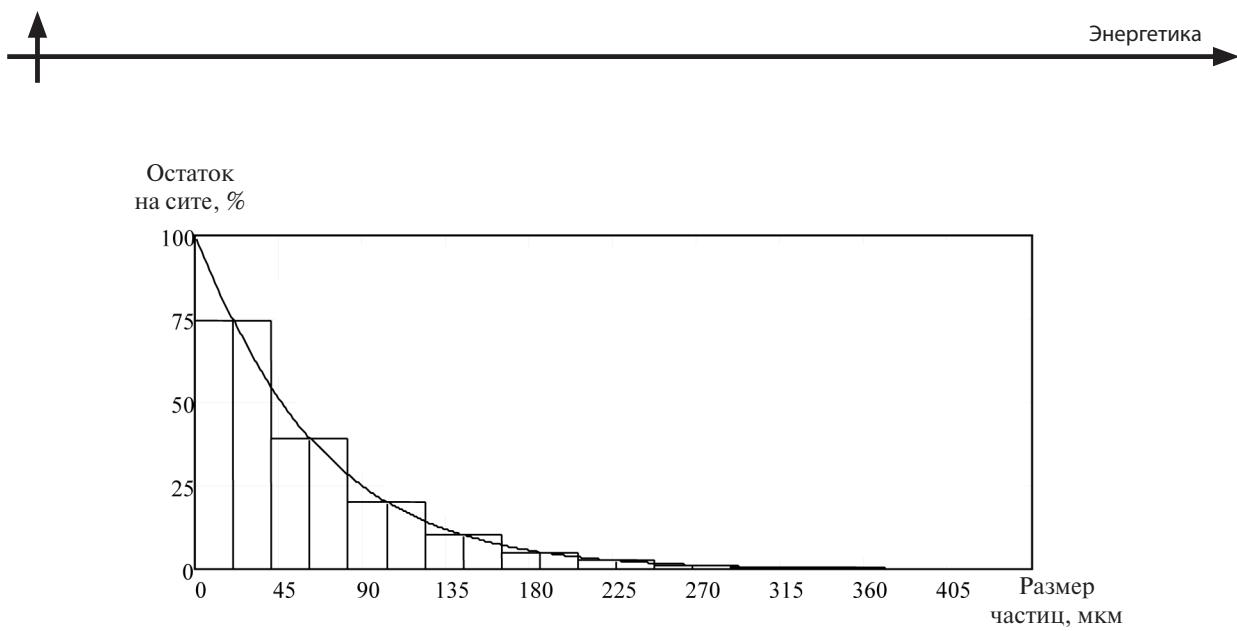


Рис. 5. Обработка рассевочной кривой исходного топлива
(кузнецкий каменный уголь CCP, $W^r=14,5\%$, $A^r=9,8\%$), $R_{90}=25\%$, $R_{200}=4\%$)

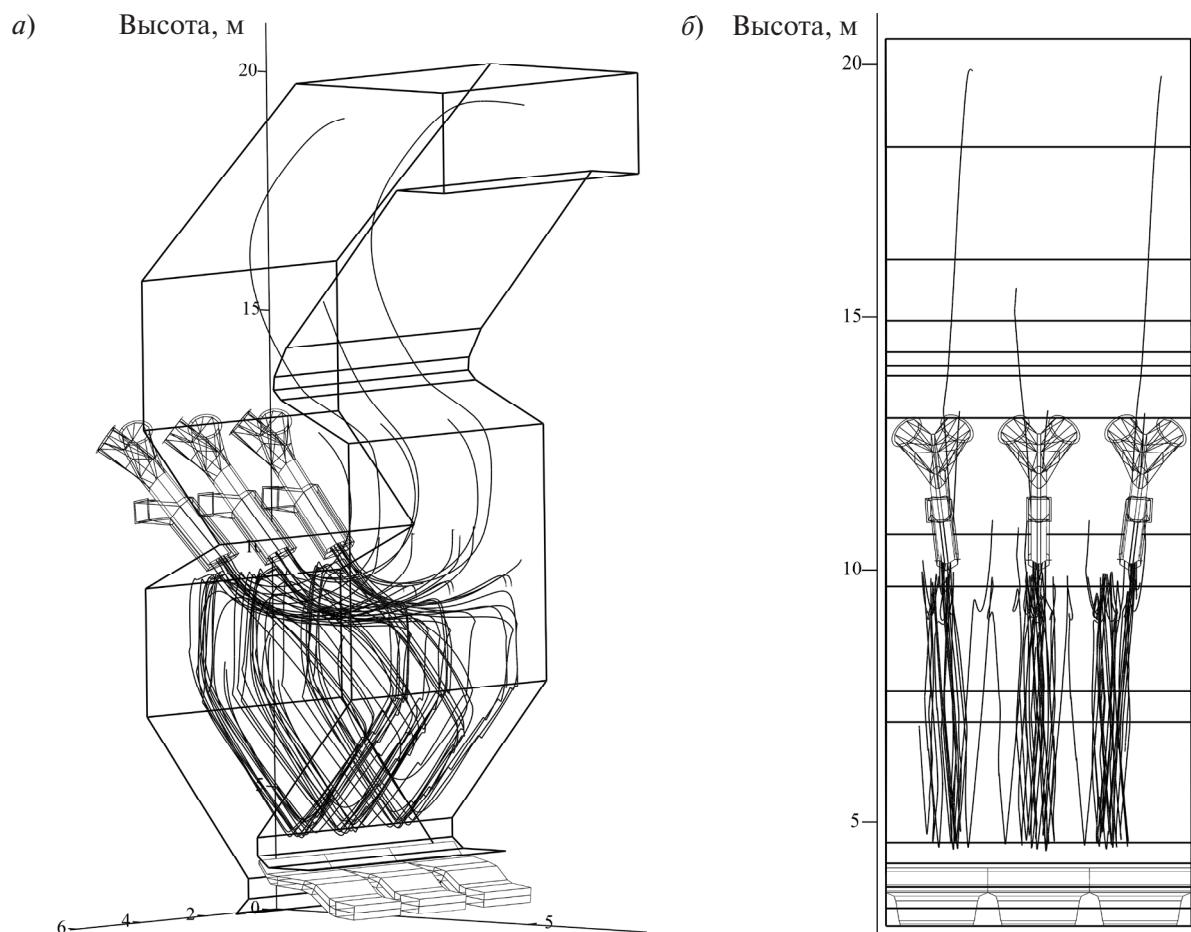


Рис. 6. Траектории движения реагирующих частиц в НТВ-топке котла БКЗ-85-13:
а) в объеме топки; б) вид на фронт котла

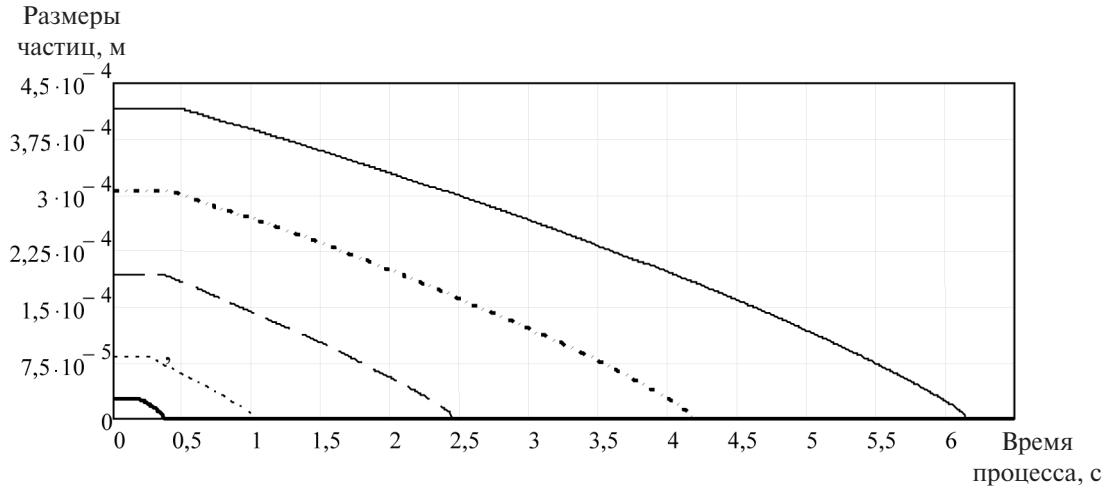


Рис. 7. Выгорание частиц в НТВ-топке котла БКЗ-85-13

теплового расчета [9], показал, что расчетные температуры не превышают допустимых по условию шлакования поверхностей нагрева и не способствуют возникновению «термических» оксидов азота ($T_{\max} < 1800$ K) [10, 11].

Анализ состава исходного топлива показал, что ввиду большого содержания азота в рабочей массе ($N^r = 1,44\%$) интерес представляют результаты расчетного определения конечной концентрации оксидов азота [12], в то время как концентрация в уходящих газах оксидов серы (при ее содержании в рабочем топливе 0,26 %), определенная из баланса реакции их образования, не превысит требуемых нормативов.

Решением уравнения движения [6] с учетом действия на частицу двух основных сил — силы тяжести и силы аэродинамического сопротивления — получены траектории реагирующих топливных частиц в объеме топки (рис. 6), определено время их горения, найдены источниковые члены генерации оксидов азота и серы. Применительно к рассеивочной характеристики исходного топлива время полного выгорания топливных частиц, определяемое с учетом изменения их массы и размера, находят из системы уравнений

$$\frac{dm}{dr} = \frac{dm_{wr}}{d\tau} + \frac{dm_{let}}{d\tau} + \frac{dm_c}{d\tau}, \text{ кг/с; } \quad (2)$$

$$\frac{dm_c}{d\tau} = -G_c + M_c \pi \delta, \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с), } \quad (3)$$

$$\frac{d\delta}{d\tau} = -\frac{2M_c}{\rho_c} G_c, \text{ м/с, } \quad (4)$$

где $M_c = 12$ кг/кмоль — молярная масса углерода; $m = \pi/6\delta^3$ — масса сферической частицы, кг; $f_{\text{пов}} = \pi\delta^2$ — площадь наружной поверхности, м². Согласно расчетам это время составило от 0,35 до 6,2 с (рис. 7).

Сгорание основной массы топлива происходит в нижней вихревой зоне топки. Мелкие частицы ($\delta = 20\text{--}30$ мкм) за время горения делают в ней менее одного оборота, а крупные ($\delta = 390\text{--}412$ мкм) успевают сделать 4—5 оборотов. Разрушения частиц при их ударе об экраны топочной камеры не происходит ввиду высокой тонкости помола топлива.

Результаты расчетного анализа представлены применительно к сечению топки, проходящему через ось центральной горелки (рис. 8). Начальные координаты частиц на выходе из горелки задавались случайным образом (рис. 9). Расчетные поля концентраций оксидов азота и оксидов серы найдены из решения дифференциального уравнения массообмена

$$\frac{dm_i}{d\tau} = D\nabla^2 m_i \quad (2)$$

при наличии источникового члена [13] для каждой из элементарных ячеек нерегулярной криволинейной сетки, максимальный размер которых не превышает $0,2 \times 0,2 \times 0,2$ м. Генерация загрязнителей в элементарных ячейках (источниковые члены) определялась путем суммирования количества NO и SO₂, выделившихся в этих ячейках за время пребывания в них реагирующих частиц.

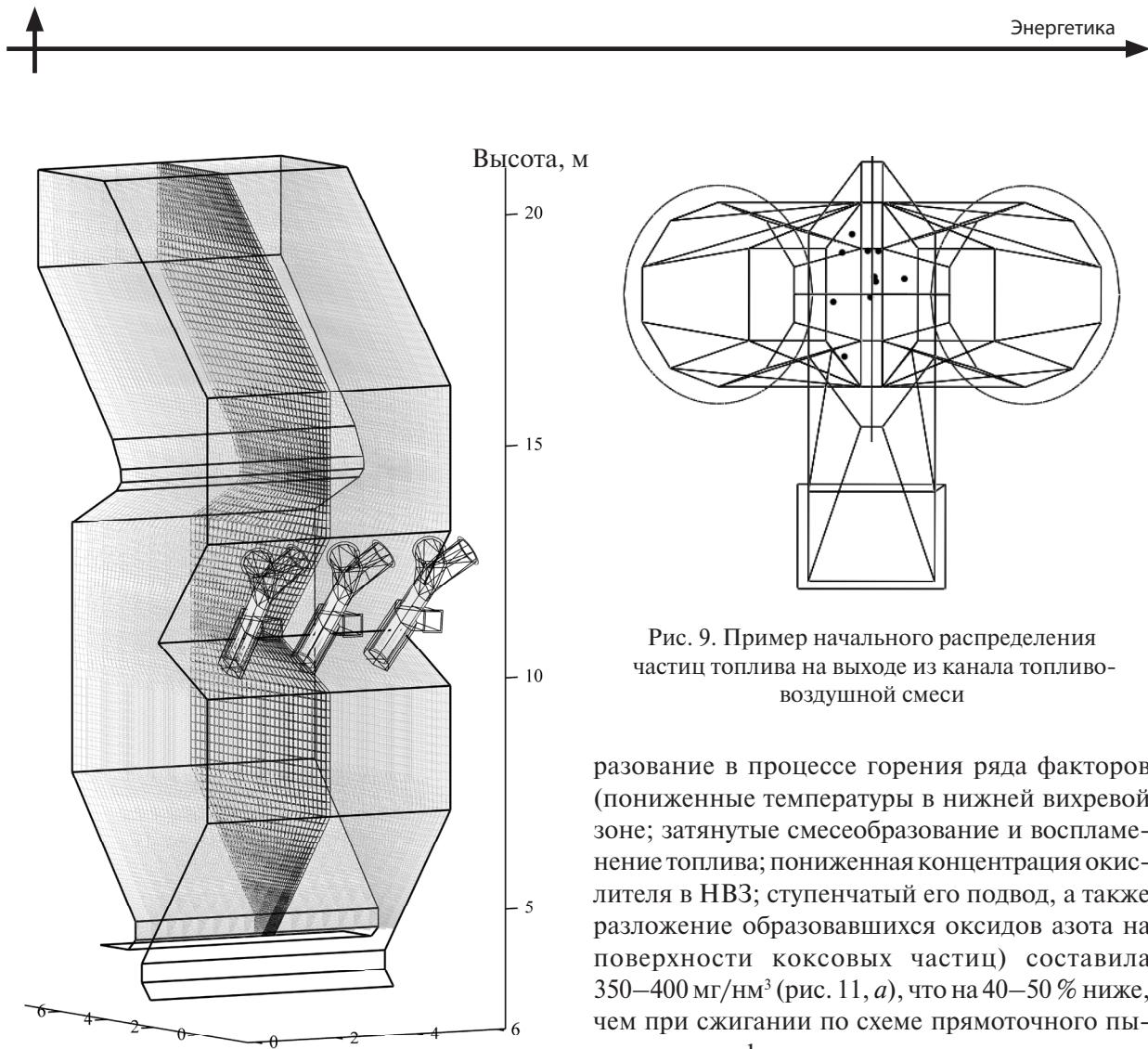


Рис. 8. Сечение топки котла БКЗ-85-13 для анализа результатов расчет

Генерация оксидов азота в нижней вихревой зоне (рис. 10, *a*) увеличивает их локальные концентрации, что улучшает условия дальнейшего реагирования с углеродной поверхностью. Для рассматриваемых условий разложение оксидов азота на поверхности горящих коксовых частиц достигает 30 % и зависит от гранулометрического состава и времени пребывания топлива в НВЗ. Увеличение показателя полидисперсности ($n = 0,8-1,6$) приводит к незначительному снижению количества разложившихся частиц NO, ввиду чего более равномерному помолу следует отдавать предпочтение.

Результирующая расчетная концентрация оксидов азота на выходе из топки с учетом суммарного воздействия на их генерацию и преоб-

Рис. 9. Пример начального распределения частиц топлива на выходе из канала топливо-воздушной смеси

разование в процессе горения ряда факторов (пониженные температуры в нижней вихревой зоне; затянутые смесеобразование и воспламенение топлива; пониженная концентрация окислителя в НВЗ; ступенчатый его подвод, а также разложение образовавшихся оксидов азота на поверхности коксовых частиц) составила 350–400 мг/нм³ (рис. 11, *a*), что на 40–50 % ниже, чем при сжигании по схеме прямоточного пылеугольного факела.

Генерация оксидов серы максимальна в зонах интенсивного выгорания углерода (рис. 10, *б*). К выходу из НВЗ она выравнивается и в прямоточной части факела остается практически без изменения на уровне ~ 500 мг/нм³ (рис. 11, *б*).

Таким образом, результаты проведенных расчетов подтвердили возможность сжигания кузнецкого каменного угля в НТВ-топке котла БКЗ-85-13 с полным выполнением действующих нормативных требований по уровню выбросов вредных веществ, что дало основания для реализации НТВ-технологии на МУП «Южная тепловая станция» г. Рубцовска.

Испытания котла после модернизации проводились в соответствии с методиками [14, 15] при сжигании кузнецкого каменного угля марки ССР разреза «Киселевский». Его средний состав характеризуется следующим образом:

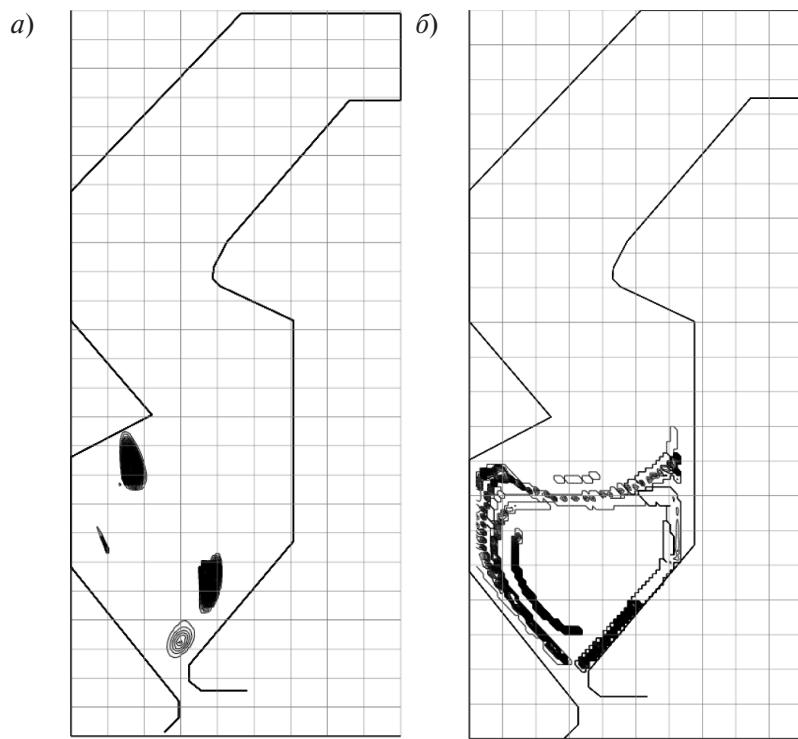


Рис. 10. Зоны интенсивной генерации газовых загрязнителей в НТВ-топке котла БКЗ-85-13: а) оксидов азота; б) оксидов серы

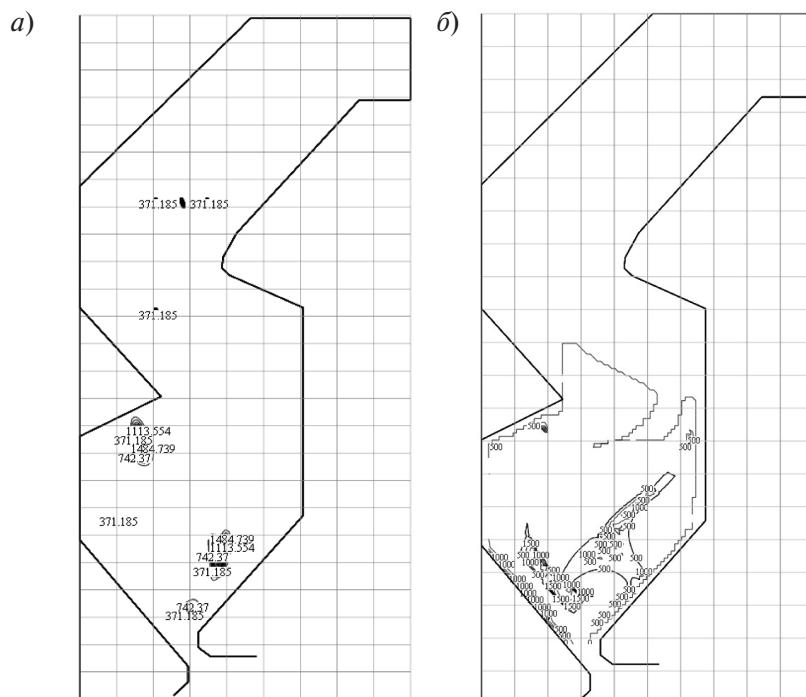


Рис. 11. Усредненное расчетное поле концентраций оксидов азота (а) и оксидов серы (б) в НТВ-топке котла БКЗ-85-13



Влажность W_t , %	14,5
Зольность A^r , %.....	9,8
Сера Sr , %.....	0,26
Углерод Cr , %.....	63,9
Водород H^r , %.....	3,2
Азот N^r , %.....	1,44
Кислород O^r	6,9
Теплота сгорания Q_i^r , МДж/кг (ккал/кг)	23,91 (5710)
Выход летучих V^{daf} , %	24,5
Коэффициент размолоспособности k_{lo} ...	1,5

Гранулометрический состав пыли варьировался при помощи направляющего аппарата сепаратора мельницы в пределах изменения полного остатка на сите 90 мкм от $R_{90} = 9-10\%$ до $R_{90} = 17-18\%$.

Максимальная экономичность котла достигнута при работе на двух пылесистемах. В диапазоне паровых нагрузок $D = 80-126$ т/ч коэффициент полезного действия (брутто) котла составил $\eta = 89,3-91,2\%$. Во всем исследованном диапазоне работы котла температура перегретого пара удовлетворяла требованиям и составляла 250–280 °C. Видимого влияния тонины помола на изменение механического недожога не обнаружено.

Пирометрия топки при номинальной нагрузке показала, что вихревая зона топки достаточно

изотермична. Температура факела изменяется в пределах 1250–1400 °C, на выходе из топки – 950–960 °C, что практически совпадает с расчетными значениями. С момента пуска котел отработал более 10000 часов в основном при паровой нагрузке 90–100 т/ч. Шлакования топки и загрязнения конвективных поверхностей нагрева не наблюдалось.

Таким образом, в результате модернизации котла БКЗ-85-13 с переводом на НТВ-сжигание получены следующие результаты:

1. Повышена до 100 т/ч (на 18 %) номинальная паропроизводительность котла и обеспечена его устойчивая работа на кузнецком каменном угле марки ССР в диапазоне нагрузок $D = (0,5-1,05)D_{nom}$ без подсветки факела мазутом.

2. КПД (брутто) котла в рабочем диапазоне нагрузок $D = (0,8-1,05)D_{nom}$ составляет $\eta = 90,5-91,2\%$.

3. Выбросы газовых загрязнителей (оксидов азота и оксидов серы) не превышают установленных требований при сжигании проектного топлива (кузнецкие каменные угли марки ССР) в котлах установленной мощности ($D < 420$ т/ч).

По итогам НТВ-сжигания кузнецких углей в котле БКЗ-85-13 ст. № 1 МУП «Южная тепловая станция» на НТВ-технологию переведены аналогичные котлы ст. № 2 и ст. № 3, на которых внедрение новой технологической схемы позволило обеспечить эффективное сжигание кузнецких каменных углей различных марок с нормативными показателями по вредным выбросам.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Энергетическая стратегия России на период до 2030 года. Утверждена распоряжением Правительства РФ 13.11.2009 № 1715-р.
2. ГОСТ Р 50831–95. Установки котельные. Техническое оборудование. Общие технические требования. М.: Стандартинформ, 1996. 24 с.
3. Парамонов А.П. Определение и тестирование эмпирических констант для математической модели горения коксового остатка, используемой в программном комплексе Fluent // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2008. № 2 (54). С. 144–149.
4. Тринченко А.А., Шестаков С.М. Повышение экологических показателей низкотемпературных вихревых топок за счет разложения оксидов азота на коксовых частицах // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2008. № 2 (54). С. 149–156.
5. Кондратьев В.Н. Константы скорости газофазных реакций: Справочник. М.: Наука, 1971. 306 с.
6. Померанцев В.В., Арефьев К.М., Ахмедов Д.Б. [и др.] Основы практической теории горения: Учебное пособие для вузов / Под ред. В.В. Померанцева. 2-е изд., перераб. и доп. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 312 с.
7. Тринченко А.А. Внедрение низкотемпературной вихревой технологии сжигания в энергетических котлах как способ повышения их экологических показателей // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 4 (207). С. 61–70.
8. Ромадин В.Р. Пылеприготовление. М-Л.: Госэнергоиздат, 1953. 519 с.
9. Дураченко Л.И., Кравчук Т. Н., Марьямчик М. И. Автоматизированный метод позонного теплового

расчета низкотемпературных вихревых топок к // Вопросы сжигания топлив в парогенераторах: Межвузовский сборник. Барнаул.: Изд-во АПИ, 1981. С. 29–34.

10. **Зельдович Я.Б., Садовников П.Я., Франк-Каменецкий Д.А.** Окисление азота при горении. М.: Изд-во АН СССР, 1947. 146 с.

11. **Сигал И.Я.** Защита воздушного бассейна при сжигании топлива. Л.: Недра, 1988. 312 с.

12. **Котлер В.Р.** Оксиды азота в дымовых газах котлов. М.: Энергоатомиздат, 1987. 144 с.

13. **Патанкар М.** Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости / Пер. с англ. М.: Энергоатомиздат, 1984. 150 с.

14. **РД 153-34.1-26.303-98.** Методические указания по проведению эксплуатационных испытаний котельных установок. М.: Изд-во ОРГРЭС, 2000. 18 с.

15. **Трембовля В.И., Фингер Е.Д., Авдеева А.А.** Теплотехнические испытания котельных установок. М.: Энергия, 1977. 296 с.

REFERENCES

1. Postanovlenie Pravitel'stva RF ot 30 noyabrya 2009 g. №1715-p. [Russia Governement decree №1715-p.] (rus)

2. **GOST 50831-95.** Ustanovki kotelnyye. Tepломеханическое оборудование. Общие технические требования. [Boiler plant. Heat-mechanical equipment. General technical requirements.] Mojscow: Standatinform, 1996. 24 s. (rus)

3. **Paramonov A.P.** Opredeleniye i testirovaniye empiricheskikh konstant dlya matematicheskoy modeli gorenija koksovogo ostatka, ispolzuyemoy v programmnom komplekse Fluent. [Determination and testing of empirical constants for mathematical models of combustion coke used in the software package Fluent]. *St.Peterssurg State Politecnical Universiti Journal.* 2008. № 2(54). S. 144–149. (rus)

4. **Trinchenko A.A., Shestakov S.M.** Povysheniye ekologicheskikh pokazateley nizkotemperaturnykh vikhrevykh topok za schet razlozheniya oksidov azota na koksovykh chastitsakh. [Improving the environmental performance of the low-temperature vortex furnaces due to the decomposition of nitrogen oxides on the coke particles]. *St.Peterssurg State Politecnical Universiti Journal.* 2008. №2(54). S. 149–156. (rus)

5. **Kondratiev V.N.** Konstanty skorosti gazofaznykh reaktsiy: Spravochnik. [The rate constants for gas phase reactions: Handbook.] Moscow: Nauka, 1971. 306 p. (rus)

6. **Pomerantsev V.V., Arefiev K.M., Akhmedov D.B.** Osnovy prakticheskoy teorii gorenija. [Fundamentals of practical combustion theory.] Leningrad: Energoatomizdat, 1986. 312 s. (rus)

7. **Trinchenko A.A.** Vnedreniye nizkotemperaturnoy vikhrevoy tekhnologii szhiganiya v energeticheskikh kotlakh kak sposob povysheniya ikh ekologicheskikh pokazateley. [The introduction of the low-temperature

swirl combustion technology in power boilers as a way to improve their environmental performance]. *St.Peterssurg State Politecnical Universiti Journal.* 2014. №4(207). S. 61–70. (rus)

8. **Romadin V.R.** Pyleprigotovleniye/ [Pulverization.] Moscow - Leningrad; Gosenergoizdat, 1953. 519 p. (rus)

9. **Durachenko L.I.** [i dr.] Avtomatizirovannyj metod pozonnogo teplovogo rascheta nizkotemperaturnykh vikhrevykh topok. [An automated method of calculation of the low-temperature thermal zone vortex furnaces]. *Voprosy szhiganiya topliv v parogeneratorakh.* Barnaul: API Publ., 1981. S. 29–34 (rus)

10. **Zel'dovich Y.B., Sadovnikov P.Y., Frank-Kamenetskiy D.A.** Okisleniye azota pri gorenii [The oxidation of nitrogen during combustion.] Moscow: AN USSR Publ., 1947. 146 p. (rus)

11. **Sigal I.Y.** Zashchita vozduchnogo basseyna pri szhiganiyu topliva. [Protection of the air basin from fuel combustion.] Leningrad: Nedra, 1988. 312 p. (rus)

12. **Kotler V.R.** Oksidy azota v dymovykh gazakh kotelov. [Nitrogen oxides in flue gases of boilers.] Moscow: Energoatomizdat, 1987. 144 p. (rus)

13. **Patankar M.** Chislennyye metody resheniya zadach teploobmena i dinamiki zhidkosti. [Numerical methods for solving problems of heat transfer and fluid dynamics.] Moscow: Energoatomizdat, 1984. 150 p. (rus)

14. **RD 153-34.1-26.303-98.** Metodicheskiye ukazaniya po provedeniyu ekspluatatsionnykh ispytaniy kotelnykh ustanovok [Methodological guidelines for conducting performance tests of boiler installations.] Moscow: ORGRES, 2000. 18 s. (rus)

15. **Trembovlya V.I., Finger E.D., Avdeev A.A.** Teplotekhnicheskiye ispytaniya kotelnykh ustanovok. [Thermal testing of boiler installations.] Moscow: Energy, 1977. 296 p. (rus)



СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ТРИНЧЕНКО Алексей Александрович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: trinchenko@mail.ru

TRINCHENKO Aleksei A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: trinchenko@mail.ru

ПАРАМОНОВ Александр Павлович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: papamon@mail.ru

PARAMONOV Aleksandr P. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: papamon@mail.ru



ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

DOI 10.5862/JEST.231.9

УДК 621.317.75

А.М. Гатауллин

НЕРАЗРУШАЮЩИЙ МЕТОД ДИАГНОСТИКИ ФАРФОРОВЫХ ИЗОЛЯТОРОВ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ 6/10 КВ

A.M. Gataullin

A NON-DESTRUCTIVE METHOD FOR DIAGNOSTING PORCELAIN INSULATORS IN OVERHEAD 6/10 KV POWER LINES

Приведены результаты исследований состояния гирлянд фарфоровых изоляторов по характеристикам частичных разрядов. Разработана методика выявления гирлянд, содержащих дефектный изолятор, без отключения приложенного напряжения. Разработан новый метод оценки состояния фарфоровых изоляторов воздушных линий электропередачи напряжением 6/10 кВ и их гирлянд, основанный на анализе характеристик частичных разрядов.

МЕТОД ЧАСТИЧНЫХ РАЗРЯДОВ; ДИАГНОСТИКА ИЗОЛЯТОРОВ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ; НЕРАЗРУШАЮЩИЙ МЕТОД ДИАГНОСТИКИ ФАРФОРОВЫХ ИЗОЛЯТОРОВ; ДИАГНОСТИКА ИЗОЛЯТОРОВ; ЧАСТИЧНЫЕ РАЗРЯДЫ.

We have developed a new method for diagnosing porcelain insulators of overhead lines with voltages equal to 6/10 kV based on the analysis of partial discharges characteristics. The value of the breakdown voltage obtained by the partial discharges method with a 5% accuracy is in good correlation with the results obtained by the traditional methods, such as direct resistance measurement and others. Breakdown voltages were calculated for garlands without switching off the applied voltage. The developed technique can be useful from a practical point of view to identify the insulators, containing the so-called 'zero' insulators, whose resistance is dozens of times less than that of the defect-free insulators.

PARTIAL DISCHARGES METHOD, DIAGNOSTICS OF INSULATION OF HIGH-VOLTAGE ELECTRICAL EQUIPMENT, THE NON-DESTRUCTIVE DIAGNOSTIC METHOD OF PORCELAIN INSULATORS, INSULATOR DIAGNOSTICS, PARTIAL DISCHARGES

Введение

Активно развивающаяся диагностика изоляторов высоковольтного электрооборудования методом частичных разрядов (ЧР) предполагает оценку величины и распределения по фазе действующего напряжения так называемого каждого заряда, обусловленного распределением зарядовой плотности в разрядном промежутке [1, 2]. В фарфоровой и полимерной изоляции

различают внутренние ЧР, возникающие в кавернах, поверхностные ЧР (ПЧР) и коронные разряды. Известно, что ЧР, возникающие в кавернах, разрушают полимерные и фарфоровые изоляторы изнутри. Можно утверждать, что в большинстве случаев основная причина разрушения фарфоровых и полимерных изоляторов – внутренние дефекты, обусловленные кавернами, которые образуются на этапе их изго-

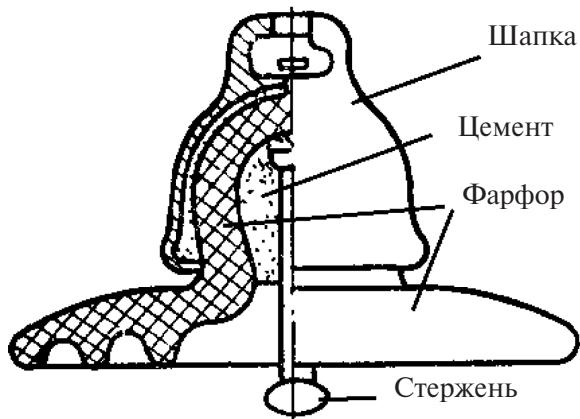


Рис. 1. Типичный фарфоровый изолятор тарельчатого типа

тования; их развитие в процессе эксплуатации приводит к постепенному уменьшению омического сопротивления и сопровождается увеличением числа и интенсивности ЧР. Для разделения различных типов ЧР и идентификации дефекта строят статистические распределения ЧР [3], однако четкие критерии распознавания дефектных изоляторов и их гирлянд до сих пор не разработаны. Старение изоляции высоковольтного электрооборудования может сопровождаться развитием электрических триингов (дендриты) [4]. Прорастание электрических триингов сопровождается уменьшением омического сопротивления изоляторов [5]. В предпробойной ситуации полимерной изоляции в основном наблюдаются ЧР величиной от 50 до 150 пКл [6]. Разработана модель старения изоляции, в которой рост дендритов сопровождается увеличением геометрических размеров каверн [7]. На практике точное определение величины заряда, обусловленного ЧР, обычно не представляется возможным, причем в одних случаях будет наблюдаться переходная характеристика [8], в других случаях – импульсная характеристика [9], обусловленная параметрами измерительной цепи [10], что влияет на величину определяемого кажущегося заряда (то есть заряда, приводящего к таким же изменениям в окружающей среде, что и реальный заряд, внесенный в разрядный промежуток). С практической точки зрения важно с наименьшими затратами оперативно определять гирлянду с дефектным изолятором, находящуюся под воздействием приложенного переменного напряжения 50 Гц. В настоящее время гирлянды воздушных линий электропередачи в условиях эксплуатации в основном диагностируют дистанционно в инфракрасном диапазоне электромагнитного спектра [11]. Недостаток этого метода – невысокая чувствительность к внутренним ЧР [12]. Предлагаемая статья посвящена разработке методики выявления дефектного изолятора в гирлянде по характеристикам ЧР без отключения приложенного напряжения частотой 50 Гц.

Теоретический анализ

Фарфоровые изоляторы в гирляндах воздушных линий электропередачи напряжением 6/10 кВ обычно применяются попарно. Наиболее распространены изоляторы тарельчатого типа

(рис. 1). Небольшие поверхностные сколы фарфора обычно не приводят к существенному уменьшению омического сопротивления изоляторов, величина которого является основной при оценке их состояния. Обычно фарфоровые изоляторы разрушаются изнутри за счет ЧР, образующихся в кавернах. На практике важно оперативно определять фарфоровые изоляторы с наименьшим омическим сопротивлением, чтобы затем их заменять на стеклянные изоляторы.

Рассмотрим суть метода испытания фарфоровых изоляторов и их гирлянд повышенным напряжением. Если изолятор исправен, его омическое сопротивление относительно велико, и по мере увеличения приложенного напряжения может произойти пробой. При этом измеряют ток утечки через контур заземления и по соотношению приложенного напряжения к току утечки определяют (согласно закону Ома) омическое сопротивление. Причем прикладывают как переменное, так и постоянное пробивное испытательное напряжение. Этот метод имеет существенное ограничение, так как в нем не учитывается наличие коронных разрядов, которые существенно влияют на результаты измерений. Другой тип испытания состояния изоляторов и их гирлянд – измерение омического сопротивления с помощью мегаомметра. При использовании этого метода не образуются коронные разряды, поэтому он наиболее достоверный, но этот метод требует отключения приложенного напряжения. Рассмотрим ЧР, возникающие под воздействием приложенного переменного напряжения величиной 50 Гц. При относительно

небольших величинах приложенного напряжения будут наблюдаться ЧР небольшой величины – так называемые начальные ЧР; затем интенсивность и частота ЧР будет расти и произойдет пробой. Действующие нормативные документы предполагают измерения характеристик наиболее интенсивных ЧР максимальной частоты следования, которые возникают на последней предпробойной стадии развития дефектов изолятора. По мнению автора, нерационально диагностировать изолятор на последней стадии его разрушения. Предлагается состояние изоляторов и их гирлянд диагностировать по характеристикам начальных ЧР. При этом важно отделять ЧР от короны (известно, что внутренние ЧР возникают на фоне ПЧР и короны). Корона, как правило, возникает на пиках действующего напряжения, а ЧР – когда приложенное напряжение находится в интервале

$$U_3 \leq U \leq U_r, \quad [1]$$

где U_3 – напряжение зажигания; U_r – напряжения гашения ЧР; U – действующее напряжение.

Известно также, что корона отличается от ЧР полярностью. В зависимости от количества ЧР с определенной полярностью обычно регистрируют ЧР или положительной или отрицательной полярности. Для фарфоровых изоляторов и их гирлянд, которые диагностировались в данной работе, в основном наблюдались ЧР положительной полярности. Поэтому предлагаемая методика анализа изоляторов и их гирлянд базируется на анализе характеристик ЧР положительной полярности. Начальные ЧР появляются в кавернах вблизи нулевых значений приложенного напряжения. В схеме замещения изолятора каверны часто эквивалентируются в виде электрической емкости, которая под воздействием приложенного напряжения постоянно перезаряжается. Чем больше приложенное напряжение и меньше электрическая емкость дефекта, тем с большей частотой перезаряжается электрическая емкость дефекта и тем больше частота следования начальных ЧР. Это соответствует так называемой модели многослойной изоляции. Рассмотрим гирлянды из двух изоляторов, характерных для воздушных линий электропередачи 6/10 кВ, один из которых – дефектный. Согласно закону Ома распределение напряжения между изоляторами без учета влияния короны в такой гирлянде будет определяться соотношением их

сопротивлений. В соответствии с моделью многослойной изоляции можно предположить, что при увеличении приложенного напряжения число начальных ЧР будет расти и постепенно приближаться к числу ЧР для одиночного дефектного изолятора в предпробойной ситуации. На этом предположении основан предложенный метод диагностики фарфоровых изоляторов и их гирлянд.

Методика эксперимента

Измерения проводились при атмосферном давлении 760 мм. рт. ст., температуре окружающего воздуха 23 °C, относительной влажности воздуха 65 % в лабораторных условиях (рис. 2).

Омическое сопротивление изоляторов и их гирлянд определялось с помощью мегаомметра и сопоставлялось с результатами, полученными методом повышенного пробивного напряжения. Для регистрации и анализа ЧР использовался стандартный прибор R-400, включенный в Госреестр средств измерений [13]. Трансформатор опорного напряжения, входящий в состав R-400, применялся для построения распределения сигналов ЧР в зависимости от фазы действующего напряжения частотой 50 Гц – так называемых амплитудно-фазовых диаграмм (АФД) со стандартным интервалом по фазовому углу 15 градусов, предусмотренным конструкцией прибора. Программное обеспечение прибора позволяет также строить статистические распределения ЧР, АФД и передавать их в Microsoft Excel для дополнительной обработки. Аппарат испытания диэлектриков АИД-70 позволяет определить

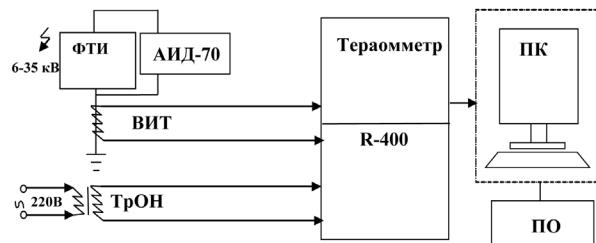


Рис. 2. Блок-схема лабораторной установки:
ФТИ – фарфоровый тарельчатый изолятор ПФб-В; ВИТ – высокочастотный измерительный импульсный трансформатор; ТрОН – трансформатор опорного напряжения; мегаомметр М 4100/4;

АИД-70 – аппарат испытания диэлектриков; ПК – персональный компьютер; ПО – программное обеспечение прибора R-400



пробивное напряжение в диапазоне до 70 кВ; ток при пробивном напряжении равен 10 мА. По значению тока и напряжения может быть определено омическое сопротивление диэлектрика как переменному (частотой 50 Гц), так и постоянному току.

Результаты и их обсуждение

Путем комбинированного методов измерения ЧР и повышенного приложенного переменного напряжения частотой 50 Гц определено пробивное напряжение дефектного изолятора (15 кВ). При этом удалось исключить влияние короны. Корона, в свою очередь, контролировалась прибором R-400. Мегаомметром определено соотношение сопротивлений дефектного и бездефектного изолятора – 1:50; далее с учетом этого соотношения и величины пробивного напряжения дефектного изолятора 15 кВ оценено пробивное напряжение бездефектного изолятора – 725 кВ. Заметим, что прямое измерение про-

бивного напряжения дает существенно меньшие результаты из-за влияния короны, так как корона уменьшает сопротивление разрядного промежутка и, в свою очередь, может быть связана с характеристиками окружающего изолятора воздуха (влажность, загрязнения), а также с загрязнениями и влагой на поверхности изолятора.

Далее были исследованы характеристики ЧР одиночного дефектного и бездефектного изоляторов при величине приложенного напряжения 12,5 кВ (так называемое предпробойное напряжение). При этом дефектный изолятор внешних повреждений не имел. С помощью программы обработки данных прибора R-400 построены статистические распределения для дефектного (рис. 3) и бездефектного (рис. 4) изоляторов. Выяснилось, что характер статистического распределения ЧР положительной и отрицательной полярности для дефектного и бездефектного изоляторов качественно различен в области начальных ЧР величиной 35 и 45 пКл.

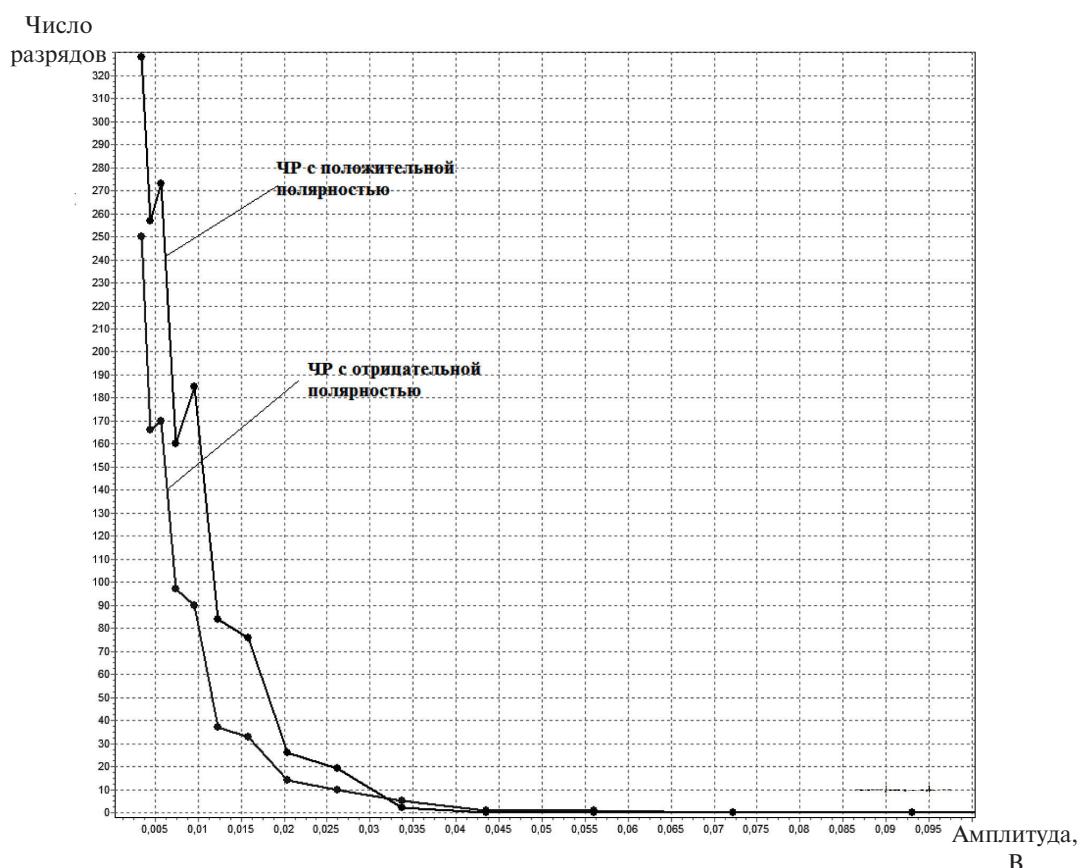


Рис. 3. Дефектный изолятор (12,5 кВ), [1 В] = [10000 пКл]

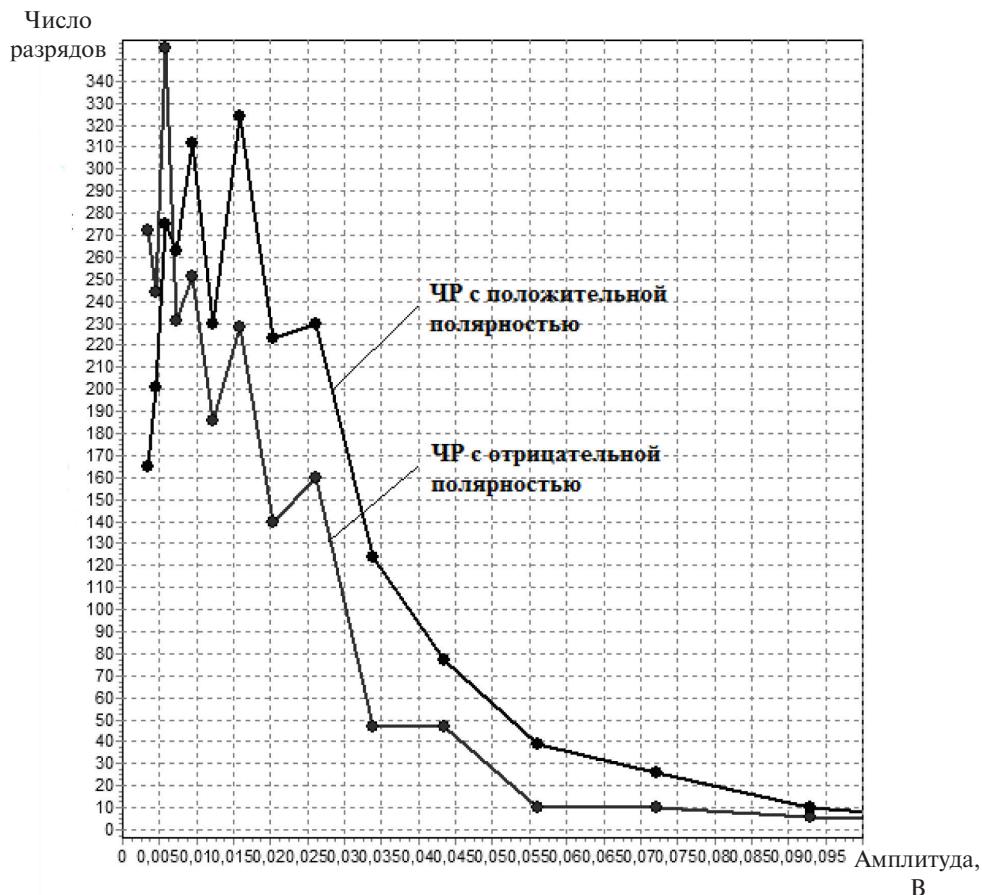


Рис. 4. Бездефектный изолятор (12,5 кВ). Импульсы на положительной и на отрицательной полуволне приложенного напряжения. [1 В] = [10000 пКл]

Для более детального количественного анализа полученные данные статистического распределения ЧР положительной полярности (которых оказалось больше, чем ЧР с отрицательностью полярности) с помощью встроенных средств программной оболочки прибора R-400 передавались в Excel. Далее для дефектного и бездефектного изоляторов средствами Excel определялся удельный вес начальных ЧР величиной 35, 45, 57, 262, 330 и 430 пКл положительной полярности в общем числе ЧР положительной полярности при величине приложенного напряжения 12,5 кВ. Также был определен удельный вес начальных ЧР величиной 35, 45, 57, 262, 330 и 430 пКл положительной полярности по отношению к общему числу ЧР положительной полярности для гирлянд из двух изоляторов, в том числе содержащих дефектный изолятор, при значении приложенного напряжения 25 кВ (см. таблицу).

Из таблицы видно, что в случае гирлянды из двух изоляторов, один из которых дефектный, удельный вес всех рассмотренных величин начальных ЧР положительной полярности в общем числе ЧР положительной полярности больше по сравнению с аналогичной величиной для гирлянды из двух таких же бездефектных изоляторов в $k = 0,351767906/0,301980198 \approx 1,16$ раз.

Далее, согласно модели многослойной изоляции было сделано предположение, что удельный вес начальных ЧР величиной 35, 45, 57, 262, 330, 430 пКл положительной полярности в общем числе ЧР положительной полярности для гирлянд из двух изоляторов, один из которых дефектный, увеличивается в k раз при удвоении величины приложенного напряжения. На основе измеренных статистических характеристик ЧР, полученных при относительно низком напряжении были вычислены величины k при высоких значениях приложенного напряжения:



Сравнительные статистические характеристики ЧР

Объект испытания/ приложенное напряжение	Величина начальных ЧР, пКл	Число начальных ЧР	Число начальных ЧР с положительной полярностью	Всего ЧР с положительной полярностью	Удельный вес начальных ЧР в общем числе ЧР с положительной полярностью
Один дефектный изолятор 12,5кВ	35	375	1160	1645	0,705167173
	45	325			
	57	460			
	262	200			
	330	135			
	430	150			
Два бездефектных изолятора 25кВ	35	90	305	1010	0,301980198
	45	85			
	57	130			
	262	240			
	330	230			
	430	235			
Два изолятора в гирлянде, один из которых – дефектный 25кВ	35	115	388	1103	0,351767906
	45	118			
	57	155			
	262	235			
	330	215			
	430	265			

Приложенное напряжение, кВ	Удельный вес начальных ЧР
25	0,3518
50	0,4098
100	0,4773
200	0,556
400	0,6477
800	0,7545

Эти же значения средствами Excel представлены в виде графика (рис. 6) с построением экспоненциальной линии тренда зависимости $k(U)$ (пунктирная линия).

Линия тренда зависимости $k(U)$, представленная на рис. 6, определяется формулой

$$k = 0,3 \exp \left(0,1542 \left(1 + \log_2 \frac{U}{25} \right) \right), \quad (2)$$

где U – приложенное напряжение, кВ; k – удельный вес ЧР величиной 35, 45, 57, 262, 330,

430 пКл (так называемые начальные ЧР) положительной полярности в общем числе ЧР положительной.

Из (2) выразим приложенное напряжение U :

$$U = 0,252 \left(\frac{1}{0,1542 \lg \frac{k}{0,3} - 1} \right). \quad (3)$$

С помощью полученной зависимости (см. рис. 6) и по данным из таблицы, при значении $k = 0,705$ определено предпробойное напряжение гирлянды изоляторов, содержащей дефектный изолятор: оно равно 660 кВ. Выяснено, что линия тренда зависимости $k(U)$ практически является прямой (рис. 7). Поэтому с учетом поправки на пробивное напряжение дефектного изолятора (15 кВ вместо 12,5 кВ) согласно рис. 7 легко получить значение пробивного напряжения гирлянды из двух изоляторов, один из которых – дефектный. Оно равно 800 кВ, что хорошо согласуется с предыдущей экспериментальной оценкой – 740 кВ (сумма пробивных на-

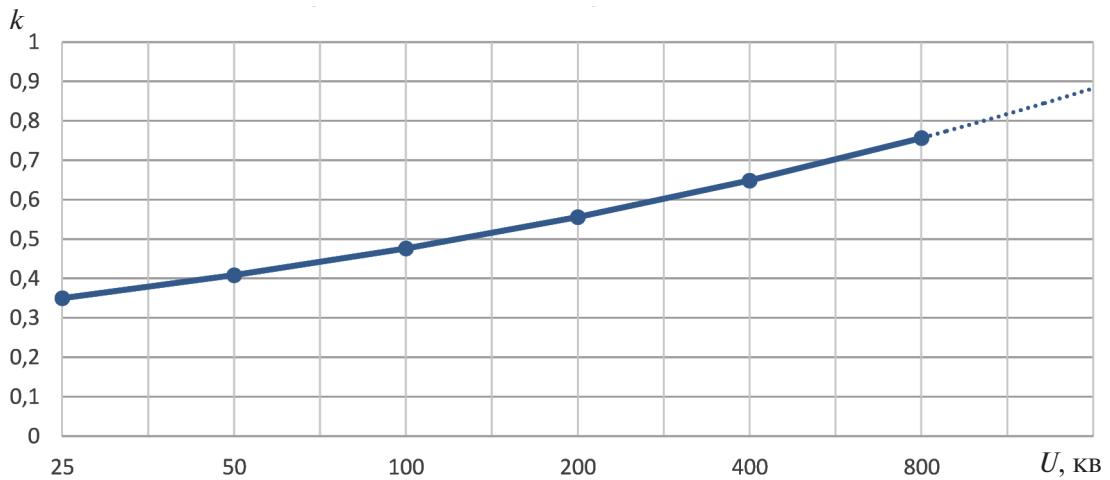


Рис. 6. Зависимость $k(U)$ удельного веса начальных ЧР от приложенного напряжения для гирлянды из двух изоляторов, один из которых дефектный, с экспоненциальной линией тренда

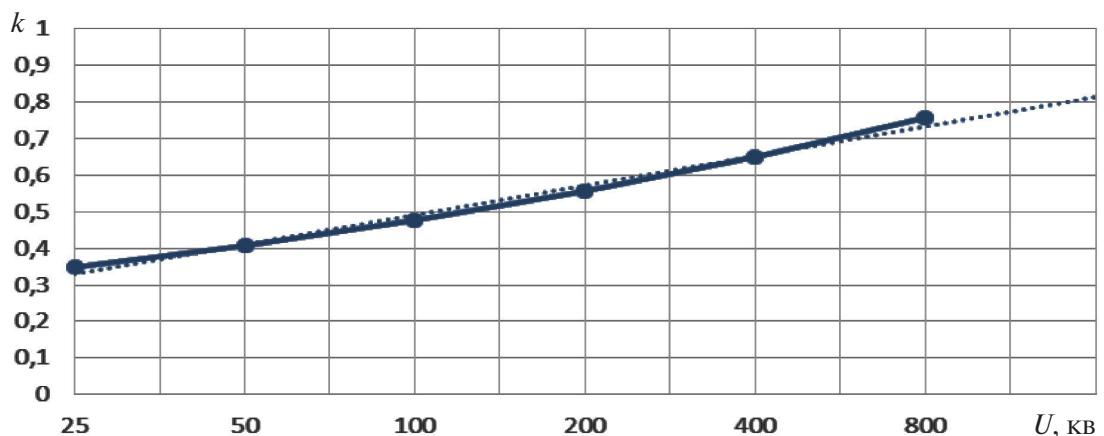


Рис. 7. Зависимость удельного веса начальных ЧР от приложенного напряжения для гирлянды из двух изоляторов, один из которых дефектный, с линией тренда в форме прямой

пряжений для одиночного дефектного изолятора (725 кВ) и одиночного бездефектного изолятора (15 кВ)).

После этого по методике [14] были исследованы характеристики ЧР описанных выше увлажненных изоляторов и их гирлянд. Оказалось, что предложенный в статье способ диагностики дефектных изоляторов применим и для диагностики состояния увлажненных и загрязненных гирлянд, но в данной статье обсуждаются результаты исследования только для сухих чистых изоляторов. С практической точки зрения важно выделять гирлянды с так называемыми «нулевыми» изоляторами, сопротивление которых в десятки раз меньше по сравнению с сопротивлением нормальных изоляторов. По-

этому проведены исследования с гирляндами изоляторов, содержащими дефектный изолятор, у которого величина омического сопротивления в 50 раз меньше сопротивления парного бездефектного изолятора. Для различных пар изоляторов и их гирлянд число k отличается, но методика оценки пробивного напряжения остается такой же. С точки зрения практического применения предложенного метода для выявления гирлянд, содержащих «нулевые» изоляторы, можно рекомендовать определять k как отношение удельного веса начальных ЧР величиной 35, 45, 57, 262, 330, 430 пКл для различных гирлянд с построением в автоматическом режиме зависимостей $k(U)$ и дальнейшей оценкой пробивного напряжения. При этом важно провести



большое число измерений и составить на их основе справочные данные. Это будет сделано на последующих этапах исследования. Измерения ЧР должны проводиться при одних и тех же погодных условиях стандартным анализатором ЧР любого типа, включенным в Госреестр средств измерения. Имеются приборы, позволяющие регистрировать ЧР дистанционно, избирательно для каждой гирлянды и удовлетворяющие необходимым требованиям чувствительности.

Таким образом, уже на данном этапе исследований по предложенной методике можно оценить состояние гирлянд изоляторов, исключив влияние короны, причем без отключения приложенного напряжения.

Заключение

Предложен метод оценки степени разрушения за счет каверн изоляторов и их гирлянд, основанный на сопоставлении традиционных методов и метода ЧР. Применяя стандартные приборы измерения характеристик ЧР и сопротивления изоляторов (мегаомметр), удалось исключить влияние короны, загрязнения поверхности изоляторов, а также влияние состояния окружающего воздуха. Исследования были проведены с различными парами изоляторов, в которых один был дефектный; они показали, что именно начальные ЧР, а не ЧР максимальной

амплитуды, определяют степень разрушения изоляторов за счет каверн. Разработанный метод по эффективности можно сопоставить с измерениями сопротивления гирлянд изоляторов мегаомметром, но он имеет явные преимущества ввиду возможности применения без отключения приложенного напряжения 50 Гц.

Разработанный метод оценки состояния гирлянд фарфоровых изоляторов воздушных линий электропередачи напряжением 6/10 кВ предполагает определение величины k (удельный вес начальных ЧР величиной 35, 45, 57, 262, 330, и 430 пКл положительной полярности) для бездефектных и дефектных изоляторов и их гирлянд и дальнейшую оценку пробивного напряжения гирлянд с дефектным изолятором. Величина пробивного напряжения, полученная по характеристикам ЧР, с точностью 8 % согласуется с результатами, полученными традиционными методами. Методика проста, поэтому полезна с практической точки зрения для сравнения различных гирлянд изоляторов между собой и выявления среди них гирлянд, содержащих так называемые «нулевые» изоляторы, омическое сопротивление которых в десятки раз меньше омического сопротивления бездефектных изоляторов. Методика применима для оценки степени разрушения, обусловленного кавернами, гирлянд фарфоровых и полимерных изоляторов всех типов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. МЭК 60270. Методы высоковольтных испытаний – измерение частичных разрядов. Международный стандарт. Пер. с англ. М.: 2000-12. 55 с.
2. ГОСТ 20074-83. Электрооборудование установок. Методы измерения частичных разрядов. М.: Государственный комитет СССР по стандартам, 1983. 24 с.
3. Гатауллин А.М., Матухин В.Л., Наумов Б.А. Система мониторинга и диагностирования (СМИД) высоковольтного электрооборудования на основе анализа статистических параметров частичных разрядов // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2013. № 7–8. С. 19–26.
4. Кучинский Г.С. Частичные разряды в высоковольтных конструкциях. Л.: Энергия, 1979. 233 с.
5. Morshuis P. // Proc. of 9th Intern. Symposium on High Voltage Engineering. Graz (Austria). 1995. Vol. 5. P. 5644.1–5644.4.
6. Носков М.Д., Малиновский А.С., Закк М., Шваб А.Й. Моделирование роста дендритов и ча-
- стичных разрядов в эпоксидной смоле // Журнал технической физики. 2002. Т. 72. Вып. 2. С. 121–128.
7. Резинкина М.М. Влияние проводимости ветвей дендритов в полиэтиленовой изоляции на их рост при приложении высокого напряжения // Журнал технической физики. 2005. Т. 75. Вып. 6. С. 85–92.
8. Yicheng Wang. New method for measuring statistical distributions of partial discharge pulses // J. Res. Natl. Inst. Stand Technol. 1997. Vol. 102, №5. P. 569–576.
9. Гатауллин А.М. Регистрация и обработка сигналов частичных разрядов // Приборы и техника эксперимента. 2014. № 4. С. 55–60.
10. Гатауллин А.М., Крупнов Б.А., Матухин В.Л. Моделирование искажения формы линии сигналов частичных разрядов // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2011. № 3–4. С. 74–82.
11. Арбузов Р.С. Электронно-оптический контроль опорно-стержневой и подвесной изоляции //

Электронприбор. Электронный журнал. 2012. Вып. 4. С. 3–9. [Электронный ресурс] URL: http://www.electronpribor.ru/files/publications/journal_230812-2.pdf (дата обращения 30.09.2015).

12. Патент РФ № 2014135317. Способ бесконтактной дистанционной диагностики состояния высоковольтных полимерных изоляторов / Гатауллин А.М. Решение о выдаче патента на изобретение по заявке № 2014135317/28(057306).

13. ООО «Димрус» [электронный ресурс], URL: <http://dimrus.ru/manuals/r400.pdf> (дата обращения 30.09.2015).

14. Гатауллин А.М., Матухин В.Л., Низамов И.И. Метод неразрушающего контроля полимерных композитных изоляторов напряжением 35 кВ // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического института. 2015. № 2 (219). С. 119–125.

REFERENCES

1. МЕК 60270. Metody vysokovoltnykh ispytaniy – izmereniye chasticchnykh razryadov. Mezhdunarodnyy standart. [Methods of high-voltage tests - measurement of partial discharges. International Standard.] / Per. s angl. M., 2000.12. 55 s.

2. ГОСТ 20074-83. Elektrooborudovaniye ustanovok. Metody izmereniya chasticchnykh razryadov. [Electrical installations. Methods for measuring partial discharges.] M.: Gosudarstvennyy komitet SSSR po standartam, 1983. 24 s.

3. Гатауллин А.М., Матухин В.Л., Наумов В.А. Sistema monitoringa i diagnostirovaniya (SMID) vysokovoltnogo elektrooborudovaniya na osnove analiza statisticheskikh parametrov chasticchnykh razryadov. [The design of the system for the monitoring and diagnosis (smid) of high-voltage equipment]. *Izvestiya vuzov. Problemy energetiki*. 2013. № 7–8. s. 19–26. (rus)

4. Кучинский Г.С. Chasticchnyye razryady v vysokovoltnykh konstruktsiyakh. [Discharges characteristics in high-voltage electrical installations.] L.: Energiya, 1979. 233 s. (rus)

5. Morshuis P. // Proc. of 9th Intern. Symposium on High Voltage Engineering. Graz (Austria). 1995. Vol. 5. P. 5644.1–5644.4.

6. Noskov M.D., Malinovskij A.S., Zakk M., Shvab A.J. Modelirovaniye rosta dendritov i chasticchnyh razryadov v jepoksidnoj smole. [Simulation of dendrite growth and partial discharges in epoxy resin]. *Zhurnal tehnicheskoy fiziki*. 2002. T. 72. Vyp. 2. S. 121–128. (rus)

7. Rezinkina M.M. Vlijanie provodimosti vtevej dendritov v polijetilenovoj izoljacii na ih rost pri prilozhenii vysokogo naprjazhenija. [Effect conduction branches of dendrites in polyethylene insulation on their growth by applying a high voltage]. *ZhTF*. 2005. T. 75,

Vyp. 6. S. 85–92. (rus)

8. Yicheng Wang. New method for measuring statistical distributions of partial discharge pulses // *J. Res. Natl. Inst. Stand Technol.* 1997. Vol. 102. №5. P. 569–576.

9. Gataullin A.M. Registratsiya i obrabotka signalov chasticchnykh razryadov. [Recording and processing of partial discharges signals.]. *Pribory i tekhnika eksperimenta*. 2014. № 4. S. 55–60. (rus)

10. Gataullin A.M., Krupnov B.A., Matukhin V.L. Modelirovaniye iskazhenija formy linii signalov chasticchnyh razryadov. [The modeling of the partial discharges signals line form distortion]. *Izvestiya vuzov. Problemy energetiki*. 2011. № 3–4. S. 74–82. (rus)

11. Arbuzov R.S. Elektronno-opticheskiy kontrol oporno-sterzhnevoy i podvesnoy izolyatsii [Optoelectronic control support-rod and suspended insulation]. // *Elektronpribor. Elektronnyy zhurnal*. 2012. Vyp. 4. http://www.electronpribor.ru/files/publications/journal_230812-2.pdf. (Accessed 30/09/2015). (rus)

12. RF Patent № 2014135317. A method of contactless remote diagnostics of high-voltage polymer insulators / Gataullin A.M. The decision to grant a patent for an invention under the application № 2014135317/28 (057306). (rus)

13. ООО «Dimrus», Available: <http://dimrus.ru/manuals/r400.pdf> (Accessed 30/09/2015). (rus)

14. Гатауллин А.М., Матухин В.Л., Низамов И.И. Metod nerazrushayushchego kontrolya polimernykh kompozitnykh izolyatorov napryazheniyem 35 kV [Nondestructive testing method of polymeric composite insulators voltage of 35 kV]. *St.Petersburg State Politechnical University Jurnal. St.Petersburg*: SPbGPU Publ. 2015. № 2(219). S. 119–125. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГАТАУЛЛИН Айрат Мухамедович – кандидат технических наук доцент Казанского государственного энергетического университета
420066, Казань, ул. Красносельская, 51.

E-mail: gataullinam@mail.ru

GATAULLIN Aiyrat M. – Kazan State Power Engineering University.

51, Krasnoselskaya St., Kazan, Russia, 420066.

E-mail: gataullinam@mail.ru



ЗАМЕЩЕНИЕ МНОГООБМОТОЧНОГО ТРАНСФОРМАТОРА 2nT-ОБРАЗНОЙ СХЕМОЙ

M.A. Shakirov

SUBSTITUTION MULTIPLE WINDING TRANSFORMER 2nT-FIGURATIVE SCHEME

Представлены новые развернутые $2nT$ -образные схемы замещения трансформатора, содержащего n концентрических обмоток, с отображением на схемах всех магнитных потоков между обмотками, в самих обмотках, в элементах магнитопровода, а также между ним и баком в случае насыщения магнитопровода. В основу положена идея сшивания $4T$ -образных схемных моделей двухобмоточных трансформаторов, рассматриваемых в качестве элементарных ячеек более сложной $2nT$ -образной структуры. Подтверждена достоверность возникновения в различных частях магнитопровода при коротких замыканиях одной или нескольких обмоток магнитных сверх- и антипотоков в сравнении с потоками холостого хода. Показано, что наблюдение этих аномальных потоков на схеме замещения возможно благодаря присутствию в ней отрицательных индуктивностей. Доказано, что схемы замещения без отрицательных элементов характеризуются трехдиагональной матрицей индуктивностей.

ТРАНСФОРМАТОР; ПЕРВИЧНАЯ И ВТОРИЧНАЯ ОБМОТКИ; МАГНИТНЫЙ ПОТОК; СХЕМА ЗАМЕЩЕНИЯ; ТРЕХОБМОТОЧНЫЙ ТРАНСФОРМАТОР; КОРОТКОЕ ЗАМЫКАНИЕ; ХОЛОСТОЙ ХОД; ВЗАЙМНАЯ ИНДУКТИВНОСТЬ.

The paper presents new detailed $2nT$ -type equivalent circuits of a transformer containing N concentric windings, with all magnetic fluxes between the windings, in the windings, in the elements of the magnetic circuit, and between the circuit and the tank (for the case of magnetic circuit saturation) displayed in the circuits. It is the study is based on the concept of stitching of the $4T$ -shaped circuit models for two-winding transformers (considered as a unit cell of a more complex $2nT$ -shaped structure). We managed to confirm that one or more windings of magnetic super- and anti-streams actually do occur in various parts of the magnetic circuits during short-circuiting compared with open-circuit fluxes. It is shown that it is possible to observe such anomalous fluxes in the equivalent circuit due to the presence of negative inductances. It is proved that equivalent circuits without negative elements are characterized by a three-diagonal matrix of inductances.

TRANSFORMER; PRIMARY AND SECONDARY WINDINGS; MAGNETIC FLUX; EQUIVALENT CIRCUIT; THREE-WINDING TRANSFORMER; SHORT CIRCUITED; IDLING; COUPLED INDUCTANCE.

Введение

Многообмоточным называют трансформатор, имеющий более двух электрически разъединенных обмоток. Такой трансформатор может заменить два или несколько силовых двухобмоточных, что упрощает связи между электрическими станциями и распределительными сетями

и приводит к удешевлению эксплуатационных расходов и общей стоимости электроэнергетических систем. Вместе с тем корректный вывод о преимуществах многообмоточных трансформаторов (к ним относят также трансформаторы с расщепленными обмотками) можно получить лишь на основе ясного представления полной картины происходящих в них физических про-



цессов, которые, однако, до настоящего времени не вполне ясны. Дискуссия развернулась относительно главной особенности любых их схем замещения (многоугольные [1–5], древовидные [6], цепочечные [1, 6] и др.) – присутствия в них отрицательных индуктивностей, что служит поводом для панических утверждений типа: «нет оснований искать объяснение физике этого явления ...» (см. стр. 56 в [4]). В [5, стр. 124] отрицательные индуктивности выставляются математическим казусом, как «обусловленные отличием среднеквадратичного значения функции от ее среднего значения». В [6, стр. 89] и вовсе категорически заявлено, что эти «индуктивности не имеют физического смысла», а их присутствие объясняется ничего незначащей отговоркой: «они лишь приводят схему замещения в соответствие с реальными соотношениями». В таком же духе о них говорится во всех учебниках, при этом подчеркивается их малое числовое значение по сравнению с другими индуктивностями [7–10]. Вопреки этому А. Бояджан «физически интерпретировал их как результат взаимоиндуктивных связей» [3]. Следуя за ним, авторы [11, 12], выполнившие критический обзор работ по данной тематике, предлагают избавиться от этих, как сказано в [3], «виртуальных» величин путем введения взаимоиндуктивных связей (M_{ij}) между всеми индуктивностями рассеяния. Говоря о трехобмоточном трансформаторе, они пишут в [12]: «we **postulate** that L_{12} and L_{23} must be mutually coupled», наделяя M весьма расплывчатым смыслом: «The mutual inductance M gives the magnetic coupling of the leakage fields between windings (flux in air)», но тут же оговариваются, что « M does not have any relationship with the commonly used mutual inductance ...». Матрица индуктивностей ветвей их схемы замещения оказывается полностью заполненной, причем ее недиагональные элементы M_{ij} определяются по весьма сложным формулам и различаются знаками, что вызывает дополнительные вопросы.

Причина перечисленных метаний от «отсутствия физического смысла» до его «физической интерпретации» на базе сомнительных «постулатов» – укоренившийся феноменологический подход к моделированию трансформатора на основе внешних характеристик относительно его $n + 1$ полюсов (как правило, по сопротивлениям короткого замыкания между парами его обмоток). При этом исключаются возможности кон-

тролировать физические процессы внутри трансформатора, в частности взаимосвязи между магнитными потоками в отдельных частях магнитопровода, окна, пространства около бака и т.д., что чрезвычайно важно для оценки магнитного состояния отдельных частей магнитопровода. В результате до сих пор остались нерешенными вопросы, связанные с анализом электродинамической стойкости трансформаторов в аномальных режимах. Ни одна из существующих теорий, а также разработанные на их основе стандартные пакеты не допускают даже постановки задачи об оценке различий в насыщении отдельных частей магнитопровода при внезапном КЗ одной или нескольких обмоток трансформатора (что важно для корректной оценки ударных токов КЗ), поскольку ошибочно принимается, что при КЗ магнитопровод не насыщен (см. [4, с. 307] или [8, с. 81] и др.).

Вместе с тем, как показано в [13, 14] на примере двухобмоточного трансформатора, реализация идеи получения схемных моделей с отображением на них всех магнитных потоков трансформатора *возможна* (!), но при условии отталкивания от *первичных* величин, т.е. от напряженностей электрического и магнитного полей, вектора Пойнтинга, а также перехода к новому пониманию самого принципа действия трансформатора. Схемы с потоками придают физический смысл каждому ее элементу. Оказалось, что для отображения магнитных потоков на схеме замещения даже двухобмоточного трансформатора требуется *выделение отрицательных* индуктивностей, которые к тому же играют ключевую роль в объяснении физики возникновения магнитных сверх- и антипотоков в его короткозамкнутом режиме работы и при внезапных КЗ. Существование этих потоков убедительно подтверждено как экспериментально [15], так и путем построения картин магнитных полей в короткозамкнутом трансформаторе [16, 17].

Цель работы – получение аналогичных «физических» схемных моделей для многообмоточного броневого трансформатора с наглядным представлением на них всех магнитных потоков между его обмотками, в самих обмотках, в элементах магнитопровода, а также между ним и баком в случае насыщения магнитопровода (рис. 1). Термин «физические схемные модели» – условный и употреблен, чтобы:



подчеркнуть их принципиальное отличие от известных традиционных схем замещения, в действительности упрощенно описывающих n -обмоточный трансформатор как «черный ящик» с $n + 1$ полюсами;

отразить универсальный характер новых моделей как позволяющих в результате несложных упрощений получать известные схемы замещения, а также контролировать и исправлять ошибки любых других моделей, в частности предложенных в [11].

Допущения и обозначения

В соответствии с общими правилами [4, 11] будем считать все обмотки приведенными к одному числу витков, т.е.

$$w_a = w_b = w_c = w_d = w_e \rightarrow w_1, \quad (1)$$

что позволяет избежать проставления штрихов, которыми обычно помечают приведенные величины. При описании принципа действия и главных особенностей любого устройства вначале пренебрегают второстепенными факторами и рассматривают его как систему с наилучшими (предельными) показателями, к которым должны приближаться реальные устройства. В нашем случае это означает переход к анализу работы n -обмоточного идеализированного трансформатора (рис. 1) при следующих допущениях:

магнитопровод характеризуется $\mu_{\text{стали}} = \infty$ и проводимостью $\gamma_{\text{стали}} = 0$;

активные сопротивления обмоток $R_a = R_b = \dots = R_e = 0$;

добавочные активные сопротивления для установившегося режима, обусловленные вихревыми токами в обмотках, $R_a^{\text{вх}} = R_b^{\text{вх}} \dots \dots R_e^{\text{вх}} = 0$;

высота обмоток $h_{\text{обм}} = h$, где h – высота окна трансформатора;

линии магнитного поля в окне прямые, параллельные оси стержня.

На рис. 1 показаны условные положительные направления магнитных потоков. Модули комплексов потоков совпадают с их действующими значениями. Типовая связь между этими потоками и соответствующими напряжениями на схемах земещения согласно [15] имеет вид:

$$U_k = j\omega w_1 \Phi_k = k_0 \Phi_k, \quad (2)$$

где константа

$$k_0 = j\omega w_1. \quad (3)$$

Магнитные потоки в магнитопроводе:

$\dot{\Phi}_{\text{ст}}$ – в стержне (индекс «ст» от слова *стержень*),

$\dot{\Phi}_{\text{бок}}$ – в боковом ярме (индекс «бок» от слов *боковое ярмо*),

$\dot{\Phi}_{\text{я}}^a$ – в стыковом ярме со стороны стержня в сторону внутренней обмотки w_a ,

$\dot{\Phi}_{\text{я}}^{a\delta}, \dot{\Phi}_{\text{я}}^{b\delta}, \dot{\Phi}_{\text{я}}^{c\delta}, \dot{\Phi}_{\text{я}}^{d\delta}$ – в стыковом ярме со стороны обмоток в сторону зазоров между обмотками;

$\dot{\Phi}_{\text{я}}^{\delta b}, \dot{\Phi}_{\text{я}}^{\delta c}, \dot{\Phi}_{\text{я}}^{\delta d}, \dot{\Phi}_{\text{я}}^{\delta e}$ – в стыковом ярме со стороны зазоров в сторону обмоток;

$\dot{\Phi}_{\text{я}}^e$ – в стыковом ярме со стороны внешней обмотки w_e в боковом ярме.

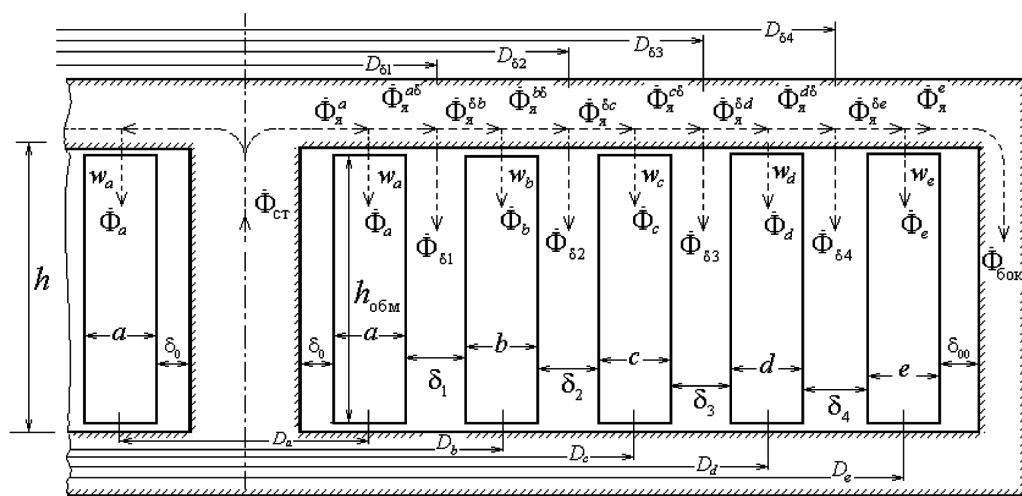


Рис. 1. Магнитные потоки в стали и окне пятиобмоточного броневого трансформатора

Магнитные потоки в окне трансформатора:

$\dot{\Phi}_{\delta 1}, \dot{\Phi}_{\delta 2}, \dot{\Phi}_{\delta 3}, \dot{\Phi}_{\delta 4}$ – в каналах между обмотками
 $\dot{\Phi}_a, \dot{\Phi}_b, \dot{\Phi}_c, \dot{\Phi}_d, \dot{\Phi}_e$ – в толще обмоток.

Эти потоки, в отличие от потоков в окне двухобмоточного идеализированного трансформатора, не синфазны и зависят от характера нагрузок обмоток.

Очевидны следующие связи между магнитными потоками в узлах магнитопровода:

$$\dot{\Phi}_{ct} \equiv \dot{\Phi}_a^a = \dot{\Phi}_a + \dot{\Phi}_{\delta a}^a; \quad (4)$$

$$\dot{\Phi}_{\delta a}^a = \dot{\Phi}_{\delta 1} + \dot{\Phi}_{\delta 2}^a; \quad (5)$$

$$\dot{\Phi}_{\delta b}^a = \dot{\Phi}_b + \dot{\Phi}_{\delta 2}^b; \quad (6)$$

$$\dot{\Phi}_{\delta c}^a = \dot{\Phi}_{\delta 2} + \dot{\Phi}_{\delta 3}^c; \quad (7)$$

$$\dot{\Phi}_{\delta d}^a = \dot{\Phi}_c + \dot{\Phi}_{\delta 3}^d; \quad (8)$$

$$\dot{\Phi}_{\delta e}^a = \dot{\Phi}_{\delta 3} + \dot{\Phi}_{\delta 4}^e; \quad (9)$$

$$\dot{\Phi}_{\delta d}^a = \dot{\Phi}_d + \dot{\Phi}_{\delta 4}^d; \quad (10)$$

$$\dot{\Phi}_{\delta e}^a = \dot{\Phi}_{\delta 4} + \dot{\Phi}_{\delta e}^e; \quad (11)$$

$$\dot{\Phi}_{\delta e}^a = \dot{\Phi}_e + \dot{\Phi}_{\delta e}^e \equiv \dot{\Phi}_e + \dot{\Phi}_{bok}. \quad (12)$$

Через непосредственное использование этих соотношений будет реализована главная идея – создать *развернутую* электрическую схему замещения, понимаемую в том смысле, что в ней, наряду с электрическими величинами ($\dot{U}_1, \dot{U}_2, \dots, \dot{U}_5, \dot{I}_1, \dot{I}_2, \dots, \dot{I}_5$), будут отображаться (могут быть увидены) все перечисленные магнитные потоки.

Магнитные сопротивления кольцевых каналов в окне:

$$\begin{aligned} R_{\delta 1}^M &= \frac{h}{\mu_0 s_{\delta 1}}; & R_{\delta 2}^M &= \frac{h}{\mu_0 s_{\delta 2}}; \\ R_{\delta 3}^M &= \frac{h}{\mu_0 s_{\delta 3}}; & R_{\delta 4}^M &= \frac{h}{\mu_0 s_{\delta 4}}. \end{aligned} \quad (13)$$

Здесь нижний индекс в обозначении площади (s_k) совпадает с обозначением ширины соответствующего кольцевого канала:

$$\begin{aligned} s_{\delta 1} &= \pi D_{\delta 1} \delta_1, & s_{\delta 2} &= \pi D_{\delta 2} \delta_2, \\ s_{\delta 3} &= \pi D_{\delta 3} \delta_3, & s_{\delta 4} &= \pi D_{\delta 4} \delta_4. \end{aligned} \quad (14)$$

Магнитные сопротивления кольцевых каналов, занимаемых обмотками:

$$\begin{aligned} R_a^M &= \frac{h}{\mu_0 s_a}; & R_b^M &= \frac{h}{\mu_0 s_b}; \\ R_c^M &= \frac{h}{\mu_0 s_c}; & R_d^M &= \frac{h}{\mu_0 s_d}. \end{aligned} \quad (15)$$

где

$$\begin{aligned} s_a &= \pi D_a a, & s_b &= \pi D_b b, & s_c &= \pi D_c c, \\ s_d &= \pi D_d d, & s_e &= \pi D_e e. \end{aligned} \quad (16)$$

Эти величины используются для определения слагаемых, входящих в выражение индуктивности короткого замыкания соответствующей пары обмоток. Для удобства записи формул для индуктивностей введем коэффициент

$$\beta_0 = \frac{w_1^2 \mu_0}{h}. \quad (17)$$

Чтобы построить схему замещения для трехобмоточного трансформатора с обмотками a, b, c , необходимо рассмотреть свойства и особенности трех 4Т-образных схемных моделей двухобмоточных трансформаторов, которые могут быть из него выделены и из которых он, по существу, состоит.

Отрицательные индуктивности в модели двухобмоточного трансформатора

С учетом введенных обозначений схема замещения идеализированного двухобмоточного a, b -трансформатора принимает вид, (рис. 2, a). Рядом, на рис. 2, б, показана схема замещения для b, c -трансформатора.

В отличие от [13, 14], в обеих схемах ветви с отрицательными индуктивностями изображены вертикально. Обе схемы являются *приведенными 4Т-образными*, они содержат четыре поперечные стрелки, каждая из которых *демонстрирует* магнитный поток в одной из частей магнитопровода. Пользуясь вторым законом Кирхгофа, убеждаемся, что в схеме рис. 2, а реализуются уравнения (4), (5), (6), а в схеме рис. 2, б – уравнения (6), (7), (8). Все индуктивности на схемах (рис. 2, а, б) являются продольными. Их суммарное значение в каждой схеме – обычная индуктивность КЗ (L^{K3}).

Для схемы рис. 2, а

$$L_{ab}^{K3} = L_a + L_{\delta 1} + L_b, \quad (18)$$

а для схемы рис. 2, б

$$L_{bc}^{K3} = L_b + L_{\delta 2} + L_c. \quad (19)$$

Однако, в отличие от традиционной (в учебниках) теории, в новой теории [13, 14] каждая из составляющих индуктивности КЗ рассматривается не как индуктивность рассеяния, а как функциональный элемент схемы замещения, или *средство* для отображения транспортировки

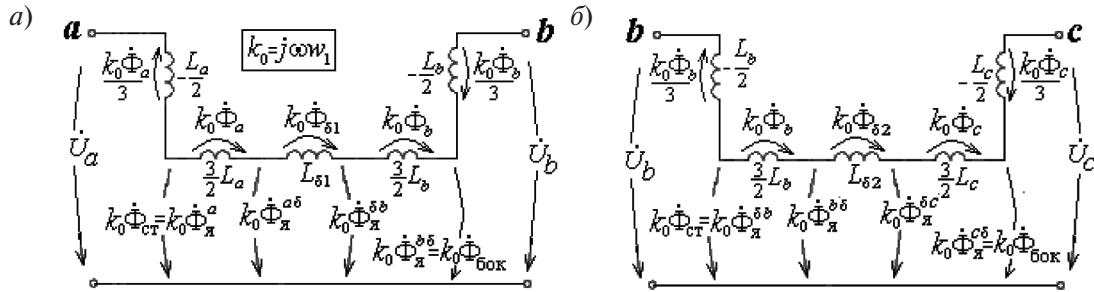


Рис. 2. 4T-схемы замещения двухобмоточных a , b -трансформатора (a) и b , c -трансформатора (b)

мощности (или вектора Пойнтинга) через соответствующий участок окна трансформатора. В связи с этим величины

$$\begin{aligned} L_{\delta 1} &= \beta_0 s_{\delta 1}; & L_{\delta 2} &= \beta_0 s_{\delta 2}; \\ L_{\delta 3} &= \beta_0 s_{\delta 3}; & L_{\delta 4} &= \beta_0 s_{\delta 4} \end{aligned} \quad (20)$$

следует называть *индуктивностями транспортировки мощности* (или *вектора Пойнтинга*) в коридорах между обмотками, или просто *индуктивностями коридоров*. А каждую из величин

$$\begin{aligned} L_a &= \beta_0 \frac{s_a}{3}; & L_b &= \beta_0 \frac{s_b}{3}; \\ L_c &= \beta_0 \frac{s_c}{3}; & L_d &= \beta_0 \frac{s_d}{3}; & L_e &= \beta_0 \frac{s_e}{3} \end{aligned} \quad (21)$$

следует называть *индуктивностью наращивания мощности* (или *вектора Пойнтинга*), если она принадлежит первичной обмотке, и *индуктивностью отдачи мощности* (или *вектора Пойнтинга*), если она принадлежит вторичной обмотке.

Выделение ветвей с отрицательными индуктивностями на схеме замещения двухобмоточного трансформатора имеет тройной смысл, а именно:

для локализации потоков, проходящих в толще обмоток ($\dot{\Phi}_a$, $\dot{\Phi}_b$ на рис. 2, a и $\dot{\Phi}_b$, $\dot{\Phi}_c$ на рис. 2, b); с их помощью отображается вклад потоков в толще обмоток в их потокосцепление (см. формулы (57) и (58) в [14]);

для наглядной демонстрации сверх- и антипотоков в магнитопроводе при КЗ одной из обмоток трансформатора;

для удобства реализации главной идеи работы – построения схем замещения многообмоточных трансформаторов путем сшивания (объединения) схемных моделей двухобмоточных трансформаторов.

Сверх- и антипотоки КЗ определяются в результате сопоставления потоков при КЗ с потоком холостого хода (ХХ) в стали магнитопро-

вода, который при принятых в начале допущениях имеет одинаковое значение во всех участках магнитопровода независимо от того, какая из обмоток (см. рис. 1) питается первичным напряжением \dot{U}_1 :

$$\begin{aligned} \dot{\Phi}_{XX} &\equiv \dot{\Phi}_{ct}^{XX} \equiv \dot{\Phi}_a^{aXX} = \dot{\Phi}_b^{bXX} = \dots = \dot{\Phi}_c^{cXX} = \dot{\Phi}_{bok}^{bok} = \frac{\dot{U}_1}{k_0} \\ &= \dot{\Phi}_a^{\delta bXX} = \dot{\Phi}_b^{\delta cXX} = \dots = \dot{\Phi}_c^{\delta aXX} = \dot{\Phi}_{bok}^{\delta bok} = \frac{\dot{U}_1}{k_0}. \end{aligned} \quad (22)$$

Если в пятиобмоточном трансформаторе используются только две обмотки, то остальные три можно принять за измерительные катушки и, таким образом, оценивать величины сверх- и антипотоков в режимах КЗ двухобмоточных трансформаторов.

П р и м е ч а н и е 1. Для расчетов воспользуемся геометрическими размерами (в миллиметрах) обмоток для пятиобмоточного трансформатора (см. рис. 1), приведенными в [11]:

$$\begin{aligned} a &= 41; & b &= 43; & c &= 10; & d &= 10; \\ e &= 10; & D_a &= 438; & D_b &= 578; & D_c &= 667; \\ D_d &= 723; & D_e &= 769; & \delta_1 &= 28; & \delta_2 &= 18; \\ \delta_3 &= 18; & \delta_4 &= 13; & D_{\delta 1} &= 507; & D_{\delta 2} &= 639; \\ D_{\delta 3} &= 695; & D_{\delta 4} &= 746; & h &= 979. \end{aligned}$$

Площади сечения (м^2) обмоток получаются равными

$$s_a = 0,0564; \quad s_b = 0,0781;$$

$$s_c = 0,0210; \quad s_d = 0,0227; \quad s_e = 0,0242.$$

Площади сечения (м^2) коридоров между обмотками получаются равными

$$s_{\delta 1} = 0,0446; \quad s_{\delta 2} = 0,0361; \quad s_{\delta 3} = 0,0393; \quad s_{\delta 4} = 0,0305.$$

Согласно (20) и (21) при $w_1 = 100$ находим

$$L_{\delta 1} = 0,5724; \quad L_{\delta 2} = 0,4638;$$

$$L_{\delta 3} = 0,5044; \quad L_{\delta 4} = 0,3910;$$

$$L_a = 0,2413; \quad L_b = 0,3340;$$

$$L_c = 0,0896; \quad L_d = 0,0971; \quad L_e = 0,1033.$$

Индуктивности КЗ для пар обмоток получаем по (18), (19) и аналогичных им (в МГн):

$$L_{ab}^{K3} = 1,1479; \quad L_{ac}^{K3} = 2,3696; \quad L_{ad}^{K3} = 3,1505;$$

$$L_{ae}^{K3} = 3,8393; \quad L_{bc}^{K3} = 0,8876; \quad L_{bd}^{K3} = 1,6685;$$

$$L_{be}^{K3} = 2,3573; \quad L_{cd}^{K3} = 0,6913; \quad L_{ce}^{K3} = 1,3801;$$

$$L_{de}^{K3} = 0,5916.$$

Пример. Рассмотрим a, b -трансформатор (см. рис. 2, a). Остальные три обмотки (c, d и e) – разомкнуты (см. рис. 1). Независимо от того, какая из его обмоток – a или b – является первичной, ток КЗ будет равен

$$\dot{I}_{K3} = \frac{\dot{U}_1}{j\omega L_{ab}^{K3}} = \frac{\dot{U}_1}{j\omega(L_a + L_{\delta 1} + L_b)}. \quad (23)$$

Первичной является a -обмотка ($\dot{U}_1 = \dot{U}_a$); поэтому поток в стержне

$$\dot{\Phi}_{ct}^{K3} \equiv \dot{\Phi}_a^{aK3} = \frac{\dot{U}_1 - \left(j\omega \left(-\frac{L_a}{2} \right) \right) \dot{I}_{K3}}{k_0} =$$

$$= \frac{\dot{U}_1}{k_0} \left(1 + \frac{L_a}{2L_{ab}^{K3}} \right) = \left(1 + \frac{L_a}{2L_{ab}^{K3}} \right) \dot{\Phi}_{XX}, \quad (24)$$

а поток в боковом ярме

$$\dot{\Phi}_{bok}^{K3} \equiv \dot{\Phi}_a^{bK3} = \frac{\left(j\omega \left(-\frac{L_b}{2} \right) \right) \dot{I}_{K3}}{k_0} =$$

$$= -\frac{\dot{U}_1}{k_0} \frac{L_b}{2L_{ab}^{K3}} = -\frac{L_b}{2L_{ab}^{K3}} \dot{\Phi}_{XX}. \quad (25)$$

Поскольку $\dot{\Phi}_{ct}^{K3} > \dot{\Phi}_{XX}$, то поток $\dot{\Phi}_{ct}^{K3}$ – есть *сверхпоток*. Поскольку $\dot{\Phi}_{bok}^{K3}$ направлен встречно потоку $\dot{\Phi}_{ct}^{K3}$, то $\dot{\Phi}_{bok}^{K3}$ – есть *антипоток*. В нашем случае для сверхпотока в стержне a, b -трансформатора находим

$$\dot{\Phi}_{ct}^{K3} \equiv \dot{\Phi}_a^{aK3} = \left(1 + \frac{L_a}{2(L_a + L_{\delta 1} + L_b)} \right) \dot{\Phi}_{XX} =$$

$$= \left(1 + \frac{s_a}{2s_a + 6s_{\delta 1} + 2s_b} \right) \dot{\Phi}_{XX} = 1,105 \dot{\Phi}_{XX}.$$

Его антипоток в боковом ярме равен

$$\dot{\Phi}_{bok}^{K3} = -\frac{L_b}{2(L_a + L_{\delta 1} + L_b)} \dot{\Phi}_{XX} =$$

$$= -\frac{s_b}{2s_a + 6s_{\delta 1} + 2s_b} \dot{\Phi}_{XX} = -0,146 \dot{\Phi}_{XX}.$$

Все обмотки имеют одинаковое число витков, поэтому показания напряжений на обмотках c, d, e будут одинаковыми и равными

Примеры расчета напряжений и токов в пятиобмоточном трансформаторе

Пример	Величина, ед. измер.	Значения величины в обмотках a, b, c, d, e (рис. 1)				
		a	b	c	d	e
1 (a, b -тр-п)	U_k , В	1000	0	-146	-146	-146
	I_k^{K3} , А	2772,9	2772,9	0	0	0
2 (b, a -тр-п)	U_k , В	0	1000	1146	1146	1146
	I_k^{K3} , А	2772,9	2772,9	0	0	0
3 (b, a -тр-п) при нагрузке $R_h = 1$ Ом	U_k , В	940,7 (945,3)	1000 (1000)	1018 (1015,3)	1018 (1015,3)	1018 (1015,3)
	I_k , А	940,7 (945,3)	940,7 (945,3)	0 (0)	0 (0)	0 (0)
4 (a, c -тр-п)	U_k , В	1000	445	0	-18,9	-18,9
	I_k^{K3} , А	1343,3	0	1343,3	0	0



$$\begin{aligned}\dot{U}_c^{K3} &= \dot{U}_d^{K3} = \dot{U}_e^{K3} = k_0 \dot{\Phi}_{\text{бок}}^{K3} = \\ &= -\frac{s_b}{2s_a + 6s_{\delta_1} + 2s_b} \dot{U}_1 = -0,146 \dot{U}_1.\end{aligned}$$

В первой строке таблицы представлены численные значения токов и напряжений в рассматриваемом режиме КЗ при $\dot{U}_1 \equiv \dot{U}_a = 1000$ В. При расчете токов принята частота $f = 50$ Гц. В соотношениях для потоков и напряжений частота не участвует.

Сверх- и антипотоки короткого замыкания в том же трансформаторе, когда первичной является b -обмотка и $\dot{U}_1 = \dot{U}_b$ (то есть в b, a -трансформаторе, рис. 2, a)), меняются местами. При короткозамкнутой a -обмотке ток \dot{I}_{K3} совпадет с его значением (23), а поток в стержне станет антипотоком:

$$\begin{aligned}\dot{\Phi}_{\text{ст}}^{K3} \equiv \dot{\Phi}_{\text{я}}^{aK3} &= \frac{\left(j\omega \left(-\frac{L_a}{2} \right) \right) \dot{I}_{K3}}{k_0} = \\ &= -\frac{\dot{U}_1}{k_0} \frac{L_a}{2L_{ab}^{K3}} = -\frac{L_a}{2L_{ab}^{K3}} \dot{\Phi}_{\text{XX}},\end{aligned}$$

тогда как поток в боковом ярме превратится в сверхпоток

$$\begin{aligned}\dot{\Phi}_{\text{бок}}^{K3} \equiv \dot{\Phi}_{\text{я}}^{bK3} &= \frac{\dot{U}_1 + j\omega \frac{L_b}{2} \dot{I}_{K3}}{k_0} = \\ &= \frac{\dot{U}_1}{k_0} \left(1 + \frac{L_b}{2L_{ab}^{K3}} \right) = \left(1 + \frac{L_b}{2L_{ab}^{K3}} \right) \dot{\Phi}_{\text{XX}}.\end{aligned}$$

Показания напряжений на обмотках c, d, e будут превосходить приложенное напряжение, как показано во второй строке таблицы:

$$\begin{aligned}\dot{U}_c^{K3} &= \dot{U}_d^{K3} = \dot{U}_e^{K3} = k_0 \dot{\Phi}_{\text{бок}}^{K3} = \\ &= \left(1 + \frac{s_b}{2s_a + 6s_{\delta_1} + 2s_b} \right) \dot{U}_1 = 1,146 \dot{U}_1,\end{aligned}$$

подтверждая тем самым возникновение сверхпотока КЗ в боковом ярме.

В третьей строке таблицы демонстрируется возможность возникновения сверхпотока при нагрузке ($R_h = 1$ Ом). Расчеты приведены в Приложении.

Двухобмоточные элементы трехобмоточного трансформатора

При разомкнутых d и e обмотках пятиобмоточный трансформатор превращается трехобмоточный a, b, c -трансформатор. Он содержит три двухобмоточных трансформатора: a, b -, b, c - и a, c -трансформаторы (см. рис. 2, a, б и рис. 3, a).

На схеме (рис. 3, a) L_a – индуктивность *наращивания мощности*, а L_c – индуктивность *отдачи мощности*. Поскольку ширина коридора между обмотками a и c равна $\delta_1 + b + \delta_2$, то индуктивность транспортировки мощности в этом коридоре

$$L_{\delta_1+b+\delta_2} = \beta_0 (s_{\delta_1} + s_b + s_{\delta_2}). \quad (26)$$

Принимая во внимание (20) и (21), ее можно представить в виде

$$L_{\delta_1+b+\delta_2} = L_{\delta_1} + \frac{3}{2} L_b + \frac{3}{2} L_b + L_{\delta_2}. \quad (27)$$

Магнитный поток в коридоре между обмотками a, c -трансформатора

$$\dot{\Phi}_{(\delta_1+b+\delta_2)} = \dot{\Phi}_{\delta_1} + \dot{\Phi}_b + \dot{\Phi}_{\delta_2} = \frac{j\omega L_{(\delta_1+b+\delta_2)} \dot{I}}{k_0}. \quad (28)$$

Из (27) и (28) следует, что поток в толще разомкнутой b -обмотки равен

$$\dot{\Phi}_b = \frac{j\omega \left(\frac{3}{2} L_b + \frac{3}{2} L_b \right) \dot{I}}{k_0}, \quad (29)$$

что и отображено на рис. 3, б. При этом на схеме удаётся идентифицировать также величины

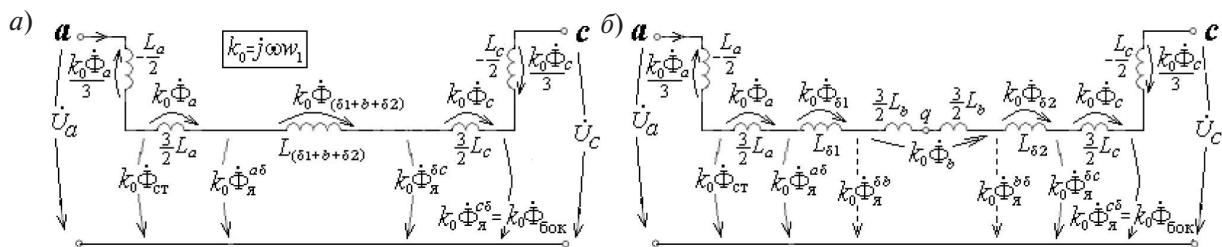


Рис. 3.4 Т-схема замещения двухобмоточного a, c -трансформатора с сосредоточенной индуктивностью $L_{\delta_1+b+\delta_2}$ (a) и ее разложением на четыре составляющие с центральным узлом q (б)



$k_0 \dot{\Phi}_a^{\delta b}$ и $k_0 \dot{\Phi}_a^{b\delta}$, показанные на схеме пунктирными линиями. В результате получилась 6Т-образная схема замещения двухобмоточного трансформатора, что стало следствием разбиения его коридора между обмотками a и c на три кольцевых канала шириной $\delta 1$, b и $\delta 2$.

П р и м е ч а н и е 2. Разбивая коридор на большее число каналов, можно построить схему замещения с каким угодно большим числом по-перечных стрелок, получая таким образом *распределенную* структуру схемы замещения двухобмоточного трансформатора.

Внутренняя индуктивность a , c -трансформатора (или индуктивность К3) со стороны a -обмотки при короткозамкнутой c -обмотке равна

$$\begin{aligned} L_{ac}^{K3} &= L_a + L_{\delta 1+b+\delta 2} + L_c = \\ &= L_a + (L_{\delta 1} + 3L_b + L_{\delta 2}) + L_c = L_{ab}^{K3} + L_b + L_{bc}^{K3} = \\ &= 0,00237 \text{ Гн.} \end{aligned}$$

П р и м е ч а н и е 3. Из этого выражения следует полезное соотношение

$$L_b = L_{ac}^{K3} - (L_{ab}^{K3} + L_{bc}^{K3}), \quad (30)$$

которое далее будет использовано при исследовании трехобмоточного трансформатора.

Для тока К3 получаем значение

$$I_{K3} = \frac{\dot{U}_1}{j\omega L_{ac}^{K3}} = 1343,3 \text{ А.}$$

По аналогии с (24) и (25) находим потоки в режиме к.з. a , c -трансформатора:

$$\begin{aligned} \dot{\Phi}_{ct}^{K3} &\equiv \dot{\Phi}_a^{aK3} = \left(1 + \frac{L_a}{2L_{ac}^{K3}}\right) \dot{\Phi}_{XX} = \\ &= \left(1 + \frac{s_a}{2s_a + 6(s_{\delta 1} + s_b + s_{\delta 2}) + 2s_c}\right) \dot{\Phi}_{XX} = \\ &= 1,051 \dot{\Phi}_{XX}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \dot{\Phi}_{bok}^{K3} &\equiv \dot{\Phi}_a^{bK3} = -\frac{L_c}{2L_{ac}^{K3}} \dot{\Phi}_{XX} = \\ &= -\frac{s_c}{2s_a + 6(s_{\delta 1} + s_b + s_{\delta 2}) + 2s_c} = \\ &= -0,0189 \dot{\Phi}_{XX}. \end{aligned}$$

Они ослаблены из-за большой ширины зазора между обмотками (см. последнюю строку таблицы). Напряжения на разомкнутых обмотках e , d :

$$\dot{U}_e^{K3} = \dot{U}_d^{K3} = k_0 \dot{\Phi}_{bok}^{K3} = -0,0189 \dot{U}_1.$$

Напряжение на зажимах разомкнутой b -обмотки найдем по ее потокосцеплению

$$\dot{U}_b = j\omega \dot{\Phi}_b = k_0 \left[(\dot{\Phi}_{ct} - \dot{\Phi}_a - \dot{\Phi}_{\delta 1}) - \frac{\dot{\Phi}_b}{2} \right]. \quad (31)$$

В режиме К3 получаем (см. табл.1)

$$\begin{aligned} \dot{U}_b^{K3} &= k_0 \left[(\dot{\Phi}_{ct}^{K3} - \dot{\Phi}_a^{K3} - \dot{\Phi}_{\delta 1}^{K3}) - \frac{\dot{\Phi}_b^{K3}}{2} \right] = \\ &= \left(1 + \frac{L_a}{2L_{ac}^{K3}} - \frac{\frac{3L_a}{2} + L_{\delta 1} + \frac{3L_b}{2}}{L_{ac}^{K3}} \right) \dot{U}_1 = 0,445 \dot{U}_1. \end{aligned}$$

Замечание. Напряжения при К3, приведенные в таблице, представлены как следствия появления сверх и антипотоков. Это указывает на то, что в реальных условиях магнитопровод при К3, во-первых, намагничивается неравномерно, а во-вторых, его часть со сверхпотоком может оказаться (в зависимости от сечения магнитопровода в этой части) насыщенной на порядок сильнее, чем при ХХ. При внезапных К3 это может привести к увеличению ударного тока К3 на 20–30 % выше расчетного его значения, определяемого по формулам традиционной теории (они выведены, как известно, в пренебрежении намагничивающими токами, т. е. в предположении, что магнитопровод при К3 оказывается размагниченным – см. [4, с. 307], [8, с. 81 и 131] и др.). При этом в расчетах электродинамических сил при К3 возникает ошибка до 50 %.

6Т-образная схема замещения идеализированного трехобмоточного трансформатора

Из сравнения модели двухобмоточного a , c -трансформатора (рис. 3, б) с парой схем на рис. 2 заключаем, что ее можно рассматривать как результат сшивания схем замещения a , b -трансформатора и b , c -трансформатора в узле q . Если при этом оставить вертикальную ветвь с отрицательной индуктивностью $(-L_b/2)$, то получим схему с тремя полюсами, представляющую собой схему замещения трехобмоточного a , b , c -трансформатора (рис. 4). Доказательство состоит в проверке выполнения по этой схеме гра-

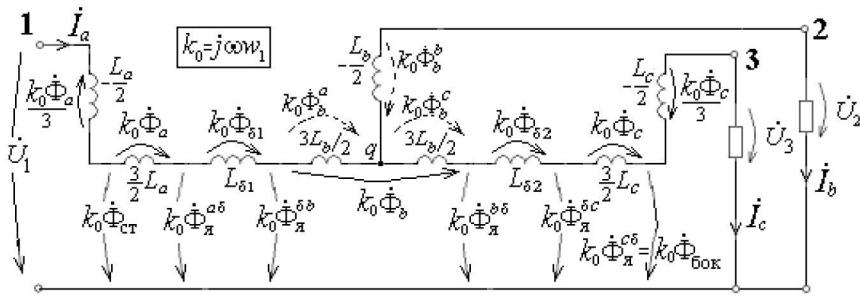


Рис. 4. 6T-образная схема замещения идеализированного трехобмоточного трансформатора

ничных условий, которым должен удовлетворять трехобмоточный трансформатор, а именно представлять собой одновременно:

a, b-трансформатор со стороны полюсов 1 и 2 (при холостом полюсе 3);

b, c-трансформатор со стороны полюсов 2 и 3 (при холостом полюсе 1);

a, c-трансформатор со стороны полюсов 1 и 3 (при холостом полюсе 2),

Это очевидным образом вытекает из описанной процедуры сшивания подсхем вдоль отрицательной индуктивности $(-L_b/2)$. Выполняется еще четвертое граничное условие: индуктивность $(-L_b/2)$ одновременно входит в *a, b-* и *b, c*-трансформаторы. Полученная схема удовлетворяет также внутренним свойствам трансформатора как по связям между потоками, так и по токам обмоток:

$$\dot{I}_a = \dot{I}_b + \dot{I}_c. \quad (32)$$

Достоверность схемы на рис. 4 подтверждается совпадением индуктивностей лучей схемы, исходящих из узла *q*, с известными выражениями для L_{123} , L_{213} и L_{312} , впервые полученными в [1] в виде комбинаций сопротивлений КЗ отдельных двухобмоточных трансформаторов. В частности, для индуктивности луча между узлами 1 и *q* непосредственно по схеме рис. 4 с учетом соотношения (30) можем написать

$$\begin{aligned} L_{1,q} &= (L_a + L_{\delta 1} + L_b) + \frac{L_b}{2} = \\ &= L_{ab}^{K3} + \frac{L_{ac}^{K3} - (L_{ab}^{K3} + L_{bc}^{K3})}{2} = \frac{L_{ac}^{K3} + L_{ab}^{K3} - L_{bc}^{K3}}{2} = L_{123}, \end{aligned}$$

где предпоследняя дробь совпадает с выражением для L_{123} из [4] после замены в ней индексов *a, b, c* соответственно на 1, 2, 3. Индуктивность луча, исходящего из узла *q* к узлу 2 средней

b-обмотки, отрицательна и может быть представлена в виде

$$\begin{aligned} L_{2,q} &= -\frac{L_b}{2} = -\frac{L_{ac}^{K3} - (L_{ab}^{K3} + L_{bc}^{K3})}{2} = \\ &= \frac{L_{ba}^{K3} + L_{bc}^{K3} - L_{ac}^{K3}}{2} = L_{213} < 0. \end{aligned}$$

Для индуктивности луча, исходящего из узла *q* к узлу 3 внешней *c*-обмотки, имеем

$$\begin{aligned} L_{3,q} &= \frac{1}{2} L_b + (L_b + L_{\delta 2} + L_c) = \\ &= \frac{L_{ac}^{K3} - (L_{ab}^{K3} + L_{bc}^{K3})}{2} + L_{bc}^{K3} = \frac{L_{ac}^{K3} + L_{cb}^{K3} - L_{ab}^{K3}}{2} = L_{312}. \end{aligned}$$

При сверке этих выражений с известными формулами следует иметь в виду, что по смыслу $L_{pq}^{K3} = L_{qp}^{K3}$.

Потокосцепление средней обмотки в трехобмоточном трансформаторе

В идеализированном трехобмоточном трансформаторе

$$\dot{U}_1 = j\omega \dot{\Psi}_a = k_0 \dot{\Psi}_a / w_1; \quad (33)$$

$$\dot{U}_2 = j\omega \dot{\Psi}_b = k_0 \dot{\Psi}_b / w_1; \quad (34)$$

$$\dot{U}_3 = j\omega \dot{\Psi}_c = k_0 \dot{\Psi}_c / w_1. \quad (35)$$

Из этих выражений и схемы рис. 4 следует, что потокосцепления обмоток можно выразить в виде

$$\dot{\Psi}_a = w_1 \dot{\Phi}_{ct} - \frac{w_1 \dot{\Phi}_a}{3}; \quad (36)$$

$$\dot{\Psi}_b = \frac{\dot{U}_2}{j\omega}; \quad (37)$$

$$\dot{\Psi}_c = w_1 \dot{\Phi}_a^c + \frac{w_1 \dot{\Phi}_c}{3} \rightarrow w_1 \dot{\Phi}_{бок} + \frac{w_1 \dot{\Phi}_c}{3}. \quad (38)$$

Стрелка в последнем выражении указывает на равенство в трехобмоточном трансформаторе потоков $\dot{\Phi}_a^c = \dot{\Phi}_{бок}$. Выражения (36) и (38) совпадают с формулами (57) и (58) в [14].

Чтобы раскрыть выражение (37), необходимо определить напряжения, показанные на рис. 4 пунктирными стрелками и обозначенные в виде произведения k_0 на $\dot{\Phi}_b^a$, $\dot{\Phi}_b^c$ и $\dot{\Phi}_b^b$. Из схемы вытекает, что $\dot{\Phi}_b^a$, $\dot{\Phi}_b^c$ связаны системой уравнений

$$\dot{\Phi}_b^a + \dot{\Phi}_b^c = \dot{\Phi}_b^b; \quad (39)$$

$$k_0 \dot{\Phi}_b^a = j\omega \frac{3}{2} L_b \dot{I}_a; \quad (40)$$

$$k_0 \dot{\Phi}_b^c = j\omega \frac{3}{2} L_b \dot{I}_c. \quad (41)$$

Откуда следует

$$\dot{\Phi}_b^a = \frac{\dot{I}_a}{\dot{I}_a + \dot{I}_c} \dot{\Phi}_b^b; \quad (42)$$

$$\dot{\Phi}_b^c = \frac{\dot{I}_c}{\dot{I}_a + \dot{I}_c} \dot{\Phi}_b^b. \quad (43)$$

Далее из выражения для напряжения

$$k_0 \dot{\Phi}_b = j\omega \frac{3}{2} L_b \dot{I}_a + j\omega \frac{3}{2} L_b \dot{I}_c \quad (44)$$

вытекает

$$j\omega \frac{L_b}{2} = \frac{k_0 \dot{\Phi}_b}{3(\dot{I}_a + \dot{I}_c)}. \quad (45)$$

И для напряжения на вертикальной ветви получаем

$$k_0 \dot{\Phi}_b^b = j\omega \frac{L_b}{2} \dot{I}_b = \frac{\dot{I}_b}{\dot{I}_a + \dot{I}_c} \frac{k_0 \dot{\Phi}_b}{3}, \quad (46)$$

или

$$k_0 \dot{\Phi}_b^b = \frac{\dot{I}_a - \dot{I}_c}{\dot{I}_a + \dot{I}_c} \frac{k_0 \dot{\Phi}_b}{3}. \quad (47)$$

В результате напряжение на зажимах средней обмотки можно представить в виде

$$\begin{aligned} \dot{U}_2 &= k_0 \dot{\Phi}_a^b - k_0 \dot{\Phi}_b^a + k_0 \dot{\Phi}_b^b = \\ &= k_0 \dot{\Phi}_a^b - \frac{\dot{I}_a}{\dot{I}_a + \dot{I}_c} k_0 \dot{\Phi}_b^a + \frac{\dot{I}_a - \dot{I}_c}{\dot{I}_a + \dot{I}_c} \frac{k_0 \dot{\Phi}_b}{3}. \end{aligned}$$

Учитя (3), (32) и (37), получаем формулу для искомого потокосцепления:

$$\dot{\Psi}_b = w_1 \dot{\Phi}_a^b - \frac{\dot{I}_a - \dot{I}_b}{\dot{I}_a + \dot{I}_c} \frac{3}{w_1} w_1 \dot{\Phi}_b. \quad (48)$$

6T-схема замещения реального трехобмоточного трансформатора

Во второй части [14] весьма подробно рассматривался прием наращивания схемной модели идеализированного трансформатора активными сопротивлениями обмоток и *поперечными* ветвями для учета активных и реактивных потерь в стали, включая участки между баком и частями магнитопровода, с целью получения схемы замещения реального двухобмоточного трансформатора. Аналогичным образом можно перейти от идеализированной модели (см. рис. 4) к схеме замещения реального трехобмоточного трансформатора.

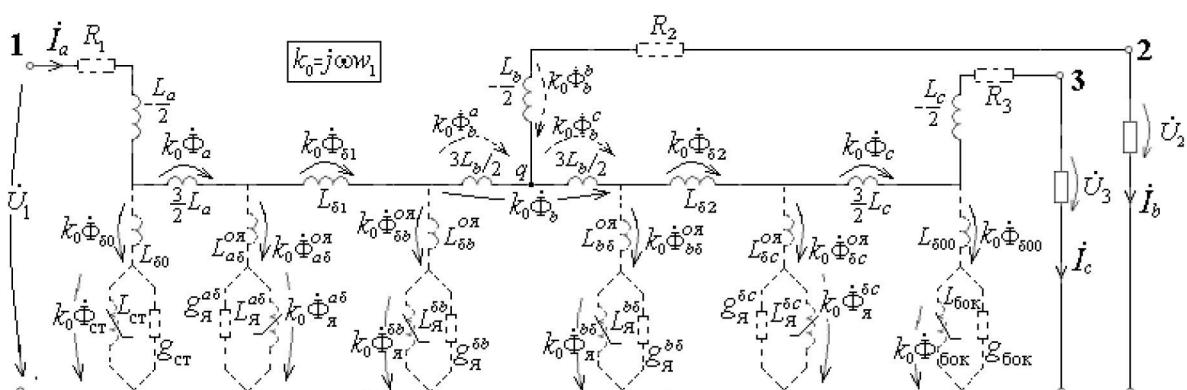


Рис. 5. 6T-образная схема замещения реального трехобмоточного трансформатора



форматора, как показано пунктиром на рис. 5. Обозначения добавленных индуктивностей и потоков соответствуют принятым в [14]. Нелинейные индуктивности и параллельно подключенные к ним активные проводимости соответствуют следующему:

L_{ct} , g_{ct} – стержню, в котором протекает поток $\dot{\Phi}_{ct}$ (рис. 1);

L_a^{δ} , g_a^{δ} – части стыкового ярма, в котором протекает поток $\dot{\Phi}_a^{\delta}$;

$L_{\delta b}$, $g_{\delta b}$ – части стыкового ярма, в котором протекает поток $\dot{\Phi}_{\delta b}$ и т.д.

Последовательно соединенные с ними линейные индуктивности введены для учета магнитных потоков, возникающих вследствие конечной магнитной проницаемости стали или ее насыщения. Они соответствуют:

$L_{\delta 0} = \mu_0 s_{\delta 0} w_1^2 / h$ – промежутку шириной δ_0 между стержнем и внутренней a -обмоткой, в котором протекает поток $\dot{\Phi}_{\delta 0}$ (рис. 1);

$L_{a\delta}^{o\delta} = \mu_0 s_{a\delta}^{o\delta} w_1^2 / l_{a\delta}^{o\delta}$ – промежутку площадью $s_{a\delta}^{o\delta}$ и длиной $l_{a\delta}^{o\delta}$ между стыковым ярмом и баком, в котором протекает поток $\dot{\Phi}_{a\delta}^{o\delta}$, параллельный потоку $\dot{\Phi}_a^{\delta}$ в ярме;

$L_{\delta b}^{o\delta} = \mu_0 s_{\delta b}^{o\delta} w_1^2 / l_{\delta b}^{o\delta}$ – промежутку площадью $s_{\delta b}^{o\delta}$ и длиной $l_{\delta b}^{o\delta}$ между стыковым ярмом и баком, в котором протекает поток $\dot{\Phi}_{\delta b}^{o\delta}$, параллельный потоку $\dot{\Phi}_a^{\delta}$ в ярме, и т.д.

П р и м е ч а н и е 4. Схему на рис. 5 следует дополнить также сопротивлениями R_a^{bxp} , R_b^{bxp} , R_c^{bxp} , разделив каждое из них на положительную и отрицательную части. Например,

$$R_b^{bxp} = \frac{3}{2} R_b^{bxp} + \left(-\frac{R_b^{bxp}}{2} \right). \quad (49)$$

Сопротивление $3R_b^{bxp}/2$ следует включить последовательно с индуктивностями $3L_b/3$, а отрицательное сопротивление $(-R_b^{bxp}/2)$ – последовательно с индуктивностью $(-L_b/2)$. Обоснование этой процедуры можно найти в [6, стр.87]. В итоге схема получит семь дополнительных сопротивлений для учета вихревых токов в обмотках. Аналогичным образом следует разбить и сопротивления обмоток R_1 , R_2 , R_3 . Они не показаны на схеме, чтобы не перегружать рис. 5.

П р и м е ч а н и е 5. Обычно отрицательные индуктивности в схемах замещения рассматривают как некую «малую» помеху («косточку в горле»). В монографии [6], специально посвященной многообмоточным трансформаторам, им уделено вскользь всего семь строк. В книге [5, стр.125] и вовсе предлагается для «режимов с сильным насыщением стали ... пренебречь отрицательными индуктивностями». Однако из схемы замещения на рис. 5 вытекает, что это может привести к увеличению погрешности при вычислении сверхпотоков в короткозамкнутом трансформаторе. Действительно, полагая для простоты, что в этом случае при КЗ насыщается только стержень, получим схему (рис. 5) с одной левой поперечной ветвью, напряжение которой можно представить в виде

$$k_0 \dot{\Phi}_{ct}^{k3} + k_0 \dot{\Phi}_{\delta 0}^{k3} = \dot{U}_1 - \left(-j\omega \frac{L_a}{2} \right) \dot{I}_a^{k3}. \quad (50)$$

Ток КЗ \dot{I}_a^{k3} велик. Вместе с ним весьма значительным будет и второе слагаемое в правой части этого выражения. Поэтому пренебрежение им приведет к существенной погрешности в определении сверхпотока $\dot{\Phi}_{ct}^{k3}$ в стержне. Из (50) следует, что сверхпоток в насыщенном короткозамкнутом трансформаторе превышает его значение в ненасыщенном трансформаторе.

2nT-образная схема замещения n-обмоточного идеализированного трансформатора

Изложенный метод сшивания 4T-схемных моделей двухобмоточных трансформаторов в полной мере применим и к синтезу схемы замещения любого n-обмоточного трансформатора. В качестве примера на рис. 6 изображена схема замещения идеализированного пятиобмоточного трансформатора. Число поперечных стрелок напряжения (с потоками) в схеме равно $2n$, что стало основанием назвать ее 2nT-образной моделью. Общее число отрицательных индуктивностей в ней равно числу обмоток, в нашем случае – пяти. Любая обмотка или группа обмоток может рассматриваться в качестве первичных, остальные – в качестве вторичных. На схеме рис.6 роль первичной играет a-обмотка. Для получения модели реального трансформатора схему (рис. 6) необходимо дополнить поперечными ветвями, учитывающими потери в стали,

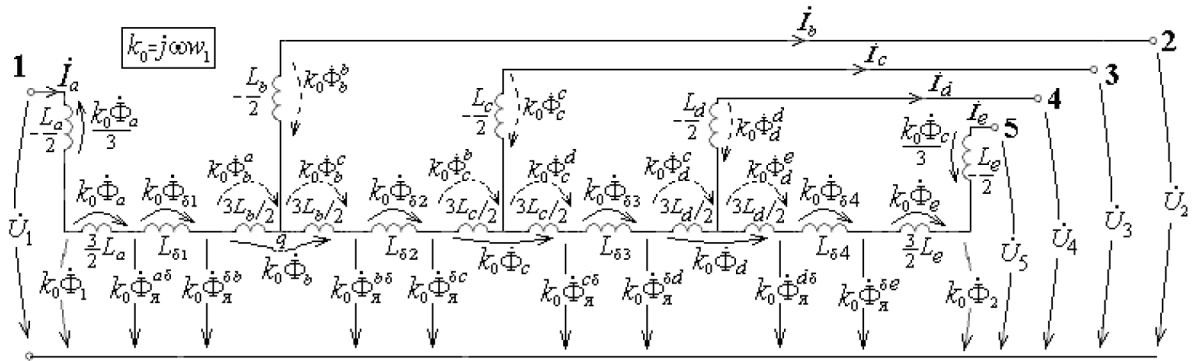


Рис. 6. Схема замещения пятиобмоточного трансформатора

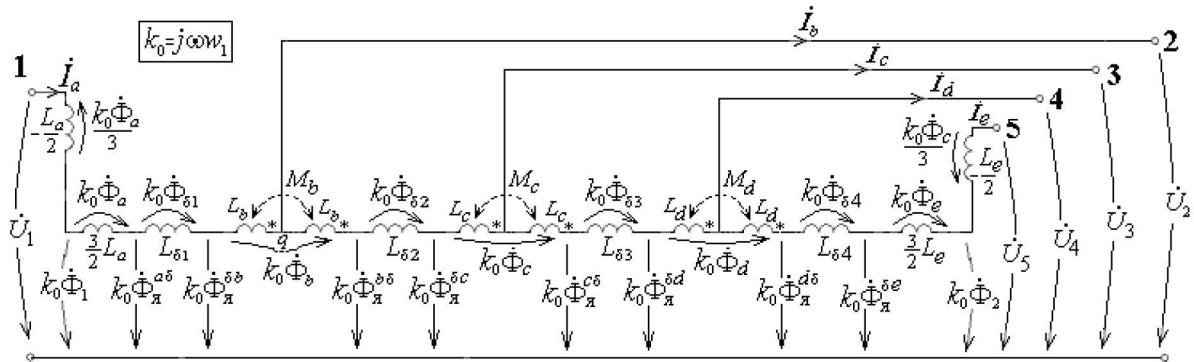


Рис. 7. Схема замещения пятиобмоточного трансформатора без отрицательных индуктивностей внутренних обмоток

а также активными сопротивлениями, как было описано в Примечании 4.

Преобразование отрицательных индуктивностей внутренних обмоток во взаимные индуктивности

От отрицательных индуктивностей можно избавиться, выполнив их перенос через узлы. Согласно правилам этих преобразований [18] при переносе, например индуктивности $(-L_b/2)$ через узел q (рис. 6), ее значение следует прибавить к обеим индуктивностям $3L_b/2$ (после чего они станут равными L_b) и ввести между ними взаимную индуктивность, равную $M_b = L_b/2$, как показано на рис. 7. Аналогичным образом выполнен перенос отрицательных индуктивностей двух других внутренних обмоток $(-L_c/2$ и $-L_d/2)$, и в схеме появились еще две взаимоиндуктивные связи ($M_c = L_c/2$ и

$M_d = L_d/2$). При маркировке, принятой на схеме рис. 7, все взаимные индуктивности положительны.

Отрицательные индуктивности крайних обмоток $(-L_a/2$ и $-L_e/2)$ сохранены, благодаря чему все поперечные напряжения остались теми же, что и в схеме рис. 6. И, следовательно, схема рис. 7 может быть также преобразована в схему реального трансформатора путем добавления поперечных и продольных ветвей, учитывающих дополнительные активные и реактивные потери, как было описано выше для схемы рис. 6.

Компактная цепочечная схема замещения идеализированного трансформатора без отрицательных индуктивностей

Объединяя в схеме на рис. 7 последовательно включенные индуктивности между ее узлами, получим схему (рис. 8) с положительными ин-

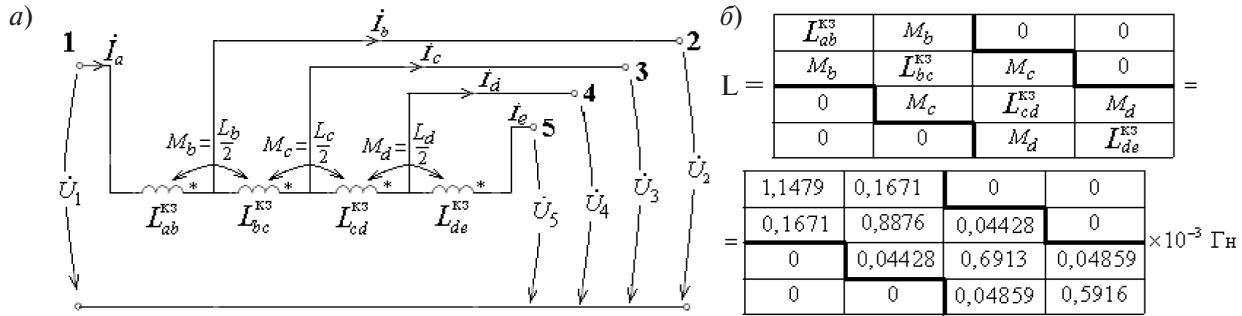


Рис. 8. Компактная цепочечная схема замещения идеализированного пятиобмоточного трансформатора с сопротивлениями К3 (a) и ее трехдиагональная матрица индуктивностей (b)

дуктивностями, равными индуктивностям К3 соответствующих двухобмоточных трансформаторов. В частности, суммируя индуктивности между узлом 1 и узлом q , с учетом (18) имеем

$$-\frac{L_a}{2} + \frac{3}{2}L_a + L_{\delta 1} + L_b = L_{ab}^{K3}.$$

Аналогично для группы последовательно включенных индуктивностей справа от узла q на основании (19) находим

$$L_b + L_{\delta 2} + L_c = L_{bc}^{K3},$$

и т.д. В результате получаем компактную цепочечную схему замещения идеализированного n -обмоточного трансформатора, описываемую симметричной трехдиагональной матрицей индуктивностей L . Однако возможности наблюдения потоков, в том числе сверх- и антипотоков при КЗ, в этой схеме утрачиваются. Достоверность схемной модели (рис. 8) отчасти подтверждается совпадением решений выполненных с ее помощью примеров (см. табл.) с числовыми данными для токов и напряжений, полученными ранее на основе анализа сверх- и антипотоков.

Структура компактной схемы (рис. 8) совпадает с топологией модели [11], но отличается от нее элементами матрицы L , которая в статье [11] оказывается полностью заполненной, поскольку, согласно гипотезе ее авторов, взаимные индуктивности M_{ij} должны, якобы, иметь место между всеми индуктивностями ветвей схемы. Физическая трактовка таких взаимных индуктивностей выглядит весьма искусственной, поскольку они оказываются с разными знаками. В отличие от [11, 12], в данной работе представленная компактная модель (рис. 8) основана не

на гипотезе, а на строгих методах теории цепей. Все недиагональные элементы матрицы L положительны, что вытекает из самого способа их получения.

Заключение

Получена новая цепочечная схема замещения n -обмоточного трансформатора, позволяющая во всей полноте представить физическую картину протекающих в нем процессов, благодаря отображению на схеме путей прохождения магнитных потоков и их величин. Особенность разработанной схемы — модульность структуры, вытекающая из оригинального принципа ее построения путем сшивания более простых схемных моделей обычных двухобмоточных трансформаторов. В отличие от прежних ничего не значащих суждений об отрицательных индуктивностях как «приводящих схему замещения n -обмоточного трансформатора в соответствие с реальными соотношениями», в данной работе они рассматриваются как элементы схемы, играющие ключевую роль в отображении магнитных потоков, что важно разработчикам стандартных пакетов программ для корректного моделирования и уточнения процессов, протекающих в многообмоточном трансформаторе в аномальных режимах его работы. Стого доказано, что схема замещения n -обмоточного трансформатора со взаимными индуктивностями, вводимыми вместо отрицательных индуктивностей, характеризуется трехдиагональной матрицей положительных индуктивностей. Приведенные схемы пригодны для анализа как установившихся, так и динамических процессов.

ПРИЛОЖЕНИЕ

Представляет интерес оценить потоки и напряжения при наличии небольшой активной нагрузки $R = 1$ Ом в b , a -трансформаторе (рис. 2, a) при $\dot{U}_1 = \dot{U}_b = 1000$ В и сравнить результат с данными, полученными в [11, стр.360] для этого случая. Непосредственно из схемы рис. 2, a следует, что

$$\begin{aligned}\dot{I} &= \frac{\dot{U}_b}{R + j\omega L_{ab}^{K3}} = \frac{\dot{U}_1}{R + j\omega(L_a + L_{\delta 1} + L_b)} \\ &= (884,9 - j319,1) \text{ А;}\end{aligned}$$

модуль тока $I = 940,7$ А. Напряжение на нагрузке $R = 1$ Ом равно

$$\dot{U}_a = R\dot{I} = (884,9 - j319,1) \text{ В,}$$

и, следовательно, $U_a = 940,7$ В. Для потока в стержне можем написать

$$\begin{aligned}\dot{\Phi}_{ct} \equiv \dot{\Phi}_a^a &= \frac{\left(R - j\omega \frac{L_a}{2}\right) \dot{I}_{K3}}{k_0} = \frac{\dot{U}_1 \left(R - j\omega \frac{L_a}{2}\right)}{k_0 (R + j\omega L_{ab}^{K3})} \\ &= \frac{\left(R - j\omega \frac{L_a}{2}\right)}{\left(R + j\omega L_{ab}^{K3}\right)} \dot{\Phi}_{XX} = (0,873 - j0,353) \dot{\Phi}_{XX},\end{aligned}$$

и, следовательно, $\Phi_{ct} \equiv \Phi_a^a = 0,941 \Phi_{XX}$.

Также непосредственно из схемы (рис. 2, a) следует, что поток в боковом ярме равен

$$\begin{aligned}\dot{\Phi}_{бок} \equiv \dot{\Phi}_a^b &= \frac{\dot{U}_b - j\omega \left(-\frac{L_b}{2}\right) \dot{I}}{k_0} = \frac{\dot{U}_1}{k_0} \left(1 + \frac{j\omega L_b}{2(R + j\omega L_{ab}^{K3})}\right) = \\ &= \left(1 + \frac{j\omega L_b}{2(R + j\omega L_{ab}^{K3})}\right) \dot{\Phi}_{XX} = (1,0167 + j0,0464) \dot{\Phi}_{XX}.\end{aligned}$$

И, поскольку $\Phi_{бок} \equiv \Phi_a^b = 1,018 \Phi_{XX}$, то его можно считать сверхпотоком. Напряжения на обмотках c, d, e равны

$$\begin{aligned}\dot{U}_c = \dot{U}_d = \dot{U}_e &= k_0 \dot{\Phi}_{бок} = \\ &= \left(1 + \frac{j\omega L_b}{2(R + j\omega L_{ab}^{K3})}\right) \dot{U}_1 = 1,018 \dot{U}_1\end{aligned}$$

и превосходят по модулю приложенное напряжение (см. третью строку таблицы). В скобках приведены величины, полученные в [11]. Причина расхождения результатов расчетов с данными [11] заключается в нечеткой формулировке [11, стр. 354] условий расчета сопротивлений КЗ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Boyajian A. Theory of three circuit transformers. // AIII Trans., Feb. 1924. P. 208–528.
2. Starr F. Equivalent circuits - I. // AIII Trans., Jan. 1932. Vol 57. P. 287–298.
3. Blume L.F., Boyajian A., Gammily G., Lenox T.C. Minne S. Montsinger M.V. Transformer Engineering: A treatise on the Theory, Operation and Application of Transformer. New York: Wiley, 1951. 239 c.
4. Васютинский С.Б. Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия, 1970. 432 с.
5. Лейтес Л.В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М.: Энергия, 1981. 392 с.
6. Лейтес Л.В., Пинцов А.М. Схемы замещения многообмоточных трансформаторов. М.: Энергия, 1974. 192 с.
7. Петров Г.Н. Электрические машины. Часть 1. М.: Энергия, 1974. 240 с.
8. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. М.: Энергия, 1980. 927 с.
9. Хныков А.В. Теория и расчет многообмоточных трансформаторов. М.: Солон-пресс, 2003. 114 с.
10. Вольдек А.И., Попов В.В. Электрические машины. Введение в электромеханику. Машины постоянного тока и трансформаторы. СПб.: Питер, 2007. 320 с.
11. Alvarez-Marino C., Leon F., Lopez-Fernandez X.M. Equivalent Circuit for the Leakage Inductance of Multiwinding Transformers: Unification of terminal and duality models // IEEE transactions on power delivery. Jan. 2012. Vol. 27. No.1, P. 353–361.
12. Leon F., Martinez J.A. Dual Three-winding Transformer Equivalent Circuit matching Leakage measurements // IEEE transactions on power delivery. January 2009. Vol. 24. No.1. P. 160–168.
13. Шакиров М.А. Вектор Пойнтинга и новая теория трансформаторов. Часть 1 // Электричество. 2014. № 9. С. 52–59.
14. Шакиров М.А. Вектор Пойнтинга и новая теория трансформаторов. Часть 2 // Электричество. 2014. № 10. С. 53–65.
15. Шакиров М.А., Андрушук В.В., Дуан Лион. Аномальные магнитные потоки в двухобмоточном трансформаторе при коротком замыкании // Электричество. 2010. № 3. С. 55–63.



16. Шакиров М.А., Варламов Ю.В. Картинны магнитных свер- и антипотоков в короткозамкнутом двухобмоточном трансформаторе. Часть 1. Броневой трансформатор // Электричество. 2015. № 8. С. 9–19.
17. Малыгин В.М. Локализация потока энергии в трансформаторе (по поводу статьи М.А.Шакирова,
- “Электричество”, 2014, № 9 и 10) // Электричество. 2015. № 4. С. 60–65.
18. Шакиров М.А. Преобразования и диакоптика электрических цепей. Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1980. 196 с.

REFERENCES

1. Boyajian A. Theory of three circuit transformers. *AIII Trans.*, Feb. 1924. P. 208–528.
2. Starr F. Equivalent circuits - I. – *AIII Trans.*, Jan. 1932. Vol 57, P. 287–298.
3. Blume L.F., Boyajian A., Gamilly G., Lenox T.C. Minnec S. Montsinger M.V. *Transformer Engineering: A treatise on the Theory, Operation and Application of Transformer*. New York: Wiley, 1951. 239 s.
4. Vasutinskiy S.B. *Voprosy teorii i rascheta transformatorov* [Theory and calculation of power transformers]. L.: Energiya, 1970. 432 s. (rus.)
5. Leytes L.V. *Elektromagnitnye raschety transformatorov i reaktorov* [Electromagnetic calculations of transformers and reactors]. M.: Energiya, 1981, 392 s. (rus.)
6. Leytes L.V., Pintsov A.M. *Skhemy zameshcheniya mnogoobmotochnykh transformatorov* [An equivalent circuit of a multi-winding transformers]. M.: Energiya, 1974. 192 s. (rus.)
7. Petrov G.N. *Elektricheskiye mashiny* [The electric machine]. Chast 1. M.: Energiya, 1974. 240 s.
8. Ivanov-Smolenskiy A.V. *Elektricheskiye mashiny* [Electrical machines]. M.: Energiya, 1980. 927s. (rus.)
9. Khnykov A.V. *Teoriya i raschet mnogoobmotochnykh transformatorov* [Theory and calculation of multiple-winding transformers. Publishing house: Solon-press]. M.: Solon-press, 2003. 114 s. (rus.)
10. Voldek A.I., Popov V.V. *Elektricheskiye mashiny. Vvedeniye v elektromekhaniku. Mashiny postoyannogo toka i transformatory* [Electric machine. Introduction to electromechanics. Machines of direct-current and transformers]. SPb: Piter, 2007. 320 s. (rus.)
11. Alvarez-Marino S., Leon F., Lopez-Fernandez X.M. *Equivalent Circuit for the Leakage Inductance of Multiwinding Transformers: Unification of terminal and duality models*. *IEEE transactions on power delivery*. Jan. 2012. Vol. 27. No. 1. P. 353–361. (rus.)
12. Leon F., Martinez J.A. *Dual Three-winding Transformer Equivalent Circuit matching Leakage measurements*. *IEEE transactions on power delivery*. January 2009. Vol. 24. No. 1. P. 160–168.
13. Shakirov M.A. *Vektor Poyntinga i novaya teoriya transformatorov* [The Poynting Vector and the new theory of transformers]. Chast 1. *Elektrichestvo*. 2014. № 9. S. 52–59. (rus.)
14. Shakirov M.A. *Vektor Poyntinga i novaya teoriya transformatorov* [The Poynting vector and the new theory of transformers]. Chast 2. *Elektrichestvo*. 2014. № 10. S. 53–65.
15. Shakirov M.A., Andrushchuk V.V., Duan Liyun. *Anomalnye magnitnye potoki v dvukhobmotochnom transformatore pri korotkom zamykanii* [Anomalous magnetic fluxes in two-winding transformer under short circuit conditions]. *Elektrichestvo*. 2010. № 3. S. 55–63.
16. Shakirov M.A., Varlamov Yu.V. *Kartiny magnitnykh sver- i antipotokov v korotkozamknutom dvukhobmotochnom transformatore* [Patterns of magnetic SVER - and anti-stream in a short-circuited winding of the transformer]. Chast 1. Bronevoy transformator. *Elektrichestvo*. 2015. № 8. S. 9–19.
17. Malygin V.M. *Lokalizatsiya potoka energii v transformatore* (po povodu stati M.A.Shakirova, “Elektrichestvo”, 2014, № 9 i 10) [Lokalization of the Energy flux in the transformer(About papers of M.A.Shakirov, “Electrical engenering”2014, № 9 i 10)]. *Elektrichestvo*. 2015. № 4. S. 60–65. (rus.)
18. Shakirov M.A. *Preobrazovaniya i diakoptika elektricheskikh tsepey* [Conversion and diakoptic electrical circuits]. L.: Izd-vo Leningr. un-ta, 1980. 196 s.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ШАКИРОВ Мансур Акмолович – доктор технических наук профессор кафедры теоретической электротехники и электромеханики Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: manshak@mail.ru

SHAKIROV Mansur A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia .
E-mail: manshak@mail.ru



DOI 10.5862/JEST.231.11

УДК 621.311.22(075.8)

В.Г. Киселев

ПРОБЛЕМЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПОЛЯРИЗАЦИОННОГО ЗАЩИТНОГО ПОТЕНЦИАЛА НА ПОДЗЕМНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТРУБОПРОВОДАХ

V.G. Kiselev

ENSURING THE POLARIZATION SHIELDING POTENTIAL IN UNDERGROUND METALLIC CONDUITS

В статье показано, что с ростом удельного электрического сопротивления грунта и размеров дефектов наблюдается устойчивая тенденция к снижению поляризационного защитного потенциала подземных металлических сооружений (ПМС). Отмечено, что наибольшую опасность это явление представляет в зонах с минимальным значением защитного поляризационного потенциала, определяемого в соответствии с требованиями ГОСТ 9.602 – 2005. Рассмотрен комплекс мероприятий, снижающих потенциальные риски недостаточной катодной защиты ПМС, среди которых можно выделить следующие: 1) постоянный мониторинг состояния изоляции ПМС как в процессе строительства, так и в процессе эксплуатации с акцентом внимания на зоны с повышенным удельным электрическим сопротивлением грунта и проведение незамедлительных ремонтных работ в случае обнаружения дефектов изоляции; 2) выбор расположения при наличии такой возможности точки дренирования защитного тока в трубопровод в зонах с повышенным удельным электрическим сопротивлением грунта и пониженным качеством изоляции.

ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ЗАЩИТА; КАТОДНАЯ ЗАЩИТА; КОРРОЗИЯ; ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ КОРРОЗИЯ; КОМБИНИРОВАННАЯ ЗАЩИТА ОТ КОРРОЗИИ; ПРОТЕКТОРНАЯ ЗАЩИТА.

The article shows that a steady tendency toward reduction in the polarization shielding potential of underground metallic constructions (UMCs) is observed with an increase in soil resistivity and defect sizes. It is noted, that this phenomenon presents the most danger in zones with the lowest shielding polarization potential (determined in accordance with the requirements of the GOST 9.602 – 2005 standard). We have described the complex of measures, aimed at decreasing the potential risks of insufficient cathodic protection of UMCs, among which it is worth mentioning the following: constantly monitoring the state of UMC isolation both during construction and in operation, with the focus of attention on zones with increased soil resistivity, and immediate repairs carried out, in case any isolation flaws are detected; positioning the drainage point of the shielding current in the conduit, if it is possible to do so in zones with increased soil resistivity and reduced isolation quality.

ELECTROCHEMICAL PROTECTION; CATHODE PROTECTION; CORROSION; ELECTROCHEMICAL CORROSION; THE COMBINED CORROSION PROTECTION; PROTECTOR PROTECTION.

Формулировка проблемы

При разработке и внедрении в производство новых изделий, оборудования, конструкций и сооружений различного типа существенную роль играет их коррозионная стойкость. В последнее время для защиты от коррозии подземных ме-

таллических сооружений (ПМС) всё чаще используют комбинированные методы, включающие совместное применение покрытий и электрохимической защиты. В то же время существующие нормативные документы, например ГОСТ 9.602 – 2005 [1] и ГОСТ Р 51164 – 98,



[2] требуют безусловного обеспечения поляризационного защитного потенциала, измеренного относительно насыщенного медно-сульфатного электрода сравнения на всем протяжении защитной зоны ПМС. Так, например, для стальных подземных трубопроводов интервал допустимых значений в обычных условиях колебается от $-0,85$ до $-1,15$ В [1]. Как показывает практика, если вблизи точки дренирования подземного трубопровода защитный поляризационный потенциал достигнет практически всегда, то в конце защитной зоны трубопровода, где его величина снижается в соответствии с типовыми методиками расчета [3] (по абсолютной величине) на 0,3 В, обеспечение надлежащей электрохимической защиты зачастую проблематично. Очевидно, что выяснение причин этого явления более чем актуально и может быть сопряжено с необходимости разработки конкретных мероприятий по обеспечению надлежащей антикоррозионной защиты ПМС в проблемных зонах. Предлагаемая статья является попыткой решения этой задачи.

Оценка влияния на защищенность ПМС в зонах с минимальным значением защитного поляризационного потенциала удельного электрического сопротивления грунта и размеров дефектов

Произведен типовой расчет зоны защиты подземного трубопровода, в соответствии с которым в конце защитной зоны, максимально удаленной от точки дренирования, наблюдается минимальное (по абсолютной величине) значение защитного потенциала. Кроме того, на основе анализа зависимости поляризационного потенциала от удельного электрического сопротивления грунта и размеров дефекта показано, что в этих областях возможно снижение поляризационного защитного потенциала ниже допустимого по ГОСТ 9.602 – 2005 [1].

Основные принципы катодной защиты от коррозии подземных металлических сооружений и исходные данные для ее расчета

Катодная защита от коррозии наложенным током (в дальнейшем – катодная защита, или электрохимическая защита) в случае ПМС используется в основном для защиты от почвенной коррозии, а также для защиты от коррозии, вызываемой постоянными и переменными буж-

дающими токами. Современные устройства катодной защиты представляют собой, как правило, выпрямители переменного тока, снабженные специальными блоками, обеспечивающими автоматическое регулирование электрических характеристик электрохимической защиты (рис. 1). В качестве основного параметра, подлежащего регулировке, обычно выбирается электрохимический потенциал защищаемого сооружения по отношению к грунту. При отсутствии особых условий агрессивности его поддерживают в границах от $-0,85$ до $-1,15$ В [1]. Измерения в этом случае проводят, как правило, с использованием медно-сульфатных электродов сравнения.

В соответствии с DIN 30676 [4] необходимыми предпосылками для осуществления качественной электрохимической защиты от коррозии являются:

обеспечение высокой продольной проводимости трубопроводов (отсутствие изолирующих фланцев, устранение в трубопроводе соединений с высоким электрическим сопротивлением и т. д.);

отсутствие контактов с заземленными сооружениями (заземляющие устройства, арматура железобетонных фундаментов, другие подземные металлические сооружения, не подлежащие катодной защите и т. д.);

наличие качественной диэлектрической изоляции.

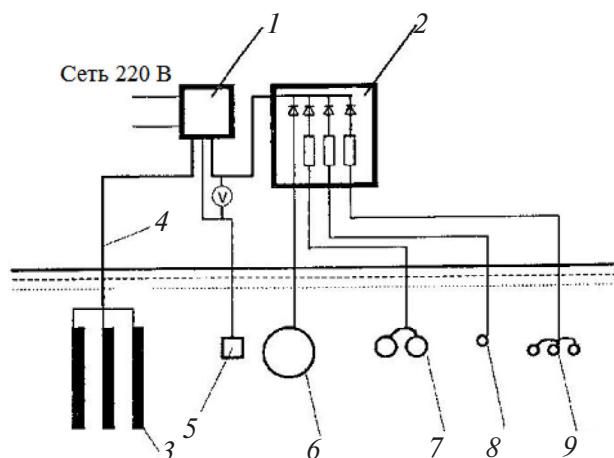


Схема катодной защиты:

1 – катодная станция (преобразователь); 2 – БДР (блок диодно-резисторный); 3 – аноды (контуры анодного заземления); 4 – контурный кабель; 5 – электрод сравнения; 6 – водопровод; 7 – теплоноситель; 8 – телефонные кабели; 9 – силовые кабели высокого напряжения



Будем считать, что все эти требования выполнены, и приступим к собственно расчету основных параметров катодной защиты как функции от изменения удельного сопротивления грунта и размеров дефекта в конце защитной зоны трубопровода. Известно, что для этой части ПМС при использовании типовых методик расчета получаются минимальные значения (по абсолютной величине) защитного потенциала.

Основные принципы катодной защиты хорошо изучены, а ее особенности, связанные с различными свойствами диэлектрической изоляции трубопровода, изложены, например, в публикации «Основные принципы проектирования катодной защиты подземных металлических сооружений» [5]. Для реализации поставленной цели воспользуемся некоторыми данными, полученными в этой работе. Пусть трубопровод характеризуется следующими параметрами: удельное сопротивление материала (стали) ρ_s равно $0,18 \cdot 10^{-6}$ Ом·м; наружный диаметр трубопровода $d = 321$ мм; s – толщина стенки трубопровода, $s = 6$ мм. В соответствии со справочником [6] удельный защитный ток j_s в этом случае, для трубопроводов, проложенных в грунте, изменяется в пределах от 10^{-5} до 10^{-6} А/м². Примем, что в нашем случае он равен 10^{-5} ампер на квадратный метр.

Основываясь на этих данных и типовой методике, представленной, в частности, в работе [5], рассчитаем основные параметры катодной защиты рассматриваемого трубопровода для выбранной величины плотности защитного тока. Для расчета протекторной защиты можно использовать работу «Основные принципы проектирования протекторной защиты подземных металлических сооружений» [7].

Определение основных параметров катодной защиты ПМС

Определение величины $2L$ защитной зоны трубопровода будем проводить по типовой методике по формуле, взятой из справочника [6], при условии, что омическое падение потенциала в его зоне защиты равно 0,3 В:

$$2L = \sqrt{\frac{2,4s}{\rho_s j_s}}, \quad (1)$$

где j_s – плотность защитного тока; ρ_s – удельное сопротивление стали; s – толщина стенки трубопровода.

Расчет будем вести при выбранных значениях плотности защитного тока, удельного сопротивления стали и толщины стенки трубопровода. Получено следующее значение протяженности защитной зоны трубопровода при исходной величине «плотности защитного тока» $j_s = 10^{-5}$ А/м²: $2L = 89,443$ км.

Для определения величины защитного тока I_0 можно воспользоваться следующей хорошо известной формулой из справочника [6]:

$$I_0 = 2\pi d j_s L, \quad (2)$$

где d – наружный диаметр трубопровода.

Расчет будем вести при выбранных значениях плотности защитного тока и других параметров, предложенных ранее. Полученное значение I_0 следующее: $I_0 = 0,902$ А.

Как видно из приведенных результатов расчета, выбранные плотности защитного тока j_s , А/м², определяют протяженность $2L$, км, зоны катодной защиты трубопровода и защитный ток трубопровода I_0 , А. Однако в соответствии с расчетными формулами как зона защиты, так и общий защитный ток не зависят от удельного сопротивления грунта. Фактически, конечно, такая зависимость существует, но она «прячется» в параметре «плотность защитного тока». Рассмотрим, как эта величина определяется и влияет на возможность определения защитного потенциала в конце защитной зоны трубопровода в зависимости от удельного сопротивления грунта (электролит) и размеров дефектов диэлектрического покрытия трубопровода.

Оценка влияния на защитный потенциал ПМС в зоне с его минимальным значением удельного электрического сопротивления грунта и размера дефектов диэлектрического покрытия

Исходные данные и основные модельные представления. Первый этап проектирования любой электрохимической защиты – это определение необходимой плотности защитного тока j_s . Оценить значение этой величины можно либо экспериментально (при наличии уже построенного ПМС), либо теоретически (при проектировании нового подземного металлического сооружения с использованием соответствующих нормативных документов, например инструкции [8]). Очевидно, что затраты на электрохимическую защиту будут снижаться с уменьшением величины защитного тока. Снижения этого параметра добиваются прежде всего путем созда-



ния качественной изоляции ПМС и устранением контактов подземного металлического сооружения с другими металлическими сооружениями, соприкасающимися с грунтом. Кроме того, для трубопроводов уменьшению затрат на электрохимическую защиту способствует увеличение их продольной проводимости. Однако возможность уменьшения величины защитного тока ограничивается требованием безусловного обеспечения защитного потенциала на трубопроводе.

При этом экспериментальное определение величины защитного тока всегда сопровождается измерением поляризационного потенциала ПМС, на величину которого (в соответствии с его определением) омическое падение потенциала в электролите не оказывает никакого влияния. Однако измерение данного параметра всегда сопряжено с исключением омического падения потенциала на дефекте, которое как раз является функцией удельного сопротивления грунта, размера и формы дефекта, толщины покрытия. Похожая проблема возникает и при осуществлении собственно катодной защиты. В этом случае, полагая собственную проводимость диэлектрического покрытия крайне малой по сравнению с проводимостью дефектов (что доказывается, в частности, в работе [9]), для расчета сопротивления дефекта круглой формы можно воспользоваться следующими типовыми соотношениями из справочника [6]:

а) формулой, определяющей поляризационное сопротивление R_p дефекта,

$$R_p = \frac{r_p}{A}, \quad (3)$$

где r_p – удельное поляризационное сопротивление металлической поверхности в зоне дефекта покрытия (в соответствии со справочными данными [5] $r_p = 1 \text{ Ом} \cdot \text{м}^2$; A , м, – площадь дефекта покрытия);

б) формулой, определяющей сопротивление R_d покровного слоя, возникающего на поверхности металла в процессе работы установки катодной защиты,

$$R_d = \frac{r_d}{A}, \quad (4)$$

где r_d – удельное сопротивление покровного слоя, возникающего при длительной работе такой установки;

в) формулой для расчета сопротивления грунта R_f в дефекте круглой формы:

$$R_f = \frac{\rho l}{A}, \quad (5)$$

где ρ – удельное сопротивление грунта; l – толщина слоя диэлектрического покрытия трубопровода;

г) формулой для расчета сопротивления рас текания R_s применительно к дефекту круглой формы,

$$R_s = \frac{\rho}{2a}, \quad (6)$$

где a – диаметр дефекта круглой формы.

Очевидно, что общее сопротивление R дефекта в этом случае представляет собой сумму поляризационного R_p и омического R_g сопротивлений:

$$R = R_p + R_g, \quad (7)$$

где, в свою очередь, R_g определяет омическое падение потенциала в дефекте и может быть рассчитано с использованием соотношения

$$R_g = R_d + R_f + R_s. \quad (8)$$

Необходимо отметить, что сопротивление R_d покровного слоя, образующегося при относительно длительной работе установки катодной защиты, по определению мало зависит от удельного сопротивления грунта. Следовательно, в рамках заявленной темы статьи его можно не рассматривать, полагая, что система находится в состоянии, когда, например, покровной слой отсутствует. Данная ситуация возможна как при малом времени работы катодной защиты, так и в кислых грунтах, в которых образование покровного слоя весьма затруднено.

Для определения влияния изменения удельного сопротивления грунта в зоне расположения трубопровода на величину поляризационного защитного потенциала можно воспользоваться следующими модельными представлениями.

Пусть трубопровод имеет диэлектрическое, например полиэтиленовое, покрытие толщиной 5 мм (удельное сопротивление полиэтилена ρ_d составляет порядка $10^{18} \text{ Ом} \cdot \text{см}$). Лабораторные и практические измерения показывают [9], что при длительном нахождении в грунте удельное сопротивление полиэтилена снижается приблизительно на два – три порядка, т. е. составляет приблизительно $10^{15} \text{ Ом} \cdot \text{см}$. Обозначим эту величину ρ_u .

Пусть начиная с точки дренирования тока на трубопроводе равномерно расположены дефекты круглой формы и одинаковых размеров.



Пусть площадь каждого дефекта составляет 6,25 см², т. е. равняется площади датчика потенциала при измерениях поляризационного потенциала, проводимых в соответствии с рекомендациями ГОСТ 9.602 – 2005 [1].

Основываясь на этих исходных положениях, рассчитаем основные параметры катодной защиты.

Определение зависимости защитного поляризационного потенциала от удельного электрического сопротивления грунта в зонах трубопровода с минимальным защитным потенциалом

Выше была рассчитана протяженность защитной зоны трубопровода, равная 89,443 километров. Очевидно, что при отсутствии дефектов общее сопротивление изоляции диэлектрического покрытия трубопровода в этом случае будет выражаться следующей формулой:

$$R_u = \rho_u \frac{l}{2\pi dL}, \quad (9)$$

где l – толщина диэлектрического (полиэтиленового) покрытия трубопровода; $2\pi dL$ – его площадь. Подставим в нее численные значения соответствующих величин, рассчитанные нами ранее, и проведем вычисления; тогда получим, что $R_u = 5,59 \cdot 10^9$ Ом.

Поляризационное сопротивление дефекта R_p будет определять в зависимости от удельного сопротивления грунта по формуле (3). Подставив в неё указанные нами ранее численные значения соответствующих величин, получим, что поляризационное сопротивление не зависит от сопротивления грунта, т. е. остается постоянным при изменении данного параметра (его значение в соответствии с расчетом составит для одного дефекта выбранных размеров величину $R_p = 1600$ Ом). Полученные данные внесем в табл. 1.

Омическое сопротивление R_f грунта в дефекте в зависимости от удельного электрического сопротивления грунта будем рассчитывать по формуле (5), а сопротивление растекания R_s дефекта по формуле (6) – подставив в эти формулы численные значения соответствующих величин, указанные нами ранее. Полученные данные внесем в табл. 1.

Омическое падение потенциала в дефекте (R_G) будем определять по формуле (8), но учитя,

что по принятым нами условиям сопротивление покрывающего слоя, возникающего при длительной работе установки катодной защиты, равно нулю ($R_D = 0$), то есть будет

$$R_G = R_f + R_s. \quad (10)$$

Подставив в формулу (10) численные значения соответствующих величин, проведем вычисления и полученные данные поместим в табл. 1.

Расчет общего сопротивления дефекта R , включающего как поляризационное сопротивление дефекта, так и его омическую составляющую, будем производить по формуле (7) с учетом численных значений соответствующих величин, полученных нами ранее. Данные также поместим в табл. 1.

Расчет изменения поляризационного защитного потенциала как функции удельного сопротивления грунта в конце защитной зоны трубопровода (поляризационный защитный потенциал в этом случае равен –0,85 В при измерениях относительно медно-сульфатного электрода сравнения) произведем при выбранных нами параметрах дефекта. Кроме того, будем считать, что изначально удельное электрическое сопротивление грунта в районе расположения всей защитной зоны трубопровода стремится к нулю. В то же время примем, что в конце зоны защиты оно пошагово меняется от нуля до 100 Ом·м. Величина «шага» составляет 10 Ом·м. Рассчитаем изменение поляризационного потенциала катодной защиты, обусловленное данным обстоятельством, для конца зоны защиты. Как известно [10], для обеспечения поляризационного потенциала требуется защитный ток с плотностью на металлической поверхности $j_m = 0,3$ А/м², что в соответствии с критерием NACE [6] обеспечивает одинаковое падение потенциала на поляризационном и омическом сопротивлениях, равное –0,3 В. Следовательно, общее падение потенциала на дефекте в этом случае составит –0,6 В. Однако, поскольку мы приняли, что удельное сопротивление грунта стремится к нулю, необходимо также принять, что в этом случае и омическое сопротивление дефекта будет стремиться к нулю, а это повлечет за собой равенство общего и поляризационного потенциалов на дефекте. В свою очередь, рост сопротивления грунта для выбранной формы и размеров дефекта приведет к перераспределению общего падения потенциала на дефекте, который равен



–0,3 В между поляризационными и омическими составляющими данного сопротивления. Таким образом, с ростом сопротивления грунта на дефекте будет наблюдаться повышение поляризационного потенциала (снижение его абсолютной величины), что обусловлено последовательным включением поляризационного и омического сопротивлений в дефекте при постоянстве общего потенциала сооружения относительно грунта (электролит). Следовательно, поляризационный потенциал U_p в этом случае будет определяться следующим соотношением:

$$U_p = \frac{U_p^0 R_p}{R_p + R_G}, \quad (11)$$

где U_p^0 – исходный поляризационный потенциал, равный в нашем случае –0,3 В.

Подставим в формулу (11) указанные нами ранее численные значения соответствующих величин и проведем вычисления. Результат поместим в табл. 1.

Произведем также расчет изменения поляризационного защитного потенциала, но для случая, когда удельное сопротивление грунта в районе расположения трубопровода имеет некоторое постоянное значение, отличное от нуля (изменения удельного сопротивления грунта происходят только в конце защитной зоны трубопровода). Для иллюстрации возможного по-

вышения или снижения защитного потенциала и воспроизведения более реалистичного сценария катодной защиты воспользуемся критерием NACE [6], в соответствии с которым общее падение потенциала на дефекте равномерно распределяется на поляризационном и омическом сопротивлениях. Учитывая, что в этом случае плотность поляризационного тока через дефект $j_m = 0,3 \text{ A/m}^2$, рассчитаем соответствующий ему общий ток, протекающий через дефект при выбранных его геометрических параметрах. Очевидно, что согласно с законом Ома падение потенциала на омическом сопротивлении R_G определяемое в соответствии с формулой (10), составит

$$R_G^0 = \frac{U_G^0}{I_G^0}, \quad (12)$$

где U_G^0 – исходное падение напряжения на омическом сопротивлении дефекта, равное в нашем случае 0,3 В, а I_G^0 – исходная величина тока, текущего через дефект, при его защитной плотности на голой поверхности металла $j_m = 0,3 \text{ A/m}^2$. Очевидно, что I_G^0 можно рассчитать по следующей формуле:

$$I_G^0 = A j_m. \quad (13)$$

Подстановка приведенных нами ранее значений площади A дефекта и плотности тока j_m приводит к величине $I_G^0 = 1,875 \cdot 10^{-4} \text{ A}$, что, в

Таблица 1

Технические параметры катодной защиты трубопровода, определяемые при различных величинах удельного электрического сопротивления грунта в зоне расположения ПМС

$\rho, \text{Ом} \cdot \text{м}$	$R_p, \text{kОм}$	$R_f, \text{kОм}$	$R_s, \text{kОм}$	$R_G, \text{kОм}$	$R, \text{kОм}$	$U_{p,0}, \text{В}$	$U_{p,62}, \text{В}$
0	1,60	0	0	0	1,600	-0,3	-0,6
10	1,60	0,08	0,177	0,257	1,857	-0,26	-0,52
20	1,60	0,160	0,355	0,515	2,115	-0,23	-0,45
30	1,60	0,240	0,532	0,772	2,372	-0,20	-0,40
40	1,60	0,320	0,709	1,029	2,629	-0,18	-0,37
50	1,60	0,400	0,887	1,287	2,887	-0,17	-0,33
60	1,60	0,480	1,063	1,544	3,144	-0,15	-0,31
70	1,60	0,560	1,240	1,801	3,401	-0,14	-0,28
80	1,60	0,640	1,418	2,038	3,638	-0,13	-0,26
90	1,60	0,720	1,596	2,316	3,916	-0,12	-0,25
100	1,60	0,800	1,773	2,573	4,173	-0,11	-0,23

Таблица 2

Изменение поляризационного потенциала катодной защиты трубопровода, определяемое при различных величинах диаметра дефекта изоляции

$a \cdot 10^{-2}$, м	R_p , кОм	R_{f^2} кОм	R_s , кОм	R_G , кОм	R , кОм	$U_{p,a}$, В
$2,82 \cdot 10^{-4}$	16000	4981	110	5091	21091	-0,45
$2,82 \cdot 10^{-3}$	160,0	49,8	11,2	61,0	221,0	-0,43
$2,82 \cdot 10^{-2}$	1,6	0,498	1,102	1,6	3,2	-0,30
$2,82 \cdot 10^{-1}$	0,016	0,005	0,110	0,115	0,131	-0,07

свою очередь, позволяет установить значение величины $R_G^0 = 1600$ Ом. Основываясь на формулах (5), (6) и (10), можно записать для конкретного значения ρ_G^0 удельного сопротивления грунта в зоне дефекта, которое соответствует $R_G = R_G^0$, и выбранной нами геометрии дефекта следующее выражение:

$$\rho_G^0 = \frac{R_G^0}{\frac{l}{A} + \frac{1}{2a}}. \quad (14)$$

Подстановка в уравнение (14) численных значений величин, входящих в него, позволяет определить, что $\rho_G^0 = 62,26$ Ом·м. Примем, что рассматриваемый трубопровод окружен грунтом с данным значением удельного сопротивления, и проследим за изменением поляризационного потенциала $U_{p,62}$ при пошаговом изменении удельного сопротивления грунта в конце защитной зоны трубопровода. Расчет будем вести по модернизированной формуле (11) с учетом внесенных изменений:

$$U_{p,62} = \frac{U_{ein} R_p}{R_p + R_G}, \quad (11, a)$$

где U_{ein} – потенциал трубопровода, включающий как омическую, так и поляризационную составляющие. В нашем случае по условиям задачи его величина равна $-0,6$ В.

Подставим в формулу (11, a) численные значения соответствующих величин, указанные нами ранее, проведем вычисления и результат поместим в табл. 1.

Определение зависимости защитного поляризационного потенциала от размеров дефектов покрытия в зонах трубопровода с минимальным защитным потенциалом. Расчет изменения поляризационного защитного потенциала в

конце защитной зоны как функции размеров дефекта (поляризационный защитный потенциал в этом случае равен $-0,85$ В при измерениях относительно медно-сульфатного электрода сравнения) будем производить при некотором среднем значении удельного сопротивления грунта. Примем, как и ранее, что удельное сопротивление грунта в районе дефекта $\rho = 62,26$ Ом·м. и проследим за изменением поляризационного потенциала трубопровода при изменении диаметра a дефекта круглой формы. Для этого воспользуемся соотношениями (3), (5), (6), (10) и (11, a). Подставим в соотношение (11, a) численные значения входящих в него величин, учитывая изменение диаметра дефекта, а полученные результаты, в том числе и поляризационный потенциал $U_{p,a}$, представим в табличной форме (табл. 2).

Обсуждение результатов и выводы

Анализ двух нижних строк табл. 1 показывает устойчивую тенденцию к уменьшению по абсолютной величине поляризационного потенциала при защите подземных (подводных) трубопроводов с ростом удельного сопротивления грунта (электролита) относительно его средних значений в зоне расположения трубопровода. Более того, сопоставление двух последних строк показывает, что данная тенденция наиболее ярко выражена при малых значениях среднего удельного электрического сопротивления грунта в зоне защиты трубопровода. Очевидно, что наибольшую опасность данное явление представляет в зонах с минимальным значением защитного потенциала ПМС.

В то же время данные нижней строки табл. 2 демонстрируют устойчивую тенденцию уменьшения по абсолютной величине поляризационно-



го потенциала при защите подземных (подводных) трубопроводов при росте размеров дефекта, что может привести к недопустимо низким величинам потенциала.

Очевидно, что совпадение этих двух факторов угрожает существенными нарушениями функционирования катодной защиты. Это требует разработки комплекса мероприятий по предотвращению данных негативных явлений. Среди этих мероприятий можно выделить следующие:

постоянный мониторинг состояния изоляции ПМС как в процессе строительства, так и в процессе их эксплуатации с уделением особого внимания зонам с повышенным удельным электрическим сопротивлением грунта и проведение незамедлительных ремонтных работ в случае обнаружения дефектов изоляции;

выбор расположения точки дренирования защитного тока в трубопровод (при наличии такой возможности) в зонах с повышенным удельным сопротивлением грунта и пониженным качеством изоляции;

сокращение защитной зоны трубопровода (при надлежащем экономическом обосновании) с целью повышения по абсолютной величине поляризационного защитного потенциала в зонах с его минимальным расчетным значением.

Выводы

Рассмотрено влияние удельного сопротивления грунта и размеров дефекта в зоне минимальных значений защитного потенциала трубопровода на защищенность его от коррозии в соответствии с требованиями ГОСТ 9.602 – 2005.

Показано, что с ростом удельного электрического сопротивления грунта и размеров дефектов наблюдается устойчивая тенденция к снижению поляризационного защитного потенциала ПМС.

Отмечено, что наибольшую опасность это явление имеет в зонах с минимальным значением защитного поляризационного потенциала.

Предложен комплекс мероприятий, снижающий потенциальные риски ненадлежащей катодной защиты ПМС.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. ГОСТ 9.602 – 2005. Единая система защиты от коррозии и старения; Сооружения подземные; Общие требования к защите от коррозии. М.: Стандартинформ, 2006.

2. ГОСТ Р 51164 – 98. Трубопроводы стальные магистральные. Общие требования к защите от коррозии. М.: Госстандарт России, 1998.

3. Bette U., Vesper W. Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz. Essen: Vulkan-Verl, 2005. 367 s.

4. DIN 30 676. Planung und Anwendung des kathodischen Korrosionsschutzes für den Außen schütz.

5. Киселёв В.Г. Основные принципы проектирования катодной защиты подземных металлических сооружений// Научно-технические ведомости СПб ГПУ. 2011. № 4 (130). С. 111–116.

6. Von Baeckmann W. Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz. Vulkan-Verlag Essen, 1996. 339 s.

7. Киселёв В. Г. Основные принципы проектирования протекторной защиты подземных металлических сооружений// Научно-технические ведомости СПб ГПУ. 2011. № 3 (130). С. 75–80.

8. РД 153-39.4-091-01 Инструкция по защите городских подземных трубопроводов от коррозии. СПб.: Издательство ДЕАН, 2002.

9. Baeckmann W., Schwenk W. Handbuch des kathodischen Korrosionsschutzes. Verlag Chemie. 1980. 465 S.

10. Киселёв В. Г. Современные тенденции развития техники измерения потенциалов подземных металлических сооружений // Научно-технические ведомости СПб ГПУ. 2012. № 2(147). Т. 2. С. 265–273.

REFERENCES

1. GOST 9.602 – 2005 Yedinaya sistema zashchity ot korrozii i stareniya; Sooruzheniya podzemnyye; Obshchiye trebovaniya k zashchite ot korrozii. [ALL-UNION STATE STAN. United system for corrosion protection and aging; Construction are underground; General requirements for the corrosion protection. 9.602 – 2005]. M.: Standartinform, 2006. (rus.)

2. GOST R 51164 – 98. Truboprovody stalnyye magistralnyye. Obshchiye trebovaniya k zashchite ot korrozii [ALL-UNION STATE STAN. R 51164 – 98. Conduits are steel main. General requirements for the corrosion protection. Moscow, the RF State Committee on Standardization, Metrology, and Certification]. M.: Gosstandart Rossii, 1998. (rus.)



3. **Bette U, Vesper W.** Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz Paperback for the cathodic corrosion protection. Essen: Vulkan-Verl, 2005. 367 s.
4. **DIN 30 676.** Planung und Anwendung des kathodischen Korrosionsschutzes für den Außenbeschütz [DIN 30,676. Planning and application of the cathodic corrosion protection for the external contactor].
5. **Kiselev V.G.** Osnovnyye printsyipy proyektirovaniya katodnoy zashchity podzemnykh metallicheskikh sooruzheniy [Basic principles of the design of the cathode protection of the underground metallic construction]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPb GPU*. 2011. № 4 (135) S. 111–116. (rus)
6. **Von Baeckmann W.** Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz [Paperback for the cathodic corrosion protection]. Vulkan-Verlag Essen. 1996. 339 s.
7. **Kiselev V.G.** Osnovnyye printsyipy proyektirovaniya protektornoy zashchity podzemnykh metallicheskikh
- sooruzheniy [Basic principles of the design of the protector protection of the underground metallic construction]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPb GPU*. 2011. № 3 (130). S. 75–80. (rus.)
8. **RD 153-39.4-091-01** Instruktsiya po zashchite gorodskikh podzemnykh truboprovodov ot korrozii [Rd 153-39.4-091-01 instruction on the protection of urban underground conduits from the corrosion.]. Sankt-Peterburg; Izdatelstvo DEAN, 2002. (rus)
9. **Von Baeckmann W., Schwenk W.** Handbuch des katodischen Korrosionsschutzes [Manual of the cathodic corrosion protection]. Verlag Chemie. 1980. 465 s.
10. **Kiselev V.G.** Sovremennyye tendentsii razvitiya tekhniki izmereniya potentsialov podzemnykh metallicheskikh sooruzheniy [Contemporary tendencies of the development of technology of potential measurement of underground metallic construction the text]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPb GPU*. 2012. № 2 (147). S. 265–273. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КИСЕЛЕВ Владимир Геннадьевич – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: kis_vg@mail.ru

KISELEV Vladimir G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: kis_vg@mail.ru



DOI 10.5862/JEST.231.12

УДК 621.3.048.1

Н.М. Журавлева, Д.В. Кизеветтер, А.С. Резник, Е.Г. Смирнова

О ПОВЫШЕНИИ РЕСУРСА БУМАЖНО-ПРОПИТАННОЙ ИЗОЛЯЦИИ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

N.M. Zhuravleva, D.V. Kiesewetter, A.S. Reznik, E.G. Smirnova

ON INCREASING THE OPERATIONAL LIFE OF PAPER-IMPREGNATED INSULATION OF POWER TRANSFORMERS

Дано обоснование и экспериментально подтверждена необходимость усовершенствования методов текущего контроля состояния базового вида высоковольтной изоляции силовых трансформаторов, а также исследована возможность повышения электрофизических характеристик и замедления процессов деструкции компонентов бумажно-пропитанной композиции путем модификации диэлектрической бумаги бактериальной целлюлозой с целью увеличения срока службы этой изоляции. Показано, что структурирование растительной основы целлюлозного диэлектрика биополимером позволяет повысить электрическую и механическую прочность бумаги, способствует повышению нагревостойкости компонентов изоляции. Это подтверждено результатами оценки параметров волокна и микрофотографиями компонентов изоляции до и после старения.

СИЛОВЫЕ ТРАНСФОРМАТОРЫ; БУМАЖНО-МАСЛЯНАЯ ИЗОЛЯЦИЯ; ШЛАМ; БАКТЕРИАЛЬНАЯ ЦЕЛЛЮЛОЗА; МОДИФИКАЦИЯ; ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА; ТЕРМОУСТОЙЧИВОСТЬ КОМПОНЕНТОВ.

The substantially and experimentally confirmed the need to improve methods of monitoring the state of the base type of high-voltage insulation of power transformers (PT), and explored the possibility of increasing the electrical characteristics and slowing the destruction of the components of paper-impregnated composition by modifying the dielectric paper by bacterial cellulose in order to increase the life of the PT insulation. It is shown that structuring of plant-base of cellulose dielectric by biopolymer can improve the electrical and mechanical strength of the paper, enhances heat resistance of insulations components. These results are confirmed by evaluation of fibers parameters and insulation components microphotographs before and after aging.

POWER TRANSFORMERS; PAPER-OIL INSULATION; SLUDGE; BACTERIAL CELLULOSE; MODIFICATION; ELECTRICAL PROPERTIES; THERMALLY STABLE COMPONENTS.

Введение

Проблема бесперебойного снабжения электроэнергией потребителей тесным образом связана со стабильной работой силовых трансформаторов (СТ), отказ которых чреват не только опасными и крайне нежелательными отключениями, но зачастую сопровождается техногенными инцидентами и пожарами. Практикой многократно подтвержден тот факт, что срок

службы каждого СТ определяется не столько временем, сколько режимом его эксплуатации, который в необходимой степени (для получения достоверного прогноза работоспособности энергетического устройства) непредсказуем [1]. В то же время анализ результатов обсуждения указанного вопроса специалистами различного уровня, включая заключения Исследовательского комитета А2 «Трансформаторы» Международного со-

вета по большим электрическим системам высокого напряжения (СИГРЭ) [1–3], позволяет утверждать, что основная причина отказов СТ – это старение бумажно-пропитанной изоляции (БПИ), которая в силовом трансформаторостроении остается базовой и на сегодняшний день не имеет конкурентоспособных аналогов. Следовательно, совершенствование электрофизических характеристик компонентов диэлектрической системы и поиск путей увеличения ресурса БПИ представляет собой практически полезную, актуальную задачу и в целом является одним из необходимых элементов повышения надежности функционирования энергосистем.

Цель работы – на основе экспериментальных исследований новых видов модифицированных целлюлозных диэлектриков показать возможность повышения работоспособности и ресурса компонентов бумажно-пропитанной изоляции силовых трансформаторов.

Обоснование выбора мер, направленных на повышение работоспособности бумажно-пропитанной изоляции силовых трансформаторов

В процессе эксплуатации СТ электроизоляционная бумага (ЭИБ) и трансформаторное масло (ТМ) подвергаются многофакторному воздействию, инициирующему деструктивные процессы (в частности, термоокислительные), необратимые последствия которых проявляются, в первую очередь, в виде образования продуктов старения жидкости, активизирующих дальнейшее разрушение компонентов изоляции. Как следствие, происходит снижение диэлектрических характеристик масла [4, 5]. В частности, имеет место рост тангенса угла диэлектрических потерь жидкого диэлектрика (то есть наблюдается негативное изменение одного из основных контролируемых параметров при диагностике состояния БПИ). Постепенно из фрагментов целлюлозных волокон, продуктов старения, механических примесей и ряда иных компонентов в ТМ формируется шлам, осаждение которого на конструктивных элементах и изоляции трансформатора ведет к опасному росту электропроводности последней [5]. Необходима своевременная замена масла, которая используется в качестве превентивной меры,

повышающей работоспособность БПИ. Периодический контроль характеристик изоляции СТ включает в себя оценку преимущественно электрофизических и химических характеристик жидкости [6, 7], в том числе обязательное определение тангенса угла диэлектрических потерь ($\tg\delta$), значение которого не должно превышать критериальных пределов. Однако по существующим нормативам диагностика проводится достаточно редко [8]. Поэтому вполне вероятна ситуация, когда очередной отбор трансформаторного масла будет произведен после коагуляции и выпадения в осадок мелкодисперсных частиц шлама, что может негативно сказаться на достоверности результатов исследования контрольных проб жидкости (в частности, может привести к получению заниженных значений ее $\tg\delta$) [9]. Данный тезис подтверждают и результаты наших испытаний. Были определены (согласно ГОСТ 6581–75 при помощи автоматизированной установки «ТАНГЕНС–3М» при температуре 90 °C и частоте 50 Гц) значения $\tg\delta$ трех образцов трансформаторного масла марки ГК. Эти величины составили: 0,15 % для ТМ, предназначенного для заливки в СТ; 100 % для ТМ, слитого из действующего трансформатора, и 5 % для предыдущей пробы ТМ после отстаивания шлама, которое наблюдалось визуально. Поэтому для эффективного выявления критического состояния жидкого диэлектрика необходим непрерывный мониторинг шламообразования при помощи волоконно-оптической техники [9–11]. Оптические методы контроля могут быть полезны и для расширения представлений о степени очистки ТМ в ходе его регенерации с целью последующего (повторного) использования [12].

Указанные меры могут способствовать предотвращению эксцессов, обусловленных некондиционным состоянием масла. Однако ресурс бумажно-пропитанной изоляции СТ вполне закономерно определяется состоянием бумаги, замена которой невозможна. В процессе эксплуатации диэлектрические характеристики ЦБ практически не изменяются. В то же время механическая прочность материала, отличающегося низкой нагревостойкостью, падает по мере снижения средней степени полимеризации макромолекул целлюлозы (вследствие термоокислительной деструкции природного полимера) [13, 14]. Иными словами, происходит постепен-



ное, относительно медленное старение и физическое разрушение ЭИБ, которое усиливается механическими нагрузками при движении проводников в режиме короткого замыкания СТ. Указанные воздействия особенно опасны при наличии в твердой изоляции мест локального перегрева, так как рост температуры существенно увеличивает скорость деструкции целлюлозного материала.

Вполне очевидно, что для решения задачи увеличения срока службы БПИ силовых трансформаторов необходим как непрерывный мониторинг состояния жидкого диэлектрика в процессе эксплуатации, обеспечивающий оптимизацию сроков замены масла, так и поиск эффективных мер, направленных на замедление термостарения компонентов изоляции. Последнее, на наш взгляд, может быть достигнуто использованием в БПИ электроизоляционных видов бумаги нового поколения, растительная основа которых модифицирована целлюлозой биологического происхождения [15]. Для расширения представлений о целесообразности и эффективности такого подхода были проведены исследования электрофизических характеристик и нагревостойкости компонентов опытной бумаги-пропитанной композиции на основе модифицированных целлюлозных диэлектриков, пропитанных трансформаторным маслом.

Объект и методы исследования

Оценка возможности увеличения ресурса компонентов БПИ проводилась на основе электрических, механических, оптических, а также микроскопических методов исследования опытных образцов электроизоляционной бумаги в исходном состоянии и в процессе ускоренного термостарения (при температуре 140 °C в контакте с медью – катализатором процесса деструкции) как при свободном доступе воздуха, так и в среде трансформаторного масла марки ГК. Определялись изменения параметров целлюлозного волокна, а также исследовались зависимости кратковременной электрической прочности ЭИБ и предела механической прочности на разрыв от времени термостарения. Сорбционная способность и морфологические изменения целлюлозного материала оценивались оптическими методами с использованием цифровой камеры CELESTRON (Digital microscope image), в ре-

зультате чего был получен ряд микроснимков, позволивших дополнить полученные результаты и их анализ фотофактами.

В качестве объекта исследования выбраны образцы опытной электроизоляционной бумаги, полотно которой было сформировано двумя видами целлюлозы: традиционной электроизоляционной из древесины сосны сульфатной варки (в дальнейшем РЦ – растительная целлюлоза) и бактериальной (БЦ), синтезируемой в видеnano-гель-пленки бактериями *Gluconacetobacter xylinus* на субстратах, содержащих источники углерода, азота, витаминов и воды. Иными словами, целлюлозная основа ЭИБ состояла из волокон, не просто характеризующихся сродством, а являющихся химически идентичными компонентами различного природного происхождения. Однако БЦ отличается от РЦ высокой структурной упорядоченностью (что обеспечивает тончайшую пористость), химической чистотой, более высокой степенью кристалличности и механической прочностью.

Испытывались образцы электроизоляционной бумаги (изготовленные в лаборатории Лесотехнического университета) следующего состава:

- № 1 – 100 % БЦ;
- № 2 – 100 % РЦ (промышленное производство, **прототип**);
- № 3 – 90 % РЦ + 10 % БЦ.

Помимо этого, рассматривались однослойные лабораторные отливки целлюлозного диэлектрика (отличающиеся от ЭИБ повышенной рыхлостью полотна), модифицированные микрокристаллической целлюлозой (МКЦ) – продуктом химической деструкции Ц (в нашем случае – РЦ и БЦ), который характеризуется высоким содержанием упорядоченной части Ц с кристаллографической ориентацией макромолекул, а именно:

- № 4 – 100 % РЦ (прототип);
- № 5 – 97 % РЦ + 3 % МКЦ из РЦ;
- № 6 – 97 % РЦ + 3 % МКЦ из БЦ.

Сравнительная оценка кратковременной электрической прочности ЭИБ

На рис. 1 представлены функции нормального распределения кратковременной электрической прочности ($E_{\text{пп}}$) исследуемых образцов бумаги в исходном состоянии, полученные путем

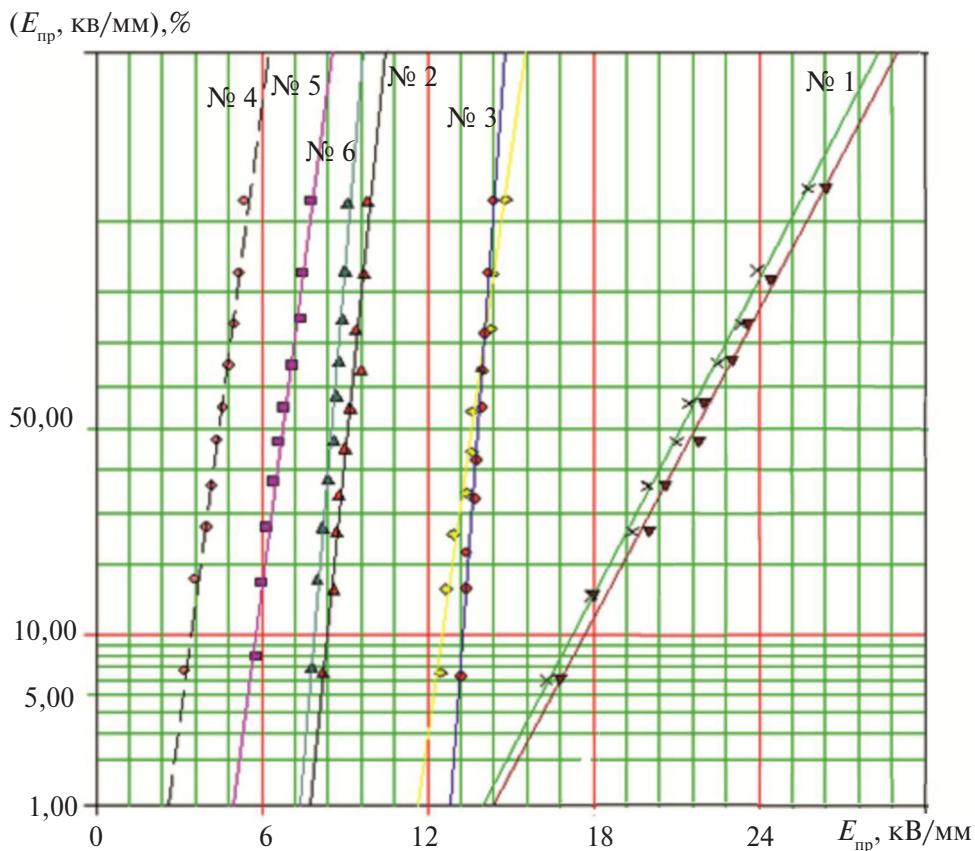


Рис. 1. Функции нормального распределения кратковременной электрической прочности опытных видов целлюлозных диэлектриков в исходном состоянии

испытаний переменным напряжением промышленной частоты в системе электродов «шар ($\varnothing 6$ мм) – плоскость ($\varnothing 20$ мм)».

Видно, что наиболее высокой электрической прочностью выгодно отличается бумага из БЦ (№1 – $E_{np cp} = 29,7$ кВ/мм), которая существенно превосходит промышленный образец ЭИБ традиционного исполнения (№2 – $E_{np cp} = 9,1$ кВ/мм). Данный эффект, по-видимому, связан с высокой плотностью упаковки высокоориентированных макромолекул и тончайших волокон БЦ в плотне материала.

Композит из РЦ и БЦ (№3 – $E_{np cp} = 13,8$ кВ/мм) также показал превосходство по электрической прочности над прототипом (№2), что, по нашему мнению, обусловлено структурирующей функцией биополимера. Указанная особенность имела место и при введении в целлюлозную отливку из РЦ микрокристаллической целлюлозы из РЦ (№5 – $E_{np cp} = 6,7$ кВ/мм), а особенно – из БЦ (№6 – $E_{np cp} = 8,5$ кВ/мм), что способствова-

ло росту электрической прочности опытного материала по сравнению с немодифицированным прототипом (№4 – $E_{np cp} = 4,4$ кВ/мм). МКЦ вводилось в минимальном количестве (всего 3 % от массы сухого волокна растительной Ц), а значит, эффект от использования данного вида модификации гипотетически может быть существенно выше. Необходимо отметить, что при испытании ЭИБ из 100 % БЦ (образец №1) наблюдался существенный разброс значений характеристики, что связано с известной сложностью распуска волокон биологического происхождения, которая может быть преодолена при обработке технологии получения материала.

Специалистам хорошо известна положительная особенность целлюлозной бумаги традиционного исполнения: ее электрическая прочность остается неизменной при тепловом старении (так как пробой развивается преимущественно по воздушным включениям [13]) и лишь незначительно снижается [5] при многофакторном



воздействии в процессе эксплуатации СТ (что можно объяснить старением пропитывающего состава). После ускоренного термостарения на воздухе (в течение 120 часов при температуре 140 °C) значения $E_{\text{пп}}$ рассматриваемых опытных образцов диэлектрика также практически не изменились.

Таким образом, если изготовить целлюлозный диэлектрик непосредственно из высушенной на воздухе нано-гель-пленки биополимера (наши испытания выявили ее более высокие показатели электрической прочности по сравнению с представленной в данной публикации бумагой из волокон бактериальной целлюлозы), что, однако, в промышленных масштабах на сегодняшний день невозможно ввиду отсутствия необходимых условий, технологий и оборудования, то использование БЦ для получения бумаги вполне реально. При этом полученные результаты позволяют прогнозировать возможность

повышения кратковременной электрической прочности ЭИБ по крайней мере в 1,3 раза (композит из РЦ и БЦ) и в 3 раза (ЭИБ из БЦ). Перспективным представляется и развитие исследований по модификации целлюлозной бумаги микрокристаллической целлюлозой из РЦ, а особенно – из БЦ.

Оценка нагревостойкости ЭИБ (на основе изучения предела механической прочности на разрыв)

Результаты изучения предела механической прочности на разрыв (σ_p) образцов №1–№6 в исходном состоянии, а также в процессе ускоренного термостарения (при температуре 140 °C в течение 120 часов при свободном доступе воздуха) представлены на рис. 2.

Анализируя характер изменения σ_p , можно заключить, что использование БЦ способствует повышению устойчивости целлюлозного мате-

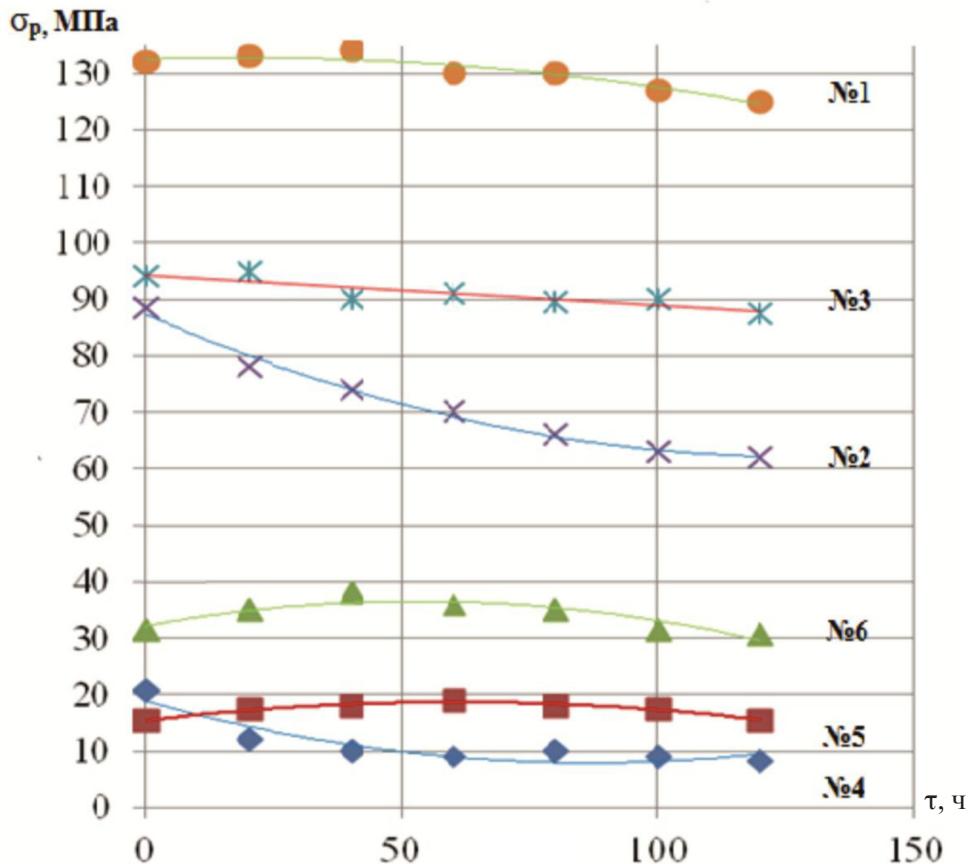


Рис. 2. Зависимости предела механической прочности на разрыв исследуемых целлюлозных образцов от времени термостарения



риала (как бумаги, так и отливок) к длительному термовоздействию. Очевидно, что технология введения биоволокон и в данном случае существенно влияет на результат. Так, образец электроизоляционной бумаги №1 (из 100 % БЦ) по величине σ_p превосходит все исследованные материалы и превышает аналогичный показатель промышленного прототипа (№2) в 1,5 раза. Для указанного опытного образца, а также для композита из РЦ и БЦ (№3) была выявлена повышенная термостабильность характеристики, которая зафиксирована и для отливки, модифицированной МКЦ из БЦ (№6).

Действительно, на момент окончания испытаний предел механической прочности на разрыв образцов бумаги №1 и №3 снизился соответственно на 5 и 8 %, тогда как прототип (№2) потерял 30 % прочности. Что касается отливки №6, то значение ее σ_p практически не изменилось, в то время как аналогичный показатель отливки из 100 % РЦ (№4) упал на 50 %. Незначительный рост механической прочности образца ЭИБ №1, а также отливок №5 и №6 в начале процесса старения, что иллюстрируют представленные зависимости σ_p от времени испытаний, можно связать с постепенным удалением воды и образованием дополнительных водородных связей.

Анализ геометрии целлюлозного волокна

Интересен тот факт, что анализ морфологических особенностей образцов №1 – №3 до и после термостарения, проведенный при помощи Fiber Tester, выявил увеличение средней ширины волокон после термовоздействия в ЭИБ из 100 % биополимера (№1) и в композите из РЦ и БЦ (№3), тогда как для бумаги традиционного исполнения (№2 – из 100 % РЦ) наблюдается снижение указанного геометрического параметра. По-видимому, вследствие известной сложности разделения волокон биополимера на отдельные элементы удается оценивать параметры не единичных волокон БЦ, а их укрупненных образований (пучков). Однако и в случае справедливости указанного предположения полученный результат (до старения образования БЦ по ширине превосходили волокна РЦ в среднем на 15 %, а после термовоздействия это превосходство увеличилось до 200 %) противоречит традиционным представлениям о морфологиче-

ских изменениях целлюлозного волокна под действием температуры. Результаты анализа изменения параметров волокна композита из РЦ и БЦ (№3) также продемонстрировали рост их ширины после старения, но в меньших пределах (в среднем на 10 %). Гипотетически объяснением данного явления, по нашему мнению, может служить высокоупорядоченная структура БЦ, в которой, как отмечалось, фибриллы более ориентированы, чем в РЦ, и вследствие этого имеют прочные водородные связи. В процессе термоокислительной деструкции при разрывах макромолекул и межмолекулярных связей происходит образование активных центров, что может привести к появлению дополнительных сшивок между соседними фибриллами: как следствие, ширина волокна возрастает, а падение прочности бумаги замедляется.

В то же время хорошо известное суждение, что повышенная длина целлюлозного волокна ведет к увеличению механической прочности и нагревостойкости ЭИБ, применительно к ЭИБ из БЦ не подтвердилось: средняя длина волокна БЦ в образце №1 оказалась в исходном состоянии на 35 % ниже, чем волокна растительной целлюлозы в образце №2. Аналогичные исследования композита из РЦ и БЦ (№3) также продемонстрировали морфологические особенности материала по сравнению с монобумагами (№1 и №2), а именно: длина его волокна оказалась в среднем на 14 % больше (по сравнению с образцом №2 из 100 % РЦ), а ее снижение после термостарения составило всего 9 %, тогда как для образцов из 100 % РЦ (№2) и 100 % БЦ (№1) этот показатель находился в пределах 25 %. Видимо, БЦ в композите не только структурирует растительную основу бумаги в исходном состоянии, но и замедляет ее разрушение при термоокислительных процессах (возможно, благодаря образованию упомянутых сшивок).

Визуальный анализ сорбционной активности и состояния образцов ЭИБ

С целью проверки указанного предположения, а также для оценки сорбционной активности (то есть способности связывать продукты старения, ионогенные примеси, ионы металлов, воду и иные вещества) бумаги из биополимера было проведено ускоренное термостарение нефтяного трансформаторного масла марки ГК в

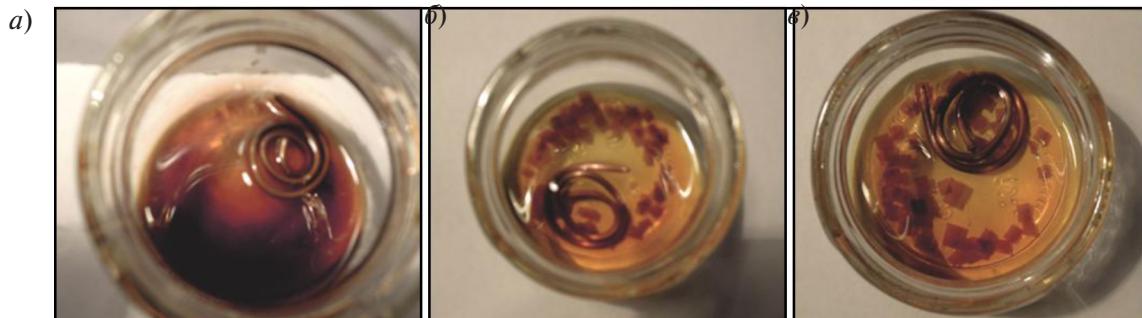


Рис. 3. Бюксы с трансформаторным маслом марки ГК после термостарения в течение 152 часов при температуре 140 °С в контакте с медью (а), а также с медью и образцами электроизоляционной бумаги состава 100 % БЦ (б); 100% РЦ (в)

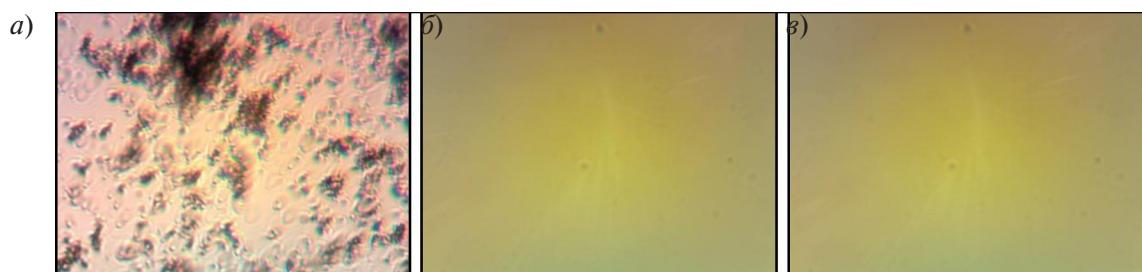


Рис. 4. Микрофотографии ($\times 400$) проб трансформаторного масла марки ГК после термостарения при температуре 140 °С в течение 152 часов в контакте с медной спиралью (а), а также – с медной спиралью и ЭИБ из 100 % БЦ (б) и 100% РЦ (в)

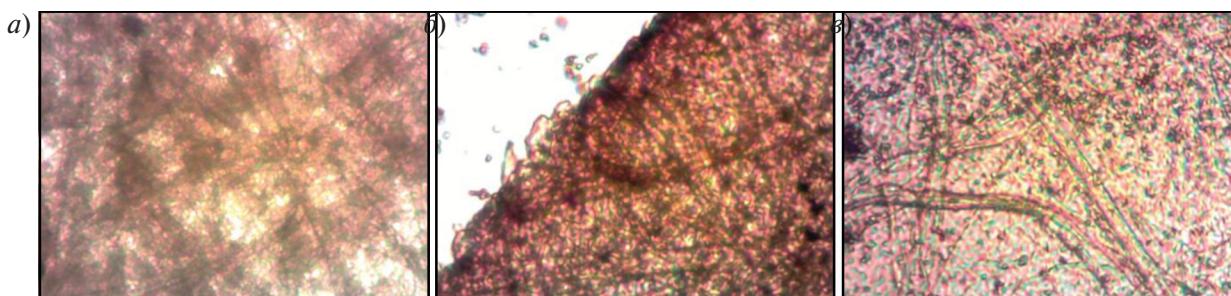


Рис. 5. Микрофотографии ($\times 400$) фрагментов электроизоляционной бумаги состава: 100% РЦ (а), 90% РЦ + 10% БЦ (б) и 100% БЦ (в), состаренных в среде трансформаторного масла марки ГК в контакте с медной спиралью при температуре 140 °С в течение 220 часов

контакте с медной спиралью – активным катализатором деструктивных процессов (рис. 3, а), а также (в аналогичных условиях) в контакте с медной спиралью и навесками исследуемых видов бумаги из 100 % БЦ (рис. 3, б) и 100 % РЦ (рис. 3, в). На приведенных фото снимках отчетливо видно, что после 152 часов термостарения в случае отсутствия бумаги масло интенсивно разрушалось (бюкса а), вследствие чего на дне емкости скопился шлам. В случае термостарения ТМ в кон-

такте с медью и бумагой обоих видов шлам в бюксах б и в отсутствовал благодаря сорбционной очистке жидкого диэлектрика целлюлозными материалами в процессе старения. Микроскопические исследования указанных проб масла подтвердили отсутствие в них частиц шлама (рис. 4, б, в), в то время как масло из бюксы а содержало продукты разрушения жидкости (рис. 4, а).

Анализ состояния фрагментов бумаги после 220 часов термостарения при температуре 140 °С



в среде масла ГК (рис. 5) выявил, что степень разрушения ЭИБ, изготовленной из растительной целлюлозы по традиционной технологии (рис. 5, а) существенно выше (на полотне видны крупные пустоты) по сравнению с композитом из РЦ и БЦ (рис. 5, б) и опытной ЭИБ из бактериальной целлюлозы (рис. 5, в), что подтверждает структурирующую роль биополимера.

Выводы

В результате проведенных экспериментальных исследований:

показано, что в случае осаждения шлама тангенс угла диэлектрических потерь трансформаторного масла снижается, следствием чего может стать недостоверная оценка состояния жидкого диэлектрика при периодическом контроле степени старения БПИ силовых трансформаторов. Поэтому целесообразно дополнить традиционные методы испытаний оптическим мониторингом жидкости;

установлена возможность повышения $E_{\text{пр}}$ электроизоляционной бумаги в 1,3–3 раза (в зависимости от количественной оптимизации состава материала) из традиционно используемой целлюлозы сосны сульфатной варки при модификации этой основы бактериальной целлюлозой, что представляет практический интерес в виду стабильности характеристики в процессе

эксплуатации ЭИБ в составе бумажно-пропитанной изоляции СТ;

выявлены повышенные механическая прочность и термостабильность ЭИБ, модифицированной БЦ, в среде трансформаторного масла, обусловленные структурообразующей функцией биополимера, что подтверждено микрофотографиями фрагментов исследуемых материалов после термостарения;

микрофотографиями жидкого диэлектрика подтверждена сорбционная активность бумаги из бактериальной целлюлозы, что положительно скаживается на устойчивости пропитывающего жидкого диэлектрика к термовоздействию и способствует замедлению шламообразования в масле;

установлено, что степень влияния бактериальной целлюлозы на характеристики электроизоляционной бумаги и пропитывающей диэлектрической среды зависит от количества и способа введения биополимера; их оптимизация – предмет дальнейших исследований.

В целом можно заключить, что использование бактериальной целлюлозы в перспективе может способствовать получению целлюлозных диэлектриков нового поколения, которые представляют практический интерес в качестве компонентов высоковольтной бумажно-пропитанной изоляции силовых трансформаторов, отличающейся повышенной работоспособностью.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Лоханин А.** Обзор докладов, представленных на 43 сессии международной конференции СИГРЭ по тематике исследовательского комитета А2 «Трансформаторы» // Электроэнергия. Передача и распределение. 2010. №3. С. 80–87.
2. **Васин В.П., Долин А.П.** Ресурс изоляции силовых маслонаполненных трансформаторов // Электро. 2008. № 3. С. 12–17.
3. **Бузаев В.В., Сапожников Ю.М., Дементьев Ю.А. [и др.].** О необходимости единой системы физико-химической диагностики изоляции оборудования трансформаторных подстанций // Энергетик. 2004. №11. С. 9–12.
4. **Шувалов М.Ю.** Исследование кабелей высокого напряжения, разработка и совершенствование методов электрического расчета и микродиагностики: Дис. ... д-ра техн. наук. Москва, 2000. 324 с.
5. **Быстрицкий Г.Ф., Кудрин Б.И.** Выбор и эксплуатация силовых трансформаторов: учебное пособие. М.: Издательский центр Академия, 2003. 176 с.
6. **Осотов В.Н.** О методологии оценки состояния изоляции силовых трансформаторов с большим сроком службы // Электро. 2008. № 6. С. 27–29.
7. **Saha T.K.** Review of modern diagnostic techniques for assessing insulation condition in aged transformers // IEEE Transactions on dielectrics and electrical insulation. 2003. Vol.10. №. 5. С. 903–917.
8. **Савина А.Ю.** Усовершенствование системы оптического мониторинга электроизоляционных масел: Дис. ... канд. техн. наук. СПб., 2013, 183 с.
9. **Кизеветтер Д.В., Савина А.Ю., Журавлева Н.М., Воробьев А.В.** К вопросу о диагностике состояния трансформаторного масла в процессе эксплуатации // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического института. 2013. № 3 (178). С. 118–125.
10. **Патент РФ №122187.** Волоконно-оптический осветитель / Кизеветтер Д.В., Савина А.Ю., Бодров А.И., Стельмакова Н.О., Габдуллин П.Г., Левин



В.М., Баскаков Г.Г., Ильин Н.В., Банкул Н.В. Приоритет 15.03.2012.

11. Правила технической эксплуатации электроустановок потребителей. СПб.: Изд-во Декан, 2012. 304 с.

12. Патент РФ №141304. Устройство для оперативного контроля качества технического масла / Кизеветтер Д.В., Резник А.С. Приоритет 31.01.2014.

13. Журавлева Н.М. Стабилизация диэлектрических потерь в процессе термостарения бумажно-пропитанной изоляции: Дисс. ... канд. техн. наук.

ЛПИ. Ленинград, 1989. 187 с.

14. Маслякова А.В. Повышение электрофизических характеристик и устойчивости к термостарению целлюлозасодержащего диэлектрика путем его модификации хитозаном: Дисс. ... канд. техн. наук. СПбГПУ. СПб., 2005. 204 с.

15. Патент РФ №2415221. Способ получения электроизоляционной бумаги / Журавлева Н.М., Сажин Б.И., Смирнова Е.Г., Хрипунов А.К., Ткаченко Т.В. Приоритет 30.04.2010.

REFERENCES

1. Lokhanin A. Obzor dokladov, predstavlennykh na 43 sessii mezhdunarodnoy konferentsii SIGRE po tematike issledovatel'skogo komiteta A2 «Transformatory» [Review of reports submitted to the 43 session of the International Conference on the subject of CIGRE Study Committee A2 «Transformers»]. *Elektroenergiya. Peredacha i raspredeleniye*. 2010. №3. S. 80–87 (rus.)

2. Vasin V.P., Dolin A.P. Resurs izolyatsii silovykh maslonapolnennykh transformatorov [Resource of oil-filled power transformers insulation]. *Elektro*. 2008. № 3. S. 12–17. (rus.)

3. Buzayev V.V., Sapozhnikov Yu.M., Dementyev Yu.A. [i dr.] O neobkhodimosti yedinoy sistemy fiziko-khimicheskoy diagnostiki izolyatsii oborudovaniya transformatornykh podstantsiy [On the need for a unified system of physical and chemical diagnostic equipment for transformer substations insulation]. *Energetik*. 2004. №11. S. 9–12. (rus.)

4. Shuvalov M.Yu. Issledovaniye kabeley vysokogo napryazheniya, razrabotka i sovershenstvovaniye metodov elektricheskogo rascheta i mikrodiagnostiki [Research of high voltage cables, the development and improvement of methods for electric calculating and microdiagnostics]: Diss. ... d-ra tekhn. nauk. Moskva, 2000. 324 s. (rus.)

5. Bystritskiy G.F., Kudrin B.I. Vybor i ekspluatatsiya silovykh transformatorov [The selection and operation of power transformers]: Uchebnoye posobiye. M.: Izdatelskiy tsentr Akademiya, 2003. 176 s. (rus.)

6. Osotov V.N. O metodologii otsenki sostoyaniya izolyatsii silovykh transformatorov s bol'shim srokom sluzhby [About the methodology for assessing the insulation condition of power transformers with a long service life]. *Elektro*. 2008. № 6. S. 27–29. (rus.)

7. Saha T.K. Review of modern diagnostic techniques for assessing insulation condition in aged transformers. *IEEE Transactions on dielectrics and electrical insulation*. 2003. Vol.10, №. 5. C. 903–917.

8. Savina A.Yu. Usovershenstvovaniye sistemy opticheskogo monitoringa elektroizolyatsionnykh masel

[Improvement of the optical monitoring of insulating oils]: Dis. ... kand. tekhn. nauk. SPb., 2013. 183 s.

9. Kiesewetter D.V., Savina A.Yu., Zhuravleva N.M., Vorob'ev A.V. K voprosu o diagnostike sostoyaniya transformatornogo masla v protsesse ekspluatatsii [On the question of diagnostics of transformer oil in service]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo instituta*. 2013. №3 (178). S. 118–125. (rus.)

10. Patent RF №122187. Volokonno-opticheskiy osvetitel [Fiber Optic Illuminator] / Kiesewetter D.V., Savina A.Yu., Bodrov A.I., Stelmakova N.O., Gabdullin P.G., Levin V.M., Baskakov G.G., Ilin N.V., Bankul N.V. Prioritet 15.03.2012. (rus.)

11. Pravila tekhnicheskoy ekspluatatsii elektrostanovok potrebitelye [Rules of technical operation of electrical consumers]. SPb.: Izd-vo Dekan, 2012. 304 s.

12. Patent RF №141304. Ustroystvo dlya operativnogo kontrolya kachestva tekhnicheskogo masla [A device for operational monitoring of technical oil] / Kiesewetter D.V., Reznik A.S. Prioritet 31.01.2014. (rus.)

13. Zhuravleva N.M. Stabilizatsiya dielektricheskikh poter v protsesse termostareniya bumazhno–propitannoy izolyatsii [Stabilization of the dielectric losses in the process of thermal aging paper-impregnated insulation] : Diss. ... kand. tekhn. nauk. LPI. Leningrad, 1989. 187 s. (rus.)

14. Maslyakova A.V. Povysheniye elektrofizicheskikh kharakteristik i ustoychivosti k termostareniyu tsellyulozasoderzhashchego dielektrika putem yego modifikatsii khitozanom [Increasing the electrical characteristics and resistance to heat aging of dielectric cellulose by modifying it with chitosan]: Diss. ... kand. tekhn. nauk. SPbGPU. SPb., 2005. 204 s. (rus.)

15. Patent RF №2415221. Sposob polucheniya elektroizolyatsionnoy bumagi [A method for producing insulating paper] / Zhuravleva N.M., Sazhin B.I., Smirnova Ye.G., Khripunov A.K., Tkachenko T.V. Prioritet 30.04.2010. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЖУРАВЛЕВА Наталья Михайловна – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: Natalia_Zhurav@mail.ru

ZHURAVLEVA Natalya M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: Natalia_Zhurav@mail.ru

КИЗЕВЕТТЕР Дмитрий Владимирович – доктор физико-математических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: dmitrykiesewetter@gmail.com

KIESEWETTER Dmitrii V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: dmitrykiesewetter@gmail.com

РЕЗНИК Александр Сергеевич – инженер 2-й категории Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: alexreznik85@gmail.com

REZNIK Aleksandr S. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: alexreznik85@gmail.com

СМИРНОВА Екатерина Григорьевна – доктор технических наук доцент Санкт-Петербургского государственного лесотехнического университета им. С.М.Кирова.
194021, Россия, Санкт-Петербург, Институтский пер., д.5..
E-mail: smirnovalta@gmail.com

SMIRNOVA Ekaterina G. – Saint Petersburg State Forest Technical University under name of S.M Kirov.
5, Institutskiy per., St. Petersburg, Russia, 194021..
E-mail: smirnovalta@gmail.com



МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

DOI 10.5862/JEST.231.13

УДК 621.762

А.И. Рудской, Ю.А. Соколов, Н.В. Павлушкин

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕХНОЛОГИИ СИНТЕЗА НОВЫХ МАТЕРИАЛОВ ИОННЫМ ПУЧКОМ

A.I. Rudskoy, Yu.A. Sokolov, N.V. Pavlushin

THE PROSPECTS OF USING AN ION BEAM TECHNOLOGY FOR SYNTHESIZING NEW MATERIALS

В статье рассмотрены технологические возможности получения новых материалов с программируемой структурой из порошков различного химического состава, включая порошки химически активных материалов, с использованием технологии синтеза ионным пучком. Рассмотрена схема ионной установки, которая обеспечивает широкие технологические возможности по синтезу многокомпонентных материалов. Показано, что ионный пучок позволяет на одной и той же установке реализовать различные технологические операции: спекание/плавление слоя порошка; модификацию поверхности слоя в результате импульсной обработки

ПОРОШКОВАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ; КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ; СИНТЕЗ ИОННЫМ ПУЧКОМ; ГРАНУЛЫ; МАССОПЕРЕНОС; ГАЗОВАЯ СРЕДА.

The article discusses the technological opportunities of obtaining new materials with programmable structure from powders of various chemical compositions, including powders of chemically active materials, by using an ion beam synthesis technology. A scheme of an ionic installation which provides ample technological opportunities for synthesizing multicomponent materials is considered. It has been shown that the ion beam allows to implement various technological operations with the same installation, such as agglomerating/melting powder layers, or modifying the layer surface through pulse processing.

POWDER METALLURGY; COMPOSITE MATERIALS; IONIC BUNCH SYNTHESIS; GRANULES; HEAT- MASS TRANSFER; GAS ENVIRONMENT.

Введение

Развитие авиационной и ракетно-космической техники невозможно без создания новых конструкционных материалов. Существующие технологические решения для увеличения прочности, твердости, износостойкости, теплостойкости материалов (напыление, наплавка защитных покрытий) не всегда обеспечивают

длительный цикл эксплуатации [1–11]. Новая и обоснованно перспективная возможность повышения эксплуатационных свойств конструкционных и инструментальных материалов — технология синтеза изделий ионным пучком (СИП). Создание технологии СИП, разработка принципиально нового технологического оборудования открывают новые возможности по созданию

композиционных материалов (КМ) из порошка различного химического состава, получению материалов с программированной структурой и заранее прогнозируемыми свойствами [3–4, 12–14].

Цель работы – анализ возможных технологических решений промышленной реализации процесса получения порошковых и композиционных материалов, использующего синтез ионным пучком.

Преимущества процесса синтеза ионным пучком

В отличие от широко распространенной технологии быстрого прототипирования лазерным или электронным лучом [12, 15–16], новый подход позволяет следующее:

открывать новые возможности по формированию химического состава композиционного материала; в качестве носителей могут быть использованы ионы различных газов, которые при бомбардировке металлического порошка могут образовывать новые химические соединения, модифицировать поверхность порошка;

значительно повысить точность изготовления изделий (размеры кроссовера ионного пучка при ускоряющем напряжении 120–150 кВ достигают 1 мкм, что на два порядка меньше электронного пучка);

получать многокомпонентные сплавы из порошка различного химического состава;

использовать при синтезе порошки химически активных тугоплавких металлов, так как процесс реализуется в вакууме;

формировать структуру КМ непосредственно во время «роста» изделия.

Перечень ионов, которые можно получить из дуаплазматрона, практически не ограничен. Многие металлы могут переходить в газообразное состояние при соединении с другими элементами таблицы Менделеева. Ионы можно получать не только из однокомпонентных газов (кислород O_2 , водород H_2 , азот N_2 , аргон Ar , гелий He и пр.), но и из многокомпонентных, таких, как углекислый газ CO_2 (ионы углерода C^- и кислорода), фтористый бор BF_3 (ионы бора B^- и ионы фтора F^-), тетрафторид кремния SiF_4 (ионы кремния Si^- и ионы фтора F^+), фторид фосфора PF_5 (ионы фосфора P^- и ионы фтора F^+) и др.

Возможные технологические схемы реализации процесса

Рассмотрим несколько новых схем формирования композиционного изделия с помощью ионного пучка.

1. Нанесение на поверхность изделия тонкой пленки методом термического испарения с последующей обработкой ионным пучком образовавшейся поверхности, плавление пленки, заполнение пор между порошком более тугоплавкого металла (рис. 1).

2. Послойная бомбардировка ионами газа металлического порошка (рис. 2). Ионный пучок 2 перемещается по подложке или формируемому изделию со скоростью сканирования $V_{ск}$. Это

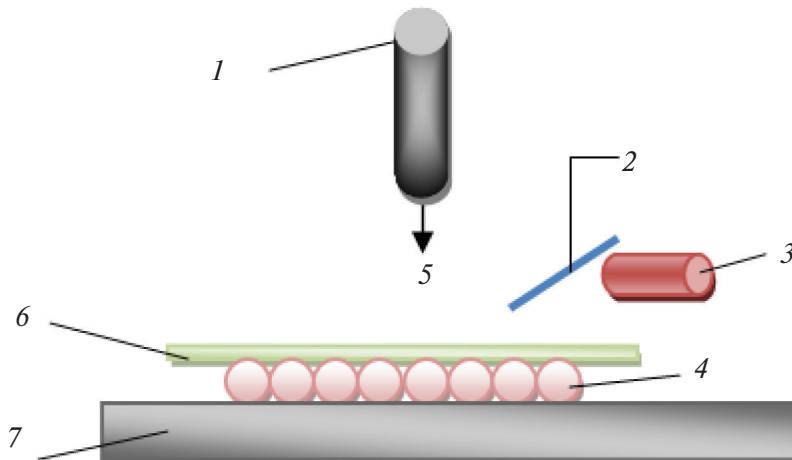


Рис. 1. Формирование слоя изделия ионным пучком и методом термического испарения (1 – дуаплазматрон; 2 – проволока; 3 – испаритель; 4 – порошок; 5 – ионный пучок; 6 – пленка; 7 – подложка)

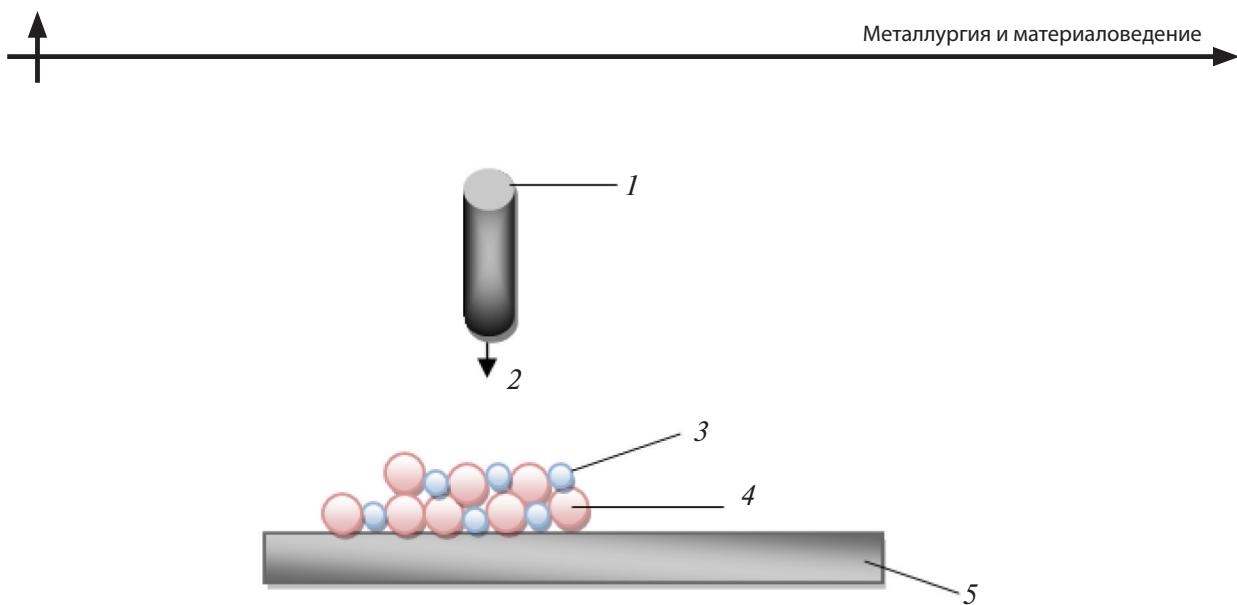


Рис. 2. Формирование слоя изделия ионным пучком (1 – дуаплазматрон; 2 – ионный пучок; 3 – порошок первого химического состава; 4 – порошок второго химического состава; 5 – подложка)

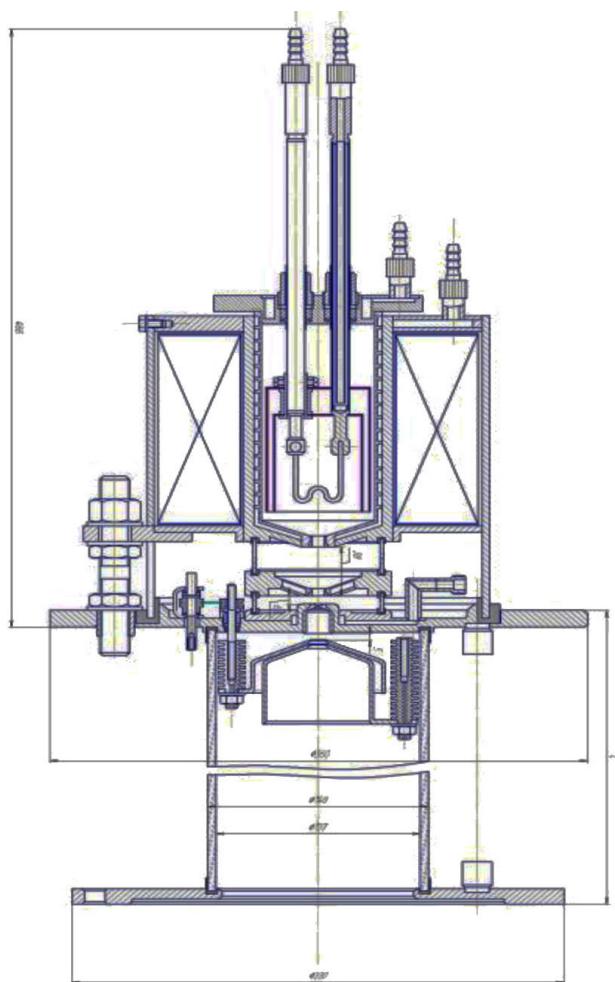


Рис. 3. Дуаплазматрон с осцилляцией электронов



эквивалентно действию (приложению) периодической тепловой нагрузки с длительностью импульса $d_o/V_{ск}$ (d_o – диаметр пучка в месте его встречи с поверхностью объекта). К числу параметров оперативного управления во время технологического процесса можно отнести ток I_p пучка, скорость $V_{ск}$ сканирования пучка, кроссовер (диаметр) d_o пучка, шаг смещения s_{cm} пучка при сканировании поверхности, размеры x_i и y_i сканируемой площади (угол отклонения ионного пучка).

Процесс СИП происходит в вакуумной камере, в основном определяемой максимальными размерами изделия. Схема дуаплазматрона с осцилляцией электронов, приведенная на рис. 3, содержит следующие элементы: 1 – прямона-кальный катод; 2 и 3 – промежуточные электроды; 4 – катушка электромагнита; 5 – регулирующий электрод; 6 – анод; 7 – отверстие катодной камеры; 8 – патрубок подачи рабочего газа.

Ноль ионного пучка находится на оптической оси дуаплазматрона. Ускоряющее напряжение дуаплазматрона обычно составляет от 120 до 150 кВ и остается постоянной величиной в течение всего технологического процесса.

При нагреве катода 1 (рис. 3) до высокой температуры происходит термоэлектронная эмиссия, в результате которой образуются электронное облако и плазма, возникает двойной электрический слой между плазмой и окружающей ее металлической поверхностью, которая находится под потенциалом катода. Через отверстие 7 катодной камеры промежуточным электродом 2, который находится под небольшим положительным потенциалом (10–15 В) относительно катода, электроны вытягиваются и ускоряются.

Ускоренные электроны ионизируют рабочий газ, который подается через отверстие в промежуточном электроде 2, теряют свою энергию и попадают на поверхность этого электрода. Электроны, не столкнувшись с атомами, пролетают через отверстие в электроде 2, отражаются электродом 3, который находится под отрицательным потенциалом относительно электрода 2, и летят в обратную сторону. Электроны и образовавшаяся плазма удерживаются на оси при помощи как электростатических линз, образующихся поверхностями электродов, так и магнитным полем от электромагнита 4.

Полученный электронно-плазменный шнур фокусируется на малом отверстии промежуточ-

ного электрода 3. Из-за разности давлений в дуаплазматроне и рабочем объеме плазма из шнура выталкивается в раздаточную чашу электрода 3. Ионы вытягиваются и ускоряются из плазмы анодом 6. Электрод 5 регулирует ионный ток и осуществляет предварительную фокусировку ионов в пучок. Давление в катодной части дуаплазматрона составляет $1 \cdot 10^{-1}$ мм рт.ст., в рабочей камере установки – $1 \cdot 10^{-5}$ мм рт.ст.

Технология получения композиционных материалов синтезом ионным пучком

Рассмотрим более детально новую технологию применительно к получению нового композиционного материала. В качестве исходного продукта используются порошки вольфрама W и алюминия Al. При обработке порошка алюминия ионным пучком C⁻ из дуаплазматрона металл начинает плавиться и происходит образование твердой фазы карбида алюминия Al₄C₃ в виде микрокристаллов. В результате образуется двухфазная смесь чистого расплавленного алюминия Al с карбидом алюминия Al₄C₃, который заполняет поры между порошком вольфрама. В результате обработки слоя ионным пучком получается композиционный материал, обладающий следующими свойствами:

высокой механической прочностью, которая обусловлена присутствием порошка вольфрама;

высокой жаропрочностью, способностью материала сохранять эксплуатационные свойства при высоких температурах (до 2000 °C);

высокой жаростойкостью, определяемой процентным содержанием алюминия в материале.

Обработка порошка вольфрама ионами углерода до подачи алюминия позволяет получить карбид вольфрама, обладающий алмазоподобными свойствами. Таким образом, формируется КМ со следующими слоями: вольфрам – карбид вольфрама – оксид алюминия – карбид алюминия. Рассмотренная композиция приведена в виде примера, так как технология СИП универсальна и позволяет формировать КМ из различных элементов таблицы Менделеева.

Схема формирования химического состава КМ по технологии СИП аналогична схеме получения бетона: порошок вольфрама окружен жидким алюминием, который выполняет функцию воды в бетоне – за счет сил смачивания и поверхностного натяжения удерживает порошок



вольфрама в исходном положении. Карбид алюминия предотвращает окисление металлов и увеличивает интегральную площадь смачивания алюминием композиции $W+Al_4C_3$. Такой материал обладает повышенными механическими свойствами, высокой жаропрочностью и жаростойкостью.

Управление ионным пучком аналогично управлению электронным лучом, но отличается малым диаметром кроссовера — он может составлять от 0,1 мкм, что дает возможность формировать изделие с точностью до диаметра частиц порошка.

Нагрев каждой элементарной ячейки (ЭЯ) происходит за время, равное времени перемещения ионного пучка над этой ячейкой. Под ЭЯ будем подразумевать выделенный объем размером $d \times d \times h$, где h — высота изделия и/или подложки.

При прохождении ионного пучка над ЭЯ данный объем нагревается до температуры $T_{ЭЯ}$, теряет тепло в результате радиационного теплообмена и теплопередачи с соседними элементами, принимает часть тепла от соседних элементов во время их нагрева ионным пучком.

Можно выделить следующие основные этапы технологии послойного синтеза изделий:

предварительный нагрев подложки до заданной температуры;

формирование специальной поддержки изделия (сетка), обеспечивающей в дальнейшем легкое снятие изделия с подложки;

синтез изделия, включающий нанесение слоя порошка, формирование внешнего и внутреннего контуров, предварительный нагрев слоя порошка на малом токе (спекание слоя для удерживания порошка при действии электромагнитных сил в процессе обработки слоя большими токами), плавление порошка в определенном сечении изделия.

Предварительный прогрев подложки, создающий необходимые начальные тепловые условия для проведения процесса синтеза, осуществляется сканированием ионного пучка по поверхности. Необходимо выбрать способ сканирования и рассчитать параметры нагрева подложки ионным пучком до заданной температуры $T_{зад}$. Основная задача на данном этапе — достичь равномерного температурного поля по всей поверхности подложки. Одним из инструментов решения этой задачи служит выбор оптимального способа сканирования поверхности обработки. Ионный пучок во время обработки может

сканировать поверхность несколькими способами: по строкам, по столбцам, по спирали, в случайному порядке. За время нагрева тепло источника распространяется по всей подложке.

К исходным параметрам процесса СИП относятся: расстояние между срезом дуаплазматрона и подложкой; материал и геометрические размеры (длина \times ширина \times высота); размеры опор, на которые устанавливается подложка. Например, если подложка устанавливается на четыре цилиндрические опоры, можно говорить о радиационном теплообмене между, с одной стороны, подложкой и изделием, с другой стороны, — тепловыми экранами установки.

Использование концентрированного потока ионов в процессе СИП позволяет управлять структурой изделия, обеспечивать локальное воздействие на элементарную ячейку, формируя тем самым сплав с заданным сочетанием порошков различного химического состава.

Вследствие высоких скоростей нагрева и охлаждения (до 10^5 °С/с) формируется структура сплава с мелким зерном. Известна следующая зависимость расстояния d между дендритными ветвями второго порядка от скорости охлаждения [1]:

$$d = a/V_{охл}^n,$$

где a и n — постоянные; $V_{охл}^n$ — скорость охлаждения.

Скорость зарождения кристаллов увеличивается с ростом скорости охлаждения, что приводит к пропорциональному уменьшению размера зерен.

Повышение свойств КМ производится путем корректировки комбинации, режимов синтеза изделий и термообработки. Технология СИП позволяет проводить термическую обработку в импульсном или непрерывном режиме не только поверхностного слоя, но и в процессе «роста» изделия, формируя тем самым программную структуру, например с упрочняющими фиброй. Влиять на структуру материала можно, регулируя следующие параметры: скорость нагрева, температуру, время выдержки при заданной температуре, скорость охлаждения.

Управляющими параметрами для получения в каждом слое материала заданной структуры служат ток пучка, скорость сканирования, диаметр пучка в месте встречи с мишенью, время импульса пучка, время паузы.



Вакуумная система обеспечивает откачку воздушной среды из камеры с помощью низко- и высоковакуумных насосов, запорной аппаратуры. Контроль давления в камере и рабочих точках осуществляется по показаниям вакуумных датчиков. Вакуумная система выполняет следующие технологические операции:

- получение в рабочей камере низкого вакуума;
- подготовку диффузионного высоковакуумного насоса к работе;
- отключение низковакуумной линии;
- включение диффузионного насоса на камеру и получение высокого вакуума;
- последовательное отключение высоковакуумной линии по окончанию процесса синтеза;
- напуск атмосферного давления в рабочую камеру.

Управление системой откачки и контроль состояния осуществляется в автоматическом режиме программируемым контроллером. Программное обеспечение контроллера обеспечивает последовательное управление исполнительными элементами вакуумной системы в соответствии с заданным режимом работы (подготовка вакуумной системы к работе, создание рабочего вакуума, проверка натекания, окончание работы). Электрическое управление включает набор блокировок, гарантирующих безопасную работу и эксплуатацию установки, включая аварийную программу.

Вычислительный потенциал системы управления, реализованный на базе индустриального компьютера, программируемого контроллера и сенсорной панели, обеспечивает возможность интеграции функций проектирования технологии в машинном масштабе времени и управление процессом спекания/плавления в реальном масштабе времени.

Функции системы управления установкой можно определить, имея в виду совокупность ее внешних взаимодействий:

перемещение механизмов стола электромеханического комплекса (геометрическая задача);

последовательно-параллельное управление дискретными механизмами, элементами вакуумной системы (логическая задача);

взаимосвязанное управление источником питания дуаплазматрона и приводами перемещений стола (технологическая задача);

организацию интерфейса с оператором (терминальная задача);

идентификацию состояния технологической системы, формирование файлов состояния элементов Т-системы, файлов событий и аварийных ситуаций (диагностическая задача);

документирование технологического процесса синтеза изделий (архивная задача);

математическое моделирование технологического процесса (задача оптимизации);

диспетчеризацию перечисленных выше задач (системная задача).

В качестве управляющей компоненты для решения геометрической задачи позиционирования выбран программируемый логический контроллер (ПЛК), который представляет собой управляющую машину реального времени, формирующую сигналы на исполнительные органы стола в соответствии с заданной управляющей программой (УП) и информацией о состоянии управляемого объекта.

Промышленный компьютер, на базе которого реализован специализированный генератор, и ПЛК выполняют технологическую задачу управления, т.е. реализует совместную работу механических и технологических осей (ток пучка, ток фокусировки, токи отклоняющих систем по осям X и Y).

Логическая задача управления реализована на базе ПЛК, который организует последовательное выполнение операций по управлению исполнительными элементами вакуумной системы, рабочих и вспомогательных механизмов установки в соответствии с заданным алгоритмом работы.

Организация диалога с оператором (терминальная задача) выполняется через человеко-машинный интерфейс. Экран панели оператора, как правило, разделен на функциональные окна, отражающие следующее:

мнемосхемы вакуумных станций, параметры энергетических комплексов, манипуляторов установки;

режим управления (наладочный, ручной, автоматизированный, автоматический);

диагностические, аварийные сообщения об отклонениях параметров от технологического регламента.

Для управления электронным пучком во времени и пространстве применяется специализированный функциональный генератор, реализованный на базе промышленного компьютера,



оснащенного модулями цифро-аналогового преобразования, которые формируют сигналы управления отклоняющей системой.

Генератор позволяет:

строить, редактировать формы траектории пучка и программно выводить их с заданной частотой для управления пучком;

задавать различные режимы изменения тока пучка и фокусировки.

Таким образом, мультипроцессорная СУ, выполненная на базе промышленного компьютера и программируемого контроллера, позволяет реализовать разработанный алгоритм послойного синтеза изделий в автоматическом режиме с высокой повторяемостью результатов.

Выводы

Процесс синтеза ионным пучком позволяет получать новые материалы с программируемой структурой из порошков различного химического состава, включая порошки химически активных материалов.

В процессе «роста» изделия можно осуществлять формирование заданной структуры изделия

с помощью локальной термической обработки изделия ионным пучком. Высокая энергия электронного пучка позволяет добиться высокой скорости плавления слоя и малого времени кристаллизации расплавленного металла, что обеспечивает формирование изделия с высокими механическими и теплофизическими свойствами.

Рассмотрена схема ионной установки, которая обеспечивает широкие технологические возможности по синтезу многокомпонентных материалов.

Предложенные технические решения позволяют увеличить количество методов управления структурой изделия, повысить уровень управляемости и повторяемости параметров технологического процесса, исключить влияние субъективных факторов на процесс синтеза.

Ионный пучок позволяет на одной и той же установке реализовать различные технологические операции (спекание/плавление слоя порошка).

Работа выполнена при поддержке гранта Министерства образования и науки Российской Федерации по программе поддержки ведущих научных школ РФ, грант № НШ-6413.2014.8

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Герман Рендалл М. Порошковая металлургия от А до Я: Учебно-справочное руководство / Пер. с англ. О.В. Падалко и Г.А. Либенсон. Москва: ИД Интеллект, 2009. 336 с.
2. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А. Технология послойного электронно-лучевого синтеза порошковых изделий в вакууме // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 8. С. 40–45.
3. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А., Копаев В.Н. Особенности моделирования процесса послойного синтеза изделий электронным лучом // Журнал технической физики. 2015. Т. 85. № 11. С. 91–96.
4. Соколов Ю.А., Кондратьев С.Ю., Лукьянов А.А. Получение изделий из композиционных материалов методом электронно-лучевого синтеза и исследование их свойств // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 2. С. 35–41.
5. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А. Алгоритм и технологические процессы синтеза порошковых деталей электронным лучом в вакууме // Технология машиностроения. 2015. № 1. С. 11–16.
6. Либенсон Г.А., Лопатин В.Ю., Комарницкий Г.В. Процессы порошковой металлургии: В 2-х томах. Т.
7. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н. Прессование гетерофазных увлажненных порошковых металлических смесей для повышения качества высокоплотных заготовок с использованием метода интенсивного уплотнения // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 6. С. 12–16.
8. Рудской А.И., Кокорин В.Н., Кондратьев С.Ю., Филимонов В.И., Кокорин А.В. Прессование гетерофазных увлажненных железных порошков при использовании метода интенсивного уплотнения // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2013. № 5 (23). С. 13–20.
9. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н., Сизов Н.А. Исследование процесса уплотнения при ультразвуковом воздействии на увлажненную порошковую среду // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 178. С. 148–155.
10. Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O. Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components // Welding International. 2012. Т. 26. № 8. С. 629–632.
11. Кондратьев С.Ю., Горынин В.И., Попов В.О. Оптимизация параметров поверхностно-упрочнен-



ного слоя при лазерной закалке деталей // Сварочное производство. 2011. № 3. С. 11–15.

12. Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А., Копаев В.Н. Исследование движения расплавленной гранулы по поверхности формируемого изделия в процессе электронно-лучевого синтеза изделий // Металлообработка. 2014. № 1 (79). С. 27–31.

13. Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю. Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов / Федеральное агентство по образованию, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб., 2006. 363 с.

14. Кондратьев С.Ю. Механические свойства металлов: учебное пособие / М-во образования и науки Российской Федерации, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб., 2011. 128 с.

15. Мусиенко В.Т. Закономерности образования гранул при центробежном распылении вращающейся заготовки // В кн.: Металлургия гранул. М.: ВИЛС, 1983. Вып. 1. С. 41–48.

16. Орлов В.К. К расчету скоростей охлаждения капель распылённого металла в газовой среде. В кн.: Металлургия гранул. М.: ВИЛС, 1983. Вып. 1. С. 67–77.

REFERENCES

1. German Rendall M. Poroshkovaya metallurgiya ot A do Ya. Uchebno-spravochnoye rukovodstvo [Powder metallurgy from A to Y. Educational reference guide] / Per. s angl. O.V. Padalko i G.A. Libenson. Moskva: ID Intellekt, 2009. 336 s.
2. Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A. Tekhnologiya posloynogo elektronno-luchevogo sinteza poroshkovykh izdeliy v vakuume [Technology of layer-by-layer electron beam synthesis of powder products in vacuum]. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 8. S. 40–45. (rus.)
3. Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A., Kopayev V.N. Osobennosti modelirovaniya protsessa posloynogo sinteza izdeliy elektronnym luchom [Features of modeling of process of layer-by-layer synthesis of products electronic beam]. *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki*. 2015. T. 85. № 11. S. 91–96. (rus.)
4. Sokolov Yu.A., Kondratyev S.Yu., Lukyanov A.A. Polucheniye izdeliy iz kompozitsionnykh materialov metodom elektronno-luchevogo sinteza i issledovaniye ikh svoystv [Receiving products from composite materials by method of electron beam synthesis and research of their properties]. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2015. № 2. S. 35–41. (rus.)
5. Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A. Algoritm i tekhnologicheskiye protsessy sinteza poroshkovykh detaley elektronnym luchom v vakuume [Algorithm and technological processes of synthesis of powder details an electronic beam in vacuum]. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2015. № 1. S. 11–16. (rus.)
6. Libenson G.A., Lopatin V.Yu., Komarnitskiy G.V. Protsessy poroshkovoy metallurgii. [Processes of powder metallurgy]: V 2-kh tomakh. T.2. Formovaniye i spekaniye. Moskva: Izd-vo MISIS, 2002. 320 s. (rus.)
7. Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Kokorin V.N. Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh poroshkovykh metallicheskikh smesey dlya povysheniya kachestva vysokoplotnykh zagotovok s ispolzovaniem metoda intensivnogo uplotneniya [Pressing of the heterophase moistened powder metal mixes for improvement of quality of high density preparations with use of a method of intensive consolidation]. *Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal*. 2011. № 6. S. 12–16. (rus.)
8. Rudskoy A.I., Kokorin V.N., Kondratyev S.Yu., Filimonov V.I., Kokorin A.V. Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh zheleznykh poroshkov pri ispolzovanii metoda intensivnogo uplotneniya [Pressing of the heterophase moistened iron powders when using a method of intensive consolidation]. *Naukoyemkiye tekhnologii v mashinostroyenii*. 2013. № 5 (23). S. 13–20. (rus.)
9. Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Kokorin V.N., Sizov N.A. Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu [Research of process of consolidation at ultrasonic impact on the humidified powder environment]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 178. S. 148–155. (rus.)
10. Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O. Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components. *Welding International*. 2012. T. 26. № 8. S. 629–632. (rus.)
11. Kondratyev S.Yu., Gorynin V.I., Popov V.O. Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley [Optimization of parameters of the superficial strengthened layer at laser training of details]. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)
12. Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A., Kopayev V.N. Issledovaniye dvizheniya rasplavlennoy granuly po poverkhnosti formiruyemogo izdeliya v protsesse elektronno-luchevogo sinteza izdeliy [Research of the movement of the melted granule on a surface of the formed product in the course of electron beam synthesis of products]. *Metalloobrabotka*. 2014. № 1 (79). S. 27–31. (rus.)
13. Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu. Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov [Structure. Entropy. Phase transformations and properties of metals]. St. Petersburg: Politekhnika, 2014. 224 s. (rus.)



of metals] / Federalnoye agentstvo po obrazovaniyu, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb, 2006. 363 s. (rus.)

14. **Kondratyev S.Yu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye. [Mechanical properties of metals] / M-vo obrazovaniya i nauki Rossiyskoy Federatsii, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb, 2011. 128 s. (rus.)

15. **Musiyenko V.T.** Zakonomernosti obrazovaniya granul pritsentrobeznom raspylenii v rashchayushcheyesa

zagotovki [Regularities of formation of granules at centrifugal dispersion of the rotating preparation]. V kn.: Metallurgiya granul. M.: VILS, 1983. Vyp. 1. S. 41–48. (rus.)

16. **Orlov V.K.** K raschetu skorostey okhlazhdeniya kapel raspylennogo metalla v gazovoy srede [To calculation of speeds of cooling of drops of the sprayed metal in the gas environment]. V kn.: Metallurgiya granul. M.: VILS, 1983. Vyp. 1. S. 67–77.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

РУДСКОЙ Андрей Иванович – доктор технических наук член-корреспондент РАН ректор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: rector@spbstu.ru

RUDSKOY Andrey I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: rector@spbstu.ru

СОКОЛОВ Юрий Алексеевич – кандидат технических наук главный конструктор ООО «НТК Электромеханика». 172386, ул. Заводское шоссе, 2, г. Ржев, Россия. E-mail: s5577@inbox.ru

SOKOLOV Yuriy A. – “Electromechanica”. 2, Zavodskoe shosse, Rzhev city Tver region, Russia, 172386. E-mail: s5577@inbox.ru

ПАВЛУШИН Николай Викторович – начальник Центра научных исследований и технического обслуживания вакуумной техники ГП НПКГ «Зоря» - «Машпроект». Украина, 54018, г. Николаев, пр. Октябрьский 42-а. E-mail: npavlushin@itenterprise.net

PAVLUSHIN Nikolay V. – SE Research and Production Complex «Zorya»-«Mashproekt». Ukraine, 54018, Nikolaev, etc.. The October 42-a. E-mail: npavlushin@itenterprise.net

DOI 10.5862/JEST.231.14

УДК 539.4

P.V. Гучинский, С.В. Петинов, Ш. Сиддик, М. Имран, Ф. Вальтер

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ МЕТАЛЛОВ С УЧЕТОМ НЕОДНОРОДНОСТИ МИКРОСТРУКТУРЫ

R.V. Guchinsky, S.V. Petinov, S. Siddique, M. Imran, F.Walther

FATIGUE LIFE PREDICTION BASED ON FINITE-ELEMENT MODELING DAMAGE ACCUMULATION INCLUDING MATERIAL INHOMOGENEITY

Представлены результаты КЭ моделирования зарождения и развития двумерных трещин усталости в стальных гладких образцах при помощи дискретной оценки накопления повреждений в структурных элементах материала. Долговечность рассчитывается по правилу линейного суммирования повреждений и деформационному критерию разрушения с учетом упруго-пластического поведения материала. Анализируется влияние начальной неоднородности материала, введенной через различие в циклическом упрочнении экспериментально наблюдаемых фракций материала. Полученная эволюция фронта трещин свидетельствует об их зарождении в приповерхностных слоях в кластерах элементов материала с наименьшим циклическим упрочнением. Моделируемый разброс долговечности при нескольких различных по подробности сетках конечных элементов хорошо согласуется с экспериментально полученной долговечностью образцов при четырех уровнях амплитуды нагружения, при этом рассеяние результатов увеличивается в многоцикловой области. Показано, что стадия развития макротрещины в гладких образцах может достигать 25 % общей долговечности. Для обоснованного выбора параметров сопротивления материала переменному нагружению необходимы дальнейшие экспериментальные исследования на различных структурных уровнях.

НАКОПЛЕНИЕ ПОВРЕЖДЕНИЙ; ТРЕЩИНА; УСТАЛОСТЬ; ДЕФОРМАЦИОННЫЙ КРИТЕРИЙ; ВЕРОЯТНОСТНАЯ МОДЕЛЬ; МКЭ; МИКРОСТРУКТУРА; РАЗБРОС ДОЛГОВЕЧНОСТИ.

The article presents the results of modeling two-dimensional fatigue cracks evolving and growing in steel smooth specimens through finite-element modeling using the procedure of discrete assessment of damage accumulation in the structural elements of the material. Fatigue life is estimated by the linear damage accumulation rule and the strain life criterion with regard to the elastic-plastic material response. The initial material inhomogeneity is simulated by varying the cyclic hardening of the experimentally observed material fractions, ferrite and perlite. The results obtained on crack front evolution indicate that its predominantly occurs in the subsurface layers in the material element clusters with the smallest cyclic hardening. The simulated life scatter for several FE-mesh densities satisfactorily fits the experimentally obtained data at different values of stress amplitude and is more pronounced in the high-cycle regimes. It is shown that crack growth stage can reach 25% of the total fatigue life for smooth specimens. A reasonable selection of the variable fatigue resistance parameters would be needed for further experimental material investigation at different structural levels.

FATIGUE; DAMAGE ACCUMULATION; FATIGUE CRACK; STRAIN-LIFE CRITERION; PROBABILISTIC SIMULATION; FEM; MICROSTRUCTURE; LIFE SCATTER.

Введение

Современные правила проектирования машин и механизмов, строительных, морских кон-

струкций, судов, трубопроводов с учетом усталости предполагают использование кривых усталости, характеризующихся определенной



обеспеченностью [1, 2]. При испытаниях серии идентичных образцов на усталость с заданными условиями нагружения всегда обнаруживается рассеяние характеристик долговечности [3–5]. Статистическая обработка результатов испытаний позволяет установить, что процесс накопления усталостных повреждений в существенной степени случаен. Рассеяние долговечности определяется несколькими причинами. Во-первых, до проведения испытаний имеется разброс в начальном повреждении образцов, который может быть следствием технологии и точности их изготовления, поверхностной обработки, наличия начальных дефектов. Во-вторых, важным источником разброса долговечности является уровень повреждения, при котором происходит завершение испытания, устанавливаемый, например, в виде размера наблюдаемой трещины. В-третьих, рассеяние связано с тщательностью контроля за условиями проведения испытания – параметрами нагружения, постоянством условий окружающей среды.

Для сокращения числа испытаний на усталостную долговечность и их эффективного планирования актуальна разработка вероятностных моделей процесса накопления повреждений. Существует два класса таких моделей: 1) модели, основанные на представлении о зарождении и подрастании трещины как частной реализации непрерывного стохастического процесса [6]; 2) модели, в которых используются параметры, связанные с описанием накопления повреждений (константы критерия разрушения, размер начальных дефектов и др.) в виде случайных переменных [7]. Например, детерминированная модель Пэриса роста трещины [8] может быть представлена в качестве вероятностной модели, в которой константы материала вводятся в виде некоррелированных случайных величин. При этом, однако, требуется приведение уравнения Пэриса к безразмерной форме для решения проблемы размерности констант [6, 9].

Из-за различий в начальном состоянии материала образцов обычно период зарождения трещины характеризуется большим разбросом, чем фаза ее развития. Экспериментально подтверждено, что основными источниками разброса на стадии образования трещины служат неоднородность структуры материала и наличие начальных дефектов [4, 5]. Для их моделирова-

ния может успешно использоваться метод конечных элементов (МКЭ). В работе [10] неоднородность микроструктуры была учтена с помощью введения различного, в соответствии с распределением Вейбулла, сопротивления элементов материала накоплению повреждений; при этом пластическое деформирование материала не учитывалось и была рассмотрена задача о плоском напряженном состоянии.

При моделировании влияния микроструктуры на рассеяние долговечности может эффективно применяться правило линейного суммирования повреждений Пальмгрена–Майнера [11]. Например, А. Ринальди [12] показал, что такое моделирование возможно с помощью представления межзеренных границ упругими пружинами с критерием разрушения в виде кривой S-N. С развитием версии МКЭ Voronoi [13] появились средства эффективного моделирования зерен материала, различие в деформировании которых может быть определено вариацией модуля Юнга или характеристик упрочнения. При таком подходе возможно также учитывать случайно распределенные дефекты материала [14].

Обычно рассеяние долговечности моделируется на начальной стадии разрушения, а для дальнейшей оценки развития трещины предлагается использовать формат линейной механики разрушения [15].

Однако распространение трещины в образцах с концентриаторами напряжений или деталях конструкций может составлять значительную часть общей долговечности, поэтому важно совершенствование подходов к оценке усталостного повреждения с учетом рассеяния в рамках единого процесса. Представление структуры материала в виде кластеров зерен, характеризующихся примерно равным сопротивлением переменному нагружению, позволяет моделировать рассеяние свойств материала, отвечающее представлению о стохастической природе процесса усталостного повреждения без разделения стадий образования и роста трещины [16]. Такой подход, рассматривающий эволюцию повреждения элементов материала, первоначально был развит для сквозных трещин при плоском напряженном состоянии [17], но в дальнейшем получил распространение и для пространственных трещин [18, 19].



Цель данной работы – моделирование зарождения и развития плоской трещины в стальных цилиндрических образцах, испытываемых при одноосном симметричном переменном нагружении с учетом эволюции области пластической деформации и неоднородности сопротивления материала переменному нагружению, а также оценка влияния параметров введенной неоднородности на рассеяние долговечности.

Методика расчета

В соответствии с предлагаемой схемой моделирования развития усталостного повреждения объем части образца, в котором ожидается образование трещины, разбивается на ряд конечных элементов материала приблизительно одинакового размера. Для описания упруго-пластических циклических свойств материала использовалась модель кинематического упрочнения, критерий пластичности Мизеса, а также аппроксимация Рэмберга–Огуда [20] обобщенной циклической кривой:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{1/n'}, \quad (1)$$

где ε_a и σ_a – амплитуды полной деформации и напряжения; $K' = 1530$ МПа, $n' = 0,157$ – параметры упрочнения элементов перлита в соответствии с данными, полученными в работе [21], для аналогичной по механическим свойствам стали 20MnCr5 ($E = 1,94 \cdot 10^5$ МПа; $\sigma_{y0,2} = 695$ МПа; $\sigma_u = 960$ МПа; $\delta = 14\%$) из-за отсутствия сведений по циклическим свойствам рассматриваемой стали С45. Предполагалось, что элементы феррита имеют в два раза меньший циклический предел пропорциональности, чем у основных элементов перлита. Для более обоснованного выбора параметров критерия деформирования различных фракций материала необходимо изучить сопротивление усталости микроструктуры, например с помощью измерения микротвердости.

Сопротивление усталости элементов материала оценивается деформационным критерием, предложенным в работе Ж. Тавернелли и Л. Коффина [22], где влияние микропластической деформации приближенно характеризуется удвоенным пределом усталости:

$$\Delta\varepsilon_i^j = C \left(N_i^j \right)^{-b} + 2\sigma_{-1}/E, \quad (2)$$

где $\Delta\varepsilon_i^j$ и N_i^j – размах полных деформаций и число циклов до разрушения i -го элемента на j -м

шаге процедуры; σ_{-1} – предел усталости стали С45, который был принят равным 340 МПа на основании испытания образца с увеличивающейся амплитудой; параметры $C = 0,125$, $b = 0,4$ были заданы условно из-за ограниченности экспериментальных данных. Зависимость (2) позволяет выразить число циклов:

$$N_i^j = C^{1/b} / \left(\Delta\varepsilon_i^j - 2\sigma_{-1}/E \right)^{1/b}. \quad (3)$$

Накопление повреждения каждого элемента определяется правилом линейного суммирования повреждений. На начальном шаге процедуры $j = 1$ рассчитывается поле полных осевых деформаций всех i элементов, лежащих в области развития трещины. С помощью (3) определяется число циклов до разрушения элементов, выбирается наименьшее значение. Затем для всех элементов рассчитываются полученные на первом шаге повреждения, соответствующие этому значению; повреждение наиболее интенсивно деформированного элемента становится равным единице. Разрушение этого элемента моделируется при помощи уменьшения его жесткости на несколько порядков по сравнению с окружающим материалом. На следующем шаге процедуры вновь оценивается напряженно-деформированное состояние элементов и находятся числа циклов до их разрушения с учетом аккумулированного на предыдущем шаге повреждения.

Накопленное i -м элементом за j шагов повреждение может быть представлено в виде рекуррентной суммы:

$$d_i^j = \sum_j \frac{\min\{n_i^j\}}{N_i^j} = \sum_j \frac{\min\{N_i^j (1 - d_i^{j-1})\}}{N_i^j}, \quad (4)$$

где n_i^j – число циклов на j -м шаге, оставшееся до достижения i -м элементом единичного повреждения. Суммарное повреждение на каждом следующем шаге расчета зависит от повреждения на предыдущем и от того, какой из элементов разрушается на текущем шаге. В данном расчете предполагается, что элементы до деформирования не имели начального повреждения, т.е. $d_i^0 = 0$. Подставляя (3) в (4), получаем

$$d_i^j = \sum_j \left(\Delta\varepsilon_i^j - 2\sigma_{-1}/E \right)^{1/b} \min \left\{ \frac{1 - d_i^{j-1}}{\left(\Delta\varepsilon_i^j - 2\sigma_{-1}/E \right)^{1/b}} \right\}. \quad (5)$$



Как видно, последовательность разрушения элементов, а значит, и эволюция фронта трещины не зависят от константы C критерия (2). Для каждого i -го элемента существует номер шага j_{cr} , на котором происходит его разрушение; при достижении этого шага минимальное значение оставшихся до разрушения циклов соответствует именно i -му элементу: $\min\{N_i^{j_{cr}}(1-d_i^{j_{cr}-1})\} = N_i^{j_{cr}}(1-d_i^{j_{cr}-1})$. Поэтому, разбивая накопленное к этому моменту повреждение на две части, можно получить критерий разрушения i' -го элемента по условию равенства единице накопленного повреждения:

$$\begin{aligned} d_i^{j_{cr}} &= d_i^{j_{cr}-1} + \frac{\min\{N_i^{j_{cr}}\}}{N_i^{j_{cr}}} = \\ &= d_i^{j_{cr}-1} + \frac{N_i^{j_{cr}}(1-d_i^{j_{cr}-1})}{N_i^{j_{cr}}} = 1. \end{aligned} \quad (6)$$

Экспериментальные данные

Основная задача при получении экспериментальных результатов состояла в ускоренном построении приближенной кривой S-N стали С45 (SAE 1045) способом RAPID (описан, например, в работах [23, 24]), для которого достаточно проведения одного испытания образца с увеличивающейся амплитудой и нескольких испытаний с постоянной амплитудой. Испытывались по симметричному циклу при контроле амплитуды напряжения стандартные цилиндрические образцы с длиной рабочей части 12 мм и диаметром 7,5 мм. Были получены четыре значения долговечности образцов при разных амплитудах напряжения, которые в дальнейшем были использованы для сопоставления с результатами моделирования.

На протяжении испытания с возрастающей амплитудой измерялись разность потенциалов, изменение температуры и амплитуда пластической деформации. По резкому изменению пластической деформации и температуры во время эксперимента был сделан вывод о достижении амплитудой напряжений значения, соответствующего пределу усталости $\sigma_{-1} = 340$ МПа. При таком подходе условно считается, что повреждения материала не происходит при напряжениях ниже значения σ_{-1} .

Механические характеристики стали — модуль Юнга $E = 1,92 \cdot 10^5$ МПа, условный предел

текучести $\sigma_{y,0.2} = 721$ МПа, предел прочности $\sigma_u = 942$ МПа, относительное остаточное удлинение при разрыве $\delta = 16\%$ — были определены испытанием до разрыва образца.

Перед усталостными экспериментами исследовалась поверхность образцов методом сканирующей электронной микроскопии, что позволило установить преобладающее объемное содержание перлита (83,8 %) по сравнению с ферритом. По фотографиям поверхностей разрушения образцов был сделан вывод о начальном развитии макротрещины в направлении, перпендикулярном оси образца. На поздней стадии повреждения наблюдается разрушение срезом с выходом трещины из начальной плоскости роста, в некоторых случаях — с образованием характерной «чашечки».

Результаты моделирования

Для построения конечно-элементной модели области образца с трещиной предварительно был выполнен анализ однородности напряженного состояния в пределах его рабочей части (рис. 1). Расчет показал, что в торцевых зонах рабочей части распределение осевых напряжений по поперечному сечению становится неравномерным, однако напряженное состояние в центральной области рабочей части можно считать однородным. Поэтому в дальнейшем рассматривалось развитие трещины в центральной половине рабочей части образца длиной 6 мм.

Для оценки влияния неоднородности структуры на долговечность было разработаны три конечно-элементные модели с разной подоб-

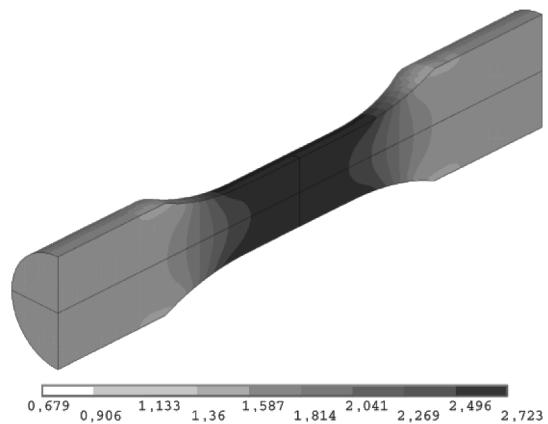


Рис. 1. Распределение осевых напряжений по продольному сечению (при напряжении 1 МПа)



ностью сетки и получены пять вариантов распределения элементов двух фракций материала (перлит и феррит) для каждой модели. При этом элементы феррита в соответствии с экспериментально полученным содержанием (16,16 %) случайным образом располагались среди элементов перлита в пределах рабочей части образца (рис. 2).

В соответствии с процедурой моделирования трещины на основании накопленного в элементах материала повреждения определяется первый разрушающийся элемент. Им оказывается один из элементов в зоне скопления феррита, так как эта область обладает более высокой податливостью по сравнению с окружающим материалом из-за предполагаемого меньшего циклического упрочнения. Разрушение первого элемента определяет положение поперечного сечения, в котором происходит дальнейшее развитие макротрещины (рис. 3). Например, в одном из случайных распределений при грубой сетке конечных элементов кластеры феррита оказались сосредоточенными в центральной части (см. рис. 2, *а*), что привело к развитию трещины от центра к внешней поверхности, демонстрируя эффект «Fish eye», свойственный для гигацикловой усталости (рис. 3, *а*). Очевидно, что такое распределение элементов материала в действительности мало-

вероятно. При мелкой сетке и более реалистичном равномерном распределении элементов материала естественным является образование множественных очагов зарождения трещин (см. рис. 2, *б*, *в*). Однако после короткой начальной фазы выявляется доминирующая макротрещина, и накопление повреждений во второстепенных очагах существенно замедляется либо наблюдается слияние трещин (рис. 3, *в*). Как правило, трещины образуются в приповерхностных слоях и затем, увеличиваясь в размерах, быстро достигают поверхности.

В результате зарождения макротрещины напряженное состояние в области ее развития значительно изменяется. У вершины трещины образуется собственное поле напряжений, а неоднородность материала постепенно перестает оказывать влияние на форму ее фронта (рис. 4). Резкое одностороннее увеличение податливости образца приводит к возникновению изгиба и нестабильному развитию трещины.

Накопление повреждений в элементах материала связано с проявлением необратимых сдвигов и развитием пластической деформации. Поэтому на начальных циклах нагружения все элементы испытывают незначительные пластические деформации, петли их циклического де-

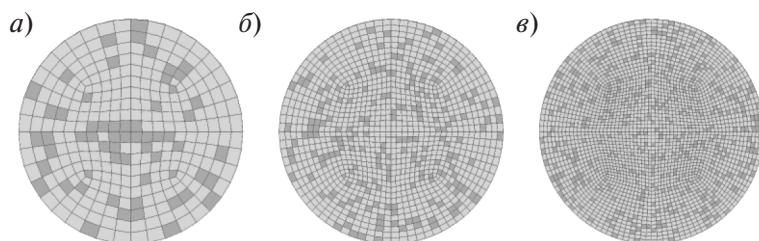


Рис. 2. Примеры случайного распределения элементов материала (■ — феррит; □ — перлит) по поперечному сечению с размером элемента по диаметру: *а* — 375 мкм; *б* — 187,5 мкм; *в* — 125 мкм

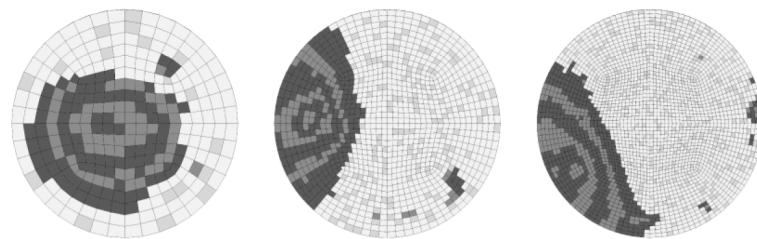


Рис. 3. Эволюция фронта трещины для вариантов распределения перлита и феррита, изображенных на рис. 2, ($\sigma_a = 370$ МПа)



Рис. 4. Эволюция поля наибольших главных напряжений при подрастании трещины для распределения элементов материала «б», МПа

формирования имеют небольшую ширину (рис. 5). По мере приближения трещины к элементу податливость окружающего его материала возрастает, что приводит к постепенному уменьшению наклона «неупругой» части петель гистерезиса, увеличению размаха полной деформации и быстрому сокращению числа циклов до разрушения элемента материала.

Многочисленные экспериментальные данные подтверждают, что накопление усталостных повреждений можно считать стохастическим

процессом. Частная реализация такого процесса для конкретного образца может быть представлена выборочной функцией, отвечающей за деградацию материала. При анализе подрастания сквозной трещины в качестве выборочной функции обычно принимается зависимость длины трещины от числа циклов. Для двумерной трещины параметром количественной оценки изменения структуры материала может быть площадь трещины. На рис. 6 приведены зависимости относительной площади трещины (отношение площади A_{cr} трещины к начальной площади A_0 поперечного сечения образца) от числа циклов для нескольких вариантов распределения элементов материала. Моделирование выполнялось до достижения трещиной трети площади поперечного сечения. Так как значения выборочных функций в заключительной стадии роста трещины значительно возрастают, то установление величины относительной площади трещины при «отказе» образца на уровне $A_{cr}/A_0 = 1/3$ незначительно влияет на долговечность (на рис. 6 указаны числа циклов при «отказе»). Полученные выборочные функции подрастания пространственных трещин качественно схожи с функциями для сквозных трещин в пластинах [6].

В пределах значительной стадии зарождения трещины (около 75–90% общей долговечности) роста выборочной функции практически не происходит. Поэтому следует ожидать, что основное (а при моделировании – единственное) влияние на разброс долговечности оказывает начальное состояние материала образцов, т.е. условно введенная неоднородность структуры. Число ци-

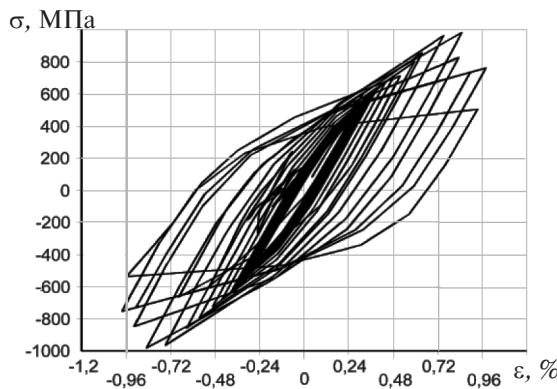


Рис. 5. Характерные петли циклического деформирования элемента материала при приближении к нему трещины при $\sigma_a = 420$ МПа

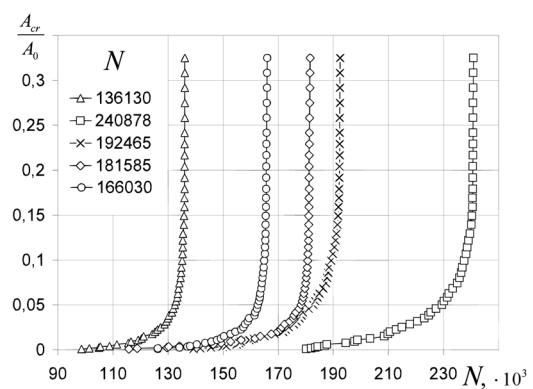
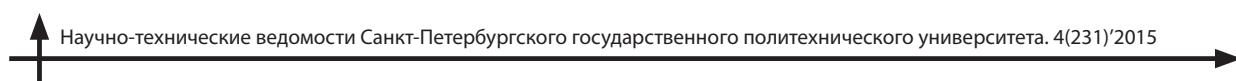


Рис. 6. Выборочные функции процесса образования и развития плоских трещин для пяти распределений типа «б» при $\sigma_a = 370$ МПа



клов до разрушения образцов с точностью более 97 % может определяться при относительном размере трещины 0,1.

С экспериментальными данными сравнивались результаты расчета, полученные для модели части образца с размером элемента 187,5 мкм и пяти случайных распределений элементов материала (рис. 7). Представленные результаты демонстрируют увеличение разброса долговечности в многоцикловой области, что в целом отражает данные многих усталостных испытаний стандартных образцов. Поскольку стадия зарождения трещины в многоцикловой области становится более выраженной по сравнению со стадией ее роста, разброс свойств элементов материала при низких напряжениях сильнее влияет на долговечность, и это отражается в расширении диапазона числа циклов до «отказа». Экспериментальные данные для амплитуд напряжений 390 и 400 МПа оказались вне границ долговечности, определенных при моделировании, что может быть объяснено, в первую очередь, малым числом рассматриваемых моделей и условностью описания свойств элементов материала. Получаемый расчетом разброс значительно зависит от введенного различия в циклическом упрочнении двух фракций материала. Для оценки долговечности существенное значение также имеют принятые параметры критерия разрушения. Причем при изменении на 10 % параметра C критерия (1) число циклов изменяется примерно на 30 %, а вариация параметра b в таких же пределах может приводить к увеличению или сокращению долговечности в 2,5–4 раза. Для более корректного представления упру-

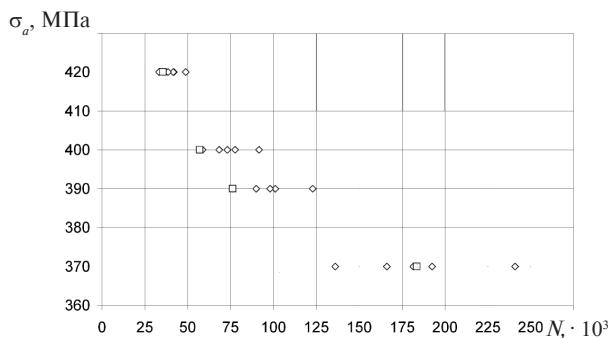


Рис. 7. Сопоставление экспериментальной и вычисленной при моделировании долговечности образцов для пяти распределений типа «б» (□ – эксперимент; ◇ – моделирование накопления повреждений)

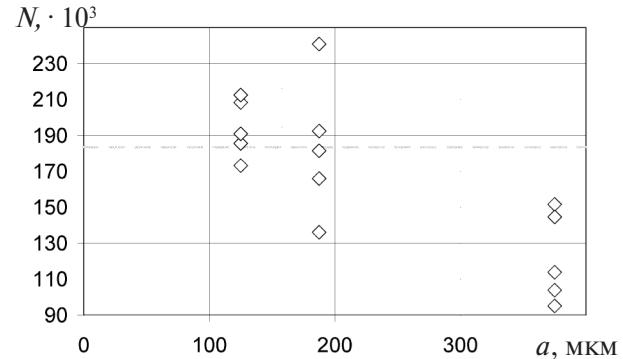


Рис. 8. Зависимость значений долговечности, полученных при моделировании, (маркеры) от размера конечных элементов при $\sigma_a = 370$ МПа (пунктир – экспериментальное значение 183554)

го-пластического поведения материала и получения параметров деформационного критерия разрушения необходимы испытания серий стандартных образцов при различных амплитудах нагружения.

Стоит отметить, что в расчетах не учитывался ряд второстепенных факторов, трудно поддающихся моделированию, но также влияющих на долговечность: начальный уровень поврежденности образцов (например, начальные дефекты из-за технологии изготовления); различие поверхности образцов, определяемое допуском на шероховатость; точность изготовления; условия окружающей среды; тщательность проведения испытаний (например, точность задания нагрузки).

Построение теоретических и численных моделей процесса накопления повреждений, сопровождаемых развитием трещин усталости, невозможно без достаточного количества экспериментальных данных. Такие исследования, наряду с изучением особенностей сопротивления переменному нагружению микроструктуры материала, могут позволить получить адекватную оценку разброса долговечности при помощи моделирования накопления повреждений в элементах материала.

Одним из недостатков локальных подходов в механике континуальных повреждений является чувствительность расчета к степени подробности сетки конечных элементов. Изучение сходимости решения для трехмерных моделей значительно ограничено из-за возрастающих при измельчении сетки вычислительных трудностей. Долговечности, определенные для $\sigma_a = 370$ МПа при трех уровнях подробности



сетки с размером элементов 375, 187,5 и 125 мкм, показывают, что среднее значение числа циклов до разрушения практически не изменяется при уменьшении размера элементов со 187,5 до 125 мкм и отличается от экспериментального значения менее, чем на 6 % (рис. 8). Однако малый объем выборки не может гарантировать устойчивости среднего значения долговечности.

Выводы

С помощью процедуры, основанной на оценке накопленного повреждения элементов материала, выполнено моделирование зарождения и развития плоских трещин усталости в стальных гладких образцах при осевом симметричном циклическом нагружении. Влияние неоднородности структуры материала на процесс накопления повреждений было учтено различием циклического предела пропорциональности для элементов феррита и перлита.

Продемонстрирована возможность моделирования подрастания трещины в отсутствие выраженного начального дефекта, при котором локализация ее зарождения определяется структурной неоднородностью материала.

Учет фазы роста плоской трещины позволяет более точно оценивать ее размер и форму в образце при заданном числе циклов. При этом в представленном подходе стадия образования и роста трещины рассматриваются в рамках единого процесса накопления повреждений.

Для рассмотренного диапазона нагрузок фаза подрастания трещины оказывается в 4–5 раз короче фазы ее образования. Выборочные функции роста плоских трещин обнаруживают сходство с аналогичными функциями для сквозных трещин и характеризуются резким подъемом в завершающей стадии разрушения.

Показано, что разброс долговечности при моделировании возникает вследствие различной группировки элементов феррита в приповерхностных слоях материала, которые определяют локализацию начала разрушения и требуемое для него число циклов. Основными факторами, влияющими на разброс долговечности при моделировании, являются различия в циклическом упрочнении элементов двух фракций и значения параметров критерия разрушения. При выбранных условно параметрах обобщенной циклической кривой и критерия разрушения значения долговечности, полученные экспериментально, находятся в пределах моделируемого разброса для наибольшей и наименьшей амплитуды напряжения.

В целях адекватного описания упруго-пластических свойств материала при моделировании накопления повреждений необходимо дальнейшее проведение серий испытаний стандартных образцов для построения обобщенной циклической кривой и определения параметров критерия разрушения, а также исследование сопротивления материала переменному нагружению на уровне микроструктуры.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Петинов С.В., Гучинский Р.В. Разработка узла конструкции судна с учетом условия усталостной долговечности // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. Наука и образование. 2012. № 4(159). С. 177–186.
2. Petinov S.V., Guchinsky R.V. Fatigue assessment of tubular structures // Инженерно-строительный журнал. 2013. №1(36). С. 39–47.
3. Sobczyk K., Spencer B.F. Random microstructural effects on fatigue accumulation // Int. J. Fatigue. 1995. Vol. 17. P. 521–530.
4. Luo J., Bowen P. A probabilistic methodology for fatigue life prediction // Acta Mater. 2003. Vol. 51. P. 3537–3550.
5. Laz P.J., Craig B.A., Hilberry B.M. A probabilistic total fatigue life model incorporating material inhomogeneities, stress level and fracture mechanics // Int. J. Fatigue. 2001. Vol. 23. P. 119–127.
6. Kozin F., Bogdanoff J.L. A critical analysis of some probabilistic models of fatigue crack growth // Eng. Fract. Mech. 1981. Vol. 14. P. 59–89.
7. Xiang Y., Liu Y. Application of inverse first-order reliability method for probabilistic fatigue life prediction // Prob. Eng. Mech. 2011. Vol. 26. №2. P. 148–156.
8. Paris P.C., Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws // J. Basic Eng. 1963. Vol. 85. №4. P. 528–533.
9. Guida M., Penta F. A gamma process model for the analysis of fatigue crack growth data // Eng. Fract. Mech. 2015. Vol. 142. P. 21–49.
10. Bolotin V.V., Babkin A.A., Belousov I.L. Probabilistic model of early fatigue crack growth // Prob. Eng. Mech. 1998. Vol. 13. №3. P. 227–232.

11. Miner M.A. Cumulative damage in fatigue // *J. Appl. Mech.* 1945. Vol. 67. P. 59–64.
12. Rinaldi A., Peralta P., Krajinovic D., Lai Y.C. Prediction of scatter in fatigue properties using discrete damage mechanics // *Int. J. Fatigue.* 2006. Vol. 28. P. 1069–1080.
13. Warhadpande A., Jalalahmadi B., Slack T.S., Sadeghi F. A New Finite Element Fatigue Modeling Approach for Life Scatter in Tensile Steel Specimens // *Int. J. Fatigue.* 2010. Vol. 32. №4. P. 685–697.
14. Bomidi J.A.R., Weinzapfel N., Wang C.-P., Sadeghi F. Experimental and numerical investigation of fatigue of thin tensile specimen // *Int. J. Fatigue.* 2012. Vol. 44. P. 116–130.
15. Naderi M., Hoseini S.H., Khonsari M.M. Probabilistic simulation of fatigue damage and life scatter of metallic components // *Int. J. Plasticity.* 2013. Vol. 43. P. 101–115.
16. Ellyin F., Fakinlede C.O. Probabilistic simulation of fatigue crack growth by damage accumulation // *Eng. Fract. Mech.* 1985. Vol. 22. №4. P. 697–712.
17. Glinka G.A. Cumulative model of fatigue crack growth // *Int. J. Fatigue.* 1982. Vol. 4. №2. P. 59–67.
18. Petinov S.V., Guchinsky R.V. Fatigue of Fillet-welded Joint Assessment by the FEA Simulation of Damage Accumulation // Инженерно-строительный журнал. 2011. №4(22). С. 5–9.
19. Гучинский Р.В., Петинов С.В. Численное моделирование распространения полуэллиптической трещины усталости на основании оценки накопления повреждений // Вычислительная механика сплошных сред. 2015. № 8(4). С. 376–385.
20. Ramberg W., Osgood W.R. Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters // Technical Report № 902 NACA. Washington. 28 p.
21. Lopez Z. Correlations among tensile and cyclic deformation properties for steels and implications on fatigue life predictions: master thesis. Toledo, 2012. 117 p.
22. Tavernelli J.F., Coffin L.F. A compilation and interpretation of cyclic strain fatigue tests on metals // *Trans. Am. Soc. Metals.* 1959. Vol. 51. P. 438–450.
23. Starke P., Walther F., Eifler D. PHYBAL – A new method for lifetime prediction based on strain, temperature and electrical measurements // *Int. J. Fatigue.* 2006. Vol. 28. P. 1028–1036.
24. Walther F. Microstructure-Oriented Fatigue Assessment of Construction Materials and Joints Using Short-Time Load Increase Procedure // *MP Materials Testing.* 2014. Vol. 56. P. 519–527.

REFERENCES

1. Petinov S.V., Guchinsky R.V. Razrabotka uzla konstruktsii sudna s uchetom usloviya ustalostnoy dolgovechnosti. [Fatigue assessment of ship superstructure at expansion joint]. *St.Petersburg State Politechnical Universiti Journal.* 2012. №4(159). S. 177–186. (rus)
2. Petinov S.V., Guchinsky R.V. Fatigue assessment of tubular structures. *Magazine of Civil Engineering.* 2013. №1(36). S. 39–47.
3. Sobczyk K., Spencer B.F. Random microstructural effects on fatigue accumulation. *Int. J. Fatigue.* 1995. Vol. 17. P. 521–530.
4. Luo J., Bowen P. A probabilistic methodology for fatigue life prediction. *Acta Mater.* 2003. Vol. 51. P. 3537–3550.
5. Laz P.J., Craig B.A., Hilberry B.M. A probabilistic total fatigue life model incorporating material inhomogeneities, stress level and fracture mechanics. *Int. J. Fatigue.* 2001. Vol. 23. P. 119–127.
6. Kozin F., Bogdanoff J.L. A critical analysis of some probabilistic models of fatigue crack growth. *Eng. Fract. Mech.* 1981. Vol. 14. P. 59–89.
7. Xiang Y., Liu Y. Application of inverse first-order reliability method for probabilistic fatigue life prediction. *Prob. Eng. Mech.* 2011. Vol. 26. №2. P. 148–156.
8. Paris P.C., Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws. *J. Basic Eng.* 1963. Vol. 85. №4. P. 528–533.
9. Guida M., Penta F. A gamma process model for the analysis of fatigue crack growth data. *Eng. Fract. Mech.* 2015. Vol. 142. P. 21–49.
10. Bolotin V.V., Babkin A.A., Belousov I.L. Probabilistic model of early fatigue crack growth. *Prob. Eng. Mech.* 1998. Vol. 13. №3. P. 227–232.
11. Miner M.A. Cumulative damage in fatigue. *J. Appl. Mech.* 1945. Vol. 67. P. 59–64.
12. Rinaldi A., Peralta P., Krajinovic D., Lai Y.C. Prediction of scatter in fatigue properties using discrete damage mechanics. *Int. J. Fatigue.* 2006. Vol. 28. P. 1069–1080.
13. Warhadpande A., Jalalahmadi B., Slack T.S., Sadeghi F. A New Finite Element Fatigue Modeling Approach for Life Scatter in Tensile Steel Specimens. *Int. J. Fatigue.* 2010. Vol. 32. №4. P. 685–697.
14. Bomidi J.A.R., Weinzapfel N., Wang C.-P., Sadeghi F. Experimental and numerical investigation of fatigue of thin tensile specimen. *Int. J. Fatigue.* 2012. Vol. 44. P. 116–130.
15. Naderi M., Hoseini S.H., Khonsari M.M. Probabilistic simulation of fatigue damage and life scatter of metallic components. *Int. J. Plasticity.* 2013. Vol. 43. P. 101–115.
16. Ellyin F., Fakinlede C.O. Probabilistic simulation of fatigue crack growth by damage accumulation. *Eng. Fract. Mech.* 1985. Vol. 22. №4. P. 697–712.



17. **Glinka G.A.** Cumulative model of fatigue crack growth. *Int. J. Fatigue*. 1982. Vol. 4. №2. P. 59–67.
18. **Petinov S.V., Guchinsky R.V.** Fatigue of Fillet-welded Joint Assessment by the FEA Simulation of Damage Accumulation. *Magazine of Civil Engineering*. 2011. №4(22). P. 5–9.
19. **Guchinskiy R.V., Petinov S.V.** Chislennoye modelirovaniye rasprostraneniya poluelipticheskoy treshchiny ustalosti na osnovanii otsenki nakopleniya povrezhdeniya. [Numerical modeling of the semi-elliptical fatigue crack growth using damage accumulation approach]. *Computational continuum mechanics*. Perm. 2015, № 8(4), S. 376–385. (rus)
20. **Ramberg W., Osgood W.R.** Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters. *Technical Report № 902. NACA*. Washington. 28 p.
21. **Lopez Z.** Correlations among tensile and cyclic deformation properties for steels and implications on fatigue life predictions: master thesis. Toledo, 2012. 117 p.
22. **Tavernelli J.F., Coffin L.F.** A compilation and interpretation of cyclic strain fatigue tests on metals. *Trans. Am. Soc. Metals*. 1959. Vol. 51. P. 438–450.
23. **Starke P., Walther F., Eifler D.** PHYBAL – A new method for lifetime prediction based on strain, temperature and electrical measurements. *Int. J. Fatigue*. 2006. Vol. 28. P. 1028–1036.
24. **Walther F.** Microstructure-Oriented Fatigue Assessment of Construction Materials and Joints Using Short-Time Load Increase Procedure. *MP Materials Testing*. 2014. Vol. 56. P. 519–527.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГУЧИНСКИЙ Руслан Валерьевич – ассистент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: ruslan239@mail.ru

GUCHINSKY Ruslan V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: ruslan239@mail.ru

ПЕТИНОВ Сергей Владимирович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: spetinov@mail.ru

PETINOV Sergey V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: spetinov@mail.ru

СИДДИК Шафакат – ассистент Технического университета Дортмунда.
August-Schmidt-Straße 4, 44227 Dortmund, Германия.
E-mail: shafaqat.siddique@tu-dortmund.de

SIDDIQUE Shafaqat – TU Dortmund University.
August-Schmidt-Straße 4, 44227 Dortmund, Germany.
E-mail: shafaqat.siddique@tu-dortmund.de

ИМРАН Мухаммед – ассистент Технического университета Дортмунда.
August-Schmidt-Straße 4, 44227 Dortmund, Германия.
E-mail: muhammad.imran@tu-dortmund.de

IMRAN Muhammad – TU Dortmund University.
August-Schmidt-Straße 4, 44227 Dortmund, Germany.
E-mail: muhammad.imran@tu-dortmund.de

ВАЛЬТЕР Франк – доктор философии профессор Технического университета Дортмунда.
August-Schmidt-Straße 4, 44227 Dortmund, Германия.
E-mail: frank.walther@tu-dortmund.de

WALTHER Frank – TU Dortmund University.
August-Schmidt-Straße 4, 44227 Dortmund, Germany.
E-mail: frank.walther@tu-dortmund.de



DOI 10.5862/JEST.231.15

УДК 621.74.01:669.14

И.Г. Орлова, В.М. Голод

ИССЛЕДОВАНИЕ И КОМПЬЮТЕРНЫЙ АНАЛИЗ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СТАЛИ 08ГДНФЛ НА ОСНОВЕ МОДЕЛИРОВАНИЯ СТРУКТУРНЫХ ПАРАМЕТРОВ

I.G. Orlova, V.M. Golod

INVESTIGATION AND COMPUTER ANALYSIS OF THE MECHANICAL PROPERTIES OF THE 08GDNFL STEEL BY MODELING THE STRUCTURAL PARAMETERS

В связи с широким использованием литейной стали 08ГДНФЛ при изготовлении разностенных корпусных деталей ответственного назначения для судостроения осуществлено комплексное исследование условий затвердевания и формирования механических свойств в массивных сечениях толщиной до 500 мм. С помощью цехового термического анализа и компьютерного моделирования тепловых процессов при затвердевании в песчаной форме крупномасштабной литьей ступенчатой пробы массой 9,3 т из стали 08ГДНФЛ на протяженных участках толщиной 100–500 мм получены характеристики локальной продолжительности кристаллизации и размеров формирующейся дендритной структуры. На основе экспериментальных данных по комплексу механических характеристик литього металла в различных участках пробы толщиной от 100 до 500 мм показано равномерное распределение свойств, отвечающих требованиям ГОСТ. Аналогичные данные получены путем компьютерного моделирования с помощью программы «AusEvol Pro» эволюции структуры в результате твердофазных превращений и прогнозирования механических свойств при охлаждении литьей заготовки и ее нормализации. Результаты работы свидетельствуют о возможности обеспечения требуемых показателей свойств стали в пределах исследованной толщины стенок отливки при условии отсутствия металлургических и литейных дефектов.

ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ; СТАЛЬ 08ГДНФЛ; СТУПЕНЧАТАЯ ПРОБА; КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАСПАДА АУСТЕНИТА; ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ И ПЛАСТИЧНОСТИ СТАЛИ.

Due to the extensive use of the 08GDNFL cast steel in shipbuilding for fabricating massive sections with thicknesses up to 500 mm, it is necessary to carry out a comprehensive study on the solidification and formation of the mechanical properties of essential basic components with combination walls. The parameters for the local crystallization time and the sizes of the forming dendritic structure were obtained on extended 100–500 mm-thick sections for a large-scale cast 08GDNFL steel probe weighing 9.3 tons solidifying in a sand form with the help of industrial thermal analysis and computer simulation of thermal processes. Based on the experimental data on a set of mechanical characteristics of the cast metal in different parts of the sample with a thickness of 100 to 500 mm, a uniform distribution of properties meeting the GOST requirements was shown. Similar results were obtained, using the AusEvol Pro software, by simulating the evolution of the structure due to solid-phase transformations and predicting the mechanical properties during casting cooling and by heat treatment under normalization.

STUDY OF STRUCTURE AND MECHANICAL PROPERTIES; 08GDNFL STEEL; STEP-TEST; COMPUTER MODELING OF DECOMPOSITION OF AUSTENITE; FORECASTING THE STRENGTH AND PLASTICITY OF STEEL.

Введение

Конфигурация крупномасштабных литьих промышленных изделий в судостроении в большин-

стве случаев осложнена разностенностью, т.е. вынужденным сочетанием элементов различной толщины. Вследствие этого при изготовлении от-

ливки интенсивность их теплообмена с литейной формой, ход процесса затвердевания и кинетика формирования литой структуры значительно различаются, порождая структурную неоднородность как в поперечном сечении каждого элемента, так и в макромасштабе всей отливки, нередко наследуемую при структурных превращениях, происходящих в период остывания. Возникающая по этой причине локальная неоднородность механических свойств металла создает предпосылки для повышенной концентрации эксплуатационных напряжений и весьма негативно отражается на конструктивной прочности и долговечности литого изделия.

Потребности современного судостроения выдвигают задачу углубленного анализа условий затвердевания и структурообразования в отливках из корпусных марок стали с целью предупреждения в них усадочных дефектов и обеспечения необходимых механических свойств. В связи с расширением использования стали марки 08ГДНФЛ, отличающейся хорошей свариваемостью и комплексом высоких литейных свойств, необходимо провести натурные исследования свойств и условий формирования в них литого металла требуемого качества при изготовлении массивных корпусных отливок сложной конфигурации со стенками толщиной до 0,4–0,8 м.

Постановка задачи

Основная задача настоящей работы – выполнить сравнительный анализ условий формирования свойств литого металла стали 08ГДНЛ в массивных отливках толщиной до 500 мм с целью экспериментального выявления и компьютерного моделирования получаемой при этом структурной и механической неоднородности.

Для осуществления соответствующих исследований была сконструирована специальная крупномасштабная литая проба (рис. 1, а), конфигурация которой представляет комбинацию четырех увеличивающихся по толщине (от 100 до 500 мм) и длине ступеней. Принятые соотношения размеров позволяют предотвратить формирование усадочных дефектов путем создания режима направленного затвердевания более тонких ступеней за счет сочленения с массивными при установке питающей прибыли, располагающейся на наиболее массивной ступени. Вместе с тем выбранная конфигурация пробы позволяет рассматривать каждую из ступеней как плоскую стенку характерной толщины, что весьма важно при проведении представленного в статье комплекса исследований и оценке достигаемого уровня механических свойств металла.

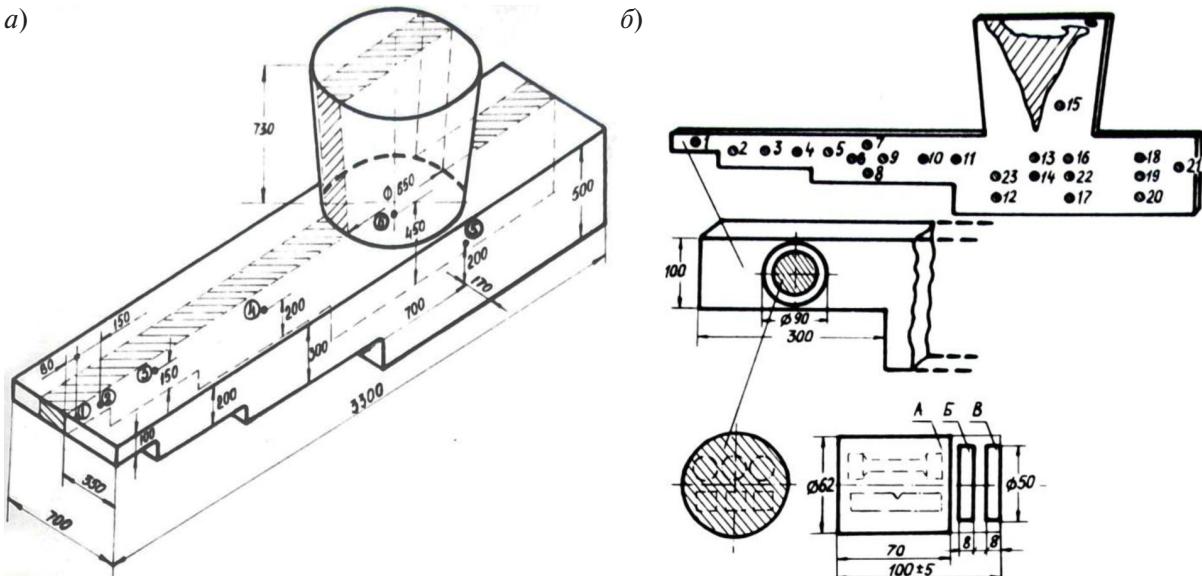


Рис. 1. Общий вид отливки «Проба ступенчатая» (а) с указанием мест расположения термопар (1–6) и осевого продольного темплета (заштриховано), а также расположение контрольных участков (1–22) для оценки качества литого металла и вырезки образцов для механических испытаний (б)

Методика выполнения экспериментальных работ

Отливку «Проба ступенчатая» массой 9,3 т заливали сталью 08ГДНФЛ из ковша емкостью 10 т в течение 300 с при температуре 1565 °C через сифонную литниковую систему в песчано-жидкостекольную форму с термопарами, установленными в ней для регистрации изменения соответствующих температур при затвердевании и охлаждении стали.

Из пробы вырезали продольный осевой макротемплет толщиной 100 мм (рис. 1, *a*) для получения полномасштабного серного отпечатка продольного сечения с целью исследования дендритной структуры стали. Кроме того, из данного темплета вырезали цилиндрические заготовки (рис. 1, *б*), из которых изготавливали образцы для проведения испытаний механических свойств металла в ступенях различной толщины, а также для оценки его плотности.

С помощью программного комплекса «Polycast» [1] было проведено компьютерное моделирование затвердевания отливки «Проба ступенчатая» с определением параметров, важных для оценки термических условий структурообразования, – локальной продолжительности дендритной кристаллизации τ_{LS} ($1,4\text{--}19,0\cdot10^3$ с), а также скорости охлаждения металла при затвердевании V_0 ($0,26\text{--}3,5\cdot10^{-2}$ K/c) и последующем остывании в твердом состоянии V_t ($0,02\text{--}0,12$ K/c и менее). Приведенные на рис. 2 количественные характеристики получены численным расчетом, адекватность которого данным цехового термического анализа установлена путем их сопоставления по всем участкам отливки (рис. 2, *б*).

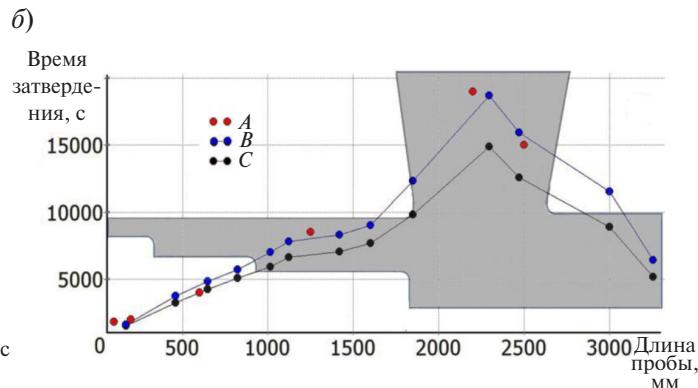
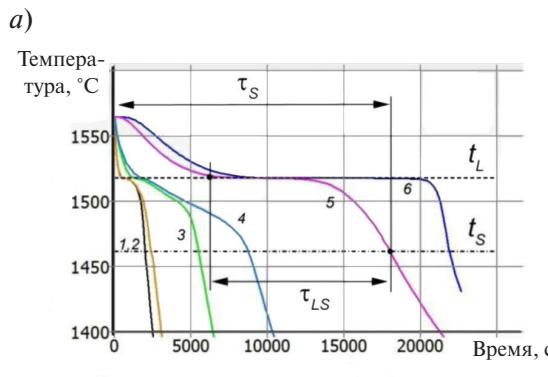


Рис. 2. Изменение температуры в контрольных точках 1–6 (см. рис. 1) отливки (*а*), полного времени затвердевания τ_s (*А, Б*) и локальной продолжительности кристаллизации τ_{LS} (*С*) в осевом сечении пробы (*б*) по данным термопар (*А*) и компьютерного моделирования (*Б, С*)

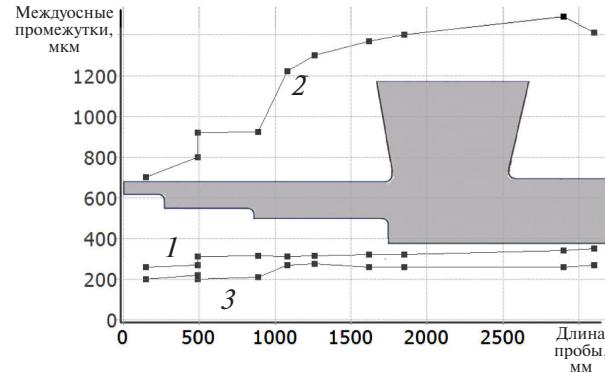


Рис. 3. Распределение средних значений вторичных междуосных промежутков λ_2 по длине отливки «Проба ступенчатая» в верхней (*1*), центральной (*2*) и нижней (*3*) зонах различных ступеней

Различие условий затвердевания по длине, обусловленное изменением толщины ступеней пробы, является причиной существенной неоднородности дендритного строения металла в продольном и поперечном направлении – по высоте ступеней и в зависимости от их толщины (рис. 3).

В нижней и верхней зонах различных ступеней средние значения вторичных междуосных промежутков λ_2 изменяются в одинаковых пределах (200–350 мкм), в то время как в центральной зоне величина этих промежутков непрерывно возрастает по длине от 750 до 1450 мкм (см. рис. 3) вследствие значительного увеличения локальной продолжительности диффузионной коалесценции вторичных дендритных ветвей [1].



Результаты исследования и их анализ

Для выявления характера связи между отмеченной микроструктурной неоднородностью отливки и механическими свойствами литого металла в ступенях различной толщины было проведено моделирование процесса распада первичного аустенита при охлаждении отливки в течение ~ 80 час. до извлечения ее из формы, а также при последующей термической обработке (нормализация) образцов для проведения испытаний конечных механических свойств. Количественное моделирование распада аустенита выполнено с помощью компьютерной программы «AusEvol Pro» [3], реализующей прогноз кинетики процесса с учетом возможности образования всех практически важных микроструктурных составляющих (феррит, перлит, бейнит разной морфологии и мартенсит) и конечных механических свойств стали (предел текучести, предел прочности, относительное удлинение). Физически обоснованные математические модели различных видов превращений аустенита, развивающихся при охлаждении, а также прогноз механических свойств, реализованные в программе «AusEvol Pro», описаны в работах [4, 5]. Данные модели базируются на расчете термодинамических движущих сил превращений, а также учитывают влияние комплексного легирования стали на их ключевые кинетические параметры – подвижность межфазных границ, коэффициент диффузии углерода в аустените и другие. Конечные механические свойства в программе вычисляются с помощью моделей, верифицированных с использованием обширной базы экспериментальных данных для сталей с широким диапазоном изменения химического состава с учетом всех физически значимых вкладов в характеристики прочности [5].

Расчет конечной микроструктуры в разных участках отливки был выполнен с использованием кривых их охлаждения (см. рис. 2), а также размеров первичного зерна аустенита D_γ , оценка которых проведена с помощью подхода, предложенного в работе [6]:

$$D_\gamma = 21 T_\gamma - 3152 \frac{\exp(V_T^*)}{1 + \exp(V_T^*)} - 25088, \text{ мкм}, \quad (1)$$

где T_γ – температура солидуса исследуемой стали; V_T^* – средняя скорость охлаждения в про-

цессе затвердевания. При формировании статистической модели (1) в работе [6] исходный набор данных по структуре ряда низколегированных сталей был дополнительно использован для оценки сопутствующего изменения дендритной структуры, характеризуемого размером вторичных междуосных промежутков λ_2 , согласно уравнению

$$\lambda_2 (\text{мкм}) = 150 V_T^* - 0,385. \quad (2)$$

Прогнозируемое с помощью формулы (1) увеличение D_γ (с 3600 до 4100 мкм) при снижении средней скорости охлаждения V_T^* с 0,035 до 0,0025 К/с с увеличением толщины ступеней пробы (оценка сделана на основе термических кривых затвердевания стали – см. рис. 2, а) весьма незначительно. Важно отметить, что соответствующее изменение размеров междуосных промежутков дендритов намного интенсивнее (от 300 до 1400 мкм), что вполне согласуется с данными, приведенными на рис. 3.

Согласно результатам моделирования структура всех исследованных областей отливки после остывания является феррито-перлитной с долей перлита, изменяющейся в пределах $\sim 7,0\text{--}7,5\%$. Прогнозируемый размер зерна феррита (объемный) – сравнительно большой и находится в пределах от 123 (участок 1 толщиной 100 мм с наибольшей скоростью охлаждения – 0,035 К/с) до 165 мкм (участок 5 толщиной 500 мм с минимальной скоростью охлаждения – 0,0025 К/с). Расчетные значения механических свойств образцов на рассматриваемых участках отличаются незначительно и составляют $\sigma_{0,2} \approx 270$ МПа; $\sigma_b \approx 350$ МПа.

Для прогнозирования с помощью программы «AusEvol Pro» микроструктуры образцов, получаемой при их нормализации, необходимо предварительно оценить размеры зерна аустенита после нагрева до температуры аустенитизации, которую принимали равной 950 °C. Такие оценки были сделаны с использованием данных работы [7], согласно которым при нагреве феррито-перлитной структуры зарождение зерен аустенита происходит преимущественно на границах между перлитными колониями и окружающим их ферритом. Согласно результатам отмеченной работы поверхностная плотность мест зарождения n_s составляет $2,4 \cdot 10^{-2} \text{ мкм}^{-2}$. Для расчета объемной плотности мест зарождения аустенитных зерен принимали: $N_n = n_s S_{pe}$, где



S_{pe} – площадь поверхности перлитных областей на единицу объема, которую оценивали из соотношения $S_{pe} = X_{pe}^{2/3} d_{PF}^{-1}$, где X_{pe} – объемная доля перлита; d_{PF} – размер зерна полигонального феррита. Требуемую оценку размеров зерен аустенита после нагрева до температуры аустенитизации проводили с помощью формулы $d_{\gamma} = (6/\pi N_n)^{1/3}$. Результирующие размеры зерен аустениита в различных участках весьма близки и укладываются в диапазон 63–72 мкм.

Расчет распада аустениита на завершающем этапе охлаждения выполнен также с помощью программы «AusEvol Pro». При этом полагали, что после 20 мин выдержки при 950 °C образцы сначала охлаждаются до 400 °C со скоростью 0,04 K/s, а затем – до комнатной температуры со скоростью 0,06 K/s. Результаты этих расчетов показывают, что нормализация образцов стали приводит к значительному измельчению зерен феррита (до ≈ 30 мкм) и, соответственно, существенному возрастанию как прочностных характеристик ($\sigma_{0,2} \approx 325$ МПа; $\sigma_b \approx 400$ МПа), так и пластичности металла (относительное удлинение δ увеличивается практически в два раза и достигает $\sim 25\%$).

На рис. 4 представлено изменение механических свойств в различных участках по длине отливки, полученное при испытаниях образцов, вырезанных из осевого темплета в верхней, центральной и нижней зонах различных ступеней (рис. 1, б). Как видно из данного рисунка, за исключением незначительного числа точек, где согласно исследованию структуры осевого темплета выявлены участки усадочной пористости (на третьей ступени и в основании прибыли), механические свойства литой стали в пробной отливке отвечают требованиям ГОСТ ($\sigma_{0,2} \geq 350$ МПа; $\sigma_b \geq 450$ МПа; $\delta \geq 18\%$; $\psi \geq 30\%$).

Важно отметить, что при этом отмечается однородный уровень свойств как в центральной зоне (светлые точки на рис. 4), где выявлено значительное изменение дендритной структуры по длине пробы (рис. 3), а также в верхней и нижней части каждой ступени, где структура значительно более дисперсная и практически не отличается на разных участках.

Сравнение результатов моделирования механических свойств с представленными экспериментальными данными показывает, что прогнозируемые значения прочностных

характеристик заметно ниже их фактических значений. Так, для предела прочности эта разница близка к 100 МПа, что значительно выше погрешности соответствующих расчетов, которая для этого параметра не превышает 5 %.

Причина отмеченного несоответствия, вероятно, состоит в том, что исследованная сталь 08ГДНФЛ отличается сравнительно высоким содержанием ванадия (0,09 % в отливке и до 0,15 % по ГОСТ), частицы карбидов которого ((V_4C_3) , формирующиеся в металле в процессе описанной выше завершающей термической обработки [8], могут вносить дополнительный упрочняющий вклад. Поскольку сталь содержит также значительное количество меди (1,15 % в отливке и до 1,2 масс.% по ГОСТ), то дополнительное дисперсионное упрочнение при медленном охлаждении может быть связано и с образованием мелкодисперсных частиц меди в ферритной матрице при ее охлаждении от ~ 560 (расчетная температура окончания распада аустениита) до 400 °C в течении интервала времени ($\sim 1,8$ часа), достаточного для их формирования [9]. В программе «AusEvol Pro», ориентированной на моделирование эволюции аустениита при охлаждении современных низколегированных сталей и прогнозирование их конечных механических свойств, не учитываются процессы выделения указанных упрочняющих частиц, которые в некоторых сталях развиваются по завершении распада аустениита при медленном охлаждении до комнатной температуры.

Представленные на рис. 4 экспериментальные данные свидетельствуют об однородности распределения механических свойств в литой заготовке, сочетающей ступени толщиной от 100 до 500 мм. Это согласуется с результатами моделирования твердофазных превращений. Выявленная однородность свойств имеет место при значительном различии параметров дендритной структуры, что можно связать с особенностями поведения размеров междуосных промежутков дендритов λ_2 и аустенитных зерен D_{γ} при изменении условий теплоотвода в процессе затвердевания и остывания отливок различной толщины.

В тонкостенных отливках, а также в условиях интенсивного теплоотвода (металлическая форма), как показывают расчеты по приведенным выше формулам (1) и (2) [8], корреляция между размерами зерен D_{γ} и величиной дендрит-

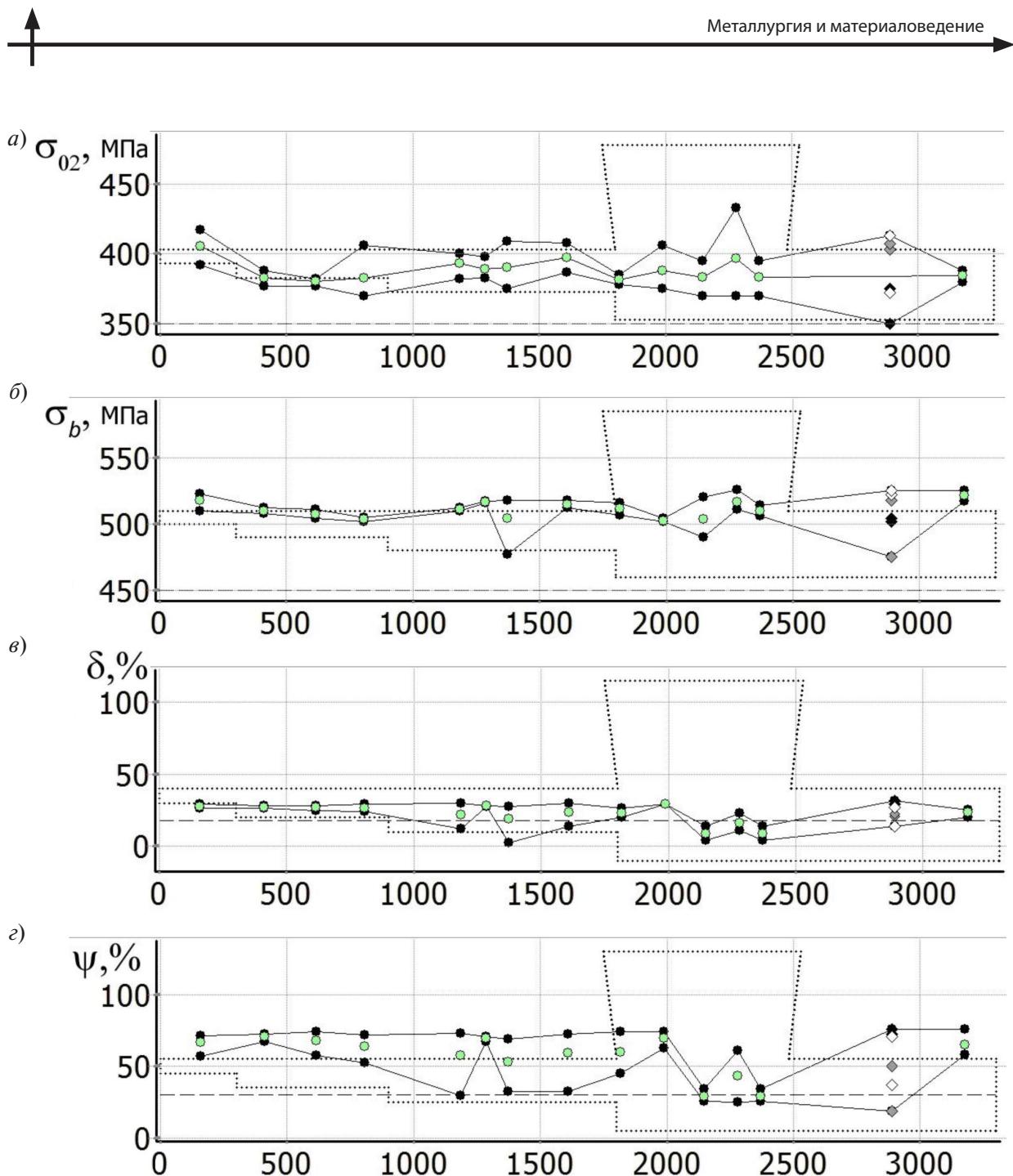


Рис. 4. Распределение экспериментальных значений предела текучести (а), предела прочности (б), относительного удлинения (в) и сужения (г) по длине пробной отливки. Пунктирные линии указывают уровень механических свойств стали 08ГДНФЛ по ГОСТ

ного параметра λ_2 носит практически линейный характер. Вследствие этого с увеличением толщины отливок имеет место одновременный рост междуосных промежутков и размеров аустенитного зерна, приводящий в результате к снижению механических свойств. Для массивных отливок в условиях малой интенсивности

теплоотвода (неметаллическая форма) корреляция между значениями обсуждаемых структурных параметров D_γ и λ_2 утрачивается, поскольку размеры аустенитных зерен практически не изменяются. Напротив, при замедленном охлаждении коалесценция вторичных дендритных ветвей, результаты которой определяются дли-



тельностью диффузионного перераспределения твердой фазы τ_{LS} под влиянием капиллярного эффекта Гиббса–Томсона [10], приобретает дополнительный стимул для соответствующего увеличения λ_2 . По этой причине выявленная в работе стабилизация размеров аустенитных зерен в относительно толстостенных отливках является важным фактором, который способствует получению в них однородных механических свойств.

Заключение

В работе представлены результаты комплексного исследования и моделирования условий затвердевания, формирования дендритной структуры и размеров аустенитного зерна в крупномасштабной литой ступенчатой пробе массой 9,3 т из стали 08ГДНФЛ на протяженных участ-

ках толщиной от 100 до 500 мм. Сопоставление полученных экспериментальных данных об однородном распределении комплекса механических характеристик литого металла по длине пробы в сочетании с моделированием фазовых превращений и эволюции прогнозируемых механических свойств свидетельствует о возможности надежного обеспечения требуемых показателей этой стали по ГОСТ в исследованных пределах толщины стенок отливки. Этот результат может быть реализован только при технологических условиях изготовления отливок, обеспечивающих отсутствие металлургических и литейных дефектов.

Авторы выражают свою признательность кандидату физико-математических наук А.А. Васильеву за активную поддержку замысла проведения настоящей работы и плодотворные дискуссии при ее реализации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Голод В.М., Савельев К.Д., Басин А.С. Моделирование и компьютерный анализ кристаллизации многокомпонентных сплавов на основе железа. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2008. 372 с.
2. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ «AusEvol Pro». / Соколов Д.Ф., Соколов С.Ф., Васильев А.А. 2014. № 2014618758.
3. Vasilyev A., Sokolov D., Kolbasnikov N., Sokolov S. Modeling of the $\gamma \rightarrow \alpha$ transformation in steels // Physics of the Solid State. 2012. Vol. 54, No 8. P. 1669–1680.
4. Sokolov D., Ogoltcov A., Vasilyev A., Kolbasnikov N., Sokolov S. Modeling of microstructure and mechanical properties of hot rolled steels // Materials Science Forum, 2013, Vol. 762. P. 116–121.
5. Sokolov D., Vasilyev A., Ogoltcov A., Sokolov S., Kolbasnikov N. Modeling mechanical properties of steels with complex microstructure // In “METAL 2014”: 23rd Int. Conference on Metallurgy and Materials. Ostrava, TANGER, 2014. P. 58.
6. Louhenkilpi S., Miettinen J., Holappa L. Simulation of microstructure of as-cast steels in continuous casting // JISI Int. 2006. Vol. 46, No 6. P. 914–920.
7. Kulakov M.M., Poole W.J., Militzer M. A microstructure evolution model for Intercritical annealing of a low-carbon dual-phase steel // ISIJ Int., 2014. Vol. 54, № 11. P. 2627–2636.
8. Yamasaki S., Bhadeshia H.K.D.H. Modelling and characterisation of V4C3 precipitation and cementite dissolution during tempering of Fe–C–V martensitic steel // Mater. Sci. Technol. 2003. Vol. 19. P. 1335–1343.
9. Deschamps A., Militzer M., Poole W.J. Precipitation Kinetics and Strengthening of a Fe–0.8 wt% Cu Alloy // ISIJ Int. 2001. Vol. 41, № 2. P. 196–205.
10. Голод В.М., Емельянов К.И., Орлова И.Г. Дендритная микронеоднородность литой стали: обзор проблем и их компьютерный анализ (Часть 3) // Черные металлы. 2013. № 11. С. 18–25.

REFERENCES

1. Golod V.M., Savel'ev K.D., Basin A.S. Modelirovaniye i kompyuternyy analiz kristallizatsii mnogokomponentnykh splavov na osnove zheleza. [Modelling and computer analysis of crystallization of multicomponent alloys based on iron]. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2008. 372 s. (rus.)
2. Svidetelstvo o gosudarstvennoy registratsii programmy dlya EVM «AusEvol Pro». / Sokolov D.F., Sokolov S.F., Vasilyev A.A. 2014. № 2014618758.
3. Vasilyev A., Sokolov D., Kolbasnikov N., Sokolov S. Modeling of the $\gamma \rightarrow \alpha$ transformation in steels. *Physics of the Solid State*. 2012. Vol. 54, No 8. P. 1669–1680.
4. Sokolov D., Ogoltcov A., Vasilyev A., Kolbasnikov N., Sokolov S. Modeling of microstructure and mechanical properties of hot rolled steels. *Materials Science Forum*. 2013. Vol. 762. P. 116–121.
5. Sokolov D., Vasilyev A., Ogoltcov A., Sokolov S., Kolbasnikov N. Modeling mechanical properties of steels



with complex microstructure. In "METAL 2014": 23rd Int. Conference on Metallurgy and Materials. Ostrava, TANGER. 2014. P. 58.

6. Louhenkilpi S., Miettinen J., Holappa L. Simulation of microstructure of as-cast steels in continuous casting. *JISI Int.* 2006. Vol. 46. No 6. P. 914–920.

7. Kulakov M.M., Poole W.J., Militzer M. A microstructure evolution model for Intercritical annealing of a low-carbon dual-phase steel. *ISIJ Int.*, 2014. Vol. 54. № 11. P. 2627–2636.

8. Yamasaki S., Bhadeshia H.K.D.H. Modelling and characterisation of V4C3 precipitation and cementite

dissolution during tempering of Fe–C–V martensitic steel. *Mater. Sci. Technol.*, 2003. Vol. 19. P. 1335–1343.

9. Deschamps A., Militzer M., Poole W.J. Precipitation Kinetics and Strengthening of a Fe–0.8 wt% Cu Alloy // *ISIJ Int.*, 2001. Vol. 41. No. 2. P. 196–205.

10. Golod V.M., Yemelyanov K.I., Orlova I.G. Dendritnaya mikroneodnorodnost stalnykh otlivok: obzor issledovaniy i kompyuternyy analiz. [Dendritic micro-heterogeneity of cast steel: review of the problems and their computer-aided analysis]. Part 3. *Chernye Metally* [Ferrous Metals,]. 2013. № 11. P. 18–25.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ОРЛОВА Ирина Геннадьевна – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.

E-mail: i.orlova2015@list.ru

ORLOVA Irina G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.

29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.

E-mail: i.orlova2015@list.ru

ГОЛОД Валерий Михайлович – кандидат технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.

E-mail: cheshire@front.ru

GOLOD Valerii M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.

29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.

E-mail: cheshire@front.ru



МАШИНОСТРОЕНИЕ

DOI 10.5862/JEST.231.16

УДК 621.85

С.И. Худорожков, Е.А. Захлебаев

МЕХАНИЧЕСКАЯ БЕССТУПЕНЧАТАЯ ИМПУЛЬСНАЯ ПЕРЕДАЧА ДЛЯ СОВРЕМЕННОЙ МАЛОГАБАРИТНОЙ ТРАНСПОРТНОЙ ТЕХНИКИ

S.I. Hoodorozhkov, E.A. Zachlebaev

THE MECHANICAL STEPLESS IMPULSE TYPE TRANSMISSION FOR ADVANCED SMALL-SIZED TRANSPORT

Рассмотрен альтернативный вариант механической бесступенчатой передачи импульсного типа применительно к современной малогабаритной транспортной технике. Предлагаемая саморегулируемая автоматическая бесступенчатая передача позволяет существенно улучшить технические характеристики современных трансмиссий, выполненных по технологии CVT, в части силового и кинематического диапазонов, а также упрощает конструкцию. Представлены результаты анализа в среде визуального программирования MATLAB – Simulink кинематики и динамики рабочих процессов в импульсной трансмиссии на примере мотовездехода, а также дана оценка эффективности ее применения. Показано, что предложенная схема механической бесступенчатой передачи импульсного типа обладает свойством саморегулирования передаточного отношения. Передача обеспечивает плавный разгон с места и равномерное движение транспортного средства. Применение межосевого дифференциала не требуется. При буксовании каждое колесо будет передавать тяговое усилие вплоть до предельного по сцеплению. При этом блокировки колес для повышения тяговых свойств не требуется. Предлагаемая конструкция значительно проще и дешевле существующих автоматических трансмиссий, обладает меньшими внутренними потерями мощности и имеет высокий потенциал применения в малогабаритной транспортной технике.

МЕХАНИЧЕСКАЯ БЕССТУПЕНЧАТАЯ ПЕРЕДАЧА; ИМПУЛЬСНАЯ ТРАНСМИССИЯ; CVT; МОТОТРАНСПОРТНАЯ ТЕХНИКА; МОДЕЛИРОВАНИЕ; MATLAB; SIMSCAPE; ДИНАМИКА; РАБОЧИЕ ПРОЦЕССЫ; ХАРАКТЕРИСТИКИ РАЗГОНА.

An alternative option of mechanical stepless impulse type transmission for small-sized transport is presented in this paper. The proposed self-regulating automatic stepless transmission allows to significantly improve the technical characteristics of modern CVTs in relation to power and kinematic ranges, and also in design simplicity. In this investigation, the theoretical research results on the dynamics and the kinematics of the operating processes in impulse transmission on the example of an ATV are presented in the MATLAB – Simulink visual programming environment. An assessment of the project efficiency is also given. The results showed that the proposed scheme of mechanical stepless transmission of impulse type has the property of self-regulating the velocity ratio. The transmission provides smooth acceleration and uniform motion of the vehicle. Applying the interaxle differential is not required. At slipping each of the wheels will transmit a tractive effort up to the limit of adhesion. At the same time the wheel lock to improve traction properties is not required. The construction of the mechanical stepless transmission of impulse type is significantly simpler and cheaper than existing automatic transmissions, has smaller internal power losses and a high potential of application in small-sized vehicles.

MECHANICAL STEPLESS TRANSMISSION; IMPULSE TRANSMISSION; CVT; SMALL-SIZED TRANSPORT; SIMULATION; MATLAB; SIMSCAPE; DYNAMICS; OPERATING PROCEDURE; ACCELERATION CHARACTERISTIC.

Современная мототехника – это огромный сегмент малоразмерных транспортных средств,

который включает мотоциклы, скутеры, мопеды, мотовездеходы, снегоходы, квадроциклы, гидро-

циклы и другие виды техники хозяйственного назначения. Мототехника изготавливается известными фирмами, совершенствуется с каждым годом, поражая своим многообразием и инновационными разработками. В последние годы значительно возрос спрос на квадроциклы и мотовездеходы. Квадроциклы (английская аббревиатура ATV - All Terrain Vehicle) и мотовездеходы (UTV – Utility Task Vehicle) – транспортные средства, предназначенные для езды и перевозки грузов по бездорожью и отличающиеся высокой проходимостью, не доступной автомобилю или мотоциклу.

Высокая проходимость по пересеченной местности и маневренность такой техники обеспечиваются применением современных узлов шасси и обязательным наличием механической бесступенчатой трансмиссии типа Duramatic [1], выполненной по технологии CVT (Continuous Variable Transmission) с автоматическим управлением. Последнее включает в себя, как правило, сцепление, клиноременный (фрикционный) вариатор с электронным управлением, обеспечивающий бесступенчатую передачу момента на ведущие колеса с учетом скорости движения, оборотов двигателя и нагрузки на ведущие колеса.

Недостатки CVT на транспортных средствах известны:

узкий диапазон трансформации момента и необходимость в дополнительной двух-, трехступенчатой коробке передач;

высокий износ шин при движении в режиме блокированного полного привода (4×4) из-за циркуляции паразитной мощности между ведущими мостами;

отсутствие свойства саморегулирования передаточного отношения в зависимости от нагрузки и необходимость в электронной системе управления, которая не в полной мере удовлетворяет условиям эксплуатации;

невозможность импортозамещения бесступенчатой трансмиссии Duramatic из-за отсутствия отечественных технологий CVT и, как следствие, дороговизна и недоступность массового применения данного вида техники российскими потребителями.

Новизна работы заключается в теоретическом обосновании эффективности альтернативного варианта трансмиссии для мототранспортной техники на основе замены Duramatic [2] на

механическую бесступенчатую саморегулируемую передачу импульсного типа. Известны различные конструкции механических импульсных бесступенчатых передач [3–6]. В их основе лежит преобразование вращения ведущего вала передачи в угловые колебания промежуточных звеньев. Причем амплитуда этих колебаний изменяется или принудительно, или автоматически при изменении нагрузки на ведомом валу. Затем угловые колебания с помощью механизмов свободного хода (МСХ) преобразуются во вращение ведомого вала, частота которого получается тем больше, чем больше амплитуда колебаний.

Применение импульсных передач на транспортных средствах повышает их эффективность, а именно:

устраняет необходимость в дополнительной коробке передач за счет более широкого диапазона трансформации момента;

обеспечивает постоянный полный привод без циркуляции паразитной мощности с автоматической компенсацией кинематического несогласования;

повышает маневренность и проходимость за счет внутренней автоматичности импульсной передачи (саморегулирования передаточного отношения);

упрощает и удешевляет трансмиссию за счет отказа от импортных узлов и применения простой конструкции, реализуемой на доступном технологическом уровне.

обеспечивает максимальный КПД за счет отказа от фрикционного вариатора (CVT) и передачи крутящего момента не силами трения-скольжения, а силами трения-самоторможения (МСХ).

Для современных малогабаритных транспортных средств технически и экономически целесообразно использование простейших саморегулируемых механических бесступенчатых передач, отличающихся компактностью, простотой конструкции и дешевизной. В работах [4, 7–10] предположено, что изменение передаточного отношения импульсной бесступенчатой передачи может быть получено не только за счет изменения амплитуды колебаний ведущих частей МСХ, но и за счет изменения углов закрутки торсионных валов, соединяющих ведомые части МСХ с ведомым валом. Такое решение упрощает конструкцию импульсной передачи и позволяет скомпоновать трансмиссию в габа-

ритных размерах существующих CVT (Duramatic).

Исследование тягово-динамических характеристик транспортного средства с такой трансмиссией, а именно совместной работы двигателя, муфты сцепления и механической бесступенчатой импульсной передачи в период разгона и равномерного движения, является целью нашей работы.

В качестве примера на рис. 1 приведена кинематическая схема простейшей механической бесступенчатой импульсной передачи для полноприводного мотовездехода.

В основе передачи лежит принцип регулирования передаточного отношения при измененииях внешней нагрузки за счет автоматического изменения угла закрутки торсионных валов 6, соединяющих ведомые части МСХ 5 с выходными карданными валами 7. Передача работает следующим образом. Вращение шарнирно-рычажного механизма 4 с угловой скоростью ω , передаваемое от двигателя 1, муфты сцепления 2 и редуктора 3, вызывает угловые колебания ведущих частей МСХ 5 с постоянной амплитудой ϕ_0 . При гармонических колебаниях их угловая скорость будет равна $\omega_1 = \phi_0 \omega \sin(\omega t)$.

Если момент сопротивления на ведущих колесах 9 отсутствует, то торсионные валы 6, связанные через карданные передачи 7 и дифферен-

циалы 8 с ведущими колесами 9, не нагружены крутящим моментом.

Их углы закрутки за цикл колебаний теоретически равны нулю, а внутреннее передаточное отношение, обусловленное деформацией торсионного вала, $i_t = 1$. Если же под действием момента сопротивления угловая скорость ведущих колес 9 и карданных передач 7 становится меньше, то углы закрутки торсионных валов изменяются в течение цикла гармонических колебаний пропорционально нагрузке; в случае максимальной деформации торсионов 6 на «стоповом» режиме внутреннее передаточное отношение будет $i_t = 1$. В процессе работы чем меньше i_t , тем раньше включаются и позже выключаются МСХ 5, большие максимальные и средние углы закрутки торсионных валов 6, а также средний крутящий момент, передаваемый на ведущие колеса 9. При этом передача крутящего момента на передний и задний мосты от двигателя 1 через МСХ 5 осуществляется со смещением по фазе 180 град.

Для плавного трогания с места и разгона с заданной интенсивностью используется муфта сцепления 2. Редуктор 3 необходим для понижения оборотов двигателя с целью ограничения максимальной частоты включений МСХ. В данной схеме задний ход обеспечивается реверсивной работой МСХ [11, 12] (механизм реверса на схеме не показан).

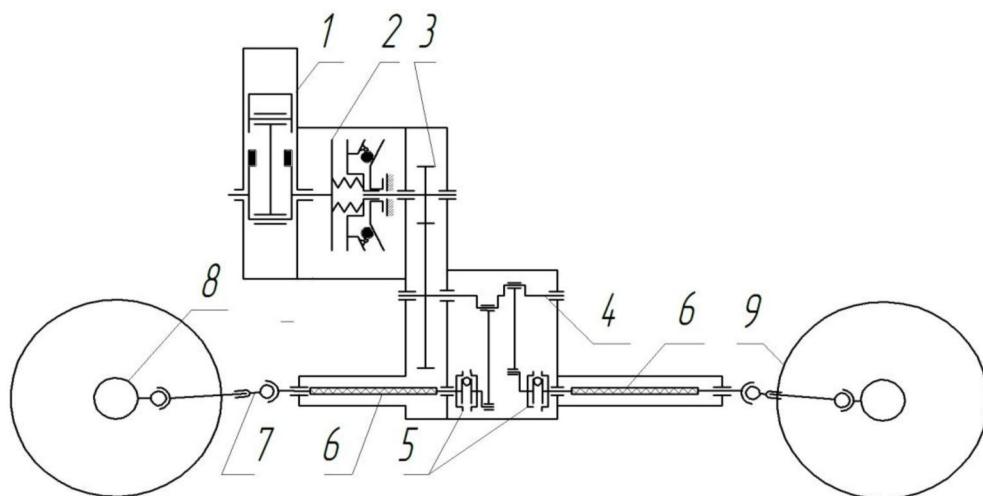


Рис. 1. Кинематическая схема мотовездехода с простейшей механической бесступенчатой передачей импульсного типа: 1 – двигатель; 2 – автоматическое центробежное сцепление; 3 – понижающий редуктор; 4 – шарнирно-рычажный механизм (генератор механических колебаний); 5 – МСХ (выпрямитель механических колебаний); 6 – торсионный вал; 7 – карданская передача; 8 – дифференциал; 9 – ведущие колеса



Методика построения тягово-динамических характеристик такой передачи применительно к мотовездеходу и результаты теоретического моделирования представлены ниже.

Исходные данные: эксплуатационная масса мотовездехода 550 кг; максимальная скорость движения 80 км/час; мощность двигателя 38 кВт (50 л.с.); тип ведущих колес AT25x8-12 (26x8-14); колесная формула 4×4. Условия движения: дорожный фон с коэффициентом сопротивления движению $f = 0,015$ и коэффициентом сцепления $\mu = 0,65$, без учета ветровой нагрузки. Движение на подъем – не менее 25 градусов.

Моделирование динамики рабочих процессов в механической бесступенчатой импульсной трансмиссии выполнено в пакете визуального программирования MATLAB-SIMULINK [13, 14]. На рис. 2 представлена блок-схема силовой

передачи, состоящая из нескольких подсистем: 1 – двигатель; 2 – муфта сцепления; 3 – понижающий редуктор; 4.1 и 4.2 – генераторы механических колебаний соответственно в переднем и заднем силовом контурах; 5.1 и 5.2 – МСХ; 6.1 и 6.2 – торсионные валы (с учетом гистерезисных потерь на внутреннее трение); 7.1 и 7.2 – межколесные дифференциалы переднего и заднего мостов; 8.1 и 8.2 – ведущие колеса переднего и заднего мостов; 9 – остов мотовездехода. Инерционные свойства вращающихся валов и зубчатых колес учитываются блоками “Inertia”, а инерционные свойства двигателя, муфты сцепления, ведущих колес и шасси мотовездехода заложены в параметрах соответствующих подсистем. Сенсоры угловых перемещений, скоростей и крутящих моментов, а также приемники сигналов на схеме не показаны.

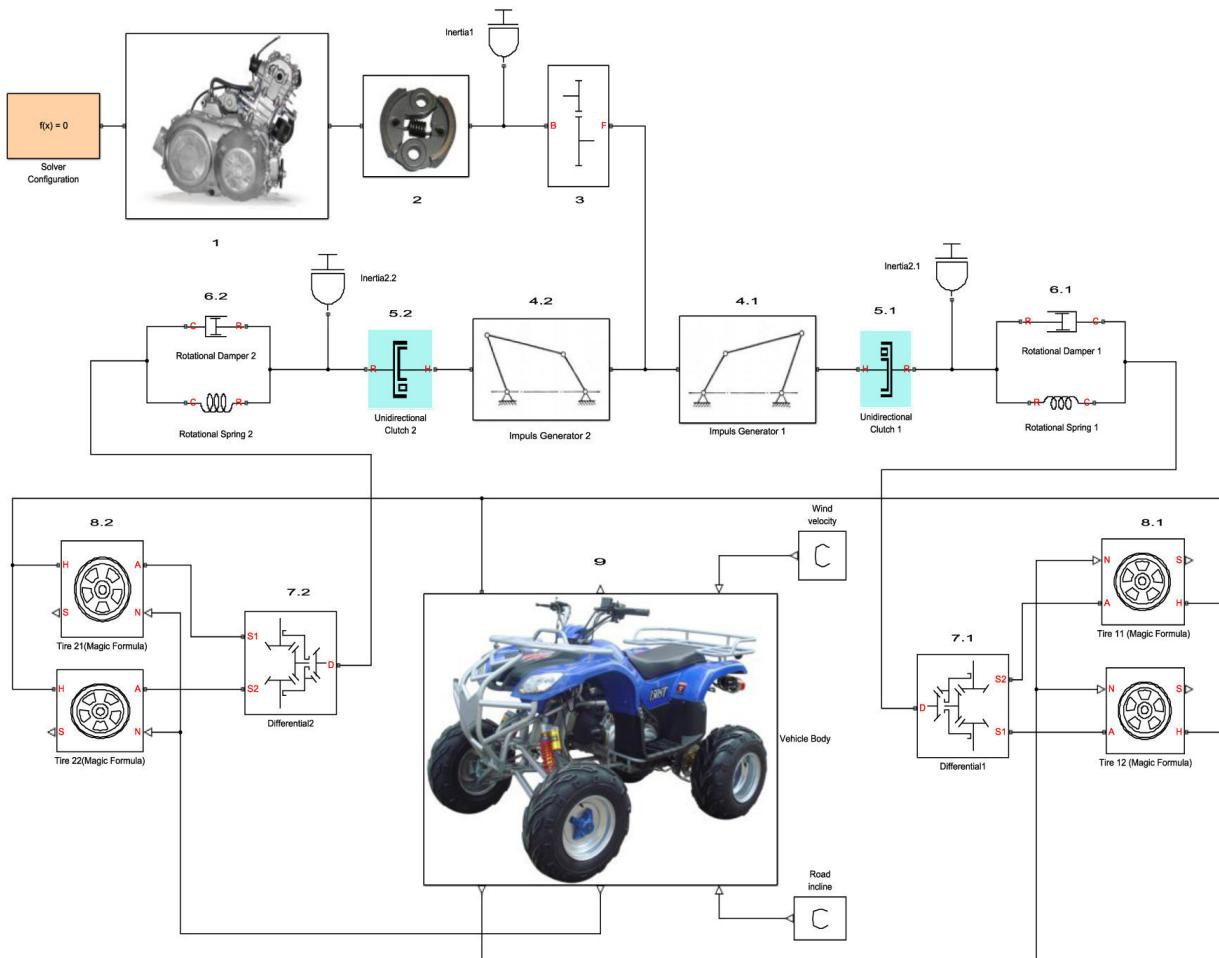
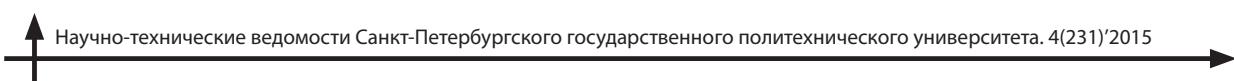


Рис. 2. Блок-схема SIMULINK мотовездехода с простейшей механической бесступенчатой передачей импульсного типа



Блок-схема SIMULINK состоит из нескольких подсистем.

1. *Подсистема 1 – «Двигатель»* включает в себя:

стандартный блок «Engine» из библиотеки стандартных блоков Simulink «Simscape – SimDriveline» со следующими параметрами: тип двигателя – бензиновый, максимальная мощность 50 л.с., максимальные обороты 6500 об/мин; момент инерции 0,1 кг·м²; скоростная характеристика двигателя аппроксимирована по мощности полиномом третьей степени.

стандартный блок «Signal Builder/Throttle» [15], формирующий режим изменения подачи топлива в двигатель (при разгоне с места до максимальной скорости).

2. *Подсистема 2 – «Сцепление»* включает в себя:

стандартный блок «Disk Friction Clutch» из библиотеки стандартных блоков Simulink «Simscape – SimDriveline» со следующими параметрами: тип – дисковое, эффективный радиус дисков трения 60 мм; количество дисков – 2; тип привода сцепления – гидравлический; площадь поршня исполнительного цилиндра – 0,005 м²; коэффициент трения (статический/динамический) – 0,7/0,55;

стандартный блок «Signal Builder/Pressure», формирующий темп включения сцепления при трогании с места и разгоне.

3. *Моменты инерции вращающихся масс* – стандартные блоки «Inertia» из библиотеки стандартных блоков Simulink «Simscape – Mechanical – Rotational Elements» – на входе передачи «Inertia1» и на выходе выпрямителей «Inertia2.1» и «Inertia2.2» равны соответственно 0,5 и 0,0001 кг·м².

4. *Понижающий редуктор (3)* – стандартный блок «Simple Gear» из библиотеки стандартных блоков «Simulink – Simscape – SimDriveline – Gears» с передаточным числом, равным 3.

5. *Шарнирно-рычажные механизмы «Impuls Generator» (4.1 и 4.2)* формируют механические гармонические колебания с постоянной амплитудой $\varphi_0 = 0,35$ рад. на два потока мощности (передний и задний мосты) со смещением по фазе на 180 градусов.

6. *МСХ «Unidirectional Clutch» (5.1 и 5.2)* преобразуют гармонические колебания в одностороннее положительное вращение торсионных валов – стандартные блоки из библиотеки стандартных блоков «Simulink – Simscape – SimDriveline – Clutches».

7. *Торсионные валы «Torsional Spring – Damper» (6.1 и 6.2)* – стандартные блоки из библиотеки стандартных блоков «Simulink – Simscape – SimDriveline – Couplings & Drives». Имеют следующие параметры: угловая жесткость 2100 Н·м/рад., коэффициенты демпфирования 0,01 Н·м/(рад./сек).

8. *Межколесные дифференциальные механизмы 7.1 и 7.2 – «Differential»* распределяют крутящие моменты на ведущие колеса переднего и заднего мостов с передаточным числом 0,7 – стандартные блоки из библиотеки стандартных блоков «Simulink – Simscape – SimDriveline – Gears».

9. *Ведущие колеса 8.1 и 8.2* формируют продольную силу тяги пропорционально весовой нагрузке и коэффициенту сцепления с грунтом. Радиус колес – 0,32 м, нагрузка на колеса в статическом положении – равномерная. Продольная линейная жесткость шин – 1000 кН/м; продольный коэффициент демпфирования шин – 1000 Н/(м/сек). Момент инерции колеса – 0,5 кг·м².

10. *Подсистема 9 – «Vehicle body»* включает в себя стандартный блок «Vehicle body» из библиотеки стандартных блоков Simulink «Simscape – SimDriveline – Tires & Vehicles» с параметрами, соответствующими рис. 3, где приведено изображение таблицы, выводимой на дисплей.

Суммарный КПД всего механического привода (с учетом потерь в зацеплении, дифференциалах, трения в подшипниках качения и опорах скольжения) принимается равным $\eta = 0,92$.

Результаты моделирования параметров функционирования механической бесступенчатой трансмиссии импульсного типа при разгоне с места до максимальной скорости на горизонтальном участке представлены на рис. 4, 5.

В начальный момент трогания при плавном включении сцепления и увеличении подачи топлива в двигатель, крутящий момент через понижающий редуктор 3 передается на второй промежуточный вал. Далее с помощью нерегулируемых шарнирно-рычажных механизмов 4.1 и 4.2 вращение преобразуется в угловые колебания ведущих звеньев МСХ 5.1 и 5.2 со смещением по фазе на 180 градусов (рис. 4, а).

Два МСХ (по одному на каждый мост) передают крутящий момент только в одном направлении. В другом направлении осуществляется свободный ход. Поэтому они преобразуют угловые колебания в одностороннее вращение,

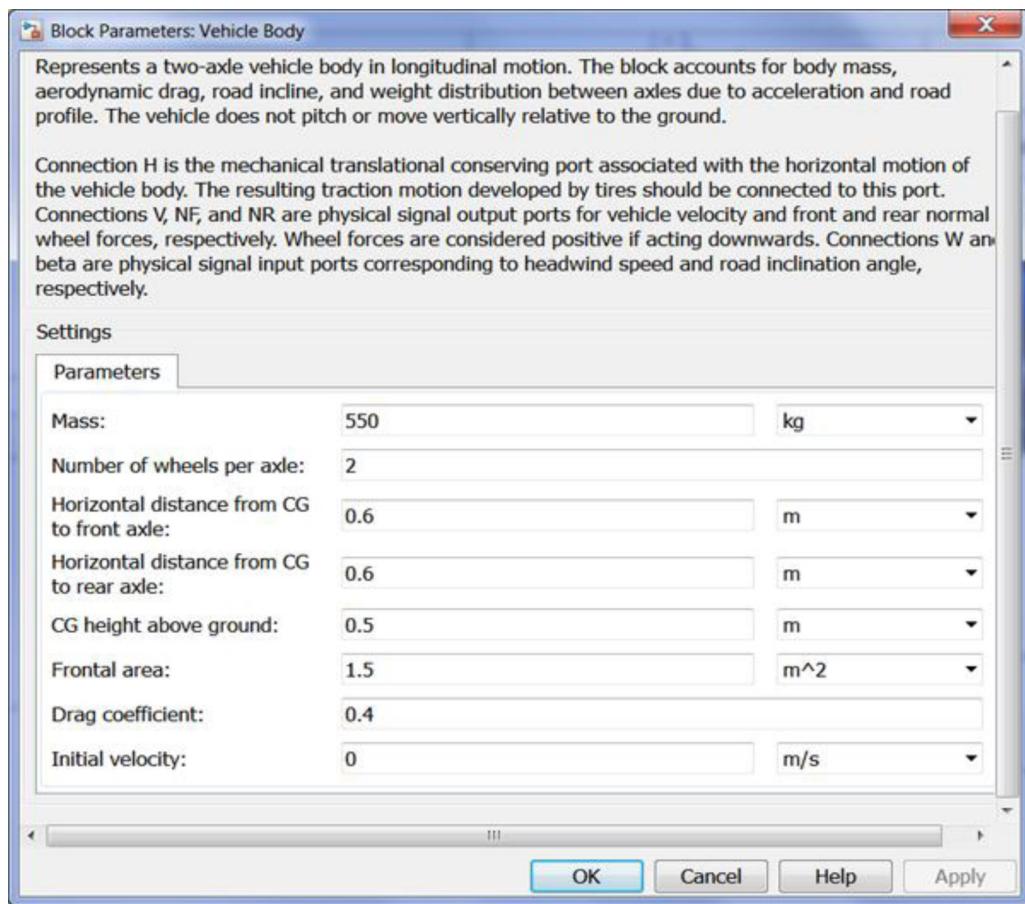


Рис. 3. Параметры блока «Vehicle body»

которое через тorsионные валы 6.1, 6.2 и межколесные дифференциалы 7.1, 7.2 передается на передние и задние ведущие колеса.

Чем больше амплитуда колебаний, тем больше скорость вращения ведущих колес. При этом скорость колес изменяется автоматически в зависимости от сопротивления движению при постоянной амплитуде колебаний МСХ. Если момент сопротивления на ведущих колесах велик (начало разгона) и они вращаются с малой скоростью, то МСХ основную часть цикла включен, его ведомые части колеблются вместе с ведущими и лишь на малой части цикла происходит выключение МСХ, сопровождающееся появлением собственных колебаний ведомого звена – ведущего шлицевого конца тorsионного вала (см. рис. 4, б).

При этом частота собственных колебаний упругого вала с ведомыми частями МСХ намного выше частоты вынужденных колебаний, фор-

мируемых генератором механических колебаний. Это непременное условие, которое должно обеспечиваться конструктивно, т.к. передача может работать только в дорезонансной зоне.

Если момент сопротивления на ведущих колесах мал (конец фазы разгона), то при колебаниях ведущих частей МСХ ведомые его части вращаются с угловой скоростью, близкой к максимальному значению угловой скорости ведущих частей за цикл (рис. 4, в), закрутка тorsионного вала уменьшается. Момент инерции ведомых частей трансмиссии, приведенный к ведомому валу импульсной передачи, достаточно велик, поэтому падение угловой скорости под действием момента сопротивления за время одного цикла (одного оборота ведущего вала) несущественно.

Углы закрутки тorsионных валов за цикл изменяются от нуля в одном крайнем положении ведущего звена МСХ до максимального значе-

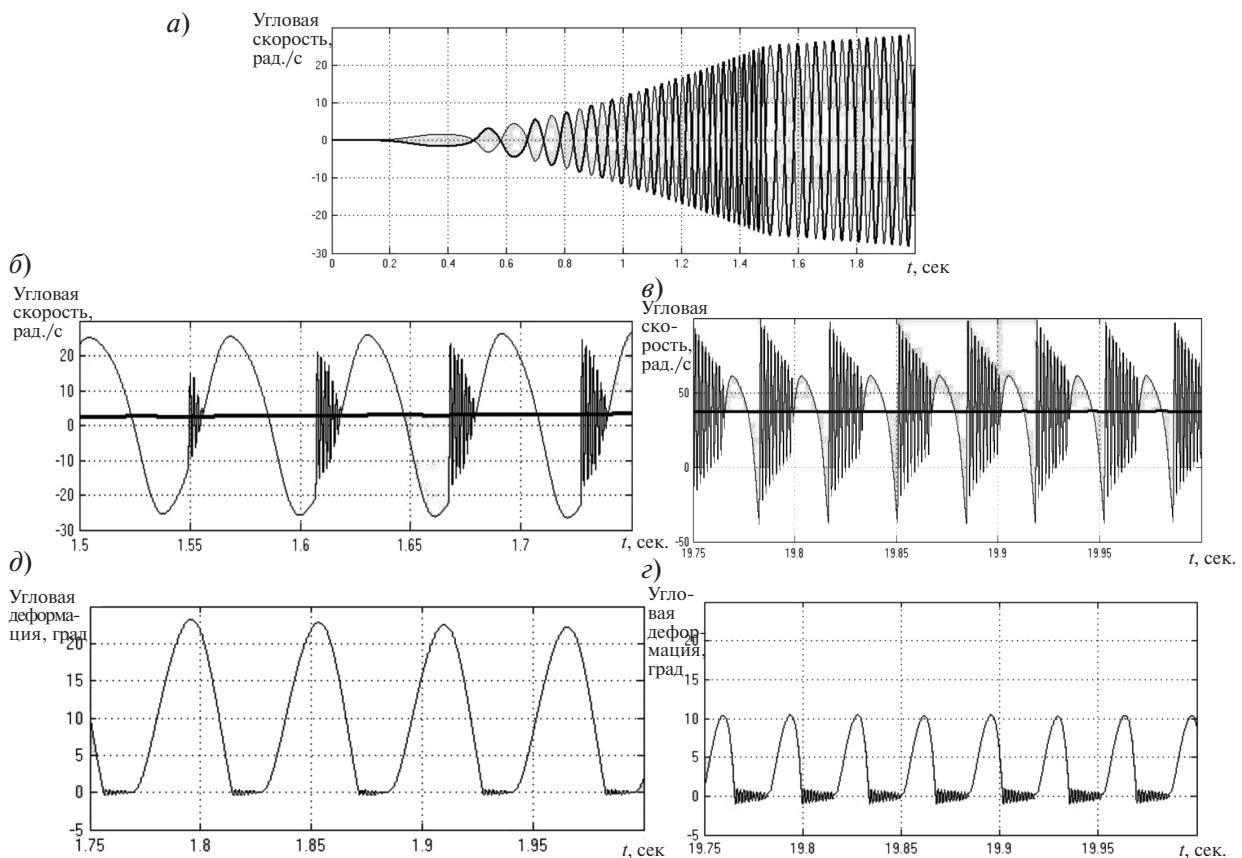


Рис. 4. Характеристики рабочих процессов в импульсной передаче: *а* – угловые скорости ведущих звеньев МСХ, формируемые генератором механических колебаний в начальный период разгона с места в интервале от 0 до 2 с; *б* – изменения угловых скоростей ведущего и ведомого шлицевых концов торсионных валов за 0,25 с – в начальной фазе разгона (от 1,5 до 1,75 сек.); *в* – изменения угловых скоростей ведущего и ведомого шлицевых концов торсионных валов за 0,25 с в конечной фазе разгона (от 19,75 до 20 сек.); *г* – изменения цикловых угловых деформаций торсионных валов за 0,25 с в начальной фазе разгона (от 1,75 до 2 сек.); *д* – изменения цикловых угловых деформаций торсионных валов за 0,25 с. в конечной фазе разгона (от 19,75 до 20 сек.)

ния, равного удвоенной амплитуде колебаний в другом крайнем положении ведущего звена (рис. 4, *г*, *д*).

Если момент сопротивления на ведущих колесах меньше, чем момент, получаемый при максимальном угле закрутки торсионного вала, то ведущие колеса приводятся в движение; если больше, то ведущие колеса находятся в стоповом режиме (при работающем двигателе). При этом средний за цикл угол закрутки торсионного вала равен величине амплитуды колебаний коромысла, а средний за цикл момент, передаваемый на ведущие колеса моста, равен среднему углу закрутки, умноженному на угловую жесткость торсионного вала и на передаточное число колесного дифференциала. Максимальные углы

закрутки торсионных валов с ростом скорости мотовездехода снижаются с 24 до 10 градусов (рис. 4, *г*, *д*). Снижение деформации упругих валов происходит автоматически по мере снижения интенсивности разгона транспортного средства, определяемого величиной превышения мощности двигателя над мощностью сил сопротивления движению.

На рис. 4, *а* представлен фрагмент характеристики импульсной трансмиссии в функции времени – крутящие моменты на входе передачи (звенья 4.1 и 4.2 на рис. 2) и выходе (звенья 7.1 и 7.2).

Силовой диапазон механического импульсного трансформатора *d* (отношение максимального среднего значения крутящего суммарного момента на ведущих колесах к максимальному

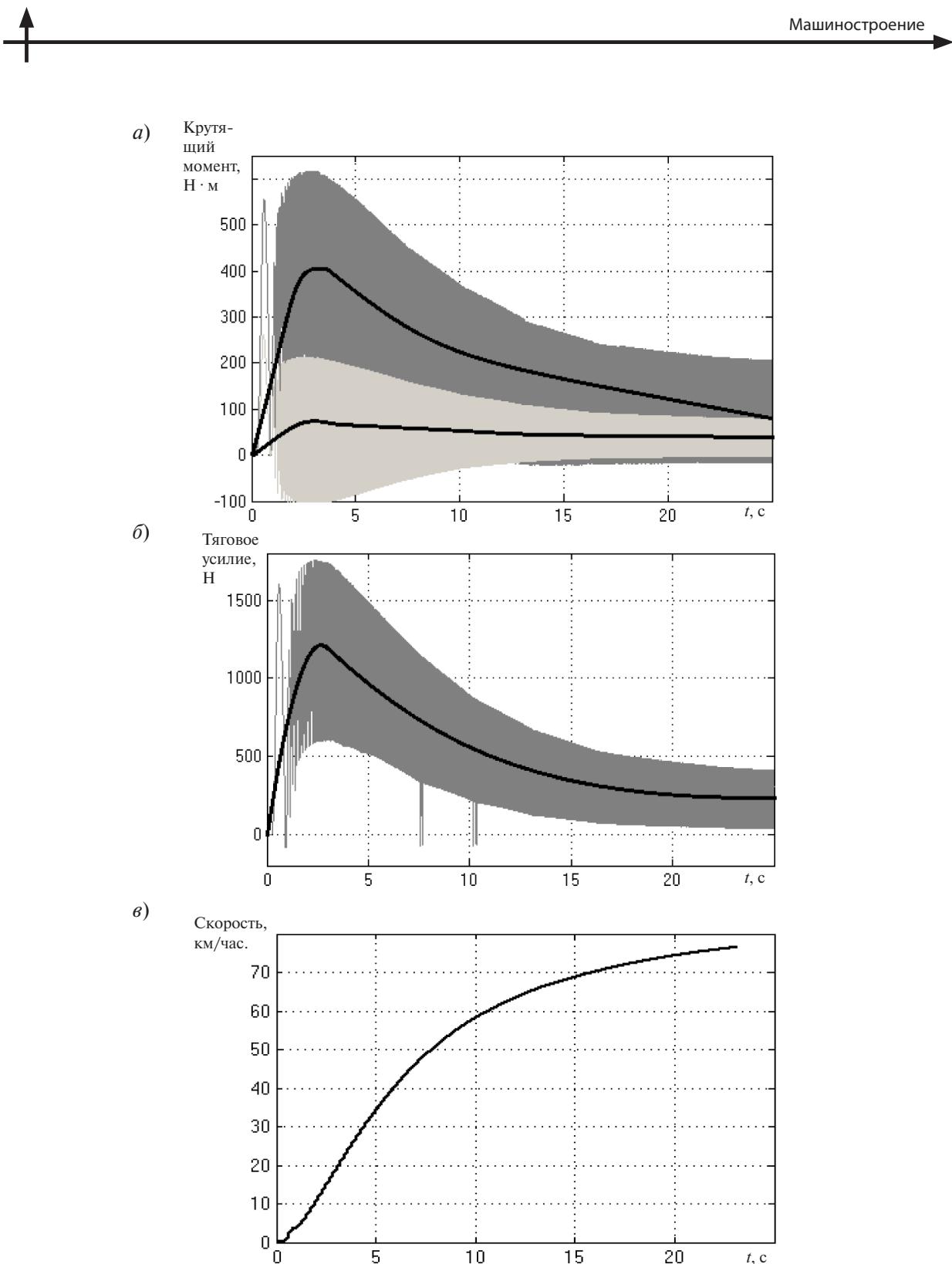


Рис. 5. Тягово-динамические параметры разгона мотовездехода:
 а – мгновенные и средние значения крутящих моментов на входном (светлый фон) и суммарные мгновенный и средний моменты на выходных валах импульсной передачи (темный фон, черная кривая) в интервале времени от 0 до 25 с;
 б – изменения суммарного мгновенного и среднего тягового усилия (Н) на ведущих колесах (светлый фон, черная кривая) в интервале времени от 0 до 25 с;
 в – изменения скорости мотовездехода в период от 0 до 25 с



среднему значению крутящего момента на входном валу импульсной передачи) составляет

$$d = \frac{\text{mean}[(2 \cdot M81 + 2 \cdot M82)_{\max}]}{\text{mean}(M3_{\max})} = \frac{400}{65} = 6,2,$$

что превышает диапазон трансформации момента существующих бесступенчатых передач. Здесь индекс «*max*» означает максимальное среднее значение крутящего момента во всем диапазоне передаточных отношений.

Прозрачность импульсной передачи при $i > 0,2$ – прямая, а при $i < 0,2$ – обратная.

Дополнительным преимуществом импульсной трансмиссии является то, что она позволяет длительно работать в так называемом «стоповом» режиме (останов ведущих колес при передаче момента от двигателя) и иметь при этом теоретический коэффициент трансформации момента K_0 равным ∞ . Реальный K_0 имеет конечное значение, так присутствуют потери мощности на гистерезис в циклах нагружения–разгружения деталей, но данные потери минимальны.

Изменения суммарной силы тяги на ведущих мостах мотовездехода в процессе разгона представлены на рис. 5, б. Максимальная/минимальная амплитуды колебаний суммарного тягового усилия составляют 600/200 Н и реализуется в начальной фазе разгона (в конце периода буксования МС), затем происходит плавное снижение тягового усилия. Амплитуда колебаний тягового усилия в конце разгона составляет 150 Н при среднем значении 250 Н.

За счет инерции транспортного средства и демпфирующих свойств трансмиссии и ходовой части (шины) амплитуды колебаний крутящего момента промежуточных звеньев (с частотой 10–30 цикл/с) и тягового усилия на ведущих колесах (20–60 цикл/с) фильтруются, что обеспечивает плавный разгон и равномерное движение мотовездехода (рис. 5, в). Из графика следует, что разгон мотовездехода происходит плавно до скорости порядка 80 км/час за 25 с. При этом про-

буксовка ведущих колес при постоянных оборотах двигателя составляет порядка 1%.

В результате выполненного теоретического исследования установлено:

1. Предложенная схема простейшей механической бесступенчатой передачи импульсного типа обладает свойством саморегулирования передаточного отношения. Так, за период разгона мотовездехода на горизонтальном участке с места до 80 км/час при увеличении угловой скорости к.в. двигателя с 75 до 600 рад./сек. средний угол закрутки торсионных валов изменился с 15 градусов в начальной фазе до 5 градусов в конечной, т.е. коэффициент трансформации момента составил 3. С учетом приемистости двигателя и коэффициента запаса по сцеплению суммарная средняя сила тяги на ведущих колесах при этом изменилась с 400 до 100 Н. Передача обеспечивает плавный разгон и равномерное движение мотовездехода.

2. Поскольку ведомые элементы двух МСХ между собой не связаны, то на ведущие колеса переднего и заднего мостов мощность передается независимо, в соответствии с упругой характеристикой торсионных валов, то есть ведущие колеса могут вращаться с различной угловой скоростью и передаваемый момент на каждый мост определяется собственной упругой характеристикой торсиона. Применение межосевого дифференциала не требуется. При буксовании колес одного из мостов другой мост будет передавать тяговое усилие вплоть до предельного по сцеплению. Поэтому межосевой блокировки колес для повышения тяговых свойств не требуется.

3. Саморегулируемая механическая бесступенчатая передача импульсного типа конструктивно значительно проще и дешевле существующих конструкций автоматических трансмиссий, обладает меньшими внутренними потерями мощности и имеет высокий потенциал применения в малогабаритной транспортной технике.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. POLARIS. The Way Out. 2003 ATV. Universal Owner's Manual for Vehicle Maintenance and Safety // Polaris Industries Inc. Copyright 2002. P. 153.
2. Arctic Cat Service Manual for the 2012 Arctic Cat XC 450i ATV // Product Service and Warranty Department Arctic Cat Inc. Copyright 2011. P. 123.
3. George Constantinesco: Inertial Transmission,
4. <http://www.rexresearch.com/constran/1constran.htm>.
5. Благонравов А.А. Механические бесступенчатые передачи. Екатеринбург: Изд-во УрО РАН, 2004. 203 с.



6. Благонравов А.А., Худорожков С.И. Динамика механической бесступенчатой передачи // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2002. № 6. С. 19–24.
7. Патент РФ №2252351. Механическая саморегулируемая бесступенчатая передача / Худорожков С.И. Приоритет 20.05.2005.
8. Благонравов А.А., Худорожков С.И. Динамическая характеристика саморегулируемой механической бесступенчатой передачи / Материалы Всероссийской научно-практической конференции «Редукторостроение России: состояние, проблемы, перспективы». СПб., 2003. С. 192–194.
9. Благонравов А.А., Ревняков Е.Н. Механическая бесступенчатая передача импульсного типа // Автомобильная промышленность. 2007. №5. С. 11–14.
10. Худорожков С.И. Компьютерное моделирование динамики импульсной передачи с упругим звеном // Межвузовский сборник научных трудов «Бесступенчатые передачи и механизмы свободного хода». Калининград, 2001. С. 142–148.
11. Благонравов А.А., Худорожков С.И. Внешняя характеристика многопоточной бесступенчатой передачи с упругими звеньями // Сборник кратких сообщений «XXII Российской школа по проблемам науки и технологий». Екатеринбург, 2002. С. 82–84.
12. Lester W.T. Infinitely Variable Transmission Utilizing Oscillating Torque. <http://ebookbrowse.com/ininitely-variable-transmission-utilizing-oscillating-torque-doc-d420263879>.
13. Патент РФ №2373441. Механизм свободного хода / Худорожков С.И. Приоритет 20.11.2009.
14. Худорожков С.И. Теория и системы автоматического управления. Анализ и синтез САУ транспортных систем в среде Simulink: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. 110 с.
15. Худорожков С.И. Теория и системы автоматического управления. Построение характеристик САУ в среде Simulink: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. 53 с.
16. Худорожков С.И. Теория и системы автоматического управления. Анализ и синтез в среде Simulink. Библиотека стандартных блоков: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. 90 с.

REFERENCES

1. POLARIS. The Way Out. 2003 ATV. Universal Owner's Manual for Vehicle Maintenance and Safety. *Polaris Industries Inc. Copyright* 2002. P. 153.
2. Arctic Cat Service Manual for the 2012 Arctic Cat XC 450i ATV. *Product Service and Warranty Department Arctic Cat Inc. Copyright*. 2011. P. 123.
3. Constantinesco George: Inertial Transmission,
4. <http://www.rexresearch.com/constran/Iconstran.htm>.
5. Blagonravov A.A. Mekhanicheskiye besstupenchatyye peredachi.[Mechanical continuously variable transmission]. Yekaterinburg: Izd-vo UrO brunch of RAS. 2004. P. 203 (rus.).
6. Blagonravov A.A., Khudorozhkov S.I. Dinamika mekhanicheskoy besstupenchatoy peredachi [Dynamics of the Mechanical continuously variable transmission]. *Problems of mechanical engineering and reliability of machines*. 2002. № 6. S. 19–24. (rus.).
7. Patent RF №2252351. Mekhanicheskaya samoreguliruyemaya besstupenchataya peredacha [Mechanical self-regulated continuously variable transmission] / Khudorozhkov S.I. Priority 20.05.2005.
8. Blagonravov A.A., Khudorozhkov S.I. Dinamicheskaya kharakteristika samoreguliruyemoy mekhanicheskoy besstupenchatoy peredachi [Dynamic response of self-regulating mechanical continuously variable transmission]. *Materials of all-Russian scientific-practical conference «Reducer building Russia: status, problems, prospects»*. SPb: 2003, S.192–194. (rus.).
9. Blagonravov A.A., Revnyakov Ye.N. Mekhanicheskaya besstupenchataya peredacha impulsnogo tipa [mechanical stepless pulse type transmission]. *Automotive*. 2007. №5. S. 11–14. (rus.).
10. Khudorozhkov S.I. Kompyuternoye modelirovaniye dinamiki impulsnoy peredachi s uprugim zvenom [Computer simulation of the dynamics of pulse transmission with an elastic links]. *Interuniversity collection of scientific works «Continuously variable transmission and the mechanisms of free running»*. Kaliningrad. 2001. S. 142–148.
11. Blagonravov A.A., Khudorozhkov S.I. Vneshnyaya kharakteristika mnogopotochnoy besstupenchatoy peredachi s uprugimi zvenyami [External characteristics of multithreaded continuously variable transmission with an elastic links]. *Collection of short messages «XXII Russian school on science and technology»*. Yekaterinburg. 2002. S. 82–84.
12. Lester W.T. Infinitely Variable Transmission Utilizing Oscillating Torque. <http://ebookbrowse.com/ininitely-variable-transmission-utilizing-oscillating-torque-doc-d420263879>.
13. Patent RF №2373441. Mekhanizm svobodnogo khoda [Mechanism of freewheeling] / Khudorozhkov S.I. Priority 20.11.2009.
14. Khudorozhkov S.I. Teoriya i sistemy avtomaticheskogo upravleniya. Analiz i sintez SAU transportnykh sistem v srede Simulink: ucheb. posobiye. [Theory and automatic control systems. Analysis and synthesis of ACS transport systems in Simulink: proc. allowance]. SPb.: Publishing house of the Polytechnic University, 2014. S. 110. (rus.).

15. **Khudorozhkov S.I.** Teoriya i sistemy avtomaticheskogo upravleniya. Postroyeniye kharakteristik SAU v srede Simulink: ucheb. posobiye. [Theory and automatic control systems. The construction of ACS characteristics in Simulink environment: proc. allowance.] SPb.: Publishing house of the Polytechnic University, 2014. S. 53.

16. **Khudorozhkov S.I.** Teoriya i sistemy avtomaticheskogo upravleniya. Analiz i sintez v srede Simulink. Biblioteka standartnykh blokov: ucheb. posobiye. [Theory and automatic control systems. Analysis and synthesis in Simulink environment. Library of standart blocks:proc. allowance]. SPb.: Publishing house of the Polytechnic University, 2013. 90 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ХУДОРОЖКОВ Сергей Иванович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: xcu-55s@mail.ru

HOODOROZHKOV Sergey I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: xcu-55@mail.ru

ЗАХЛЕБАЕВ Евгений Анатольевич – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: e-zakhlebaev@polytechncm.com

ZACHLEBAEV Evgenii A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: e-zakhlebaev@polytechncm.com



DOI 10.5862/JEST.231.17

УДК 625.7/8.002

А.Я. Башкарев, Д.В. Мусияко, Р.А. Расулов

КОМПОНОВКА САМОХОДНЫХ ВИБРАЦИОННЫХ УПЛОТНИТЕЛЕЙ

Al.Ya. Bashkarev, D.V. Musiako, R.A. Rasulov

ARRANGEMENT OF VIBRATING COMPACTORS

Рассматривается задача перемещения вибрационных уплотнителей с вибраторами ненаправленного действия. Предложена методика их компоновки с использованием специального дополнительного пригруза. Разработан алгоритм компьютерного расчета массы пригруза и координат его расположения. Выполнены расчеты для экспериментального комбинированного уплотнителя, включающего плиту и валик.

ВИБРАЦИОННОЕ ПЕРЕМЕЩЕНИЕ; УПЛОТНИТЕЛИ; ПЛИТА; ВАЛЕЦ; КОМПОНОВКА.

The present article considers the current problem of vibrating compactor motion with non-directional vibrators. As a result, a technique for arranging vibrating compactors with additional specially designed weight was developed. It was proved for this innovative model that the additional weight makes the construction much easier in terms of assemblage design and calculation. This work presents an algorithm developed for calculating the mass of the additional weight and the coordinates of its position on the plate, depending on another parts of the vibrating plate compactor. An experimental vibrating plate compactor was calculated and designed, including plate and roll.

VIBRATING MOVEMENT; COMPACTOR; PLATE; ROLL; ARRANGEMENT.

Введение

Вибрационное перемещение различных материалов, изделий и механизмов стало эффективной и малозатратной частью многих технологических процессов [1, 2]. Но при всей простоте принципа передвижения его описание – достаточно сложная математическая задача из области нелинейных колебаний, что обусловлено прежде всего присутствием сил сухого трения [1, 3, 4].

Особенно большой теоретический и практический интерес представляет разрешение этой проблемы применительно к самоходным вибрационным уплотнителям. Многообразие вариантов ее постановки, с одной стороны, исключает возможность получения полного аналитического решения, а с другой стороны, при отсутствии соответствующего программного обеспечения ограничивает возможность проектирования новых механизмов.

В предлагаемой работе такая задача применительно к самоходным вибрационным плитам, используемым в строительстве, в значительной мере решается с помощью комбинированного подхода.

Принципы передвижение вибрационных плит

Наиболее эффективным и распространенным средством уплотнения грунтов и различных бетонов стали вибрационные машины различных конструкций, которые разделяются на две группы: глубинные и поверхностные. Первые находят широкое применение при уплотнении больших объемов цементно-бетонных смесей, например при гидротехническом строительстве. Поверхностные вибрационные машины применяются для уплотнения небольших по толщине грунтовых и щебеночных слоев или бетонных смесей. Наиболее крупномасштабное их применение имеет место в дорожном строительстве.



Поверхностные вибрационные механизмы разделяются на катки и плиты. Вибрационные катки имеют достаточно большую массу, поэтому чаще всего их создают со специальным приводом передвижения. Для уплотнения грунтов в дорожном строительстве иногда применяют пристенные особо тяжелые катки [5–7].

Вальцы катков имеют небольшую площадь контакта с поверхностью уплотняемого материала, благодаря чему катки обеспечивают по сравнению с плитами большие давления, что дает возможность обеспечивать высокие степени уплотнения. Но при этом маленькая площадь контакта ограничивает глубину уплотнения.

В отличие от катков, вибрационные плиты уплотняют материал на большую глубину, но при меньшей степени уплотнения. Чтобы улучшить эффект уплотнения, на плитах устанавливают вибраторы с большой возбуждающей силой, которая, как правило, на порядок превышает массу самого уплотнителя. Устанавливать на катки вибраторы с таким же соотношением возбуждающей силы и массы не имеет смысла [8].

Большие преимущества вибрационных плит — простота их конструкции, малая металлоемкость и низкая стоимость. Благодаря этому они находят широкое применение в строительстве для выполнения небольших объемов работ, особенно если места работы оказываются удаленными друг от друга [8–10]. По поверхности уплотняемого материала вибрационные плиты передвигаются только за счет возбуждающей силы вибратора, что значительно упрощает их устройство. Такие уплотнители выпускаются

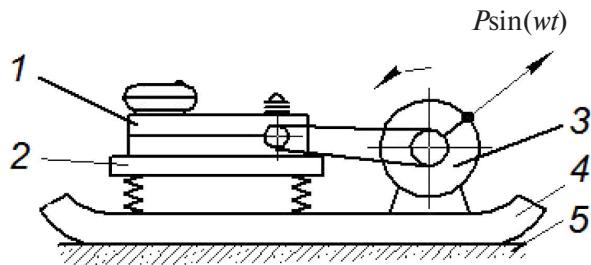


Рис. 2. Виброуплотнитель с вибратором ненаправленного действия: 1 – приводной двигатель; 2 – подрессоренная рама; 3 – вибратор ненаправленного действия; 4 – рабочая плита; 5 – уплотняемый материал

многими фирмами (в мире их насчитывается более десятка).

Первоначально считалось, что самоходные уплотнители можно создавать только с так называемыми вибраторами направленного действия, возбуждающая сила которых направлена под углом к горизонту (рис. 1). При этом у плиты на какое-то время полностью утрачивается контакт с уплотняемым материалом. Чем больше величина возбуждающей силы вибратора по отношению к весу, тем продолжительнее этот отрыв. В результате уплотнители сползали вниз даже на незначительных уклонах.

В 1964 году на первой международной технической выставке в Москве, которая была посвящена строительной технике, впервые были представлены самоходные вибрационные плиты немецкого производства с вибраторами ненаправленного действия. Вибратор у них располагался не посередине уплотнителя, а был смешен к передней кромке плиты (рис. 2). Стало понятным, что для создания эффекта самостоятельного передвижения уплотнителя место расположения вибратора имеет большое значение. Различными зарубежными фирмами выпускаются многие десятки типоразмеров самоходных вибрационных плит, 95 % из которых создаются с вибраторами ненаправленного действия. Однако до последнего времени, несмотря на их явное преимущество с точки зрения простоты конструкции и устойчивости на поверхности уплотняемого материала, математической модели их передвижения не было.

Очевидно, из-за того, что относительно несложно опытным путем найти место расположения вибратора на простом по конструкции

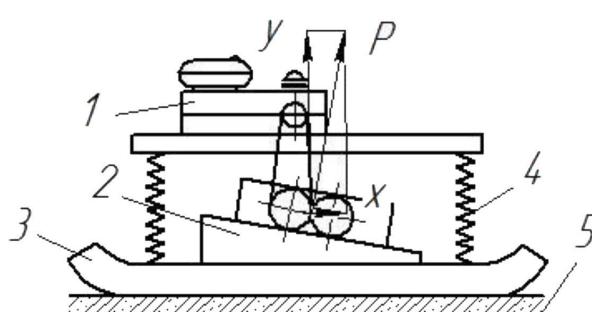


Рис. 1. Виброуплотнитель с вибратором ненаправленного действия: 1 – приводной двигатель; 2 – подрессоренная рама; 3 – вибратор ненаправленного действия; 4 – рабочая плита; 5 – уплотняемый материал

уплотнителе все производители этим и ограничивались. Но такой подход явно сдерживает совершенствование современных малогабаритных вибрационных уплотнителей, потребность в которых (в условиях расширения объемов малоэтажного строительства, ремонта дорожных покрытий, увеличения паркового строительства и т.д.) непрерывно возрастает.

Комбинированный вибрационный уплотнитель

В 2014 году А.Я. Башкаревым, Д.В. Мусияко и В.С. Пешковым [12] были опубликованы работы, в которых предложено создавать поверхностный уплотнитель в виде комбинации шарнирно соединенных плиты и вальца, расположенного за плитой и выполняющего роль его задней кромки (рис. 3).

Аналитическим путем были получены математические зависимости, описывающие условия, при выполнении которых такой уплотнитель сможет самостоятельно передвигаться. Кстати, в тех же работах представлены и математические выражения, применимые для расчета вибрационных плит традиционной конструкции.

Применительно к предложенной схеме «плита–валец» они записываются следующим образом:

$$P < \frac{G + G_1}{2i};$$

где G – общий вес уплотнителя.

При получении представленных зависимостей были поставлены условия, чтобы вальц не отрывался от уплотняемой поверхности, благодаря чему уплотнитель будет всегда иметь необходимый контакт с нею, что удержит его от сползания на уклонах. При этом давление под ним будет изменяться с частотой работы вибратора. Следовательно, как отмечено выше, он также будет участвовать в процессе уплотнения, но в режиме вибрирования, а не вибрационного трамбования, как плита. При малом пятне контакта с уплотняемой поверхностью имеют место достаточно высокие давления, что способствует эффективному действию вальца.

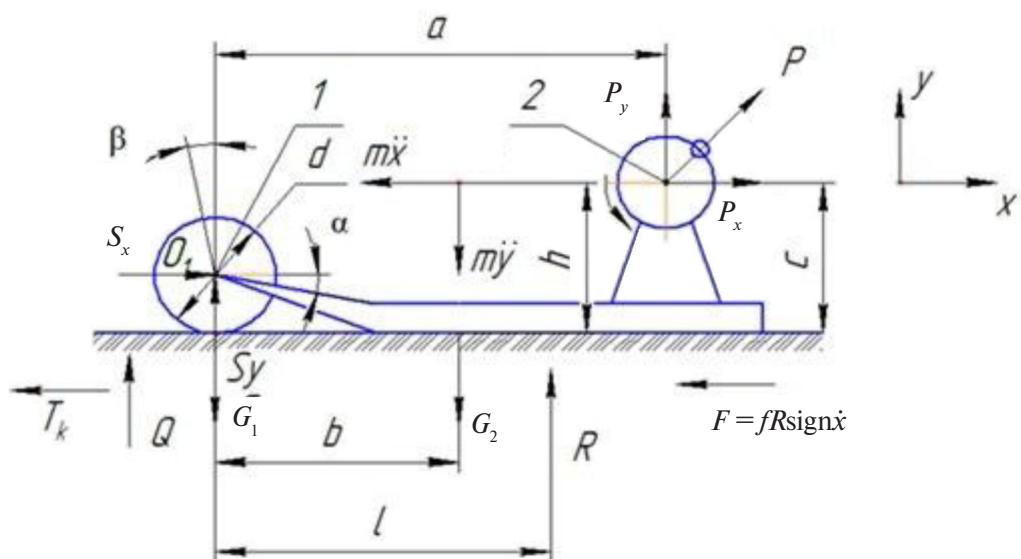


Рис. 3. Схема сил, действующих на комбинированный вибрационный уплотнитель: G_1 – вес вальца; G_2 – вес выбирирующей рамы с вибратором; O_1 – центр вальца; O_2 – центр инерции вибратора; S_x и S_y – реакции в точке крепления оси вальца к раме; Q – реакция под вальцом со стороны опорной поверхности; T_k – сила сопротивления перекатыванию вальца; α – угол отклонения рамы относительно оси вальца; β – угол поворота вальца; f – коэффициент трения скольжения; μ – коэффициент сопротивления качению



Кроме того, наличие вальца облегчает его перемещение по рабочей площадке в нерабочем состоянии.

Алгоритм проектирования комбинированного уплотнителя

Решая задачу расположения узлов уплотнителя, таких, как вибратор, приводной двигатель, подпрессоренная рама двигателя, уплотняющая плита, вальцы (если они применяются), проектировщик должен выполнять условия прочности конструкции, компактности, эргономики и т. п., одновременно удовлетворяя и условиям вибрационного перемещения. Добиться этого можно, применяя специальный груз, установленный на уплотнителе в определенной точке, координаты которой зависят от массы того же груза. В данной работе предлагается один из возможных вариантов алгоритма решения этой задачи.

В качестве начального условия можно принять соотношение возбуждающей силы и общего веса уплотнителя, которое у выпускаемых в настоящее время вибрационных плит находится в диапазоне от 16 до 24. С увеличением веса оно уменьшается. На рис. 4 приведен график результатов статистической обработки параметров вибрационных плит наиболее известных производителей. От соотношения возбуждающей силы и веса уплотнителя зависит эффект уплотнения [5], поэтому этот параметр и должен быть положен в основу проектирования.

Общий вес уплотнителя определяется как сумма весов всех его частей: приводного двигателя; вибратора с подпрессоренной рамой, защищающей его от вибрации; металлоконструкции рабочей (уплотняющей) плиты со всеми дополнительными устройствами для установки

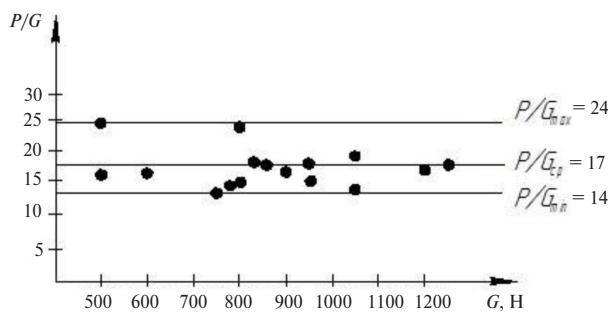


Рис. 4. Отношение возбуждающей силы P вибратора к весу G виброплиты

вибратора, амортизаторов и вальцов, если уплотнитель комбинированный.

Исходя из мощности применяемого двигателя и тех же статистических данных можно выбрать величину возбуждающей силы вибратора и по имеющимся опубликованным данным установить значение его веса. Вес остальных узлов и расположение их центров инерции определяются конструктивными размерами и условиями прочности.

Таким образом, можно считать, что массы и расположение их центров инерции на данном этапе проектирования известны. Известны и их координаты относительно расположения той контактной кромки уплотнителя, которая не должна отрываться от уплотняемой поверхности. Если разделить возбуждающую силу вибратора на величину отношения ее к весу уплотнителя (учитывая результаты статистической обработки, приведенные выше), например на 14, то определится рекомендуемый вес уплотнителя при заданной мощности двигателя. Вычтя из него суммарный вес перечисленных выше узлов, можно получить соответствующий вес дополнительного груза; вблизи этого значения и целесообразно искать его окончательную величину. Остается определить место расположения дополнительного груза.

Для создания соответствующей компьютерной программы необходимо построить алгоритм решения этой задачи.

Такой алгоритм разработан. Он изображен на рис. 5.

По предполагаемому алгоритму была создана компьютерная программа на языке С++, с помощью которой проведен расчет для опытного образца уплотнителя с вальцем при следующих значениях его масс и геометрических размеров: вес вальца $G_1 = 440$ Н; вес вибратора $G_2 = 270$ Н; вес подпрессоренного двигателя $G_3 = 260$ Н; вес плиты $G_4 = 300$ Н; возбуждающая сила вибратора $P = 13500$ Н; диаметр вальца $d = 0,3$ м; расстояние между осью вальца и осью вибратора $a = 0,6$ м; высота плиты $h = 0,06$ м; высота центра тяжести плиты $c_p = 0,015$ м; расстояние между осью вальца и центром тяжести плиты $a_p = 0,45$ м; расстояние между осью вальца и центром тяжести двигателя $e = 0,35$ м.

При параметрах, обеспечивающих выполнение условий, получается следующий результат: высота места расположения пригруза $y = 0,4$ м; расстояние между осью вальца и центром тяже-

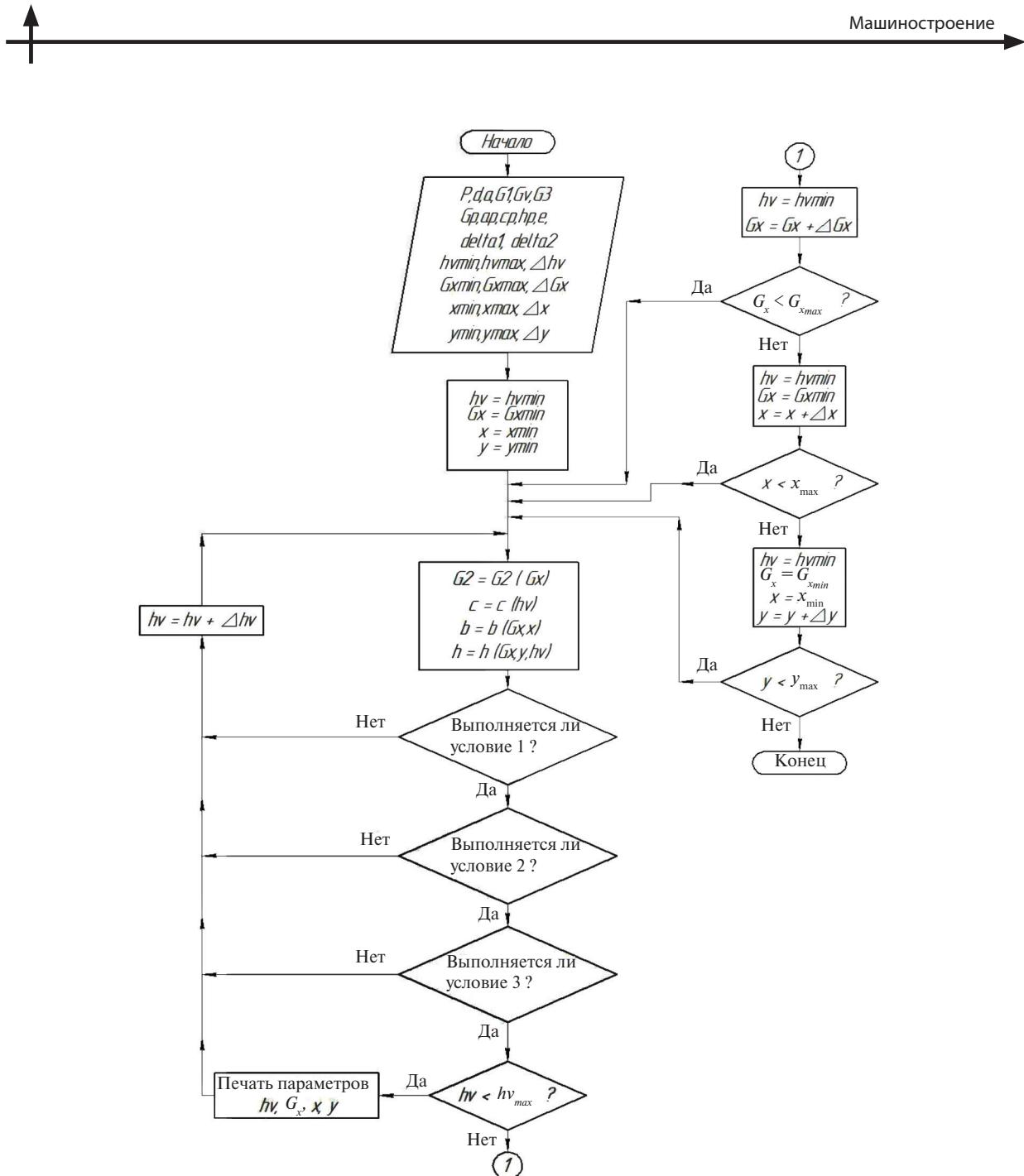


Рис. 5. Алгоритм решения задачи определения координат расположения вибратора

сти пригруза $x = 0,4$ м; вес пригруза $G = 150$ Н и высота центра тяжести вибратора $h_v = 0,1$ м.

Основные выводы

На основе результатов статистической обработки выпускаемых в настоящее время вибрационных плит и выявленных аналитическим путем математических зависимостей разработана методика компоновки основных узлов комбинированного уплотнителя дорожных покры-

тий, состоящего из вибрационной плиты и шарнирно присоединенного к ней вальца.

Показано, что проектирование предлагаемого уплотнителя значительно упрощается, если в его конструкцию включить дополнительный пригруз, расположение и масса которого зависят от веса основных узлов.

Создан алгоритм и представлен пример расчета необходимой массы пригруза и координаты его расположения в общей конструкции вибрационного уплотнителя.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Блехман И.И., Джанилидзе Г.Ю.** Вибрационное перемещение, М.: Наука, 1964, 410 с.
2. **Варганов С.А., Андреев Г.С.** Машины для уплотнения грунтов и дорожно-строительных материалов. М.: Машиностроение, 1981. 420 с.
3. **Баркан Д.Д.** Виброметод в строительстве. М.: Госстройиздат, 1959.
4. **Кузьмичев В.А.** Основы проектирования вибрационного оборудования. СПб.: Лань, 2014, 208 с.
5. **Хархута Н.Я.** Машины для уплотнения грунтов. Л.: Машиностроение, 1973. 176 с.
6. **Баркан Д.Д., Шехтер О.Я.** Теория поверхностного уплотнения грунта // Тр НИИ оснований и подземных сооружений. 1961. Сб. №51.
7. **Савельев С.В., Лашко А.Г.** Расширение возможностей эффективного уплотнения строительных материалов // Вестник Сибирской государственной автомобильно-дорожной академии. Омск. 2009. Вып. 3(13). С. 18–21.
8. Вибрационные катки и виброплиты, выпускаемые фирмами ФРГ / НИИ информации Стройгорммунмаш. М., 1967.
9. **Носов С.В.** Пути повышения эффективности уплотнения асфальтобетонных смесей и грунтов в дорожном строительстве на современном этапе // Известия вузов. Строительство. 2013. № 6. С. 91–96.
10. **Васюков Л.С.** Виброплиты для уплотнения грунтов // Научно-техническая конференция по вибротехнике. Волгоград, 1967.
11. **Маслов А.Г., Пономар В.М.** Вибрационные машины и процессы в дорожном строительстве. Киев: Будивельник, 1985. 128 с.
12. **Башкарев А.Я., Мусиенко Д.В., Пешков В.С.** Вибрационное перемещение поверхностного уплотнителя // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №1(166). С. 175–178.

REFERENCES

1. **Blekhman I.I., Dzhanilidze G.Yu.** Vibratsionnoye peremeshcheniye. [Vibrational motion]. Moscow: Nauka, 1964. 410 p. (rus)
2. **Varganov S.A., Andreyev G.S.** Mashiny dlya uplotneniya gruntov i dorozhno-stroitelnykh materialov. [Machines for ground and road building materials compaction]. Moscow: Mashinostroyeniye, 1981. 420 p. (rus)
3. **Barkan D.D.** Vibrometod v stroitelstve. [Vibrational method in construction activities]. Moscow: Gosstroyizdat Publ., 1959. (rus)
4. **Kuzmichev V.A.** Osnovy proyektirovaniya vibratsionnogo oborudovaniya. [Basics of vibration equipment design]. St. Petersburg: Lan'Publ., 2014. 208 p. (rus)
5. **Kharkhuta N.Ya.** Mashiny dlya uplotneniya gruntov. [Machines for ground compaction]. Leningrad: Mashinostroyeniye, 1973. 176 p. (rus)
6. **Barkan D.D., Shekhter O.Ya.** Teoriya poverkhnostnogo uplotneniya grunta. [The theory of surface ground compaction]. Tr. NII Osnovaniy i podzemnykh sooruzheniy (NIIOSP). Moscow. 1961. № 51. (rus)
7. **Savelyev S.V., Lashko A.G.** Rasshireniye vozmozhnostey effektivnogo uplotneniya stroitelnykh materialov. [Capability enhancement of effective road building materials compaction]. Vestnik Sibirskoy gosudarstvennoy avtomobilno-dorozhnoy akademii (SIBADI). Omsk. 2009. № 3(13). S. 18–21. (rus)
8. Vibratsionnyye katki i vibroplity, vypuskayemye firmami FRG. [Vibrating rollers and plate compactors, manufactured by Federal Republic of Germany] / NII informatsii Stroygorkommunmash. Moscow, 1967. (rus)
9. **Nosov S.V.** Puti povysheniya effektivnosti uplotneniya asfaltobetonnykh smesey i gruntov v dorozhnom stroitelstve na sovremennom etape. [Ways to improve the efficiency of asphalt concrete mixtures and ground compaction for road construction at the present stage]. Izvestiya vuzov. Stroitelstvo. Novosibirsk. 2013. №. 6. S. 91–96. (rus)
10. **Vasyukov L.S.** Vibroplity dlya uplotneniya gruntov. [Plate compactors for ground compaction]. Nauchno-tehnicheskaya konferentsiya po vibrotehnike. Volgograd. 1967. (rus)
11. **Maslov A.G., Ponomar V.M.** Vibratsionnyye mashiny i protsessy v dorozhnom stroitelstve. [Vibrating machines and processes in road building]. Kiyev: Budivelnik, 1985. 128 p. (ua)
12. **Bashkarev A.Ya., Musiako D.V., Peshkov V.S.** Vibratsionnoye peremeshcheniye poverkhnostnogo uplotnitelya. [Oscillatory motion of the plate compactor]. Nauchno-tehnicheskie vedomosti SPbGPU. 2013. № 1(166). S. 175–178. (rus)



СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

МУСИЯКО Дмитрий Валентинович – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: Musiyako@gmail.com

MUSIIAKO Dmitrii V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: Musiyako@gmail.com

БАШКАРЕВ Альберт Яковлевич – доктор технических наук профессор, советник при ректорате Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: bashkarev@spbstu.ru

BASHKAREV Albert B. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: bashkarev@spbstu.ru

РАСУЛОВ Руслан Аликович – компания «Шлюмберже Лоджелко Инк», 461050, Оренбургская область, г.Бузулук, ул.Московская, д.10 а, E-mail: Ruslan.alikovich@gmail.ru

RASULOV Ruslan A. – Company «Schlumberger». ul. Moskovskaya, d. 10 A, g. Buzuluk, Ozenburgskaya oblast, 461050, Russia.

DOI 10.5862/JEST.231.18

УДК 625.032.432

Я.О. Кузьмицкий, Д.В. Шевченко, А.К. Беляев

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПЕРЕКАТЫВАНИЯ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО КОЛЕСА ЧЕРЕЗ СТЫК РЕЛЬСОВ

Yar.O. Kuzmitskiy, D.V. Shevchenko, A.K. Belyaev

FINITE-ELEMENT MODELING OF THE PROCESS OF ROLLING THE RAILWAY WHEEL OVER THE RAIL JOINT

В статье выполнено моделирование процесса перекатывания железнодорожного колеса через стык рельсов с помощью метода конечных элементов и показано, что этот процесс может приводить к образованию выщербин на поверхности катания колеса. Построен график зависимости от времени максимальных эквивалентных напряжений в зоне контакта системы «колесо—рельс» при перекатывании через стык рельсов. Также была получена зависимость максимальных эквивалентных напряжений от величины зазора между рельсами. На основе этих данных показано, что для уменьшения вероятности образования выщербин необходимы тщательная проверка поверхности катания колеса на наличие дефектов и контроль величины зазора между рельсами на всех участках железнодорожной дороги.

ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОЕ КОЛЕСО; КОЛЕСНАЯ ПАРА; ПОВРЕЖДЕНИЕ ОБОДА; ВЫЩЕРБИНА; СТЫК РЕЛЬСОВ.

This paper is dedicated to the simulation of the process of rolling a railway wheel over a rail joint using the finite-element method. The possibility of dent generation due to this process is demonstrated. The dependence of maximum equivalent stress in the contact zone of the wheel-rail system versus time during the rolling over the rail joint has been plotted. The dependence of maximum equivalent stress on the gap between the rails has also been obtained. It has been shown that accurate checking of the wheel- rolling surface and control of the value of the gap between the rails on all parts of the railway is necessary for reducing the possibility of dent generation.

RAILWAY WHEEL; WHEEL PAIR; BAND DAMAGE; DENT; RAIL JOINT.

Введение

Колесная пара – основной элемент ходовой части подвижного состава железной дороги. Кроме того, она – одна из наиболее нагруженных и, как следствие, наиболее ответственных составляющих конструкции подвижного состава.

Одной из главных особенностей колесной пары можно считать то, что у железнодорожного состава нет никакого резерва, который мог бы даже на некоторое время взять на себя несущую функцию колеса при его поломке. В связи с этим необходимо обеспечить повышенную прочность

и надежность железнодорожных колес при их конструировании.

Повреждение обода – самая частая причина преждевременного выхода из эксплуатации колеса вагона. По происхождению виды повреждений принято делить на износные (трещина, прокат, тонкий гребень, остроконечный накат, подрез гребня и т. д.) и тормозные дефекты (ползуны, навары, кольцевые выработки и т. д.). Отдельный вид повреждения обода, нарушающий целостность поверхности катания колеса, – образование выщербин, т.е. выкрашивание кусочков металла на поверхности катания колеса,



Статистика причин обточек вагонных колесных пар, %

Причины обточки	Доля, %, в общем числе обточек в разные годы											
	2000	2001	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011
Выщербины	31,3	35,1	35,1	35,5	36,9	37,4	38,7	38,9	38,8	39,2	39,5	39,8
Ползуны	20,3	21,5	15,8	15,6	14,5	14,3	15,0	14,9	14,8	14,5	14,4	14,5
Навары	4,2	4,7	5,3	4,3	4,2	4,2	3,8	3,8	3,6	3,7	3,6	3,4
Кольцевые выработки	0,4	0,6	1,9	2,0	2,2	2,3	2,1	2,2	2,3	2,2	2,3	2,2
Тонкий гребень	30,0	24,4	26,7	28,2	28,0	28,0	27,5	26,9	27,4	27,1	27,0	27,1
Подрез гребня	3,9	4,5	5,4	4,8	5,1	4,9	4,4	4,5	4,4	4,4	4,5	4,4
Остроконечный накат	4,8	4,6	4,8	4,9	4,8	4,4	4,1	4,3	4,2	4,3	4,1	4,2
Прокат	1,9	1,6	2,3	1,9	1,5	1,5	1,3	1,3	1,3	1,2	1,2	1,3
Неравномерный прокат	1,3	1,3	1,2	1,1	1,1	1,1	1,2	1,2	1,1	1,1	1,2	1,1
Прочие	1,9	1,7	1,5	1,7	1,7	1,9	1,9	2,0	2,1	2,3	2,2	2,0
Итого	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0

происходящее, например, вследствие воздействия высоких температур или каких-либо структурных дефектов металла.

Когда один из типов дефекта достигает критического значения, колесная пара подвергается обточке для устранения последствий износа или заменяется [1, 2]. Стоит отметить, что появление ненормативного дефекта на одном колесе ведет к необходимости обтачивать обе колесные пары тележки, поскольку согласно экспериментам перекос колесных пар приводит к значительному возрастанию интенсивности механического износа и увеличению до 20 % сил сопротивления движению [3]. Кроме того, утонение обода за счет обточки колеса приводит к существенному увеличению напряжений в ободе колеса [4], что может значительно снизить ресурс колесной пары.

Статистика причин обточек вагонных колесных пар с 2000 по 2011 год приведена в таблице (в % от общего числа обточек).

Как видно из приведенной статистики, наибольший процент дефектов, приводящих к обточке колес, приходится на выщербины. Причем в последние годы эта величина только увеличивалась (с 31,3 до 39,8 %). Таким образом, существует необходимость определить эксплуатационные факторы, приводящие к возникновению выщербин, а также непосредственно изучить процессы их возникновения.

Выщербинообразование

Выщербиной называется выкрашивание кусочков металла на поверхности катания колеса

из-за наличия дефекта, а также вследствие сильных ударных воздействий на колесо при движении поезда (рис. 1). Процесс выщербинообразования имеет контактно-усталостную природу и представляет собой возникновение и распространение трещин.

Выщербины по способу образования можно разделить на три типа:

образующиеся вследствие трения колеса о рельс в процессе торможения;

образующиеся вследствие трения тормозной колодки о колесо в процессе торможения;

образующиеся в результате высоких и часто повторяющихся механических нагрузок в области контакта колеса с рельсом.

Первый тип выщербин связан с появлением тормозных дефектов на поверхности катания из-за процессов, происходящих в области контакта системы «колесо—рельс». Когда колесо проскальзывает по рельсу (идет «юзом») даже с малой относительной скоростью, энергия трения, выделяющаяся в месте скольжения, переходит в тепло, за счет чего температура контактного слоя значительно возрастает. Вследствие этого поверхность колеса претерпевает структурное превращение, сопровождающееся значительным повышением твердости и хрупкости поверхностного слоя [5]. Сталь с такими свойствами легко растрескивается под действием циклических нагрузок и откалывается от поверхности колеса [6, 7].

К основным причинам образования выщербин второго типа относятся процессы, сопрово-

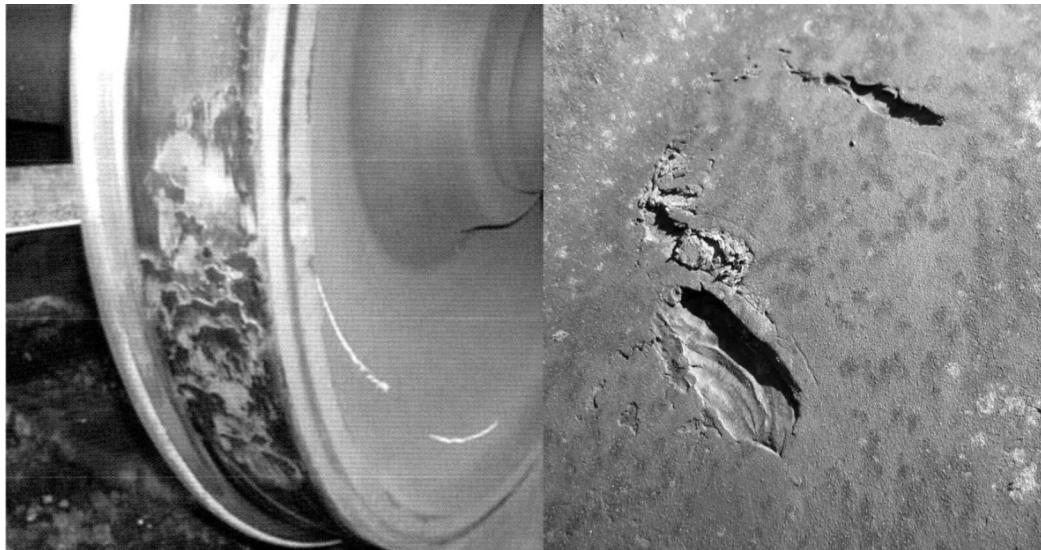


Рис. 1. Выщербины на поверхности катания железнодорожного колеса

ждающие трение тормозных колодок о поверхность катания колеса. Практически все тепло (около 95–97 %), выделяемое при торможении, рассеивается самим колесом и всего лишь 3–5 % отводится колодкой. В данном случае можно наблюдать одновременное воздействие циклически меняющихся нагрузки и температуры, приводящее к трещинообразованию в случае, если колесо обладает недостаточной циклической прочностью под действием механических и тепловых нагрузок.

Выщербины, в основе образования которых лежит возникновение и рост усталостных трещин, относятся к третьему типу. За счет воздействия многократно повторяющихся высоких нагрузок в области контакта с рельсом (например, различные ударные воздействия) происходит одновременное зарождение усталостных трещин на поверхности колеса и в местах повышенных напряжений на глубине от 2 до 6 мм от поверхности катания. При дальнейшей эксплуатации развитие трещин приводит к их объединению, а впоследствии к образованию выщербин.

Проведенные исследования [8, 9] показали, что возможными способами для повышения стойкости поверхности колеса к образованию выщербин могут быть, например, легирование стали и увеличение за счет различных термических обработок обода предела выносливости и временного сопротивления материала.

Итак, появление выщербин возможно как после большого, так и после малого пробега колесной пары. Для того чтобы избежать этого явления, необходимо провести исследования по определению основных факторов, влияющих на появление выщербин каждого типа.

Постановка задачи

В работе исследовался процесс перекатывания колеса через стык рельсов. Этот периодический процесс сопровождается радиальным ударом поверхности колеса о рельс, на который оно накатывается, а значит является причиной возникновения повышенных напряжений в контактной зоне, что может приводить к образованию выщербин третьего типа.

В соответствии с правилами укладки рельсов максимальный зазор между рельсами составляет 21 мм [10]. Тем не менее в процессе эксплуатации железной дороги возможно увеличение зазора из-за каких-либо смещений рельсов. К сожалению, на труднодоступных участках пути не всегда есть возможность заметить это вовремя, в связи с чем размер зазора в некоторых случаях может превосходить максимально допустимую величину в 1,5–2,0 раза. Поэтому при численном моделировании рассматривался зазор между рельсами от 2 до 40 мм.

Геометрическая модель системы «колесо–рельс» приведена на рис. 2. Поскольку рассматривается движение колесной пары по прямому

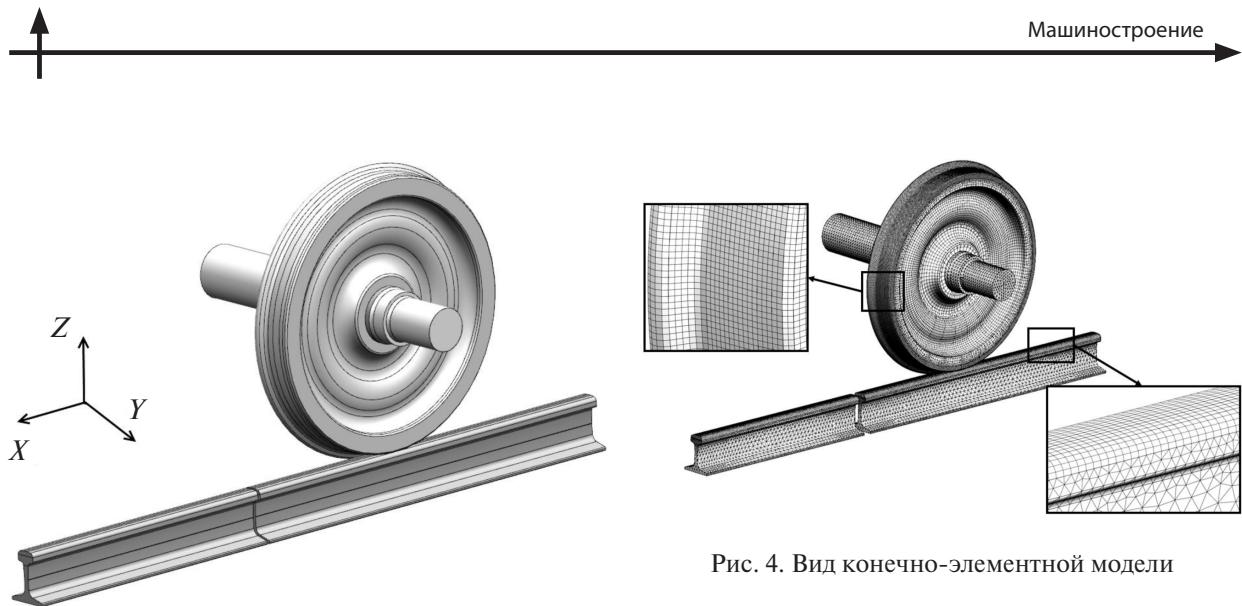


Рис. 2. Геометрическая модель системы «колесо—рельс»

участку пути, то в силу симметрии граничных условий и усилий, действующих на колесную пару, в ходе численного исследования рассматривалась половина модели.

В качестве глобальной системы координат при составлении расчетной схемы была выбрана правая декартова система. Ось OX системы координат направлена вдоль рельса, ось OY — по перек рельса, ось OZ — вертикально вверх.

В соответствии с правилами укладки железнодорожного полотна каждый стык должен быть обязательно оборудован пластииной, прижимаемой к рельсам четырьмя-шестью болтами с двух сторон, для удержания рельсов от сдвига. Однако в процессе эксплуатации может происходить расшатывание крепежных болтов, что дает краю рельса возможность смещаться в вертикальном направлении при накатывании на него колеса.

Численное исследование проводилось без учета пластины, соединяющей рельсы на стыке, в соответствии с предположением, что смещение края рельса вдоль оси OZ делает удар колеса о следующий рельс более сильным.

К расчетной модели прикладывались следующие граничные условия: запрет перемещения вдоль оси OY на поверхности симметрии оси колесной пары; запрет перемещения вдоль оси OX на торцах рельсов; полный запрет перемещений на поверхностях опирания рельсов на шпалы (рис. 3). Ширина шпал составляет 180 мм [11], расстояние между ними — 502 мм [10]. К внешней стороне оси колесной пары (в месте, соответствующем примыканию адаптера подшипника) против оси OZ приложена сила, равная 122,6 кН (определялась как одна восьмая часть веса груженого вагона общей массой 100 т).

В качестве материала колеса принималась сталь 2 ($E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа; $\nu = 0,3$; $\sigma_t \approx 700$ МПа; $\sigma_b \approx 1000$ МПа) [12], в качестве материала рельса

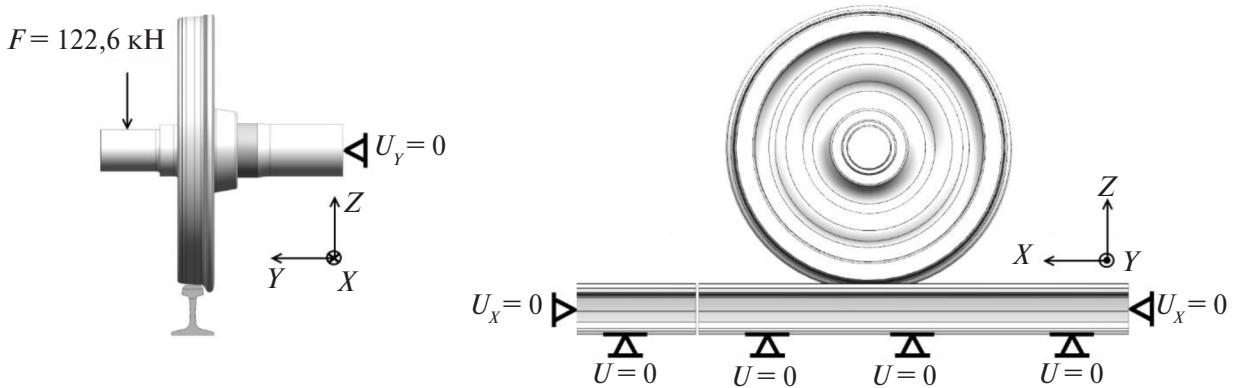


Рис. 3. Граничные условия при конечно-элементном моделировании



— сталь 76ХФ ($E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа; $\nu = 0,3$; $\sigma_t \approx 800$ МПа; $\sigma_b \approx 1180$ МПа) [13].

Параметры конечно-элементной модели. Тип используемых элементов: квадратичные гексаэдральные и квадратичные тетраэдральные. Количество элементов — 201584; количество узлов — 545461; количество степеней свободы — 1 636 383. Вид конечно-элементной модели представлен на рис. 4.

Результаты расчетных исследований

Решение задачи было произведено в упруго-пластической постановке, то есть с учетом пла-

стических свойств материалов, в программной системе конечно-элементного анализа NX NASTRAN.

На рис. 5 приведено поле напряжений в системе «колесо—рельс», а на рис. 6 — напряжения на поверхности катания колеса в пятне контакта при зазоре между рельсами 10 мм и скорости движения 90 км/ч (белым обозначены минимальные напряжения, черным — максимальные, значения приведены в МПа). Для оценки сложного напряженного состояния системы «колесо—рельс», возникающего при движении железнодорожного состава,

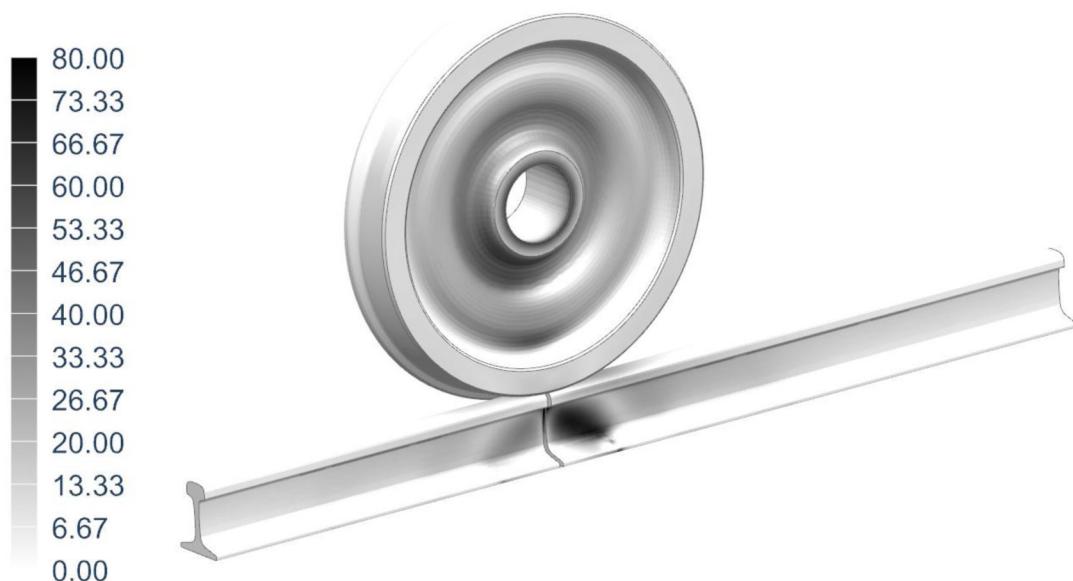


Рис. 5. Поле напряжений в системе «колесо—рельс» в момент прохождения стыка рельсов

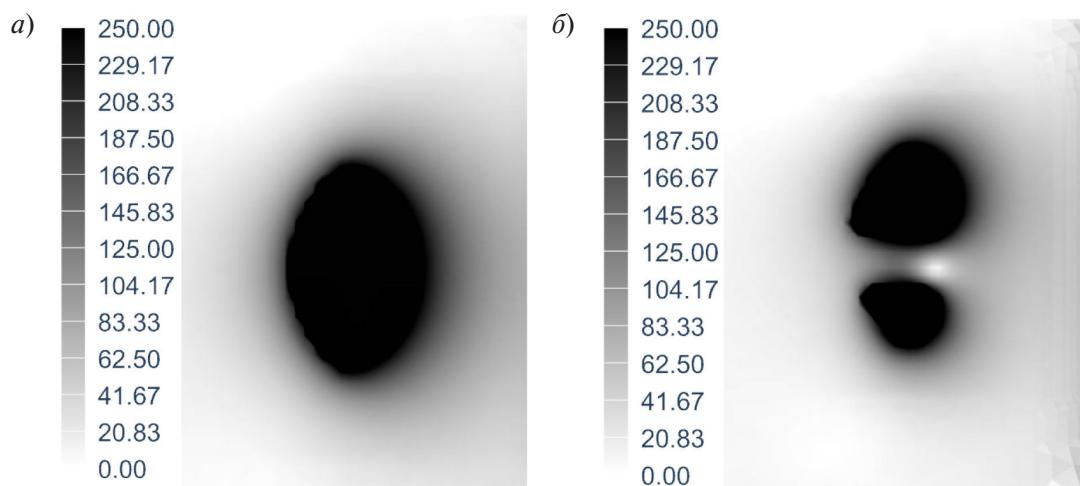


Рис. 6. Напряжения в пятне контакта на поверхности катания колеса:
а) при движении по прямому участку пути; б) в момент прохождения стыка рельсов

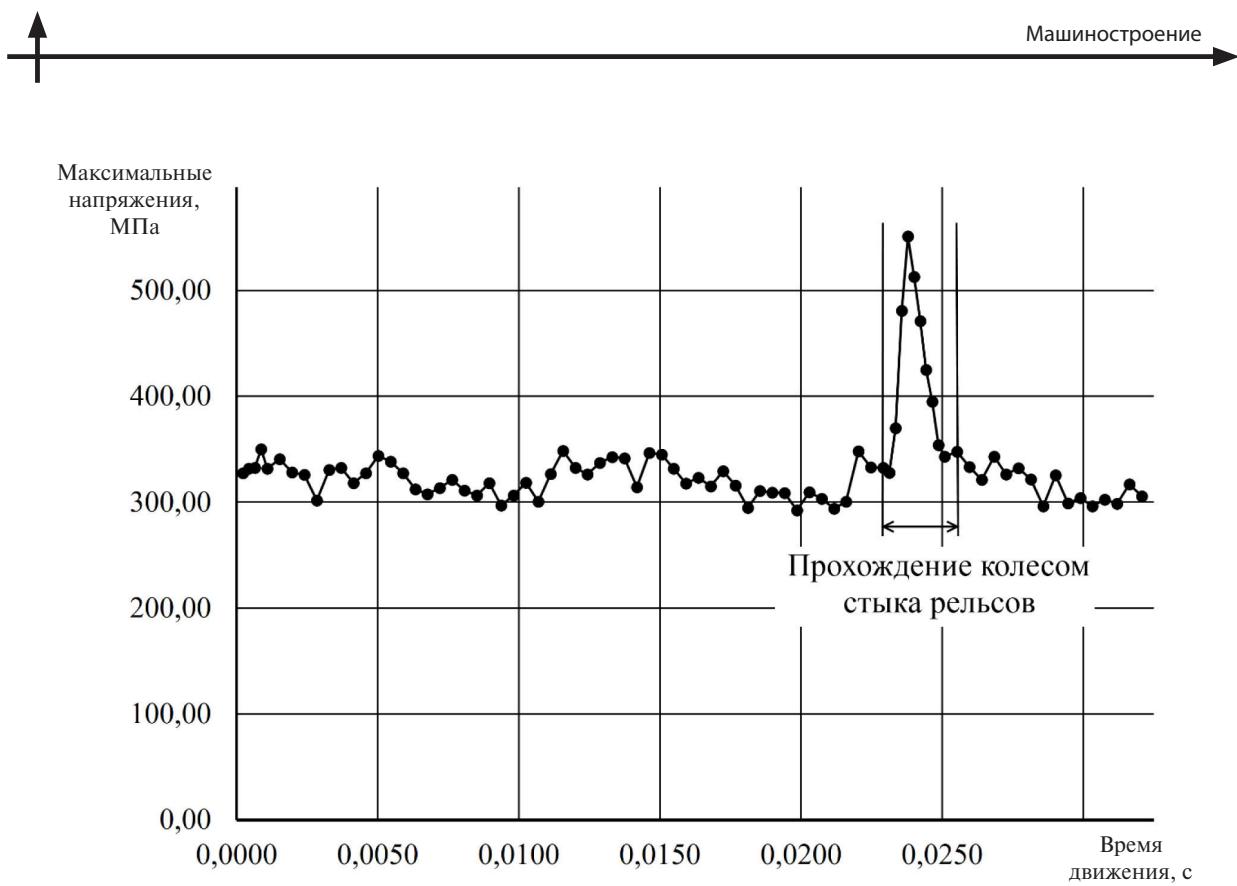


Рис. 7. Зависимость максимальных напряжений в контакте от времени

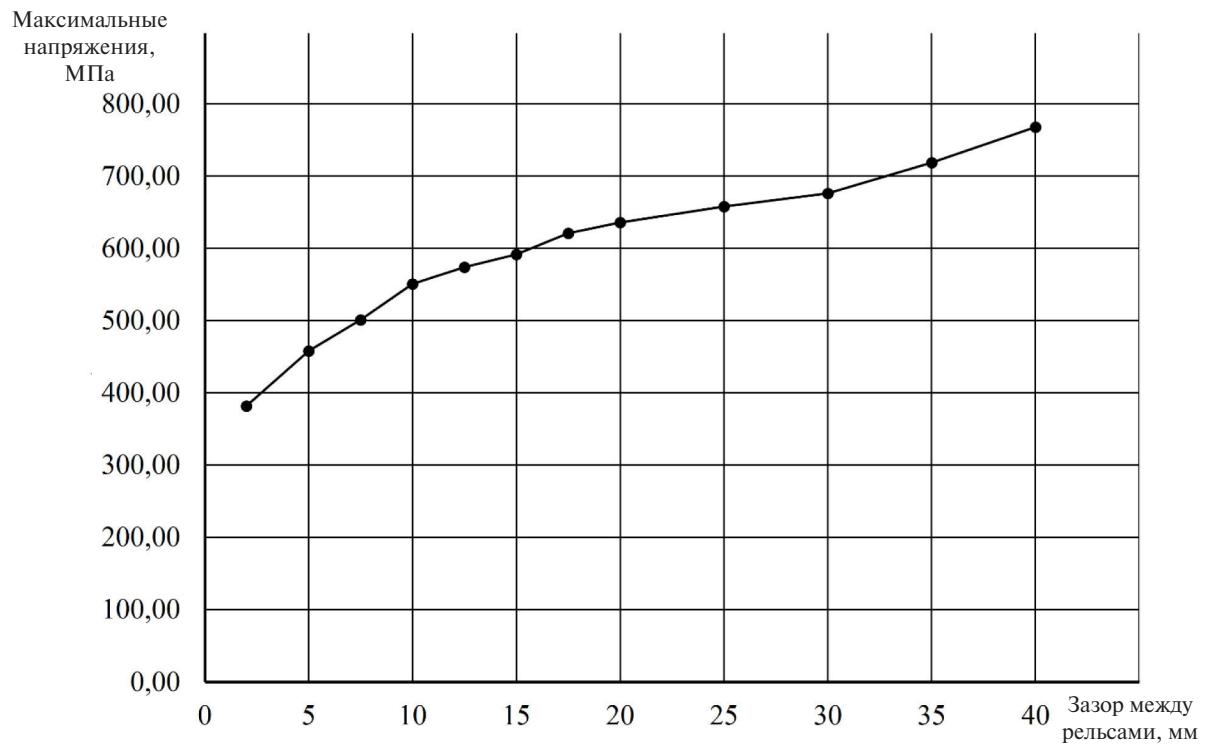


Рис. 8. Зависимость максимальных напряжений в контакте от зазора



рассматривались эквивалентные напряжения по критерию Губера–Мизеса, как наиболее точно отражающие нагруженность для сталей.

Из полученных результатов видно, что напряжения в системе «колесо–рельс» (за исключением зоны контакта) при прямолинейном движении не превосходят 80 МПа, что в несколько раз меньше предела выносливости равного 350 МПа ($\sigma_{-1} \approx 0,5\sigma_t$).

В месте контакта колеса и рельса возникает зона повышенных напряжений размером около 10×10 мм, максимальные напряжения в которой при движении по прямому участку пути составляют около 330 МПа. В момент перекатывания через стык с зазором 10 мм эта величина резко возрастает и достигает значения в 551 МПа. Причем в обоих случаях максимальные напряжения наблюдаются не на поверхности, а внутри обода колеса, на глубине около 3 мм при качении по прямому участку пути и около 2 мм при перекатывании через стык рельсов.

Зависимость максимальных напряжений в контакте от времени для зазора между рельсами 10 мм и скорости движения 90 км/ч приведена на рис. 7. Зависимость максимальных напряжений в контакте от величины зазора при той же скорости движения (90 км/ч) – на рис. 8.

Как видно из полученных результатов, прохождение железнодорожного колеса через стык рельсов сопровождается повышением напряжений в области контакта колеса с рельсом более чем в полтора раза. Причем при превышении величиной зазора между рельсами значения 32 мм напряжения превосходят предел текучести, что приводит к появлению малой зоны пластических деформаций в зоне контакта.

Заключение

В работе был исследован процесс перекатывания колеса через стык рельсов. Этот периодический процесс, сопровождающийся радиаль-

ным ударом поверхности колеса о рельс, на который оно накатывается, является причиной возникновения повышенных напряжений в контактной зоне системы «колесо–рельс» и может приводить к образованию выщербин.

Численные исследования показали, что максимальные напряжения в контакте системы «колесо–рельс» при движении по прямому участку пути составляют около 330 МПа, что не превосходит предела выносливости, равного 350 МПа ($\sigma_{-1} \approx 0,5\sigma_t$).

Было исследовано явление повышения напряжений в области контакта системы «колесо–рельс» в момент прохождения колесной парой стыка рельсов. При зазоре между рельсами 10 мм и скорости движения 90 км/ч напряжения увеличились более чем в полтора раза: с 330 до 551 МПа.

С увеличением зазора между рельсами максимальные напряжения в контакте возрастают, а при превышении зазором нормативной величины 21 мм максимальные напряжения превосходят 640 МПа. В случае, когда величина зазора между рельсами превосходит 32 мм, в области контакта системы «колесо–рельс» появляется малая зона пластических деформаций, поскольку максимальные напряжения превышают значение предела текучести 700 МПа.

Таким образом, можно сделать вывод, что процесс перекатывания колеса через стык рельса действительно может быть причиной образования выщербин, если металл на поверхности катания колеса имеет дефекты или зазор между рельсами превышает нормативное значение. Чтобы максимально снизить отрицательные эффекты этого процесса, необходимо обеспечить качественную проверку поверхности катания колеса на наличие каких-либо дефектов и тщательно контролировать величину зазора между рельсами даже на труднодоступных участках железной дороги, не допуская превышения нормативного значения 21 мм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Богданов А.Ф., Чурсин В.Г. Эксплуатация и ремонт колесных пар вагонов. М.: Транспорт, 1985. 270 с.
2. Иванов И.А. Ресурс и ремонтопригодность колесных пар подвижного состава железных дорог: монография. М.: ИНФРА-М, 2011. 264 с.
3. Ромен Ю.С., Орлова А.М., Лесничий В.С. Состояние ходовых частей подвижного состава и износы в системе колесо–рельс // Вестник ВНИИЖТ. 2010. №2. С. 42–45.
4. Шевченко Д.В., Кузьмицкий Я.О. Конечно-элементное исследование изменения напряженного



состояния железнодорожного колеса в процессе эксплуатации // Сборник тезисов II-го научно-технического семинара «Компьютерное моделирование в железнодорожном транспорте: динамика, прочность, износ». Брянск, 2014. С. 36–38.

5. Курдюмов Г.В., Утевский Л.М., Энтин Р.И. Превращения в железе и стали. М.: Наука, 1977. 236 с.

6. Бабаченко А.И., Кононенко А.А., Литвиненко П.Л. Исследование стойкости к образованию выщербин на поверхности катания железнодорожных колес различных уровней прочности // Сборник научных трудов «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». Днепропетровск, 2010. №21. С. 194–202.

7. Балановский А.Е., Хаяси С.М. Проблема износа пары трения колесо рельс (краткий анализ и предложения). Иркутск: Плазмопротек, 1997. 56 с.

8. Михайлов Е.В., Слащев В.А., Семенов С.А.

Пути снижения износа гребней колес рельсовых экипажей // Вестник ВНУ им. В. Даля. 2012. №5. С. 61–67.

9. Таран Ю.Н., Есаулов В.П., Губенко С.И. Повышение износостойкости железнодорожных колес с разным профилем поверхности катания // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2000. № 2. С. 42–44.

10. ВСН 94-77. Инструкция по устройству верхнего строения железнодорожного пути / ЦНИИС. М., 1978. 123 с.

11. ГОСТ 78-2004. Шпалы деревянные для железных дорог широкой колеи. М.: Изд-во ВНИИЖТ, 2004. 8 с.

12. ГОСТ 10791-2011. Колеса цельнокатаные. Технические условия. М.: Изд-во ВНИИЖТ, 2012. 33 с.

13. ГОСТ Р 51685-2013. Рельсы железнодорожные. Общие технические условия. М.: Изд-во ВНИИЖТ, 2014. 101 с.

REFERENCES

1. Bogdanov A.F., Chursin V.G. Ekspluatatsiya i remont kolesnykh par vagonov. [Maintenance and repair of wheelsets.] M.: Transport, 1985. 270 p. (rus)
2. Ivanov I.A. Resurs i remontoprigodnost kolesnykh par podvizhnogo sostava zheleznykh dorog: monografiya. [Resource and maintainability of wheel pairs of railway rolling stock: a monograph.] M.: INFRA-M, 2011. 264 p. (rus)
3. Romen Yu.S., Orlova A.M., Lesnichiy V.S. Sostoyaniye khodovykh chastei podvizhnogo sostava i iznosy v sisteme koleso-rels [The condition of the undercarriage parts of the train and wear in the wheel-rail system]. *Vestnik VNIIZhT*. 2010. № 2. S. 42–45. (rus)
4. Shevchenko D.V., Kuzmitskiy Yar.O. Konechno-elementnoye issledovaniye izmeneniya napryazhennogo sostoyaniya zheleznodorozhnykh kolesa v protsesse ekspluatatsii [Finite element study of the stress state of railway wheel during exploitation]. *Sbornik tezisov II NTS «Kompyuternoye modelirovaniye v zheleznodorozhnom transporte: dinamika, prochnost, iznos»*. Bryansk, 2014. S. 36–38. (rus)
5. Kurdyumov G.V., Utevskiy L.M., Entin R.I. Prevrashcheniya v zheleze i stali. [Transformations in iron and steel.] M.: Nauka, 1977. 236 p. (rus)
6. Babachenko A.I., Kononenko A.A., Litvinenko P.L. Issledovaniye stoykosti k obrazovaniyu vyshcherbin na poverkhnosti kataniya zheleznodorozhnykh koles razlichnykh urovney prochnosti [Study of the resistance to the formation of dent on the tread surface of railway wheels of various levels of strength]. *Sbornik nauchnykh trudov «Fundamentalnyye i prikladnyye problemy chernoy metallurgii»*. Dnepropetrovsk, 2010. № 21. S. 194–202. (rus)
7. Balanovskiy A.Ye., Khayasi S.M. Problema iznosa pary treniya koleso rels (kratkiy analiz i predlozheniya). [The problem of wear of the friction couple wheel-rail (brief analysis and suggestions).] Irkutsk: Plazmoprotek, 1997. 56 s. (rus)
8. Mikhaylov Ye.V., Slashchev V.A., Semenov S.A. Puti snizheniya iznosa grebney koles relsovyykh ekipazhey [Ways to reduce wear of the ridges of the wheels of rail vehicles]. *Vestnik VNU im. V. Dalja*. 2012. № 5. S. 61–67. (rus)
9. Taran Yu.N., Yesaulov V.P., Gubenko S.I. Povysheniye iznosostoykosti zheleznodorozhnykh koles s raznym profilem poverkhnosti kataniya [Increase of wear resistance of railway wheels with different profile of the tread surface]. *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost*. 2000. № 2. S. 42–44. (rus)
10. ВСН 94-77. Instruktsiya po ustroystvu verkhnego stroyeniya zheleznodorozhnyogo puti. [Manual for the arrangement of the upper structure of railway track.] / TsNIIS. M., 1978. 123 s. (rus)
11. ГОСТ 78-2004. Shpalы derevyanyye dlya zheleznykh dorog shirokoy kolei. [Wooden sleepers for broad track railways.] M.: Izd-vo VNIIZhT, 2004. 8 p. (rus)
12. ГОСТ 10791-2011. Kolesa tselnokatanyye. Tekhnicheskiye usloviya. [Solid-rolled wheels. Specifications.] M.: Izd-vo VNIIZhT, 2012. 33 p. (rus)
13. ГОСТ Р 51685-2013. Relsyzheleznodorozhnyye. Obshchiye tekhnicheskiye usloviya. [Railway rails. General specifications.] M.: Izd-vo VNIIZhT, 2014. 101 p. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КУЗЬМИЦКИЙ Ярослав Олегович – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: yaroslav-kuzm-1990@ya.ru

KUZMITSKIY Yaroslav O. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: yaroslav-kuzm-1990@ya.ru

ШЕВЧЕНКО Денис Владимирович – кандидат технических наук, доцент кафедры механики и процессов управления Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: denis.v.shevchenko@gmail.ru

SHEVCHENKO Denis V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: denis.v.shevchenko@gmail.ru

БЕЛЯЕВ Александр Константинович – доктор физико-математических наук, профессор, директор института прикладной математики и механики Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: director@iamm.spbstu.ru

BELYAEV Aleksandr K. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: director@iamm.spbstu.ru



DOI 10.5862/JEST.231.19

УДК 621.515 (075.8)

Ю.Б. Галеркин, А.А. Дроздов

ОПТИМИЗАЦИЯ ЦЕНТРОБЕЖНОЙ КОМПРЕССОРНОЙ СТУПЕНИ С ОСЕРАДИАЛЬНЫМ РАБОЧИМ КОЛЕСОМ

Yu.B. Galerkin, A.A. Drozdov

OPTIMIZATION OF A CENTRIFUGAL COMPRESSOR STAGE WITH AXIAL-RADIAL IMPELLER

Представлены обновления 6-й версии программ Метода универсального моделирования для расчета характеристик центробежных компрессорных ступеней с уточненным моделированием пространственных осерадиальных колес. Разработанная математическая модель идентифицирована по результатам модельных испытаний и CFD-расчетов. Произведена оптимизация центробежной компрессорной ступени с осерадиальным рабочим колесом при помощи разработанной программы. В результате оптимизации осерадиального рабочего колеса КПД ступени повышен на 1%. Результаты оптимизации проверены CFD-расчетами в программе NUMECAFINE/TURBO. Разработаны рекомендации по выбору размеров осерадиальных рабочих колес.

ЦЕНТРОБЕЖНЫЙ КОМПРЕССОР, МЕТОД УНИВЕРСАЛЬНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ, КПД, КОЭФФИЦИЕНТ НАПОРА, ОСЕРАДИАЛЬНОЕ РАБОЧЕЕ КОЛЕСО.

The 6-th updated version of the universal modeling method for centrifugal compressor stage calculation is presented, adjusted for modeling 3D impeller performances. The developed mathematical model was identified by the results of model tests and CFD-calculations. The efficiency definition error at a design point was 0,39 %. The efficiency definition error at five flow rate points (except a point of the maximum flow rate) was 0,88 %. The centrifugal compressor stage was optimized by a new mathematical model. As a result of the optimization, stage efficiency increased by 1%. The optimization results have been verified by CFD-calculations in the NUMECA FINE/TURBO program. Design recommendations for 3D impeller design are offered.

CENTRIFUGAL COMPRESSOR, UNIVERSAL MODELING METHOD, EFFICIENCY, HEAD COEFFICIENT, 3D IMPELLER.

Оптимальное газодинамическое проектирование центробежных компрессоров – важная и актуальная задача, что связано с широким распространением этого типа компрессоров и большим количеством энергии, затрачиваемым на их привод.

Актуальность работы обусловлена тем, что осерадиальные рабочие колеса (ОРК) широко востребованы в проектах газотурбинных двигателей летательных аппаратов и малой энергетики, промышленных центробежных компрессо-

ров, агрегатов турбонаддува ДВС и т.д. Наиболее широкой областью применения центробежных компрессоров в России является добыча и транспортировка природного газа. Так, газотранспортная система ОАО «Газпром» включает несколько сотен компрессорных цехов и несколько тысяч газоперекачивающих агрегатов (ГПА) [1].

Значительная часть применяемых компрессоров ГПА не соответствует современным требованиям из-за низкого КПД или изменивших-

ся параметров газопроводов. Это приводит к необходимости замены ГПА целиком или, что более эффективно, только проточной части в существующем корпусе с использованием сменных проточных частей (СПЧ).

Эти факторы накладываются на объявленный Президентом РФ курс на импортозамещение высокотехнологичной продукции, к которой относится и компрессорная техника. Необходимо проектировать и освоить производство тех компрессоров, которые ранее закупались у иностранных производителей. Развитие современных вычислительных систем, а также расширение представлений о процессах, протекающих в проточной части, изменили подходы к проектированию и расчету характеристик компрессоров [2].

Современной тенденцией — повышение быстроходности центробежных компрессорных ступеней ГПА, что приводит к применению осерадиальных рабочих колес [3]. При проектировании таких ступеней следует принимать во внимание, что ОРК имеют сложную геометрическую форму лопаток и меридионального контура. Это усложняет их оптимальное проектирование, делает необходимым анализ влияния значительно большего количества геометрических параметров.

Цель настоящей работы — создание такой инженерной методики, которая в состоянии быстро и надежно выполнить оптимизацию осерадиального рабочего колеса и идентификацию усовершенствованной математической модели, а также произвести оптимизационное исследование центробежной компрессорной ступени с ОРК, спроектированной на перспективные параметры ГПА.

Для быстрого и достоверного определения характеристик компрессора и их конструирования профессор СПбПУ Ю.Б. Галёркин создал метод оптимального газодинамического проектирования, который является результатом обобщения и анализа большого объема экспериментальных данных, накопленных в СПбПУ. Комплекс соответствующих компьютерных программ получил название Метода универсального моделирования (МУМ) [4].

Предшествующие версии программ Метода универсального моделирования эффективно использовались при разработке новых компрессоров по заданиям промышленности на базе ступеней с радиальными рабочими колесами (РК)

и безлопаточными диффузорами (БЛД) [5–7]. В 6-й версии программ Метода универсального моделирования сделаны существенные усовершенствования для уточненного расчета ступеней с осерадиальными рабочими колесами.

Уточненный расчет осерадиальных рабочих колес

В программах 4-й версии МУМ описание формы осерадиальных рабочих колес сугубо приближенное. Задаются только относительный диаметр втулки $\bar{D}_{\text{вт}}$, диаметр входа в РК \bar{D}_0 , высота лопаток на выходе \bar{b}_2 . Эмпирические формулы устанавливают осевую протяженность РК, радиусы кривизны, внутренние и внешние ограничивающие поверхности меридионального контура. Положение входной кромки считается совпадающим с контрольным сечением «0» на входе в РК.

В программах 6-й версии форма проточной части ОРК в меридиональной плоскости задается более подробно. На рис. 1 представлена схема, поясняющая задаваемые размеры ОРК в программе 6-й версии.

Помимо указанных выше \bar{D}_0 , $\bar{D}_{\text{вт}}$, \bar{b}_2 , $\beta_{\text{л1}}$ и $\beta_{\text{л2}}$, задаются также осевая протяженность ко-

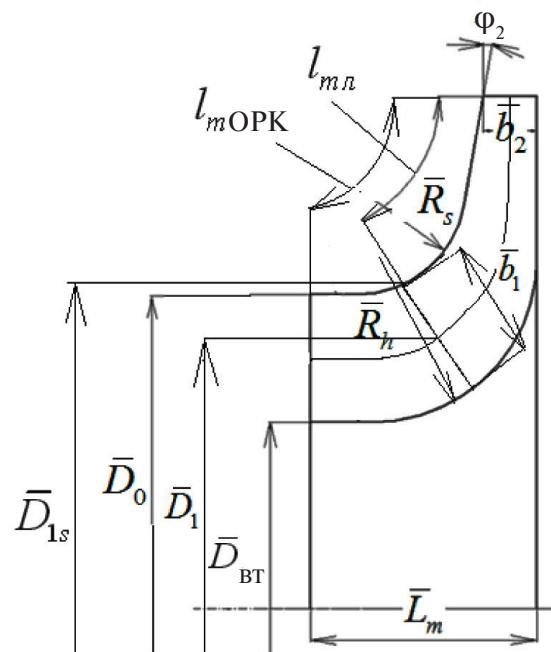


Рис. 1. Схема ОРК по разработанной математической модели



леса \bar{L}_m , радиусы кривизны основного \bar{R}_h и покрывающего \bar{R}_s дисков. Положение входной кромки лопатки в меридиональной плоскости определяется отношением меридиональной протяженности лопатки к общей меридиональной протяженности средней линии ОРК $\bar{l}_{ml} = l_{ml} / l_{OPK}$. Входная кромка лопатки предполагается перпендикулярной к средней линии ОРК в этой точке. Кроме того, задается угол φ_2 наклона покрывающего диска ОРК. Эти размеры полностью описывают меридиональную форму большинства ОРК.

Для расчета площади лопатки необходимо знать изменение лопаточного угла по длине лопатки. Для этого был проведен анализ нескольких вариантов осерадиальных колес, спроектированных в СПбПУ. В результате линейной аппроксимации получен следующий закон изменения углов по длине лопатки:

начальный участок с $\bar{l}_{m тек}$ от 0 до $0,45 \bar{l}_{ml}$, на котором принимается линейное увеличение угла от β_{l1} до $\beta_{lmax} = 1,35 \beta_{l2}$;

средний участок с $\bar{l}_{m тек}$ от $0,45$ до $0,75 \bar{l}_{ml}$ и постоянным лопаточным углом β_{lmax} ;

конечный участок с $\bar{l}_{m тек}$ от $0,75$ до $1,0 \bar{l}_{ml}$, на котором принимается линейное уменьшение угла от β_{lmax} до β_{l2} .

Заданная таким образом форма ОРК позволяет более точно по сравнению с предыдущими версиями программы определить площадь ограничивающих поверхностей и лопаток ОРК. Для этого меридиональная длина лопатки разделяется на участки, для каждого из которых определяется его длина $\Delta \bar{l}_{mi}$, высота лопатки \bar{b}_i и диаметр \bar{D}_i . Площадь всей лопатки складывается из суммы площадей каждого участка с учетом изменения угла лопатки рабочего колеса по его длине. Площадь лопатки определяется формулой

$$\bar{S}_l = \sum_0^i \frac{\Delta \bar{l}_{mi} \bar{b}_i}{\sin \beta_{li} \cos \chi}, \quad (1)$$

где χ – угол навала лопатки.

Величина угла навала лопатки χ зависит от многих факторов и изменяется по длине и высоте лопатки. В упрощенной постановке, применяемой в данном случае, угол навала принимается постоянной величиной, равной 20° [8].

Площади поверхностей основного и покрывающего дисков принимаются одинаковыми и

определяются на средней линии межлопаточного канала ($\bar{S}_{0s} = \bar{S}_{0h} = \bar{S}_{0cp}$):

$$\begin{aligned} \bar{S}_{0s} = \bar{S}_{0h} = \bar{S}_{0cp} &= \frac{S_{OPK}}{\frac{\pi}{4} D^2} = \\ &= \bar{l}_m \left(2 \left(1 + \bar{D}_{cp} \right) - z_{PK} \frac{4 \bar{\delta}_l}{\pi \sin \beta_{lcp}} \right). \end{aligned} \quad (2)$$

В математическую модель ОРК было внесено множество других изменений, представленных в работах [9–11].

Идентификация математической модели для высокорасходных ступеней с осерадиальными рабочими колесами

Ранее была идентифицирована математическая модель 6-й версии для ступеней с радиальными рабочими колесами и различными типами диффузоров [10]. Полученный в результате идентификации единый набор эмпирических коэффициентов и программа 6-й версии обеспечивают определение КПД на расчетном режиме со средней погрешностью 0,86 %. По пяти рабочим точкам (без точки максимального расхода) средняя погрешность составляет 1,22 %.

Математическая модель МУМ включает в себя эмпирические коэффициенты, применяемые только для расчета ступеней с ОРК. Для их уточнения использованы результаты испытания двухзвенной ступени с полуоткрытым ОРК, выполненные профессором СПбПУ А.М. Симоновым. Ступень с осерадиальным рабочим колесом, безлопаточным диффузором и сборной камерой спроектирована на расчетные параметры: $\Phi_{расч} = 0,08$; $\Psi_{расч} = 0,74$; $M_u = 0,78$. Для сопоставления расчетов с экспериментом были использованы характеристики двухзвенной ступени ОРК+БЛД, так как данных о размерах сборной камеры у авторов нет.

Так как имеющихся в распоряжении экспериментальных данных (шесть экспериментальных точек характеристики) недостаточно для проведения идентификации, а других экспериментальных данных у авторов не было, то были применены также результаты CFD-расчетов. Сопоставление экспериментальных данных с CFD-расчетами показали хорошее совпадение на расчетном режиме работы [12, 13].



Для идентификации были спроектированы две ступени с ОРК на следующие параметры: $\Phi_{\text{расч}} = 0,105$; $\Psi_{\text{расч}} = 0,56$. Варианты различаются числом лопаток ОРК (15 и 22 шт), соответственно были изменены входные и выходные углы и форма лопаток в целом. Одно измеренное и два рассчитанных значения КПД сопоставлены с расчетом по математической модели с не-откорректированными и откорректированными коэффициентами (табл. 1).

Таблица 1

Сопоставление КПД измеренных и рассчитанных по CFD-программам и новой математической модели

КПД	Экспериментальные данные А.М. Симонова для ОРК+БЛД	CFD-расчет ступени с ОРК $z_{\text{PK}} = 15$	CFD-расчет ступени с ОРК $z_{\text{PK}} = 22$
$\eta_{\text{эксп}}$	87,0%	—	—
η_{NUMECA}	—	86,4 %	84,5 %
$\eta_{\text{МУМ}}$ до корректировки эмпирических коэффициентов	85,3 %	82,3 %	80,1 %
$\eta_{\text{МУМ}}$ после корректировки эмпирических коэффициентов	86,8 %	86,4 %	85,0 %

Расчеты ступеней при помощи МУМ показали необходимость учета влияния трения на лопатках ОРК на потери КПД. Так как число лопаток влияет на величину нагрузки на лопатки, то корректируется и эмпирический коэффициент, определяющий скорость в начале задней поверхности лопатки.

По расчету с уточненными значениями эмпирических коэффициентов гидравлический КПД ступени с ОРК с 15 лопатками на расчетном режиме работы равен 86,4 %, т.е. в точности соответствует значению, рассчитанному по NUMECA Fine/Turbo. Для ступени с ОРК с 22 лопатками различие между КПД, рассчитанным по математической модели и по программе NUMECA, составляет 0,5 % (85,0 и 84,5% соответственно).

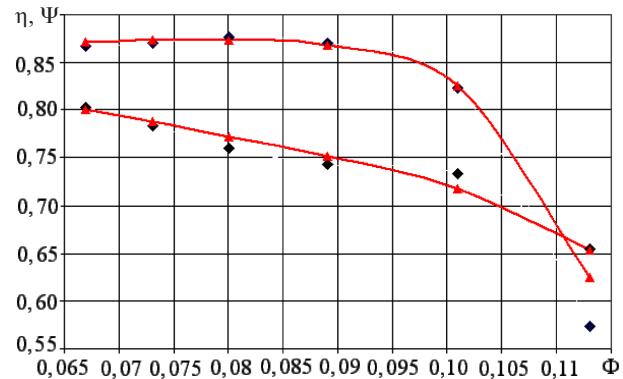


Рис. 2. Характеристики двухзвенной ступени ОРК+БЛД сплошные линии – расчет; точки – эксперимент (А.М. Симонов, ЛПИ)

На рис. 2 экспериментальная характеристика двухзвенной ступени ОРК + БЛД сопоставлена с расчетом по МУМ.

Средняя погрешность расчета КПД по пяти точкам (за исключением максимального расхода) – 0,88 %. В расчетной точке погрешность равна 0,39 %. Положительный результат позволяет производить расчетный анализ ступеней с ОРК при помощи разработанного пакета программ.

Оптимизация ОРК

На втором этапе работы Методом универсального моделирования была спроектирована центробежная компрессорная ступень промежуточного типа с ОРК на расчетные параметры, соответствующие перспективной первой ступени ГПА: $\Phi_{\text{расч}} = 0,105$; $\Psi_{\text{расч}} = 0,56$; $M_u = 0,7$; $Re_u = 5600000$; $k = 1,4$.

Новая математическая модель МУМ позволяет изучить влияние ряда геометрических параметров ОРК: меридионального размера \bar{L}_m ОРК; диаметра \bar{D}_0 входа в ОРК; положения входной кромки лопатки $\bar{l}_{m\text{л}}$; радиусов кривизны поверхностей основного и покрывающего дисков ОРК (\bar{R}_s , \bar{R}_h); высоты лопаток на выходе \bar{b}_2 ; числа лопаток z_{PK} .

План оптимизационных расчетов, целью которых является получение наивысшего КПД ступени, предлагает следующее:

1) Соотношения размеров ОРК для исходной ступени – $\bar{L}_m = 0,3$, $z_{\text{PK}} = 15$, $\bar{D}_0 = 0,6$, $\bar{l}_{m\text{л}} = 0,792$, $\bar{R}_s = 0,215$, $\bar{R}_h = 0,257$;



2) оптимизируются четыре группы ОРК с \bar{L}_m , равными 0,26, 0,28, 0,30, 0,35. Это сделано с целью найти оптимальный размер \bar{L}_m ;

3) в пределах каждой группы варьируется число лопаток, относительный диаметр входа и положение входной кромки (именно в перечисленной последовательности).

Радиусы кривизны основного и покрывающего дисков \bar{R}_s , \bar{R}_h оказывают малое влияние на КПД ступени и не оптимизируются.

Для всех рассмотренных вариантов были подобраны лопаточные углы входа и выхода с целью обеспечения заданных условного коэффициента расхода и коэффициента теоретического напора.

Первой производилась оптимизация ступени с ОРК при $\bar{L}_m = 0,3$. Были сопоставлены варианты с 10, 12, 15, 18 и 22 лопатками. Полученные значения конструктивных параметров, коэффициентов потерь, скоростей и КПД ступени – в табл. 2.

Таблица 2

Параметры и размеры вариантов ступени с различным числом лопаток z_{PK}

z_{PK}	β_{l1} , град	β_{l2} , град	\bar{w}'_{ls}	$\zeta_{tr\ l} + \zeta_{tr\ o}$	ζ_{cm}	η , %
10	27,9	67,9	0,717	0,0597	0,0335	84,8
12	28,7	57,9	0,717	0,0674	0,0225	85,2
15	29,7	51,1	0,719	0,0801	0,0127	85,3
18	30,5	48	0,721	0,0930	0,0073	85,0
22	31,4	46,2	0,724	0,1100	0,0043	84,5

Максимальный КПД ступени достигается при числе лопаток $z_{PK} = 15$. Уменьшение числа лопаток рабочего колеса требует увеличения выходного угла β_{l2} из-за роста нагрузки [4]. Большая нагрузка увеличивает фактор диффузорности, что приводит к более раннему отрыву и росту потерь смешения. Увеличение числа лопаток приводит к росту смоченной поверхности и росту потерь трения. Максимальному КПД ступени соответствует оптимальное число лопаток ОРК. Потери трения на лопатках превалируют над остальными потерями. Увеличение числа лопаток с 10 до 22 приводит к более чем двукратному увеличению потерь трения – в 2,137 раза (с 0,0453 до 0,0968). Росту потерь способствует загромождение потока и вызванный этим рост

скорости в каналах. Одновременно происходит уменьшение в 7,88 раз потерь смешения (с 0,0335 до 0,00425). Потери трения на ограничивающих поверхностях ОРК закономерно остаются неизменными. Оптимальным является вариант с $z_{PK} = 15$, он имеет на 0,8 % больший КПД по сравнению с наименее эффективным вариантом с $z_{PK} = 22$.

Далее оптимизировался относительный диаметр входа ОРК. Согласно рекомендациям [4] размеры входа в рабочее колесо выбираются с учетом условия минимума скорости \bar{w}'_{lmin} на входе в межлопаточные каналы у покрывающего диска:

$$\bar{D}_{0w\min} = \sqrt{\bar{D}_{bt}^2 + 2^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\Phi_{расч}}{\varepsilon_1 \tau_1} \right)^{\frac{2}{3}}}. \quad (3)$$

Потери КПД определяются уровнем \bar{w}'_l и коэффициентом потерь ОРК. Канал с диаметром входа по формуле (3) не всегда обеспечивает минимальный коэффициент потерь. В качестве параметра оптимизации используется коэффициент A_d [4]:

$$A_d = \frac{\bar{D}_0}{\bar{D}_{0w\min}}. \quad (4)$$

Для анализируемого ОРК $\bar{D}_{0w\min} = 0,613$, т.е. у исходного ОРК коэффициент $A_d = 0,979$.

Относительный диаметр входа изменяется с шагом 0,01 в пределах от 0,53 до 0,63. В табл. 3 приведены значения конструктивных параметров, коэффициентов потерь, скоростей и КПД.

Максимальному КПД соответствуют значения $A_d = 0,897–0,913$. При этом КПД ступени на 0,8 % больше, чем у исходного варианта. Скорость на входе у оптимальных вариантов не минимальная, однако за счет меньшей площади лопаток потери трения меньше, чем в вариантах с большими A_d . В вариантах с $A_d > 1$ имеет место значительный рост потерь как за счет увеличения уровня скоростей, так и за счет увеличения площади лопаток.

Из двух равноценных с точки зрения КПД вариантов для дальнейших расчетов принято значение $\bar{D}_0 = 0,56$, так как скорость на входе в лопаточную решетку \bar{w}'_{ls} в этом варианте меньше, чем в равноценном ему по величине КПД варианте с $\bar{D}_0 = 0,55$.

Далее сопоставлялись 10 вариантов с различным положением входной кромки – \bar{l}_{ml} в

Таблица 3

Параметры и размеры вариантов ступени с различными диаметрами входа ОРК \bar{D}_0 .

\bar{D}_0	$\beta_{\text{л1}}$, град	$\beta_{\text{л2}}$, град	A_D	\bar{w}'_{ls}	$\xi_{\text{трл}} + \xi_{\text{трo}}$	$\xi_{\text{см}}$	$\eta, \%$
0,53	40,5	51	0,864	0,744	0,0553	0,0181	85,9
0,54	38,8	51	0,881	0,736	0,0578	0,0156	86,0
0,55	37,1	51	0,897	0,730	0,0607	0,0140	86,1
0,56	35,4	51	0,914	0,724	0,0640	0,0131	86,1
0,57	33,9	51	0,930	0,722	0,0673	0,0118	86,0
0,58	32,4	51	0,946	0,719	0,0713	0,0117	85,8
0,59	31	51	0,963	0,687	0,0756	0,0119	85,6
0,60	29,7	51	0,979	0,719	0,0801	0,0127	85,3
0,61	28,4	51	0,995	0,719	0,0857	0,0131	85,0
0,62	27,3	51	1,011	0,722	0,0913	0,0137	84,8
0,63	26,1	51	1,028	0,725	0,0977	0,0151	84,2

Таблица 4

Параметры и размеры вариантов ступени с различными положениями входной кромки лопаток ОРК $\bar{l}_{\theta i}$

$\bar{l}_{\text{мл}}$	$\beta_{\text{л1}}$, град	$\beta_{\text{л2}}$, град	\bar{w}'_{ls}	$\xi_{\text{трл}} + \xi_{\text{трo}}$	$\xi_{\text{см}}$	$\eta, \%$
0,61	30,7	59,5	0,730	0,0522	0,0112	86,0
0,64	31,4	57,3	0,726	0,0542	0,0111	86,1
0,67	32,2	55,9	0,724	0,0560	0,0111	86,1
0,7	33	54,3	0,723	0,0579	0,0110	86,2
0,73	33,8	53	0,721	0,0600	0,0110	86,2
0,75	34,3	52	0,722	0,0615	0,0109	86,2
0,76	34,6	52	0,723	0,0619	0,0122	86,1
0,792	35,4	51	0,724	0,0640	0,0130	86,1
0,81	35,9	50,5	0,726	0,0651	0,0131	86,0
0,84	36,8	49,5	0,730	0,0673	0,0135	85,9

пределах от 0,61 до 0,84. В табл. 4 приведены конструктивные параметры, коэффициенты потерь, безразмерная скорость на периферии лопатки, КПД сопоставленных вариантов.

Максимальный КПД ступени 86,2% достигается при $\bar{l}_{\text{мл}} = 0,7-0,75$. По мере приближения положения входной кромки лопатки к началу ОРК увеличиваются потери трения на лопатках (в 1,31 раза), потери на ограничивающих поверхностях (в 1,21 раза).

В результате проведенной оптимизации ступени промежуточного типа с $\bar{l}_m = 0,3$ максимум КПД на расчетном режиме – 86,2 % достигнут при следующих размерах проточной части: $\bar{D}_0 = 0,56$; $\bar{l}_{\text{мл}} = 0,75$; $z_{\text{PK}} = 15$; $\bar{R}_s = 0,215$; $\bar{R}_h = 0,257$.

Для групп вариантов ступени со значениями \bar{l}_m 0,35, 0,28 и 0,26 проведено аналогичное представленному выше расчетное исследование. Результаты незначительно отличаются количественно, а качественные закономерности



идентичны. Геометрические размеры и КПД оптимальных вариантов ступеней с различной осевой протяженностью представлены в табл. 5.

Максимальным КПД обладает ступень с $\bar{L}_m = 0,28$, который на 0,5% выше чем у худшего варианта с $\bar{L}_m = 0,35$. В результате оптимизации КПД ступени удалось повысить по сравнению с исходным вариантом на 1,0%.

Таблица 5

Геометрические соотношения, лопаточные углы и КПД оптимизированных вариантов ОРК

\bar{L}_m	\bar{D}_0	$z_{\text{РК}}$	$\bar{l}_{\text{мл}}$	$\beta_{\text{л1}}$, град	$\beta_{\text{л2}}$, град	η , %
0,35	0,55	13	0,69	35,2	60,4	85,8
0,30	0,56	15	0,75	34,3	52	86,2
0,28	0,56	15	0,69	33,7	54,7	86,3
0,26	0,56	15	0,69	35,4	54,5	86,2

Окончательные выводы по результатам проведенного исследования можно сделать после проверки полученных результатов путем численного эксперимента (CFD-расчет).

Проверка результатов оптимизации центробежной компрессорной ступени

Полученные инженерным методом проектирования результаты оптимизации нуждаются в проверке. Для этого исходная ступень и ступень, полученная в результате оптимизации с осевой длиной $\bar{L}_m = 0,28$ и оптимизированными размерами, указанными в табл. 5, были рассчитаны по CFD-программе NUMECA Fine/Turbo. Лопаточные решетки ОРК были спрофилированы согласно принципам, выработанным и подтвержденным в научно-исследовательской лаборатории «Газовая динамика турбомашин» ОНТИ СПбПУ. Внешний вид оптимизированного ОРК и распределение углов по длине лопатки представлены на рис. 3.

Сопоставление рассчитанных по новой математической модели и по CFD-программе значений гидравлического КПД на расчетном режиме показывает хорошее совпадение: $\eta_{\text{МУМ}} = 87,71\%$; $\eta_{\text{NUMECA}} = 87,46\%$. Это можно считать хорошим результатом, подтверждающим правильность разработанной новой математической модели и корректность проведенной идентификации.

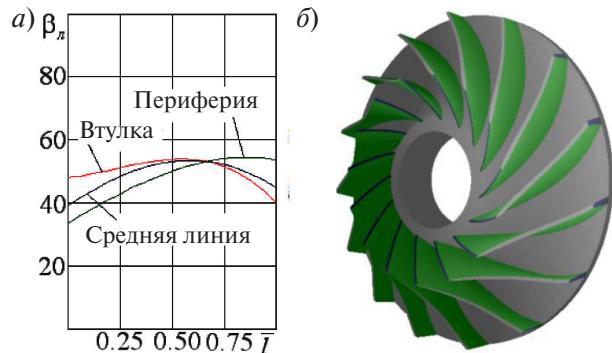


Рис. 3. Изменение лопаточных углов на трех линиях тока по длине межлопаточного канала (а) и внешний вид лопаточной решетки (б)

Сравнение характеристик КПД исходной и оптимизированной ступени (рис. 4) показывает, что оптимизация позволила повысить КПД ступени на всех режимах работы ступени, кроме режима максимального расхода. КПД ступени на расчетном режиме повысился на 1,02%; по всей характеристике (9 режимов работы) КПД повысился в среднем на 0,88%.

Сопоставление расчетных данных по CFD-программе и по новой математической модели, а так же результаты оптимизации ступени позволяют сделать следующие выводы:

оценки КПД ступени на расчетном режиме по 6-й версии математической модели с идентифицированным набором эмпирических коэффициентов и по CFD-методам совпадают с точностью 0,25%;

подтверждена возможность эффективно оптимизировать размеры и форму ОРК и ступени в целом при использовании новой математической модели.

В целом по результатам исследования можно заключить следующее:

оптимальный размер входного диаметра \bar{D}_0 определяется исходя из того, что параметр A_D должен лежать в пределах 0,897–0,914;

оптимальная величина размера $\bar{l}_{\text{мл}}$ лежит в пределах 0,69–0,75; это соответствует расположению входной кромки между радиальным и осевым положениями на криволинейном участке ОРК;

излишне длинные или короткие ОРК с осевой протяженностью \bar{L}_m равными 0,35 и 0,26 менее эффективны ($\Delta\eta = 0,5 - 0,1\%$). Оптимальной длиной является $\bar{L}_m = 0,28$.

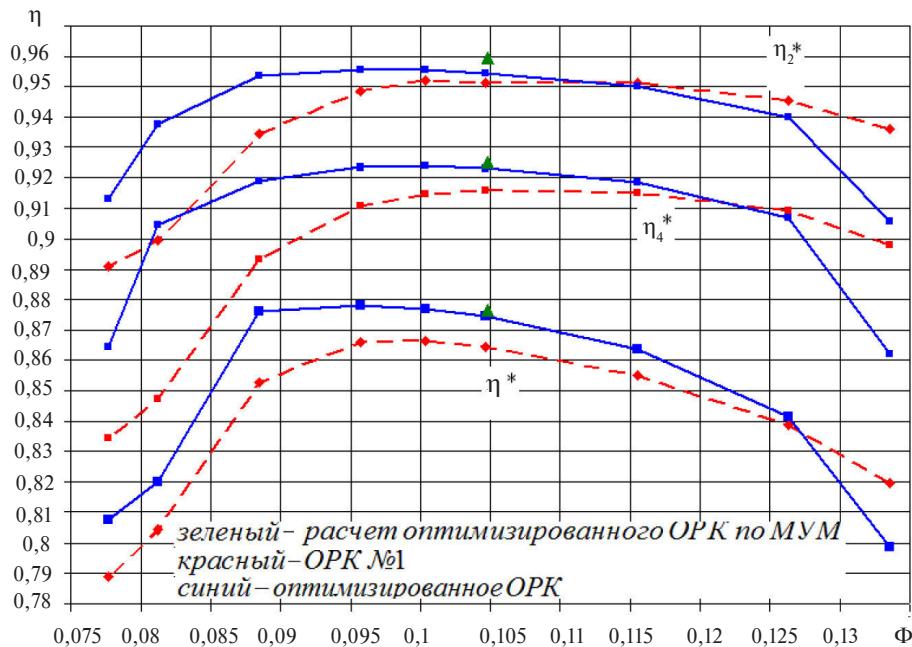


Рис. 4. Характеристики КПД ступени, двухзвенной ступени и ОРК

Выводы

Разработана новая, 6-я версия инженерного метода оптимального проектирования центробежных компрессорных ступеней, в том числе с осерадиальными рабочими колесами. Произведена идентификация математической модели ОРК по результатам модельных и численных экспериментов.

Выполнена оптимизация рабочего колеса с условным коэффициентом расхода 0,105 и коэффициентом теоретического напора 0,56. Выработаны рекомендации по выбору осевой длины ступени, положению входной кромки лопатки, размеру входного диаметра. Результаты оптимизации проверены путем проведения численного эксперимента в программе NUMECA.

Разработанная новая версия инженерного метода (Метод универсального моделирования) – эффективный способ решения задачи газодинамического проектирования высокорасходных центробежных компрессорных ступеней с осерадиальными рабочими колесами.

Работа выполнена при поддержке гранта Президента Российской Федерации для молодых кандидатов наук МК-7066.2015.8.

Приложение

Условные обозначения: b – высота лопатки; D – диаметр; k – показатель адиабаты; L_m – осевая протяженность ОРК; l – длина лопатки; M_u – число Maxa; R – радиус кривизны; Re_u – число Рейнольдса; S – площадь; w – относительная скорость потока; z – число лопаток; β – угол между касательной к средней линии лопатки рабочего колеса и обратным окружным направлением; ε – отношение плотностей; η – коэффициент полезного действия; δ – толщина лопатки; τ – коэффициент стеснения; ϕ – угол наклона образующей покрывающего диска; Φ – условный коэффициент расхода; χ – угол навала лопатки; ς – коэффициент потерь; Ψ_t – коэффициент теоретического напора.

Подстрочные индексы: 0, 1, 2, 4 – параметры потока и размеры контрольных сечений на границе элементов проточной части; вт – втулка; л – лопатка; макс – максимальное; о ограничивающие поверхности; ОРК – осерадиальное рабочее колесо; расч – расчетное значение; РК рабочее колесо; ср – среднее значение; см – смешение; тр – трение; эксп – экспериментальный; m – меридиональный; h – втулка; min – минимальное; s – периферия.



Надстрочные индексы: $\bar{c} = c/u_2$, $\bar{b} = b/D_2$ – надстрочная черта означает, что скорость отнесена к характерной скорости вращения, линей-

ный размер отнесен к характерному линейному размеру (наружному диаметру рабочего колеса); T^* – параметры торможения; w' – скорость с учетом стеснения потока.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Галеркин Ю.Б., Солдатова К. В. Моделирование рабочего процесса промышленных центробежных компрессоров. Научные основы, этапы развития, современное состояние: Монография. СПб.: Изд-во Политехнического университета, 2011. 327 с.
2. Труды научной школы компрессоростроения СПбГПУ / Под ред. Ю.Б. Галеркина. М.: Изд-во СПбГПУ, 2010.
3. Галеркин Ю.Б. Рекстин А.Ф., Дроздов А.А., Солдатова К.В. Особенности газодинамического проектирования центробежных компрессоров для газовой промышленности. // Труды 19 Международного симпозиума «Потребители-производители компрессоров и компрессорного оборудования». СПб., 2015. С. 112–126.
4. Галеркин Ю.Б. Турбокомпрессоры. Рабочий процесс, расчет и проектирование проточной части. М.: ООО «Информационно-издательский центр «КХТ», 2010. 596 с. С ил. ISBN 978–5–9902032–1–1.
5. Галеркин Ю.Б., Солдатова К.В., Дроздов А.А. Уточнение алгоритма расчета параметров потока в центробежной компрессорной ступени // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2010. № 4(110). С. 150–157.
6. Галеркин Ю.Б., Солдатова К.В., Дроздов А.А. Развитие компьютерных программ Метода универсального моделирования 1-го уровня // Труды 15 Международной научно-технической конференции по компрессорной технике. Том 1. Казань, 2011. С. 276–285.
7. Галеркин Ю.Б., Рекстин А.Ф., Солдатова К.В., Дроздов А.А. Высокоэффективный одноступенчатый полнонапорный компрессор ГПА (газодинами- ческий проект, результат модельных испытаний). // Компрессорная техника и пневматика. 2014. № 8. С. 19–24.
8. Селезнев К.П., Галеркин Ю.Б. Центробежные компрессоры // Л.: Машиностроение, 1982.
9. Galerkin Y., Drozdov A., Soldatova K. Modern state of the universal modeling for centrifugal compressors. [Electronic] / Y. Galerkin, // International Conference on Numerical Methods in Industrial Processes. Paris. 2015.
10. Галеркин Ю.Б., Дроздов А.А. Моделирование газодинамических характеристик центробежных компрессорных ступеней с осерадиальными рабочими колесами // Научно-технические ведомости СПбГПУ. : Наука и образование 2014. №3(202). С. 45–53.
11. Галеркин Ю.Б., Дроздов А.А., Солдатова К.В. Новая версия математической модели для расчета газодинамических характеристик центробежных компрессоров // Труды 16 Международной научно-технической конференции по компрессоростроению. Санкт-Петербург. 2014. С. 296–305.
12. Гамбургер Д.М., Епифанов А.А., Гаев А.В. Численное исследование трехмерного течения вязкого сжимаемого газа в рабочем колесе центробежного компрессора // Научно-технические ведомости СПбГПУ. : Наука и образование. 2009. №2(78) С. 76–82.
13. Мельников В., Прокусов А. Использование программного комплекса FlowVision при расчете элементов проточной части турбокомпрессоров в ОАО «СКБТ» // САПР и графика. 2005. №4. С. 92–96.

REFERENCES

1. Galerkin Y.B., Soldatova K.V. Modelirovaniye rabochego protsessa promyshlennyykh tsentrobezhnykh kompressorov. Nauchnyye osnovy, etapy razvitiya, sovremennoye sostoyaniye. Monografiya. [Gas dynamic modeling of industrial centrifugal compressors. Scientific bases, steps of development, modern state.] SPb: Izd-vo Politekhnicheskogo universiteta, 2011. 327p. (rus)
2. Galerkin Y.B. Trudy nauchnoy shkoly kompressorostroyeniya SPbGPU. [Proceedings of the scientific school of compressor SPbSTU] M.: Izd-vo SPbGPU, 2010. (rus)
3. Galerkin Y.B., Rekstin A.F., Drozdov A.A., Soldatova K.V. Osobennosti gazodinamicheskogo proyektirovaniya tsentrobezhnykh kompressorov dlya gazovoy promyshlennosti. [Features of gas-dynamic design of centrifugal compressors for the gas industry]. Trudy 19 Mezhdunarodnogo simpoziuma «Potrebiteli-proizvoditeli kompressorov i kompressorornogo oborudovaniya». Sankt-Peterburg. 2015. P. 112–126. (rus)
4. Galerkin Y.B. Turbokompressory. Rabochiy protsess, raschet i proyektirovaniye protochnoy chasti.

[Turbo compressors]. M.: OOO «Informatsionno-izdatelskiy tsentr «KKhT». 2010. 596 S. ISBN 978-5-9902032-1-1. (rus)

5. **Galerkin Y.B., Soldatova K.V., Drozdov A.A.** Utochneniye algoritma rascheta parametrov potoka v tsentrobezhnoy kompressornoy stupeni. [Clarification of the algorithm for the flow parameters calculating in a centrifugal compressor stage]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2010. № 4(110). S. 150–157. (rus)

6. **Galerkin Y.B., Soldatova K.V., Drozdov A.A.** Razvitiye kompyuternykh programm Metoda universalnogo modelirovaniya 1-go urovnya. [The development of computer software Universal Method simulation 1st level]. *Trudy 15 Mezhdunarodnoy nauchno-tehnicheskoy konferentsii po kompressornoy tekhnike*. Tom 1. Kazan. 2011. P. 276–285. (rus)

7. **Galerkin Y.B., Rekstin A.F., Soldatova K.V., Drozdov A.A.** Vysokoeffektivnyy odnostupenchatyy polnonapornyy kompressor GPA (gazodinamicheskii proyekt, rezul'tat modelnykh ispytaniy) [Highly efficient full-head, single-stage linear gas compressor (gas-dynamic design, the result of model testing)]. *Compressors and pneumatics*. 2014. № 8. P. 19–24. (rus)

8. **Seleznev K.P., Galerkin Y.B.** Tsentrobezhnye kompressory. [Centrifugal compressors]. L.: Mashinostroyeniye, 1982. (rus)

9. **Galerkin Y.B., Drozdov A.A., Soldatova K.V.** Modern state of the universal modeling for centrifugal compressors. [Electronic] *International Conference on Numerical Methods in Industrial Processes*. Paris. 2015.

10. **Galerkin Y.B., Drozdov A.A.** Modelirovaniye gazodinamicheskikh kharakteristik tsentrobezhnykh kompressornykh stupeney s oseradialnymi rabochimi kolesami [Modeling of gas dynamic performances of centrifugal compressor stages with 3D impellers]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU: Nauka i obrazovaniye*. SPb., 2014. № 3(202). S. 45–53. (rus)

11. **Galerkin Y.B., Drozdov A.A., Soldatova K.V.** Novaya versiya matematicheskoy modeli dlya rascheta gazodinamicheskikh kharakteristik tsentrobezhnykh kompressorov. [The new version of the mathematical model for calculating gas dynamic performances of centrifugal compressors]. *Trudy 16 Mezhdunarodnoy nauchno-tehnicheskoy konferentsii po kompressorostroyeniyu*. Sankt-Peterburg. 2014. S. 296–305. (rus)

12. **Gamburger D.M., Yepifanov A.A., Gayev A.V.** Chislennoye issledovaniye trekhmernogo techeniya vyazkogo szhimayemogo gaza v rabochem kolese tsentrobezhnogo kompressora. [Numerical investigation of three-dimensional viscous compressible gas in the impeller of a centrifugal compressor]. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU: Nauka i obrazovaniye*. 2009. № 2(78): S. 76–82. (rus)

13. **Melnikov V., Prokushov A.** Ispolzovaniye programmnogo kompleksa FlowVision pri raschete elementov protochnoy chasti turbokompressorov v OAO «SKBT». [Using the software package FlowVision for flow calculation of the turbochargers elements in «SKBT»]. *SAPR i grafika*. 2005. № 4. S. 92–96. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГАЛЕРКИН Юрий Борисович – доктор технических наук профессор заведующий научно-исследовательской лабораторией «Газовая динамика турбомашин» Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: galerkin@pef.spbstu.ru

GALERKIN Yurii B. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: galerkin@pef.spbstu.ru

ДРОЗДОВ Александр Александрович – инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: A_drozdi@mail.ru

DROZDOV Aleksandr A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: A_drozdi@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.231.20

УДК 629.365

А.Е. Бажуков, С.И. Худорожков

РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ХОДОВОЙ ЧАСТИ ГУСЕНИЧНОЙ МАШИНЫ

A.E. Bazhukov, S.I. Hoodorozhkov

CALCULATING THE UNDERCARRIAGE PARAMETERS OF A TRACKED VEHICLES

В статье предложена методика по расчету сил натяжения в свободной и рабочей ветвях обвода с учетом деформации шарниров гусеницы и подвески. Приведены расчетные схемы для определения параметров ходовой части. Определена зависимость геометрии гусеничного обвода от данных сил, учитывающая изменения положения корпуса машины по высоте и углу наклона, а также поджатие опорных катков.

ГУСЕНИЧНАЯ МАШИНА; ХОДОВАЯ ЧАСТЬ; ПЕРИМЕТР ГУСЕНИЧНОГО ОБВОДА; ДЕФОРМАЦИЯ; НАТЯЖЕНИЕ ГУСЕНИЦ.

This article proposes a method for calculation the forces in free and driving contour branches taking into account the deformation of tracks' joints and suspensions. The calculated schemes shows for determining parameters of the track assembly. The dependence of the geometry of the caterpillar contour on these forces determined a feature of which is an account of the change of position of the machine body in terms of height and angle, as well as the compression of the road wheel. A reference calculation was made out with the example of a tracked vehicle heavy category with rear drive wheel, the results of which presents in plot form.

TRACKED VEHICLE; TRACK ASSEMBLY; PERIMETER OF THE CATERPILLAR CONTOUR; DEFORMATION; TRACK TENSION.

Введение

Транспортные гусеничные машины (ТГМ) представляют существенный сектор в системе наземных безрельсовых транспортных средств. К ТГМ относятся гусеничные транспортеры, снегоходы, болотоходы, а также машины специального назначения – танки, боевые машины пехоты, многоцелевые платформы на гусеничном ходу.

Ходовая часть ТГМ, куда входят гусеничный движитель и система подрессоривания, обладает рядом преимуществ по сравнению с ходовой частью колесной машины. Это более высокие проходимость и тягово-сцепные качества, производительность, а также более высокая скорость движения в тяжелых дорожных условиях.

Развитие и модернизация ходовой части реализуются благодаря обширным теоретическим и экспериментальным исследованиям по уточнению взаимодействия движителя с опорной поверхностью, выбору оптимальных режимов работы ходовой части, усовершенствованию методов расчета и конструирования, применению новых технологических и конструктивных приемов [1–5].

Механизм натяжения гусениц с направляющим колесом входит в состав гусеничного движителя и предназначен для регулирования предварительного натяжения гусеницы, которое обуславливает ее устойчивость в обводе, условия работы зацепления гусеницы с ведущим колесом и нагруженность элементов ходовой части [6, 7].



Один из способов совершенствования гусеничного движителя – использование механизма автоматического натяжения гусениц. Данный механизм позволит автоматически регулировать натяжение гусеницы в зависимости от режима и условий эксплуатации. В настоящее время при движении машины натяжение либо не регулируется, либо регулируется дистанционно механиком-водителем, причем, как правило, на малой скорости.

При движении ТГМ гусеница испытывает сложное силовое воздействие. Изменение тяговой нагрузки и скорости движения приводит к перераспределению натяжения в ветвях обвода, а также к изменению длин этих ветвей [3, 8].

Для компенсации провисания ветвей, а также изменения натяжения необходимо дополнительно подтянуть гусеницу с помощью механизма автоматического натяжения.

Цель данной работы – предложить расчетную методику по определению зависимости между параметрами ходовой части и режимами движения ТГМ.

Определение натяжения гусениц

Силы, действующие на гусеницу в обводе, можно разделить на постоянные по величине на данном режиме движения, при данной скорости, направлении и сопротивлении движению (постоянные составляющие натяжения) и переменные во времени на любом установленемся режиме (динамические составляющие) [3].

К постоянным составляющим натяжения обычно относят: предварительное натяжение $T_{\text{пр}}$;

тяговое усилие $P_{\text{вк}}$; натяжение от центробежных сил $T_{\text{ц}}$. Эти силы достигают больших значений по абсолютной величине и в значительной степени определяют нагруженность обвода.

В свою очередь, гусеничный обвод делится на несколько участков: опорную ветвь $l_{\text{оп}}$ (через нее вес ТГМ передается на опорную поверхность), рабочую ветвь l_p (которая передает силу тяги и расположена от опорной ветви до ведущего колеса) и свободную ветвь $l_{\text{св}}$ (которая не нагружена силой тяги и расположена от ведущего колеса до опорной ветви). Причем длины свободной и рабочей ветвей зависят от расположения ведущего и направляющего колес. На рис. 1 показана схема обвода с задним расположением ведущего колеса.

Постоянная составляющая сил натяжения в свободной ветви обвода [4]:

$$T_{\text{св}} = T_{\text{пр}} + T_{\text{ц}}$$

Силы натяжения в рабочей ветви [4]:

$$T_p = T_{\text{св}} + P_{\text{вк}}$$

В статическом положении, когда обвод расстянут силой предварительного натяжения, длина (периметр) $S_{\text{обв}}$ обвода равна длине гусеницы (с учетом деформации шарниров):

$$S_{\text{гус}} = z t_{\text{гус}} + \frac{T_{\text{св}}}{c_{\text{гус}} l_{\text{св}}} + \frac{T_p}{c_{\text{гус}} l_p},$$

где z – число траков в гусенице; $t_{\text{гус}}$ – шаг трака; $c_{\text{гус}}$ – удельная продольная жесткость гусеницы.

Как уже сказано, при движении происходит перераспределение сил натяжения в гусенице, которое приводит к изменениям положения корпуса ТГМ и геометрии обвода. В результате воз-

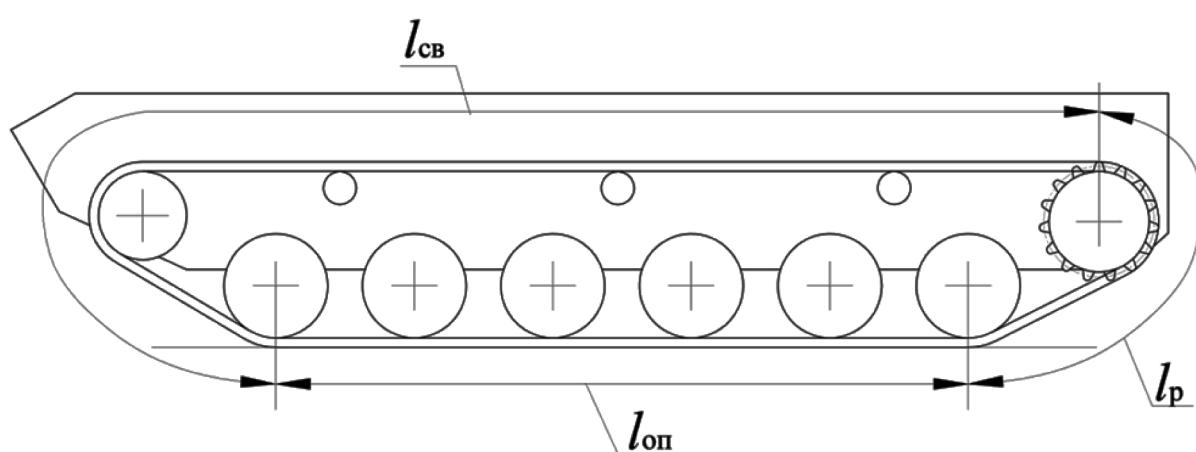


Рис. 1. Участки гусеничного обвода: $l_{\text{св}}$ – свободная ветвь; l_p – рабочая ветвь; $l_{\text{оп}}$ – опорная ветвь



никающей разницы между периметром обвода и длиной гусеницы ($\Delta l = S_{\text{обв}} - S_{\text{гус}}$) появляется дополнительная сила натяжения $\Delta T = c_{\text{обв}} \Delta l$, где $c_{\text{обв}}$ – жесткость гусеничного обвода.

Тогда действительное натяжение в свободной ветви становится равным

$$T_{\text{св}} = T_{\text{пп}} + T_{\text{и}} - \Delta T.$$

Определение периметра обвода

Периметр обвода, представленный на рис. 2, можно определить по формуле

$$S_{\text{обв}} = S_1 + S_{1\text{н}} + S_{1\text{ок}} + S_{\text{оп}} + S_{2\text{ок}} + S_{2\text{н}} + S_2 + S_{2\text{в}} + S_{1\text{в}},$$

где S_1 – длина охвата направляющего (ведущего) колеса; $S_{1\text{н}}$ – длина передней наклонной ветви обвода; $S_{1\text{ок}}$ – длина охвата переднего опорного катка; $S_{\text{оп}}$ – длина опорной ветви; $S_{2\text{ок}}$ – длина охвата заднего опорного катка; $S_{2\text{н}}$ – длина задней наклонной ветви обвода; S_2 – длина охвата ведущего (направляющего) колеса; $S_{2\text{в}}$ – длина постоянной части верхней ветви обвода; $S_{1\text{в}}$ – длина переменной части верхней ветви обвода.

На рис. 3 R_1 и R_2 – радиусы расположенного впереди (индекс 1) и сзади (индекс 2) ведущего, или направляющего, колеса; $R_{\text{ок}}$ – радиус опорного катка; γ_1 и γ_2 – углы наклона передней и задней ветвей гусеничного обвода; $L_{\text{ок}(i)}$ – расстояние от центра подпрессоренной массы до оси i -го катка по горизонтали; L_1 и L_2 – расстояния по длине от оси расположенного впереди (индекс 1) и сзади (индекс 2) ведущего, или направляющего, колеса до оси переднего и заднего катка; H_{k1} и H_{k2} – расстояния по высоте от оси расположенного впереди (индекс 1) и сзади (индекс 2) ведущего, или направляющего, колеса до оси переднего и заднего катка.

В процессе увеличения натяжения гусениц происходят изменения положения корпуса по высоте и углу наклона, а также параметров ходовой части: углов наклона ветвей гусениц, расстояний между осями опорных катков, базы и т.д [5, 9].

Используя схемы, представленные на рис. 2, 3, получили следующие зависимости для определения длин отдельных участков гусеничного обвода:

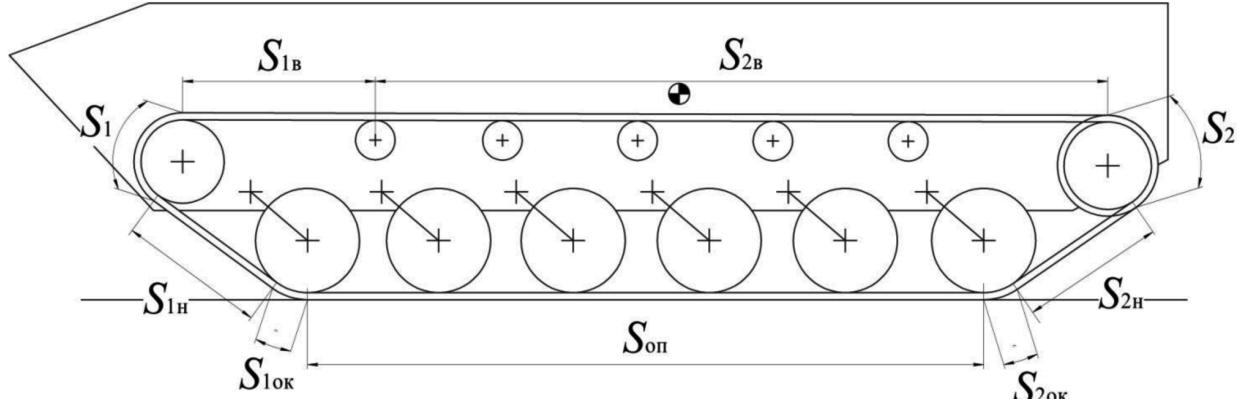


Рис. 2. Расчетная схема для определения длины гусеничного обвода

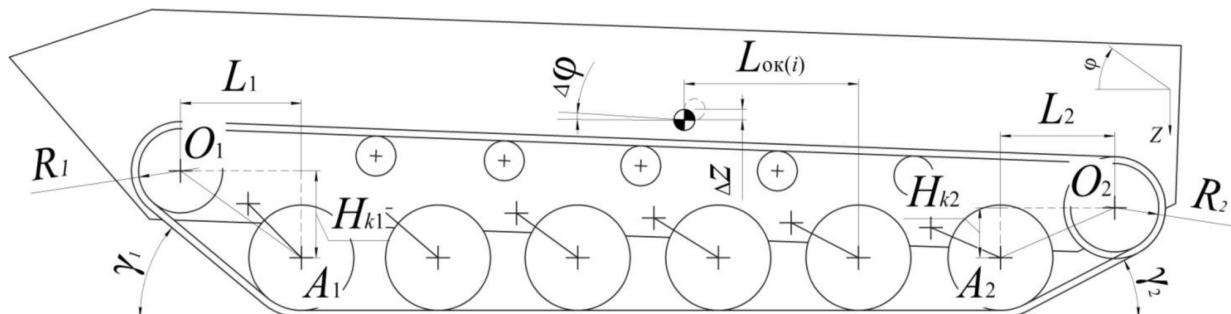


Рис. 3. Расчетная схема для определения параметров гусеничного обвода

1) $S_1 = (\pi - \gamma_1(f_1))R_1$, где f_1 – ход 1-го опорного катка;

$$2) S_{1H} = \sqrt{O_1 A_1 (f_1)^2 - (R_{OK} - R_1)^2},$$

$$\text{где } O_1 A_1 = \sqrt{L_1(f_1)^2 - H_{k1}(f_1)^2};$$

$$3) S_{1OK} = \gamma_1(f_1)R_{OK};$$

4) $S_{op} = L_{OK(1)}(f_1) - L_{OK(n)}(f_n)$, где $L_{OK(1)}$, $L_{OK(n)}$ – расстояния от центра подпрессоренной массы до осей 1-го и n -го опорных катков, f_n – ход n -го катка;

$$5) S_{2H} = \sqrt{O_2 A_2 (f_n)^2 - (R_{OK} - R_2)^2}, \text{ где } O_2 A_2 = \sqrt{L_2(f_n)^2 - H_{k2}(f_n)^2};$$

$$6) S_2 = (\pi - \gamma_2(f_n))R_2;$$

7) S_{2B} – величина, зависящая от геометрических размеров гусеничного движителя;

8) S_{1B} – величина, зависящая от положения направляющего колеса.

Большинство величин зависят от ходов опорных катков, которые определяются следующим образом [10]:

$$f_i = \Delta z + \Delta \varphi L_{OK(i)},$$

где Δz – вертикальное перемещение центра подпрессоренных масс ТГМ; $\Delta \varphi$ – угол поворота продольной оси корпуса, проходящей через центр подпрессоренной массы.

Определение положения корпуса

Расчетная схема для определения положения корпуса с учетом сил натяжения гусениц (для

ходовой части с задним расположением ведущего колеса) приведена на рис. 4.

Корпус машины находится в равновесии, если удовлетворяется условие

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^n P_i - T_1 \sin \gamma_1 - T_2 \sin \gamma_2 - 0,5M_{nI}g - M_{nI}\ddot{z} = 0; \\ \sum_{i=1}^n P_i L_{OK(i)} - T_1 S_{nI} + T_2 S_{n2} - J_{nI}\ddot{\varphi} = 0. \end{cases} \quad (1)$$

Иначе, корпус стремится занять равновесное положение с ускорениями

$$\ddot{z} = \frac{\Delta P}{M_{nI}} \quad \text{и} \quad \ddot{\varphi} = \frac{\Delta M}{J_{nI}}.$$

Если значения суммы сил ΔP и суммы моментов ΔM не равны нулю, тогда полученное рассогласование устраним за счет перемещения корпуса по высоте z и углу наклона φ , в результате чего находим приращение ходов подвесок i -ых катков, новые значения ходов f_i , новые значения упругих сил P_i и т.д.

Необходимое дополнительное перемещение корпуса по углу наклона [5] найдется по формуле

$$d\varphi = \frac{\Delta M \sum_{i=1}^n c_i - \Delta P \sum_{i=1}^n [c_i L_{OK(i)}]}{\sum_{i=1}^n [c_i L_{OK(i)}]^2 \sum_{i=1}^n c_i - \left\{ \sum_{i=1}^n [c_i L_{OK(i)}] \right\}^2},$$

а по высоте [5] – по формуле

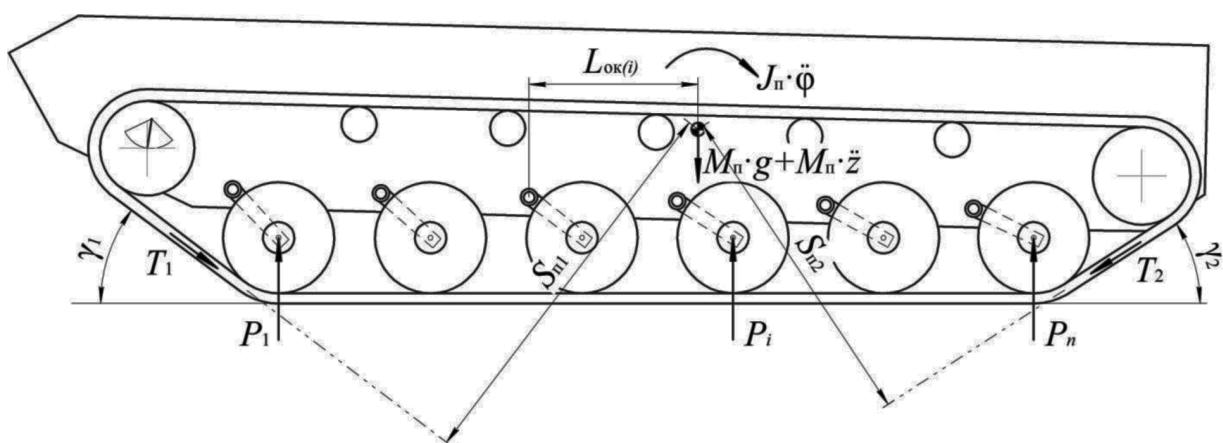


Рис. 4. Расчетная схема сил, действующих на ходовую часть: M_{nI} – подпрессоренная масса машины; g – ускорение свободного падения; P_i – упругая сила подвески, приведенная к i -му опорному катку; T_1 – сила, действующая в передней ветви обвода; T_2 – сила, действующая в задней ветви обвода, S_{nI} и S_{n2} – плечи моментов сил натяжения гусениц относительно центра подпрессоренной массы; n – число опорных катков на борт; J_{nI} – момент инерции подпрессоренной массы

$$dz = \frac{\Delta P - d\varphi \sum_{i=1}^n [c_i L_{\text{ок}(i)}]}{\sum_{i=1}^n c_i}.$$

Приращение статического хода для i -го катка:

$$\Delta f_i = dz + L_{\text{ок}(i)} d\varphi.$$

Новое значение хода для i -го опорного катка:

$$f_i = f_i + \Delta f_i.$$

В зависимости от хода i -го катка уточняем значения длин участков обвода, углов наклона гусеницы γ_1 и γ_2 и определяем новые значения суммы сил ΔP и суммы моментов ΔM .

При достижении заданной точности \ddot{z} и $\ddot{\varphi}$ расчет можно завершать.

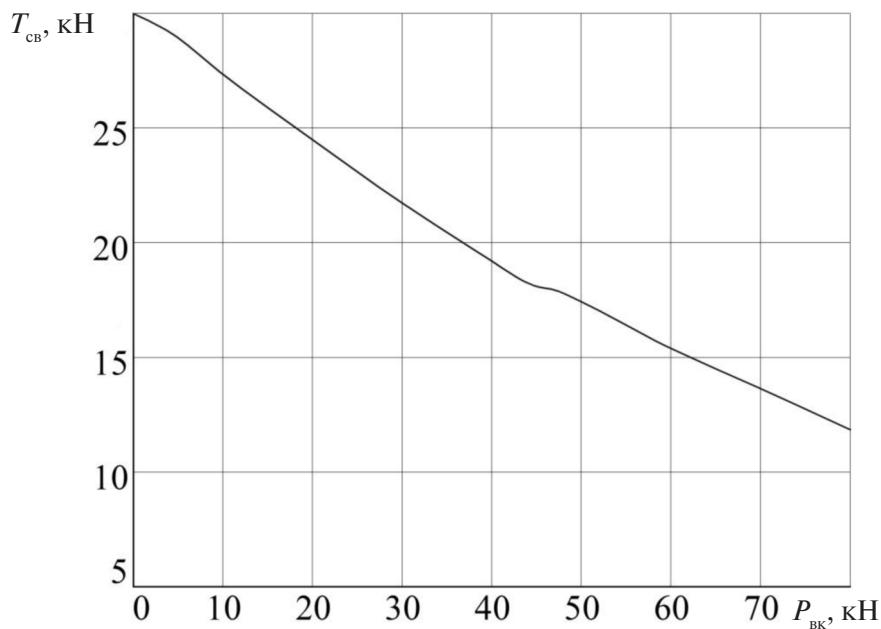


Рис. 5. Зависимость натяжения в свободной ветви обвода от силы тяги

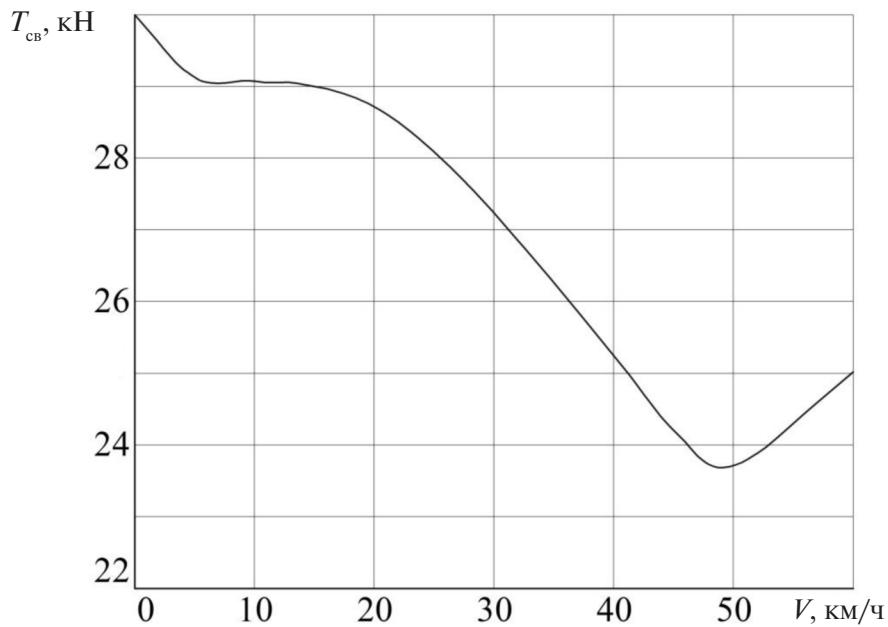


Рис. 6. Зависимость натяжения в свободной ветви обвода от скорости движения



Данный метод позволил практически после трех-четырех приближений получить необходимые значения параметров ходовой части.

Результаты расчета контрольного примера

В качестве примера проведен расчет параметров ходовой части гусеничной машины, описание и технические характеристики которой приведены в публикации [11].

Рассмотрено прямолинейное движение машины при различных режимах движения. Результаты расчета, а именно натяжение в свободной ветви обвода от сил тяги и скорости движения, представлены в виде графиков на рис. 5, 6.

Как видно из графиков, движение в тяжелых дорожных условиях или с высокой скоростью существенно снижает натяжение свободной ветви обвода. Причем влияние силы тяги более существенно.

Основные выводы и рекомендации можно изложить следующим образом:

Фактический периметр обвода отличается от длины гусеницы. Предложенная методика позволяет отразить связь между силами, действующими в обводе, и значением периметра обвода с учетом деформации шарниров и подвески.

Отличием предложенной методики является учет высоты положения корпуса машины и угла его наклона в зависимости от сил, действующих в обводе.

Применение методики расчета позволяет для конкретной машины в заданных условиях движения оценить значение потребного предварительного натяжения гусеницы. Такая оценка дает возможность перейти к проектированию механизма автоматического натяжения гусениц и разработке алгоритма управления натяжением.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Добрецов Р.Ю.** Математическая модель гусеничного движителя с недеформируемым основанием при высоких скоростях прямолинейного движения: Автографат дис. ... канд. тех. наук. СПб.: СПбГТУ, 2000. 16 с.
2. **Ogorkiewicz R. M.** Technology of Tanks. / Sentinel House 163 Brighton Road Coulsdon Surrey: Jane's Information Group, 1991. 424 p.
3. **Платонов В.Ф.** Динамика и надежность гусеничного движителя. М.: Машиностроение, 1973. 232 с.
4. **Волков Ю.П., Ролле В.Е., Самойлов А.Д.** Транспортные гусеничные машины. Ходовая часть: Учебное пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2009. 267 с.
5. **Бажуков А.Е., Ролле В.Е.** Влияние силы предварительного натяжения гусениц на статическое положение корпуса гусеничной машины // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2014. №4(207). С. 233–238.
6. **Носов Н.А.** Расчет и конструирование гусеничных машин. Л.: Машиностроение, 1972. 560 с.
7. **Буров С.С.** Конструкция и расчет танков. М.: Изд-во ВАБТВ, 1973. 602 с.
8. **Забавников Н.А.** Основы теории транспортных гусеничных машин. М.: Машиностроение, 1975. 448 с.
9. **Исаков П.П., Абрамов Б.А., Брагин Ю.И., Бавилов Е.В. [и др.].** Теория и конструкция танка: в 10 тт. Т.6. Вопросы проектирования ходовой части военных гусеничных машин / Под ред. д-ра тех. наук П.П. Исакова. М.: Машиностроение, 1985. 244 с.
10. **Аврамов В.П., Калейчев Н.Б.** Динамика гусеничной транспортной машины при установленном движении по неровностям. Харьков: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1989. 112 с.
11. **Объект 172М.** Техническое описание и инструкция по эксплуатации. М.: Военное издательство Министерства обороны СССР, 1975. 584 с.

REFERENCES

1. **Dobretsov R.Yu.** Matematicheskaya model gusenichnogo dvizhitelya s nedeformiruyemym osnovaniem pri vysokikh skorostyakh pryamolineynogo dvizheniya: avtoreferat dis. ... kand. tekhn. nauk [Mathematical model of the caterpillar with not deformable base at high speeds of an in-line motion: autoreferat dissertation]. St.Petersburg: SPbGPU Publ, 2000. 16 p. (rus)
2. **Ogorkiewicz R. M.** Technology of Tanks / Sentinel House 163 Brighton Road Coulsdon Surrey: Jane's Information Group, 1991. 424 p.
3. **Platonov V.F.** Dinamika i nadezhnost gusenichnogo dvizhitelya [Dynamics and durability of the caterpillar]. Moscow: Mashinostroyeniye, 1973. 232 p. (rus)
4. **Volkov Yu.P.** Transportnyye gusenichnyye mashiny. Khodovaya chast: Uchebnoye posobiye [Transport tracked vehicles. Track assembly: Study guide] St. Petersburg: SPbGPU Publ, 2009. 267 p. (rus)
5. **Bazhukov A.E., Rolle V.E.** Vliyaniye sily predvaritel'nogo natyazheniya gusenits na staticheskoye polozheniye korpusa gusenichnoy mashiny [The effect of



pretension force on the static position of the tracked vehicle hull]. *St. Peterssrurg State Politecnical Universiti Journal*. 2014. № 4(207). P. 233–238. (rus)

6. **Nosov N.A.** Raschet i konstruirovaniye gusenichnykh mashin [Calculation and design engineering of tracked vehicles]. Leningrad: Mashinostroeniye, 1972. 560 p. (rus)

7. **Burov S.S.** Konstruktsiya i raschet tankov [Design and calculation of tanks]. Moscow: Izd-vo VABTV, 1973. 602 p. (rus)

8. **Zabavnikov N.A.** Osnovy teorii transportnykh gusenichnykh mashin [Fundamentals of the theory of transport tracked vehicles]. Moscow: Mashinostroeniye, 1975. 448 p. (rus)

9. **Isakov P.P., Abramov B.A., Bragin Yu.I., Vavilov Ye.V. [i dr.]**. Teoriya i konstruktsiya tanka: v 10 tt. T.6.

Voprosy proyektirovaniya khodovoy chasti voyennykh gusenichnykh mashin [Theory and design of the tank: in 10 vol. V.6. Problems of design engineering of a track assembly of military tracked vehicles] / Pod red. d-ra tekhn. nauk P.P. Isakova. Moscow: Mashinostroyeniye, 1985. 244 p. (rus)

10. **Avramov V.P., Kaleychev N.B.** Dinamika gusenichnoy transportnoy mashiny pri ustanovivshemsya dvizhenii po nerovnostyam [Dynamics of the transport tracked vehicle at the established driving on roughnesses]. Kharkiv: Vyshcha shk. Publ. at the Kharkov university, 1989. 112 p. (rus)

11. Obyekt 172M. Tekhnicheskoye opisaniye i instruktsiya po ekspluatatsii [Object 172M. Technical description and maintenance instruction]. Moscow: Military Publ. of the Ministry of Defense of the USSR, 1975. 584 p. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

БАЖУКОВ Артем Евгеньевич – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: artem_bashukov@mail.ru

BAZHUKOV Artem E. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: artem_bashukov@mail.ru

ХУДОРОЖКОВ Сергей Иванович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: xcu-55s@mail.ru

HOODOROZHKOV Sergey I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: xcu-55s@mail.ru



ХРОНИКА СОБЫТИЙ

DOI 10.5862/JEST.231.21

УДК 338.27: 621: 62-4

Т. Девезас, В.В. Кораблев, А.И. Сарыгулов

ЦИКЛИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ И СМЕНА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПЛАТФОРМ: ВЫЗОВЫ И РЕШЕНИЯ

T. Devezas, V.V. Korablev, A.I. Sarygulov

CYCLIC PROCESSES AND SHIFT OF TECHNOLOGY PLATFORMS

Неравномерный характер технологического развития и низкие темпы экономического роста в развитых странах мира – тревожные симптомы мирового развития на рубеже XX – XXI веков. Прорывные технологии и новые материалы, а также источники энергии еще не стали объектом пристального внимания со стороны частных инвесторов. Социальные последствия использования новых технологий и материалов пока не оценены учеными. Системное и комплексное исследование экономических, экологических и социальных последствий широкого промышленного использования базисных технологий первой половины XXI века должно стать одним из основных направлений при оценке будущих структурных изменений в промышленности, транспортной инфраструктуре и занятости.

ПРОРЫВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ; НОВАЯ ПРОМЫШЛЕННОСТЬ; СТРУКТУРНЫЕ СДВИГИ; ЦИКЛИЧЕСКИЕ ИЗМЕНЕНИЯ; СОЦИАЛЬНЫЕ ПОСЛЕДСТВИЯ.

Uneven technological development and slow economic growth in the developed countries is a troubling symptom of global development at the turn of the century. Breakthrough technologies and new materials and energy sources have not yet become the object of attention from private investors. The social consequences of the use of new technologies and materials have not yet been evaluated by scientists. A systematic and comprehensive study of the economic, environmental and social impacts of a wide industrial use of basic technologies of the first half of the XXI century should become a major focus in the evaluation of future structural changes in the industry, transport infrastructure and employment.

DISRUPTIVE TECHNOLOGIES; NEW INDUSTRY; STRUCTURAL SHIFTS; CYCLICAL CHANGES; SOCIAL CONSEQUENCES.

«Процессы глобализации не только способствовали открытию экономических границ, но и сделали доступными для многих стран самые передовые достижения в информационно-коммуникационных технологиях. Последнее существенно изменило скорость обмена информацией и характер кооперационных и торговых связей. Вместе с положительными результатами процессы глобализации создали условия и для быстрого распространения экономических и

финансовых кризисов, придав, по существу, синхронный характер волновым процессам в различных регионах мира. Другой особенностью современного экономического развития становится качественно новая роль технологической и отраслевой структуры экономики. Базисные инновации новых промышленно-технологических платформ еще не стали объектом пристального внимания инвесторов, а национальные экономики находятся в различных фазах струк-

турной готовности, что обуславливает асинхронный характер экономического и технологического обновления». Именно такую оценку состояния современной мировой экономики дали участники II-го Международного семинара «Базисные технологии первой половины XXI века (структурно-циклический анализ)», прошедшего 1–2 октября в Санкт-Петербурге. Организаторами семинара стали Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Центр фундаментальных исследований процессов развития экономики России Санкт-Петербургского государственного экономического университета и компания «MENSCH MEDIA LLC» (США). Семинар был проведен в рамках проекта «Структурно-циклическая парадигма экономического и технологического обновления (Мир и Россия в первой половине XXI века)», финансируемого на основе гранта 14-28-00065 Российского научного фонда.

Вопросам экономического потенциала перспективных прорывных технологий, которые могут составить основу нового технологического уклада, был посвящен совместный доклад иностранного члена РАН А.А. Акаева (МГУ им. М.В.Ломоносова) и члена-корреспондента РАН А.И. Рудского (СПбГПУ). Особо была отмечена роль NBIC-технологий как базисного ядра, способного обеспечить синергетический эффект и качественно новый рост мировой экономики. Опираясь на данные среднесрочного прогноза Национальной нанотехнологической инициативы США, авторы доклада построили долгосрочный прогноз динамики объема выпуска инновационной продукции и численности новых рабочих мест, создаваемых в США и мире, что характеризует экономический потенциал NBIC-технологий. Доклад также содержал анализ социальных последствий NBIC-технологической революции в части значительного сокращения рабочих мест, занятых средним классом, из-за технологического замещения, вызванного грядущим появлением с 2020-го по 2025 год умных роботов, а после 2030 года – когнитивных (интеллектуальных) компьютеров. Это новое явление, по мнению авторов доклада, создаст для многих стран социально-политическую проблему, пути практического решения которой сегодня еще не определены.

Действительный член РАН Ю.В. Гуляев (Институт радиотехники и электроники имени

В.А. Котельникова РАН) посвятил доклад вопросам практического использования достижений фундаментальной науки. Будучи одним из создателей таких современных научных направлений, как акустоэлектроника, акусто-оптика, спин-волновая электроника и биомедицинская радиоэлектроника, он дал развернутую картину практической реализации научных идей на примере радиофизических методов медицинской диагностики и лечения человека. В частности, были доложены конкретные результаты ранней диагностики сердечно-сосудистых и онкологических заболеваний. Академик Ю.В. Гуляев особо подчеркнул, что существующий научный задел позволяет создать в России конкурентоспособные отрасли промышленности по производству высокотехнологического медицинского диагностического оборудования.

Профессор Б.Д.Л. Берри с соавторами из School of Economic, Political and Policy Sciences at University of Texas in Dallas (USA) рассмотрел перспективы американской экономики к середине XXI века. Он предсказал, что очередной стагфляционный кризис произойдет около 2035 года, за которым последует кластер инноваций – новая технологическая революция в следующем десятилетии, которая приведет к еще одной смене парадигмы как в экономике, так и в обществе. Он также утверждал: природа технологических революций, изменяющих парадигму, состоит в том, что в начале имеет место целый букет альтернатив, и мы не можем предугадать, какая из них случится.

Профессор Тессалено Девезас с соавторами (University of Beira Interior, Portugal) проанализировал преобразование космической промышленности в свете новой рыночно-ориентированной стратегии развития космоса в первой половине XXI века и ее влияния на социоэкономическое окружение.

Действительный член РАН М.П. Федоров (СПбГПУ) в своем докладе рассмотрел вопросы, связанные с уровнем развития технологий и обеспечения экологической безопасности, на примере сектора электроэнергетики. В частности, была отмечена необходимость проектирования сложных защитных систем, которые должны обладать более высокой надежностью в сравнении с самыми современными технологиями, используемыми в функционировании самого хозяйствующего объекта.

Доклад профессора В.Р. Томпсона с соавторами из Университета штата Индиана и Конкордия Колледжа (США) был посвящен анализу энергетики. Необходимость снижения выбросов CO_2 приведет к появлению нового кластера технологических инноваций, которые будут сконцентрированы вокруг решения этой проблемы, что включает в себя: трансформацию угля, нефти и природного газа так, чтобы они были намного более экологичными источниками энергии; большую опору на электричество и возобновляемые источники энергии; существенное снижение зависимости от транспорта на углеводородном топливе и увеличение зависимости от электричества и возобновляемых источников энергии, включая транспорт.

Перспективам развития квантовых вычислений и их использования в медицине был посвящен доклад **профессора Н.Т. Баграева (Физико-технический институт имени А.Ф. Иоffe РАН)**. Роль квантовых вычислений для инновационного развития была рассмотрена в рамках формирования шестой кондратьевской волны. Основное внимание в докладе уделено возможностям практической реализации квантового компьютера, выполняющего операции при комнатной температуре, и совмещенных с ним устройств терагерцевой персонифицированной медицины. В качестве их основы предложены кремниевые наносандвичи, демонстрирующие квантовую лестницу проводимости при комнатной температуре, которая сопровождается излучением в терагерцевом диапазоне электромагнитного спектра. Практическая реализация различных компонент квантового компьютера (таких, как квантовый регистр, состоящий из последовательности интерференционных спиновых транзисторов) стала возможной благодаря использованию при формировании квантовых каналов примесных систем с отрицательной корреляционной энергией.

Доклад профессора Г.А. Туричина (Российско-германский центр лазерных технологий СПбГПУ) был посвящен перспективам использования в промышленных масштабах технологий послойного синтеза. В перспективе развитие таких технологий способно кардинально изменить структуру, системы управления и организацию промышленного производства, в частности в результате создания «интерфейсных» схем производства и кооперации. Такая система организации производства может привести к глубоким

структурным изменениям в экономике целом, создать принципиально новые рабочие профессии и одновременно обострить вопросы занятости вследствие высокого интеллектуального уровня будущих производственных систем.

Новой технологической революции и глобальному старению населения в условиях шестой кондратьевской волны (К-волны) был посвящен совместный доклад **профессора А.В. Коротаева (Институт востоковедения РАН)**, **профессора Л.Е. Гринина (НИУ ВШЭ)**, доцента **А.Л. Гринина (Волгоградский центр социальных исследований)**. В докладе на базе теории принципов производства и производственных революций была показана взаимосвязь между К-волнами и крупнейшими технологическими переворотами в истории, а также даны прогнозы особенностей шестой К-волны в свете идущей с 1950-х годов кибернетической революции. По мнению авторов доклада, шестая кондратьевская волна в 2030–2040-х годах сольется с завершающей фазой кибернетической революции. Этот период будет характеризоваться прорывом в медицинских технологиях, которые смогут объединить вокруг себя много других технологий и в целом составят комплекс МБНРИК-технологий (медицинско-био-нано-робото-инфо-когнитивные технологии).

Вопросы неравномерного технологического развития и асинхронных экономических циклов были рассмотрены в докладе **профессора В.Н. Соколова (Центр фундаментальных исследований процессов развития экономики России СПбГЭУ)**. Основой неравномерного технологического развития, по мнению докладчика, является неравномерность в финансировании фундаментальных исследований и НИОКР. На основе обширных ретроспективных статистических данных по странам ОЭСР и БРИКС были показаны траектории технологического развития этих стран и, в частности, выделены периоды заимствования промышленных технологий. Особо была отмечена роль корпоративного сектора в финансировании научных разработок, которая имеет явную тенденцию к повышению. Неравномерность технологического развития обуславливает появление качественно новых процессов при формировании экономических циклов, придавая им асинхронный характер. Обращая внимание на последствия Великой рецессии 2007–2009 годов, докладчик подчеркнул, что



даже в условиях глобализации, когда многие экономические процессы имеют тенденцию к синхронизации, асинхронность циклов на межстрановом уровне способствует смягчению последствий финансово-экономических кризисов.

Участники семинара сформулировали повестку дня следующей, уже третьей по счету, международной конференции: «Прорывные технологии XXI-го века: материалы и энергетические потребности, новая промышленная структура и транс-

формация социально-экономической системы». В качестве основных тем для обсуждения определены: а) новые технологии и материалы; б) технологические кластеры; в) энергетика и окружающая среда; г) цифровая экономика; д) социальные последствия новой техносфера.

Определены также сроки и место проведения следующей конференции: май 2016 года, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ДЕВЕЗАС Тессалено – профессор Университета Бейра Интериор (Португалия).
Rua Marquês D'Ávila e Bolama. 6201-001 Covilhã. Portugal.

E-mail: tessalen@ubi.pt

ДЕВЕЗАС Tessaleno – Universidade da Beira Interior (Portugal)
Street Marquis D'Avila and Bolama. 6201-001 Covilha. Portugal.
E-mail: tessalen@ubi.pt

КОРАБЛЕВ Вадим Васильевич – доктор физико-математических наук профессор советник ректора
Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: korablev@spbstu.ru

KORABLEV Vadim V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: korablev@spbstu.ru

САРЫГУЛОВ Аскар Исламович – доктор экономических наук старший научный сотрудник Санкт-Петербургского государственного архитектурно-строительного университета.
190005 2-ая Красноармейская 4, Санкт-Петербург, Россия.
E-mail: asarygulov@lan.spbgasu.ru

SARYGULOV Askar I. – Saint-Petersburg State University of Architecture and Civil Engineering.
190005, Vtoraya Krasnoarmeiskaya 4, Sankt-Peterburg, Russia.
E-mail: asarygulov@lan.spbgasu.ru

DOI 10.5862/JEST.231.22

УДК 004

А.И. Демидов

АКАДЕМИК ВАСИЛИЙ МИХАЙЛОВИЧ СЕВЕРГИН (К 250-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

A.I. Demidov

ACADEMICIAN VASILY MIKHAILOVICH SEVERGIN (FOR THE 250th ANNIVERSARY OF HIS BIRTHDAY)

Очерк посвящен жизни, педагогической и научной деятельности русского минералога и химика, академика Императорской российской академии наук (с 1793 г.) В.М. Севергина. Научные работы Севергина посвящены минералогии, химии, металлургии и химической технологии того времени. Развивал химическое направление в минералогии, считая главной задачей этой науки исследование состава и строения минералов. Одним из первых в России стал пропагандировать кислородную теорию горения А.Л. Лавуазье. Сделан обзор книг, написанных В.М. Севергиным, в области химической технологии и металлургии, в частности крупный труд ученого «Начертание технологии минерального царства».

СЕВЕРГИН В.М.; МИНЕРАЛОГИЯ; ХИМИЯ; МЕТАЛЛУРГИЯ; ХИМИЧЕСКАЯ ТЕХНОЛОГИЯ.

This feature article is about the personal life, educational and scientific work of V.M. Severgin, a Russian mineralogist and chemist, academician of the Russian Imperial academy of science (from 1793). His scientific treatises are dedicated to mineralogy, metallurgy and chemical technology of the time. He developed the chemical area of mineralogy, considering the investigation of chemical composition and structure of minerals the main task of mineralogy. Severgin was among the firsts in Russia who advocated de Lavoisier's theory of oxygen combustion. The books written by V. M. Severgin in the field of chemical technology and metallurgy, in particular, the comprehensive work of the scientist «A tracing of technology of the mineral kingdom» have been reviewed in the paper.

SEVERGIN V.M.; MINERALOGY; CHEMISTRY; METALLURGY; CHEMICAL TECHNOLOGY.

Василий Михайлович Севергин родился в 8 (19) сентября 1765 года в Петербурге в семье вольноотпущенного придворного музыканта [1]. Первоначальное образование получил дома, в академическую гимназию поступил в возрасте одиннадцати лет. В постановлении комиссии Академии наук от 5 сентября 1776 года отмечено, что принятый гимназист уже обучен российской грамоте и рисованию, имеет начальные знания латинского, французского и немецкого языков. В 1777 году инспектором гимназии был назначен академик Иван Иванович Лепехин (1740–1802). И.И. Лепехин, уже знаменитый к тому времени

путешественник, натуралист [2], «пекся о воспитанниках, как о молодых растениях в академическом саду, который в то же время был представлен его попечению. Со вступлением его в сии две должности сад украсился редкими прорастаниями; способности в учениках разверзлись; он возбудил в них охоту к чтению, любил их как своих детей, а они его, как отца» [1]. В 1784 году Севергин успешно закончил гимназический курс и был принят в академический университет. В 1785 году, как один из наиболее способных студентов, он был командирован для дальнейшего обучения в Гётtingенский универ-



ситет. В университете В.М. Севергин работал главным образом под руководством И.Ф. Гмелина. Иоган Фридрих Гмелин (1748–1804) – немецкий химик и врач [2], написал ряд руководств по химии, химической технологии, фармации, ботанике и хорошо известную историю химии в трех томах. Спустя два года после возвращения в Петербург Севергин писал, что Гмелин был ученым «обширнейших сведений, профессор химии в Гётtingенском университете; у него учился я химии, минералогии и металлургии... Его сочинения писаны с редкою точностью, рачением и проницательностью; трудолюбие и обширные его сведения видим повсюду». Позднее, в 1803 году В.М. Севергин перевел на русский язык «Химические основания ремесел и заводов» И.Ф. Гмелина [3], рекомендую её читателю как книгу, где кратко и ясно описаны химические основы многих ремесел.

Ранней весной 1789 года Севергин вернулся в Петербург, и представил в Академию две работы: «О природе и различии щелочных солей» и «О свойствах и образовании базальта» [1]. На основании этих трудов и отзыва академических профессоров В. М. Севергин 26 июля 1789 года был избран адъюнктом Академии по кафедре минералогии.

Первые годы работы в Академии наук для В.М. Севергина были связаны в основном с научно-литературной и лекционной деятельностью в области минералогии. Эта его деятельность была высоко оценена директором Академии наук Екатериной Романовной Дашковой (1743–1810): «В прошлом 1792 г. адъюнкт Василий Севергин читал публичную лекцию по минералогии и доказал знания свои в сей науке – так что вся публика, которая пользовалась его наставлениями, отдает справедливость в его знаниях, к чести Академии служащие. Лично же с удовольствием сим свидетельствую, что я поведением, прилежностью и знанием его довольна. Почему для ободрения сего адъюнкта, по известным его достоинствам, признаю я его профессором минералогии, о чем и даю знать ученыму собранию» [1]. В 1793 году В. М. Севергин был избран профессором (академиком) по кафедре минералогии Императорской российской академии наук [2].

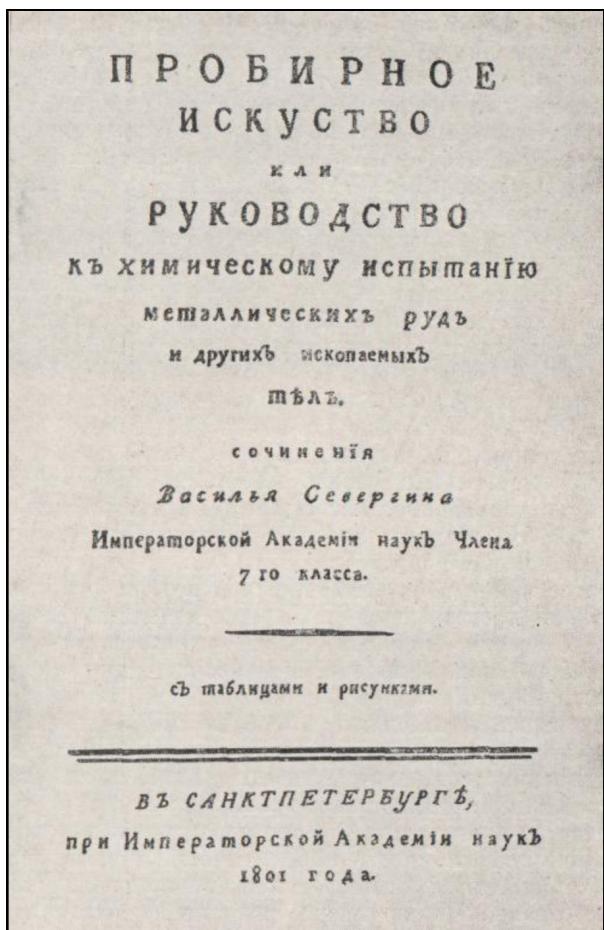
Талант и знания В.М. Севергина привлекли внимание научной общественности Петербурга, и он получает одно за другим два почетных предложения – занять кафедру химии в Медико-хи-

рургическом училище, впоследствии знаменитой Медико-хирургической академии, и принять на себя преподавание минералогии, химии и горного дела в Горном училище, впоследствии не менее знаменитом Горном институте. В.М. Севергин оба предложения принял и несколько лет совмещал работу в Академии наук с преподаванием в двух указанных учебных заведениях. В Медико-хирургическом училище он проработал с 1796 по 1802 год, а в Горном училище преподавал с 1798 по 1801 год

Первый русский учебник по минералогии [4] В.М. Севергин опубликовал в 1798 году. На основе лекционного курса, который он читал для слушателей Горного училища, им было написано руководство «Пробирное искусство, или руководство к химическому испытанию металлических руд и других ископаемых» [5]. Эта книга, посвященная, казалось бы, практическому применению аналитической химии к решению узкого круга задач, связанных в основном с металлическими процессами, в действительности была подлинным учебником по аналитической химии, написанным с позиций кислородной теории А.Л. Лавуазье (1743–1794) [6].



Василий Михайлович Севергин



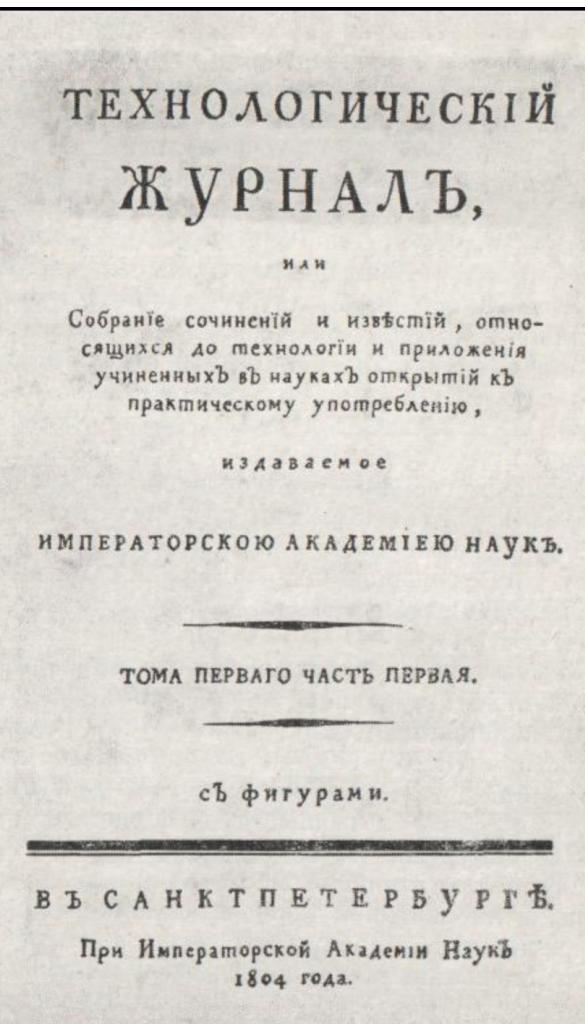
Титульный лист книги «Пробирное искусство»

«Пробирование руд, — пишет Свергин, — представляет весьма важную часть упражнений почти при всех горных работах, ибо на оном основывается почти все учреждение плавильных заводов». Книга состоит из трех частей. Часть первая заключает в себе предварительные знания, химические и минералогические. Часть вторая содержит сведения об орудиях и работах, в пробирном искусстве употребляемых. Часть третья — о химических испытаниях различных металлов, а также теллура, серы, солей и угля.

В конце XVIII столетия в состав Российской империи вошли Белоруссия, Правобережная Украина, Крым, полностью Азовское море и земли между Бугом и Днестром; Россия приняла «под свое покровительство» Грузию, появилась русская Америка — Аляска. Помимо новых губерний, манили своими богатствами Урал и Сибирь, продолжалось изучение основных водных

и сухопутных путей. Ученым университетов и Академии наук предписывалось и обязательное изучение своих губерний («в хозяйственном, экономическом, географическом, этнографическом и других отношениях») [1].

В течение 1802—1804 годов Свергин объехал всю Прибалтику, Польшу, Финляндию и большинство западных областей России. Он побывал во многих учебных заведениях, на фабриках и заводах, на рудниках, осматривал архитектурные памятники, изучил рельеф, гидрографическую сеть этих районов, минеральные источники, полезные ископаемые, тщательно собирая образцы минералов, руд, почв для минералогического кабинета и для детального их изучения в химической лаборатории.



Титульный лист первого выпуска
«Технологического журнала»



В январе 1807 года Севергин был командирован для осмотра дымящейся вблизи Ревеля (Таллин) горы и установления причины этого явления. Оказалось, что в глубине горы загорелся слой горючего сланца. Летом 1809 года В.М. Севергин совершил поездку в Тверскую губернию с целью исследования местных минеральных источников.

В 1804 году В.М. Севергин издает учебник по минералогии для губернских гимназий [7]. Дальнейшее развитие научных представлений Севергина в области минералогии нашло свое выражение в его знаменитых трудах «Подробный словарь минералогический...» [8] и «Опыт минералогического землеописания Российского государства...» [9].

В.М. Севергину принадлежит огромное количество статей, переводов, заметок и литературных обзоров, напечатанных в «Новых ежемесячных сочинениях», «Умозрительных исследованиях» и «Технологическом журнале», бессменным редактором которого он состоял с самого его основания в 1804 году и до своей смерти. Им разработан также план издания «Ученых известий» при «Академических ведомостях» [1].

Рассуждению о металлургии, заключающему в себе теорию главных ее работ, посвящена серия статей В.М. Севергина, опубликованных в «Технологическом журнале» [10]. В этих статьях подробно разобрана последовательность проведения

операций metallurgических производств, начиная с предварительных механических и химических операций, процессов плавления и получения золота, серебра, меди, железа, олова, свинца, а также марганца, мышьяка, сурьмы, кобальта, висмута, цинка и ртути.

Среди книг, написанных В.М. Севергиным в области химической технологии и металлургии, следует отметить последний крупный труд ученого — «Начертание технологии минерального царства» [11]. В первом томе рассмотрены земли, камни, соли и горючие тела; во втором томе — технология металлов: платины, золота, серебра, ртути, меди, железа, свинца, олова, висмута, цинка, сурьмы, марганца, никеля, кобальта, молибдена, вольфрама, титана, урана, хрома, церия, ниобия, тантала и теллура.

Жизнь ученого была чрезвычайно насыщена научной и научно-организационной работой. Имя его пользовалось широкой известностью не только в России, но и за границей. Он был членом 18 научных обществ, русских и иностранных: Гёттингенского ученого общества с 1795 г., Минералогического общества в Иене с 1799 г., Стокгольмской академии наук с 1801 г. и др. В.М. Севергин был одним из основателей Минералогического общества в Петербурге (1817 г.) [1].

Умер В.М. Севергин 17 (29) ноября 1826 года. Похоронен на Смоленском кладбище в Санкт-Петербурге.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ушакова И.Н., Фигуровский Н. А. Василий Михайлович Севергин (1765 – 1826). М.: Наука, 1981. 160 с.
2. Биографический словарь деятелей естествознания и техники: В 2 т. / Редкол.: Н. Н. Аничков, И. П. Бардин, А. А. Благонравов и др.; отв. ред. А. А. Зворыкин. М.: Изд-во «БСЭ», 1958 – 1959. Т. 1: А – Л. 1958. 548 с.; Т.2. М – Я. 1959. 467 с.
3. Гмелин И.Ф. Химические основания ремесел и заводов. Сочинения Иог. Фрид. Гмелина Надворного Советника и Профессора Врачебной науки в Геттингене. С немецкого на русский язык с присоединениями некоторых примечаний, приложенных Академиком коллежским Советником и Ордена Св. Анны второго класса Кавалер Василем Севергиным: В 2 ч. СПб.: Изд-во при Имп. Акад. наук, 1803. Ч.1. 384 с; Ч.2. 289 с.
4. Севергин В.М. Первые основания минералогии, или естественной истории ископаемых тел, в
5. Севергин В.М. Пробирное искусство или Руководство к химическому испытанию металлических руд и других ископаемых тел. Сочинения Василя Севергина Императорской Академии наук члена 7-го класса. С таблицами и рисунками. СПб.: Изд-во при Имп. Акад. наук, 1801, XVI, 371 с.
6. Джуа М. История химии: пер. с итал. / Под ред. С. А. Погодина. М.: Мир, 1966. 452 с.
7. Севергин В.М. Краткое начертание минералогии, сочиненное в пользу губернских гимназий академиком, коллежским советником и кавалером Ва-

сильем Севергиным, и напечатанное от Главного училища правления. СПб.: при Имп. Акад. наук, 1804. IV, 134, VII с. 80.

8. **Севергин В.М.** Подробный словарь минералогический, заключающий в себе подробное изъяснение всех в минералогии употребительных слов и названий, также все в науке сей учиненные открытия, изданный академиком, статским советником и кавалером Василем Севергиным. В 2-х т. / В. М. Севергин. — СПб.: Изд-во при Имп. Акад. наук, 1807. Т. 1. От А до Л. С фигурами, LII с.; 668 стб.; Т.2. От М до Θ. С прибавлением латинского, французского и немецкого минералогических словарей. XVI с.; 616 стб; 68 с.

9. **Севергин В.М.** Опыт минералогического землеописания Российского государства, изданный трудами статского советника, академика и кавалера Василя Севергина. СПб.: Изд-во при Имп. Акад. наук, 1809. 526 с.

10. **Севергин В.М.** Рассуждения о металлургии, заключающее в себе теорию главных её работ. Статья

первая: О предварительных механических работах // Технологич. журн. 1804. Т. 1, Ч. 3. С. 42-57; Статья вторая. О предварительных химических работах или о пожигании // Технологич. журн. 1805. Т. 2, Ч. 1. С. 39-49; Статья третья: О плавлении // Технологич. журн. 1805. Т. 2, Ч. 2. С. 45-74; Продолжение рассуждения о металлургии: I. О добывании золота в большом объеме; II. О добывании серебра в большом объеме // Технологич. журн. 1807. Т. 4, Ч. 4. С. 39-59; Продолжение рассуждения о металлургии: III. О плавлении меди // Технологич. журн. 1808. Т. 5, Ч. 1. С. 41-62; Продолжение рассуждения о металлургии: IV. О железе // Технологич. журн. 1808. Т. 5, Ч. 3. С. 37-56;

11. **Севергин В.М.** Начертание технологии минерального царства, изложенное трудами академика Василя Севергина, Императорской Академии наук академика... СПб.: Изд-во при Имп. Акад. наук, 1821 – 1822. – Т.1 Земли и камни. Соли. Горючие тела. 1821. XXVI, 437 с.; Т. 2, заключающий в себе технологию металлов. 1822. 291 с.

REFERENCES

1. **Ushakova I.N., Figurovskiy N.A.** Vasiliy Mikhaylovich Severyn (1765 – 1826) (Ushakova I. N. Vasily Mikhaylovich Severyn). M.: Nauka, 1981. 160 s.

2. Biograficheskiy slovar deyateley yestestvoznaniya i tekhniki [Biographic dictionary of figures of natural sciences and equipment]: V 2 t. / Redkol.: N.N. Anichkov, I.P. Bardin, A.A. Blagonravov [i dr.]; otv. red. A.A. Zvorykin. M.: Izd-vo «BSE», 1958 – 1959. Т. 1: А – Л. 1958. 548 с.; Т.2. М – Я. 1959. 467 с.

3. **Gmelin I.F.** Khimicheskiye osnovaniya remesel i zavodov. Sochineniya Iog. Frid. Gmelina Nadvornogo Sovetnika i Professora Vrachebnoy nauki v Gettingene. S nemetskogo na rossiyskiy yazyk s prisovokupleniyami nekotorykh primechaniy, prilozhennykh Akademikom kollezhskim Sovetnikom i Ordena Sv. Anny vtorogo klassa Kavaler Vasilyem Severginy [Chemical bases of crafts and plants. Compositions of Yogas. Fried. Gmelina Nadvornogo of the Adviser and Professor of Medical science in Goettingen. From German on the Russian language with addings of some notes enclosed by the Academician the collegiate Adviser and St Ann's Awards of the second class Gentleman Vasilyem Severginy]: V 2 ch. SPb.: Izd-vo pri Imp.. Akad. nauk, 1803. Ch.1. 384 s; Ch.2. 289 s.

4. **Severgin V.M.** Pervyye osnovaniya mineralogii, ili yestestvennoy istorii iskopayemykh tel, v dvukh knigakh. Sochineniya Vasilya Severyna, akademika i professora mineralogii Imperatorskoy Rossiyskoy akademii, S. Peterburgskogo, Londonskogo i Leyptsigskogo Ekonomicheskikh obshchestv chlena, i Gettingskogo uchenogo obshchestva korrespondenta. [The first bases of mineralogy, or natural history of fossil bodies, in two

books. Vasily Severyn's composition, academician and professor of mineralogy of Imperial Russian academy, S. Peterburgsky, London and Leipzig Economic societies of the member, and Gyottingsky scientific society of the correspondent.] V 2-kh kn. SPb: pri Imp. Akad. nauk, 1798. Kn. 1. VII, 498, XXXII s.; Kn. 2. XVI, 437 c.

5. **Severgin V.M.** Probirnoye iskusstvo ili Rukovodstvo k khimicheskому ispytaniyu metallicheskikh rud i drugikh iskopayemykh tel. Sochineniya Vasilya Severyna Imperatorskoy Akademii nauk chlena 7-go klassa. S tablitsami i risunkami [Assay art or the Management to chemical test of metal ores and other fossil bodies. Vasily Severyn's compositions of Imperial Academy of Sciences of the member of the 7th class. With tables and drawings] SPb.: Izd-vo pri Imp. Akad. nauk, 1801, XVI, 371 c.

6. **Dzhua M.** Iстория химии: [History of chemistry] [per. s ital.] / Pod red. S. A. Pogodina. M.: Mir, 1966. 452 s.

7. **Severgin V.M.** Kratkoye nachertaniye mineralogii, sochinennoye v polzu gubernskikh gimnaziy akademikom, kollezhskim sovetnikom i kavalerom Vasilyem Severginy, i napechatannoye ot Glavnogo uchilishch pravleniya [The short tracing of mineralogy composed in favor of provincial gymnasiums by the academician, the collegiate adviser and the gentleman Vasilyem Severginy, and printed from the Main thing of schools of board]. SPb.: Izd-vo pri Imp. Akad. nauk, 1804. IV, 134, VII с. 80.

8. **Severgin V.M.** Podrobnyy slovar mineralogicheskii, zaklyuchayushchiy v sebe podrobnoye izyasneniye vsekh v mineralogii upotrebitelnykh slov i nazvaniy, takzhe vse v naуke sey uchinennyye otkrytiya, izdannyy akademikom, statskim sovetnikom i kavalerom Vasilyem Severginy.



[The detailed dictionary mineralogical, comprising detailed explanation of all in mineralogy of common words and names, also everything in this science the made opening, Vasilyem Severginym published by the academician, the councilor of state and the gentleman.] V 2-kh t. SPb.: Izd-vo pri Imp. Akad. nauk, 1807. — T. 1. Ot A do L. S figurami, LII c.; 668 ctb.; T.2. Ot M do Θ. S pribavleniyem latinskogo, frantsuzskogo i nemetskogo mineralogicheskikh slovarey. XVI c.; 616 stb; 68 s.

9. **Severgin V.M.** Opyt mineralogicheskogo zemleopisaniya Rossiyskogo gosudarstva, izdannyy trudami statskogo sovetnika, akademika i kavalera Vasilya Severgina. [The experience of a mineralogical zemleopisaniye of the Russian state published by works of the councilor of state, academician and gentleman Vasilya Severgin.] V dvukh chastyakh. SPb.: Izd-vo pri Imp. Akad. nauk, 1809. 526 c.

10. **Severgin V.M.** Rassuzhdeniya o metallurgii, zaklyuchayushcheye v sebe teoriyu glavnnykh yeye rabot. Statya pervaya: O predvaritelnykh mekhanicheskikh rabotakh. [Reasonings on metallurgy, comprising the theory of its main works. Article first. About preliminary mechanical works]. *Tekhnologich. zhurn.* 1804. T. 1, Ch.

3. S. 42-57; Statya vtoraya. O predvaritelnykh khimicheskikh rabotakh ili o pozhiganii [Article second. About preliminary chemical works or about a pozhiganiye]. *Tekhnologich. zhurn.* 1805. T. 2, Ch. 1. S. 39-49; Statya tretya. O plavlenii (Article third. About melting). *Tekhnologich. zhurn.* 1805. T. 2, Ch. 2. S. 45-74; Prodolzheniye rassuzhdeniya o metallurgii: I. O dobyvanii zolota v bolshom obyeme; II. O dobyvanii serebra v bolshom obyeme. *Tekhnologich. zhurn.* 1807. T. 4, Ch. 4. S. 39-59; Prodolzheniye rassuzhdeniya o metallurgii: III. O plavlenii medi. *Tekhnologich. zhurn.* 1808. T. 5, Ch. 1. S. 41-62; Prodolzheniye rassuzhdeniya o metallurgii: IV. O

11. **Severgin V.M.** Nachertaniye tekhnologii mineralnogo tsarstva, izlozhennoye trudami akademika Vasilya Severgina, Imperatorskoy Akademii nauk akademika... [Nachertaniye of technology of a mineral kingdom, stated by works of the academician Vasilya Severgin, Imperial Academy of Sciences of the academician ...] V 2 t. SPb.: Izd-vo pri Imp. Akad. nauk, 1821—1822. T.1 Zemli i kamni. Soli. Goryuchiye tela. 1821. XXVI, 437 c.; T. 2, zaklyuchayushchiy v sebe tekhnologiyu metallov. 1822. 291 s.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ДЕМИДОВ Александр Иванович — доктор химических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: demidov1902@gmail.com

DEMIDOV Aleksandr I. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: demidov1902@gmail.com

DOI 10.5862/JEST.231.23

УДК 004

Ю.М. Исаев

К 140-ЛЕТНЕМУ ЮБИЛЕЮ МИХАИЛА ИВАНОВИЧА КАЛИНИНА

Yu.M. Isaev

TO THE 140TH ANNIVERSARY OF MIKHAIL KALININ

19 ноября 2015 года исполнилось 140 лет со дня рождения М.И. Калинина – видного общественного и государственного деятеля. Изложены основные вехи его политической и общественной деятельности на фоне событий первой половины XX века. Отмечается, что М.И. Калинин прошел путь своего становления от первых шагов подпольной деятельности революционера до вершин государственного поста в СССР. Обращается внимание на большой интерес, который М.И. Калинин проявлял к вопросам воспитания молодежи в духе патриотизма, стремления к знаниям, интереса к избранной профессии. Отмечено, что память о М.И. Калинине для политехников особенно значима в связи с тем, что его имя, впервые присвоенное Политехническому институту по инициативе Ученого совета, сохранялось за ним 58 лет.

М.И. КАЛИНИН; САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ ПЕТРА ВЕЛИКОГО; ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ДЕЯТЕЛЬ; ПЕТРОГРАД; ГОРОДСКОЙ ГЛАВА.

The article «To the 140th anniversary of Mikhail Kalinin» was written in connection with the approaching anniversary date November, 19 marks the 140th anniversary since the birth of M. Kalinin - a prominent statesman. The article describes the main milestones of his political and social activity on the backdrop of the events of that time, from the first steps of the underground revolutionary activities, to the heights of political office in the Soviet Union. Attention is drawn to the great interest that M.I. Kalinin showed in the issues of youth education in the spirit of patriotism, the desire for knowledge, interest in their chosen profession. It is noted that the memory of M.I. Kalinin for the alumni of is significant in view of the fact that his name was first assigned to the Polytechnic Institute at initiative of the Scientific Council, for 58 years.

M.I. KALININ; PETER THE GREAT ST. PETERSBURG POLYTECHNIC UNIVERSITY; STATESMAN; PETROGRAD; THE CITY HEAD.

Время все дальше отодвигает в прошлое имена многих выдающихся личностей XX века, деятельность которых была важной составляющей в становлении нашей страны. Долг чести требует от потомков вспоминать, хотя бы в юбилейные даты, о тех, кто играл выдающиеся роли на определенных этапах этой истории. В данном случае необходимо вспомнить о Михаиле Ивановиче Калинине – видном государственном деятеле Советского Союза, 140 лет со дня рождения которого исполнилось 19 ноября 2015 года. Его деятельность оставила заметный след в истории нашей страны. Для нашего Университета прямая

связь с этим именем началась с 1922 года, когда он назывался Петроградским политехническим институтом имени Петра Великого.

С первых десятилетий советской власти практиковалось присвоение имен деятелей партии и государства различным учреждениям и предприятиям. Нередко с инициативой присвоить имя того или иного государственного или партийного деятеля выступали трудовые коллективы предприятий. В частности, с такой инициативой выступил Совет Первого политехнического института (так тогда назывался наш Политех), который 3 ноября 1922 года принял



решение о присвоении имени М.И. Калинина институту. 19 ноября 1924 года это решение было утверждено Народным комиссариатом просвещения.

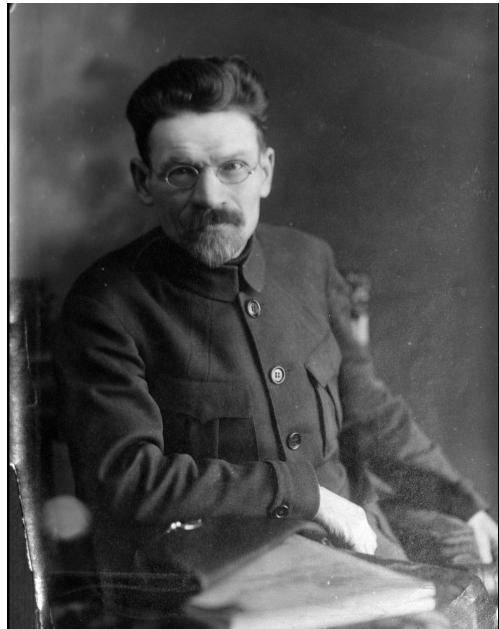
В связи со смертью В.И. Ленина в январе 1924 года Петроград получил новое имя — Ленинград, а наш институт стал именоваться Ленинградский политехнический институт имени М.И. Калинина.

М.И. Калинин родился 7 (19) ноября 1875 года в деревне Верхняя Троица Тверской губернии. Окончив сельскую школу в 1889 году с похвальной грамотой за отличную учебу, он приехал в Петербург и поступил учеником токаря на завод «Старый арсенал», а затем — уже токарем — в пушечную мастерскую Путиловского завода. Там он близко сошелся с такими же молодыми рабочими, активно боровшимися за улучшение условий труда, установление восьмичасового рабочего дня, еженедельные выходные дни. Чрез своих товарищев он начал принимать активное участие в деятельности ленинского «Союза борьбы за освобождение рабочего класса», а в 1898 году вступил в Российскую социал-демократическую рабочую партию (РСДРП). С этого момента вся его дальнейшая жизнь протекала по принципу «днем — рабочий, а вечером — подпольщик».

После ряда арестов и ссылок он с 1905 года по поручению партии большевиков вел подпольную работу, с конца 1905 года после амнистии, уже на легальном положении, начал руководить большевистской партийной организацией на том же Путиловском заводе. В этот период М.И. Калинин был избран делегатом IV (Объединительного) съезда РСДРП, работал в Петербургском горкоме РСДРП. О его политической активности говорит тот факт, что за неполные 20 лет — с 1898-го до 1917 года — он 10 раз подвергался заключениям под стражу, арестам и ссылкам.

Как и многие другие революционеры того периода, М.И. Калинин, обладая природной тягой к знаниям, использовал время заключений для самообразования, активно изучал политическую литературу, в том числе работы В.И. Ленина и К. Маркса. Благодаря этому, ко времени Октябрьской революции он стал профессиональным революционером, высоко эрудированной и образованной личностью.

10 октября 1917 года М.И. Калинин принял участие в создании Центра подготовки вооружен-



Калинин М. И.

ного восстания, а в декабре того же года был избран в Петроградскую Думу и на ее заседании — сначала гласным, а затем — городским главой.

Одним из районов активной революционной работы М.И. Калинина вместе с его товарищами была Выборгская сторона, или Выборгский район Петрограда. В этом же районе находился и Политехнический институт, в котором уже в 1904 году была создана социал-демократическая группа, а в студенческом коллективе к 1917-му году было немало по-революционному настроенных учащихся. Хотя о прямых контактах М.И. Калинина с кем-либо из этих политехников сведений нет, его подпольная деятельность в Петрограде была хорошо известна.

В 1919 году М.И. Калинин избирается председателем Центрального исполнительного комитета, в декабре 1922 года — председателем ЦИК СССР. Будучи избранным от трудящихся Ленинграда членом первого Верховного Совета СССР, в январе 1938 года он был выдвинут на пост председателя Президиума Верховного Совета СССР — высшего законодательного органа Советского Союза. В 1944 году, в связи с 25-летием его нахождения на этом посту, М.И. Калинину было присвоено звание Героя Социалистического труда, а в 1945 году он был награжден третьим орденом Ленина.



В коллективах и на всех постах, где доводилось работать Михаилу Ивановичу, он неизменно пользовался всеобщим доверием и уважением. Этому способствовал большой жизненный опыт, твердость политических убеждений, организаторский талант и личная скромность. В стране его часто называли «всесоюзным старостой». В дореволюционной России старостой назывался сельский глава, всенародно избираемый на сельском сходе. Первой обязанностью такого старосты была забота о народных интересах. На своем посту Михаил Иванович твердо следовал этим традициям, чем заслужил авторитет у рабочих, крестьян и интеллигенции.

Большое внимание М.И. Калинин уделял проблемам молодежи. Во время своих многочисленных публичных встреч, в своих выступлениях он неоднократно призывал молодежь учиться, овладевать знаниями. На основе своего жизненного опыта он отмечал, как важно получить образование в молодые годы и как это образование и приобретенные навыки в избранной профессии должны стать опорой в будущем.

Присвоен Ленинградскому политехническому институту имя М.И. Калинина первоначально сохранялось до 1930 года, когда ЛПИ был реорганизован и разделен на десять самостоятельных

отраслевых институтов. Из этой структуры выделились Ленинградский кораблестроительный институт, Ленинградский электромеханический институт и др. В 1934 году Политехнический был воссоздан, но под названием Ленинградский индустриальный институт (ЛИИ). А 10 ноября 1940 года Указом Президиума Верховного Совета СССР ЛИИ был вновь переименован в Ленинградский политехнический институт имени М.И. Калинина. Это наименование закрепилось за ним на 50 лет, до 1990 года, когда ЛПИ был преобразован в Ленинградский государственный политехнический университет (ЛГПУ), но уже без имени М.И. Калинина.

С 2015 года наш университет стал именоваться Санкт-Петербургским политехническим университетом Петра Великого.

Однако мы будем помнить, что наш университет когда-то назывался Ленинградский политехнический институт имени М.И. Калинина, поскольку историческая память помогает правильно ориентироваться в будущем.

Признание заслуг М.И. Калинина перед Отечеством является и то, что его имя носит город Калининград (бывший Кенигсберг) и Калининградская область.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Голуб П. А. [и др.]. Михаил Иванович Калинин: Краткая биография / 2-е изд., доп. М.: Политиздат, 1980. 303 с.
2. Калинин М.И. О молодежи: Избранные речи и
- статьи. М.: Молодая гвардия, 1975. 336 с.
3. Успенский В.Д. Первый президент: Повесть о Михаиле Калинине. М.: Политиздат. Сер. «Пламенные революционеры». 1975. 446 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ИСАЕВ Юрий Митрофанович – кандидат технических наук профессор кафедры турбин, гидромашин и авиационных двигателей Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: ymi30@mail.ru

ISAEV Yurii M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: ymi30@mail.ru



DOI 10.5862/JEST.231.24

УДК 012

ББК 78.33

*E.V. Дементьева***НИНЕЛЬ КОНСТАНТИНОВНА ПЛЕМНЕК (К 85-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)***E.V. Dementieva***NINEL KONSTANTINOVNA PLEMNEK (TO THE 85TH ANNIVERSARY)**

Очерк посвящен деятельности кандидата педагогических наук, заслуженного работника культуры РСФСР, почетного работника высшего профессионального образования, директора Фундаментальной библиотеки (с 1961 по 2005 год), советника ректора (с 2005 по 2009 год) Н.К. Племнек, одного из самых известных директоров вузовских библиотек, крупнейшего специалиста в области информатизации библиотечных процессов.

БИБЛИОТЕКИ ВУЗОВ; МЕЖДУНАРОДНЫЙ КНИГООБМЕН; МЕЖДУНАРОДНЫЙ МЕЖБИБЛИОТЕЧНЫЙ АБОНЕМЕНТ; БИОБИБЛИОГРАФИЯ; ИФЛА; БИБЛИОТЕЧНЫЕ КОНСОРЦИУМЫ; УПРАВЛЕНИЕ БИБЛИОТЕЧНОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТЬЮ; ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ.

The essay deals with the activities of the candidate of pedagogical sciences, honored worker of culture of the RSFSR, Honored Worker of Higher Professional Education, Director of the Main Library (from 1961 till 2005), adviser to the rector (2005 to 2009), N.K. Plemnek, one of the most famous directors of university libraries, one of the leading specialists in the field of the informatization library processes.

UNIVERSITY LIBRARIES; INTERNATIONAL EXCHANGE; INTERNATIONAL INTERLIBRARY LOAN; BIBLIOGRAPHY; IFLA; LIBRARY CONSORTIA LIBRARY MANAGEMENT AND INFORMATION TECHNOLOGY.

Нинель Константиновна Племнек родилась 26 сентября 1930 года в Ленинграде. Окончила Ленинградский государственный библиотечный институт имени Н.К. Крупской в 1952 году [1, 4].

Работала в Архангельской областной библиотеке имени Н. А. Добролюбова (с 1952 по 1956 год) и библиотеках высших учебных заведений. С 1957 по 2009 год работала в ЛПИ имени М.И. Калинина (СПбПУ): с 1957 года она – сотрудник Фундаментальной библиотеки ЛПИ имени М.И. Калинина, с 1961 по 2005 год – директор Фундаментальной библиотеки. В 1974 году защитила диссертацию на соискание ученой степени кандидата педагогических наук на тему «Проблемы формирования оптимальной сети библиотек кабинетов и кафедр в политехническом вузе» [2].

С 1975 по 1997 год в должности доцента она вела курс «Основы научно-технической информации и библиографии для студентов и аспирантов».

Для Хошиминского политехнического института (Социалистическая Республика Вьетнам) разработала и прочитала курс лекций «Организационная структура и методическое обеспечение библиотек вузов СССР» (1981 год). Фундаментальная библиотека под руководством Нинель Константиновны поддерживала международные связи с библиотеками университетов и национальными библиотеками Бельгии, Болгарии, Голландии, Германии, Венгрии, Китая, Польши, Вьетнама, Финляндии, США. Международный книгообмен и международный межбиблиотечный абонемент, подписка на зарубежные периодические издания стабильно многие годы служили источником информационного обеспечения пользователей.

В 1991 году Н.К. Племнек представляла вузовские библиотеки Ленинграда на 57-й сессии Международной федерации библиотечных ассоциаций и консорциумов (IFLA) в Москве,

активно участвовала в проектах, направленных на совершенствование состава фондов и обслуживания пользователей.

Она стала признанным специалистом в области управления и организации библиотечного дела в высшей школе. С конца 80-х годов XX века в сфере ее профессиональных интересов – внедрение информационных технологий в традиционные библиотечно-информационные процессы. В ФБЛПИ имени М.И. Калинина в 1964 году был выделен сектор нормативно-технических документов, в 1980-м – открылся отдел художественной литературы, в 1988-м – лаборатория «Автоматизированная библиотечно-информационная система», в 1999-м – отдел редкой книги, в 2001-м – отдел электронных ресурсов и библиографии, «Центр деловой информации», «Кабинет открытого доступа в Интернет», тренинг-центр обучения новым компьютерным технологиям.

К 2004 году возглавляемая ею Фундаментальная библиотека – член российских и международных ассоциаций и консорциумов, активно участвует в проектной деятельности, направленной на совершенствование состава фондов и обслуживание пользователей. Осуществлен переход на автоматизированные технологии, внедрена в практику работы автоматизированная библиотечно-информационная система «Руслан», большое внимание уделяется использованию электронных ресурсов, приступили к созданию и формированию электронной библиотеки университета. Реализовано корпоративное взаимодействие библиотек по взаимному использованию ресурсов на основе автоматизированных сетевых технологий. Читателям СПбПУ доступны электронные сетевые услуги: электронный заказ литературы, сводный каталог библиотек вузов Санкт-Петербурга, электронная доставка документов. Поддерживается собственный web-сайт, на котором размещена информация о библиотеке и электронный каталог.

При непосредственном участии Н.К. Племнек разработаны «Концепция развития информационно-библиотечного обслуживания СПбГПУ до 2012 года», «Стратегический план развития библиотеки» на 2003–2013 гг.»[3].

С 1962 года Н.К. Племнек – активный член Центральной научно-методической библиотечной комиссии Министерства высшего образования СССР, заместитель председателя секции компьютеризации библиотек и организации

каталогов Центральной библиотечно-информационной комиссии Министерства образования и науки Российской Федерации. Благодаря богатейшему профессиональному опыту Н.К. Племнек участвовала в определении стратегии и тактики развития библиотечного дела на уровне всей страны. Многие годы (с 1962 г.) Нинель Константиновна была членом Ученого совета университета. Деятельность Библиотечного совета в годы работы Н.К. Племнек способствовала взаимодействию всех структур университета, многие сложные вопросы управления библиотекой решались благодаря его влиянию.

Основная часть Фундаментальной библиотеки, которая расположена в главном учебном корпусе университета, построенном по проекту Э.Ф. Вирриха в 1902 году, занимает более 3000 кв. метров. Архитектурно-художественные особенности интерьера центральной части библиотеки, решенного в стиле модерн, а также просторный двухсветный читальный зал делают ее одним из красивейших библиотечных помещений Санкт-Петербурга. Для улучшения инфраструктуры помещений и поддержания в должном состоянии памятника архитектуры, коим является главное здание университета, под руководством Нинель Константиновны была осуществлена реорганизация книгохранилища и выполнены два ремонта читальных залов.

В непростой для творческих коллективов период начала девяностых каждый месяц в течение четырех лет в читальном зале библиотеки проходили бесплатные концерты классической музыки. Зал был всегда переполнен, приходили политехники, жители Калининского района. Н.К. Племнек была организатором и душой музыкальных вечеров [5].

В 2005 году Н.К. Племнек в должности советника ректора университета по вопросам культуры приняла участие в организации мероприятий по празднованию 150-летия со дня рождения первого директора Санкт-Петербургского политехнического института – А.Г. Гагарина.

В последующие годы сферу интересов Н.К. Племнек составляли вопросы культуры, а именно культурное достояние Политехнического университета. Создана комиссия по сохранению культурного наследия университета. По инициативе Нинель Константиновны и при ее непосредственном участии разработана целевая программа «Сохранение и приумножение культурного наследия СПбГПУ» [6]. Под ее руководством



ством подготовлена и издана серия из пяти тематических альбомов «Культурное достояние Санкт-Петербургского государственного политехнического университета»: «Гравюры XVIII века из коллекции редких книг Фундаментальной библиотеки», «Парк Политехнического», «Первые приборы Политехнического», «Санкт-Петербургский политехнический институт в почтовых открытках», «Архитектурный облик Политехнического». Она организовала работу по воссозданию портретной галереи ученых, прославивших университет, а также работу комиссии по учету объектов культурного наследия, была, как уже сказано, организатором концертов классической музыки в читальном зале Фундаментальной библиотеки [5].

В последние годы Нинель Константиновна работала над написанием книги по истории Фундаментальной библиотеки, которой она руководила сорок четыре года.

Н.К. Племнек – автор ряда публикаций по проблемам библиотек вузов, истории ФБ СПбГПУ, культуры.

В 1981 году она получила звание «Заслуженный работник культуры РСФСР». Награждена орденом Дружбы, медалью «За доблестный труд в ознаменование 100-летия со дня рождения В.И. Ленина», нагрудным знаком «Почетный работник высшего профессионального образования Российской Федерации», медалью «В память 300-летия Санкт-Петербурга», знаком Министерства культуры СССР «За отличную работу», серебряной медалью ВДНХ.

Нинель Константиновна, по воспоминаниям коллег, была человеком энергичным и увлеченным библиотечным делом. Все, кто общался с ней, отмечали ее преданность выбранной профессии, оптимизм и жизнерадостность, ее неиссякаемый интерес к жизни и всему новому. Не одно поколение руководителей вузовских библиотек России училось у Нинель Константиновны отношению к порученному делу, перенимало навыки управленческой деятельности. Коллеги восхищались ее редкими организаторскими способностями, высоким профессионализмом, умением работать с людьми, ответственностью за порученное дело, огромным личным обаянием и щедростью души, преданностью фундаментальной библиотеке, университету, в котором она проработала 51 год. Сотрудники и преподаватели университета вспоминают о ней как одной из самых гармоничных женщин в Политехническом университете.

Нинель Константиновна Племнек скончалась в 25 января 2009 года на 79-м году жизни после продолжительной тяжелой болезни [7, 8].

Сегодня Фундаментальная библиотека, являясь частью Информационно-библиотечного комплекса, продолжает жить и развиваться благодаря усилиям замечательного коллектива работающих в ней сотрудников, их труду. Своим сегодняшним успехам библиотека обязана Нинель Константиновне Племнек, которая заложила основу для будущего развития.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Племнек Нинель Константиновна. В кн.: СПб ГПУ. Биографии: энциклопедия. СПб.: Гуманистика, 2006. С. 605: ф.
2. **Племнек Н. К.** Проблемы формирования оптимальной сети библиотек кабинетов и кафедр в политехническом вузе: Автореф. дис. ... канд. пед. наук: 05.25.03 / Ленинград. ЛГИК им. Н.К. Крупской. 1974. 20 с.
3. **Дригайло В. Г.** Стратегический план развития Фундаментальной библиотеки Санкт-Петербургского политехнического университета на 2003-2013 годы // В кн.: Основы организации работы библиотеки вуза : научно-практ. пособие. М., 2007. С. 337–339. (Библиотекарь и время. XXI век ; Вып. № 64).
4. Нинель Константиновна Племнек (26.09.1930 – 25.01.2009) // В кн.: Вклад женщин в развитие науки и учебного процесса Политехнического университета / Сост.: В. Н. Волкова [и др.]. СПб., 2010. С. 360–364 : ил.
5. **Племнек Н. К.** Культура создается тогда, когда есть традиции / [беседовала] Г. Виноградова // Известия. 27 февраля. 2006.
6. Санкт-Петербургский государственный политехнический университет. Целевая программа «Сохранение и преумножение культурного наследия Санкт-Петербургского государственного политехнического университета на 2007-2010 гг.» / Сост. В.Н. Боронин, Н.К. Племнек. СПб. : Изд-во Политехн. ун-та, 2006. 10 с.: ил.
7. Большой Человек. Профессионал. Новатор: памяти Нинель Константиновны Племнек // Библиотечное дело. 2009. № 3. С. 44 . ISSN 1727-4893.

8. Нинель Константиновна Племнек: некролог // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Серия: Наука и образование. 2009. №1(74). С. 195–196.

REFERENCES

1. Plemnek Ninel Konstantinovna [Plemnek Ninel Konstantinovna] // SPbGPU. Biografii : ents. - SPb.: Gumanistika, 2006. S. 605: f. (rus.)
2. **Plemnek N.K.** Problemy formirovaniya optimalnoy seti bibliotek kabinetov i kafedr v politekhnicheskem vuze [Problemy forming an optimal network of libraries in the offices and departments of the Polytechnic university]: Avtoref. dis. ... kand. ped. nauk: 05.25.03 / Leningrad : LGIK im.N.K.Krupskoy, 1974. 20 s. (rus.)
3. **Drigaylo V. G.** Strategicheskiy plan razvitiya Fundamentalnoy biblioteki Sankt-Peterburgskogo politekhnicheskogo universiteta na 2003-2013 gody [Strategic plan for the development of the Fundamental Library of the St. Petersburg Polytechnic University in the 2003-2013]. Vkn.: Osnovy organizatsii raboty biblioteki vuza : nauchno-prakt. posobiye. M., 2007. S. 337-339. (Bibliotekar i vremya. XXI vek ; Vyp. № 64). (rus.)
4. Ninel Konstantinovna Plemnek (26.09.1930 - 25.01.2009) *Vklad zhenshchin v razvitiye nauki i uchebnogo protsesssa Politekhnicheskogo universiteta* [Women's contribution to development of science and educational process of the Polytechnic University] / Sost. V.N. Volkova [i dr.]. SPb., 2010. S. 360-364 : il. (rus.)
5. **Plemnek N. K.** Kultura sozdayetsya togda, kogda yest traditsii [Culture is created when there is a tradition] / Besedovala G. Vinogradova. *Izvestiya*. 2006. 27 fevr. (rus.)
6. Sankt-Peterburgskiy gosudarstvennyy politekhnicheskiy universitet. Tselevaya programma "Sokhraneniye i preumnozheniye kulturnogo naslediya Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta na 2007-2010 gg." [Sankt-Petersburg State Polytechnical University. The target program "preserving and increasing the cultural heritage of St. Petersburg State Polytechnic University, 2007-2010."] / Sost. V. N. Boronin, N. K. Plemnek. SPb. Izd-vo Politekhn. un-ta, 2006 . 10 s. : il. (rus.)
7. Bolshoy Chelovek. Professional. Novator [Bolshoy man. Professional. Innovator] : pamjati Ninel Konstantinovny Plemnek. *Bibliotechnoye delo*. 2009. № 3. S. 44. ISSN 1727-4893. (rus.)
8. Ninel Konstantinovna Plemnek [Ninel K. Plemnek] : nekrolog. *Nauchno-tehnicheskie vedomosti SPbGPU*. 2009. №1(74) : Nauka i obrazovaniye. S. 195–196.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ДЕМЕНТЬЕВА Елена Васильевна — директор фундаментальной библиотеки и информационно-библиотечного комплекса Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: demev@unilib.neva.ru

DEMENTIEVA Elena V. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politehnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia E-mail: demev@unilib.neva.ru



DOI 10.5862/JEST.231.25

УДК 621.3.048.1

А.И. Малюшенков

**ВЫПУСКНИК ЛПИ – А.С. СПИЦЫН
ГЕНЕРАЛЬНЫЙ ДИРЕКТОР ЗАВОДА «БОЛЬШЕВИК»**

A.I. Malyushenkov

**LPI GRADUATE – A.S. SPITSYN
A DIRECTOR OF THE BOLSHEVIK PLANT**

Александр Сергеевич Спицын окончил ЛПИ имени М.И. Калинина в 1958 году. Вся трудовая деятельность прошла на заводе «Большевик» Министерства общего машиностроения СССР. Он прошел на заводе путь мастера и начальника смены кузнечного цеха, заместителя а затем и начальника цеха металлоконструкций, что позволило ему изучить и освоить заводское производство в разных аспектах, и занять должность заместителя директора завода по производству и потом главного инженера завода. В 1975–1984 годах – он директор, в 1984–1988 годах – генеральный директор Государственного производственного объединения «Большевик» Министерства общего машиностроения СССР. В этот период завод производил пусковые установки ракет для ПВО сухопутных войск, пусковые ВМФ, больших кораблей для атомных подводных лодок, защитные системы атомных реакторов типа РБМК и другие системы для Министерства обороны СССР. За высокие результаты достигнутые заводом «Большевик» под его руководством А.С. Спицына был награжден Орденом Трудового Красного знамени и удостоен звания Героя Социалистического Труда.

СПИЦЫН А.С.; ЛПИ; ЗАВОД «БОЛЬШЕВИК»; МАСТЕР, НАЧАЛЬНИК ЦЕХА; ГЛАВНЫЙ ИНЖЕНЕР; ДИРЕКТОР; ГЕРОЙ СОЦИАЛИСТИЧЕСКОГО ТРУДА.

Alexander Spitsyn graduated from the M.I. Kalinin Leningrad Polytechnic Institute in 1958. All his professional career took place at the Bolshevik plant of the Ministry of General Machine Building. A.S. Spitsyn started as a foreman and shift supervisor at a blacksmith shop, and then became the deputy, chief and chief of department of metal structures, which allowed him to learn and master the wide range of the plant's production and take the post of deputy director of the production plant, and then chief engineer of the plant. In 1975–1984. He worked as a director, and in 1984 - 1988 as the director general of the Bolshevik State. Production Association of the Ministry of General Machine Building. During this period, the plant was producing missile launchers for the air defense of ground troops, missile launchers for the air defense of large warships, different types of missile launchers classfor nuclear submarines, the protective system of the RBMK atomic reactors and other systems for the Ministry of Defense. For the good excellent results achieved by "Bolshevik" under the direction of A. Spitsyna he the Order of the Red Banner of Labor and was awarded the title of the Hero of Socialist Labor.

A.S. SPITSYN; LPI; BOLSHEVIK PLANT; MASTER; FOREMAN; CHIEF ENGINEER; DIRECTOR. HERO OF SOCIALIST LABOR.

Пятого июля 2015 года исполнилось 20 лет со дня смерти Александра Сергеевича Спицына (1932–1995), одного из самых ярких руководителей в плеяде директоров завода, а затем ПО «Большевик» (ныне ОАО «ГОЗ Обуховский завод») в послевоенный период времени.

Александр Сергеевич родился в селе Кремлянное Кореневского района Курской области в семье учителя. После окончания в 1952 году школы № 35 на станции Коренево Московско-Киевской железной дороги он поступил в Ленинградский политехнический институт имени



Александр Сергеевич
СПИЦЫН
(1932-1995 гг.)
Директор завода „Большевик”

М.И. Калинина на механико-машиностроительный факультет, который окончил в 1958 году.

Свой дипломный проект по специальности «Машины и технологии обработки металлов давлением» на тему «Пресс двойного действия с двухскоростной муфтой» А.С. Спицын выполнил на кафедре кузнечно-прессовых машин и защитил его 14 февраля 1958 года с оценкой «отлично».

После окончания в 1958 году ЛПИ имени М.И. Калинина с присвоением ему квалификации инженера-механика А.С. Спицын был направлен работать на завод «Большевик» (почтовый ящик 852/2). В 1958–1963 годах он работал на заводе мастером и начальником смены кузнечного цеха, с 1963 по 1965 год – начальником технологического бюро этого цеха. Работа в БТП (Бюро технической подготовки) кузнечного цеха для А.С. Спицына стала одним из очередных этапов его дальнейшего профессионального совершенствования. Глубокое изучение нормативной документации, знание технологических возможностей оборудования позволяли ему принимать оптимальные решения, проявить себя талантливым инженером и способным организатором производства.

В 1965–1966 годы Александр Сергеевич Спицын – заместитель начальника цеха металлоконструкций, одного из крупнейших цехов на заводе. По мнению многих его коллег по работе, перевод в 1965 году Александра Сергеевича в цех металлоконструкций был продуманным шагом администрации завода на пути подготовки его как руководителя производства. В 1966 году А.С. Спицына назначают начальником цеха металлоконструкций. Работая в эти годы на разных должностях и профессионально осваивая их, Александр Сергеевич сумел полностью разобраться как в характере и содержании многономенклатурной программы завода, так и с требованиями выполнения различных технологических циклов по изготовлению изделий. Пройдя эту школу, Александр Сергеевич к своему инженерному опыту добавил ещё и понимание важности и необходимости проявления социально-общественной заботы о членах коллектива.

С 1971-го по 1974 год А.С. Спицын занимал должность заместителя директора завода по производству и на этой должности проявил себя специалистом, умеющим ставить конкретные и четкие задачи перед начальниками производств и цехов, жестко требуя от них исполнения поручений. В этой должности Александр Сергеевич продемонстрировал свои незаурядные организационные способности и большую самостоятельность.

В 1974–1975 годах он – главный инженер завода. За кратковременный срок пребывания А.С. Спицына в этой должности проявилась его инженерная эрудиция и способность решать общезаводские задачи.

В 1975 году Александр Сергеевич был назначен директором завода «Большевик», который в то время представлял собой шестнадцатитысячный коллектив и имел более чем столетнюю историю. Завод был создан для изготовления орудий больших калибров, сохранял и продолжал совершенствовать технологические приемы обработки глубоких отверстий, выпуская гребные валы, телескопические антенны, гидравлические цилиндры различного назначения, цилиндры для погрузчиков-экскаваторов и других аналогичных изделий. В технологии обработки глубоких отверстий завод по праву считался самым передовым предприятием страны.

За заслуги перед Отечеством в разные советские годы коллектив завода был четырежды отмечен высокими государственными наградами: в 1939 году за успешное выполнение заданий пра-



вительства по созданию новых образцов вооружения завод награжден орденом Ленина; за трудовой подвиг в период Великой Отечественной войны в 1945 году – орденом Красного Знамени; в 1963 году – орденом Трудового Красного Знамени за создание совершенной передовой техники: (*СМ-5 и СМ-2 - 100-мм и 130-мм двухорудийные стабилизированные палубно-башенных универсальных артиллерийские установки; *Б-34УСМ – 100-миллиметровая палубной береговой универсальной артиллерийской установки и в честь 100-летия со дня основания завода). В 1970 году завод награждается орденом Октябрьской революции за досрочное выполнение восьмого пятилетнего плана.

С 1975 по 1988 год Александр Сергеевич Спицын – директор завода. Годы его деятельности в этом качестве стали судьбоносными в дальнейшей жизни завода при решении как принципиальных трудовых, так административно-хозяйственных и социальных вопросов. В эти годы широко развернулась работа по реконструкции предприятия, наращиванию и совершенствованию производственных мощностей, а также улучшению имеющихся и созданию новых организационных форм и структур социального обеспечения рабочих и ИТР в их повседневной жизни. Под руководством Александра Сергеевича завод внёс большой вклад в развитие вооружения и военной техники ракетных войск стратегического назначения, ракетно-космических сил, ракетного вооружения Военно-морского флота, ПВО страны, автоматизированных контрольно-управляющих систем аварийной защиты реакторов АЭС, гражданской продукции и товаров народного потребления.

Основными видами изделий завода были следующие:

1. Пусковые установки для ПВО сухопутных войск – *СМ-63, СМ-90, СМ-99 – для систем С-75; *5П72, 5П725 – для систем С-200; *5П85С – для систем С-300; *первые опытные экземпляры системы С-400.

2. Пусковые установки ПВО для больших кораблей ВМФ – *Б-187, Б-192, Б-203, Б-204.

3. Пусковые установки для атомных подводных лодок: а) с наклонным стартом (крылатые ракеты) – *СМ-97 и *СМ-97А (дальность 70 км.), *СМ-154 и *СМ-156 (дальность 120 км.), *СМ-225 (дальность 500 км.); б) пусковые установки баллистических ракет – 4С-10, 3С-65, 4С-7. Особен-

ностью стартовых установок для подводных лодок было использование сложнолегированных специальных сталей, и завод успешно справлялся со всеми проблемами их механической обработки.

4. Опорно-поворотные устройства для антенных установок диаметром зеркал от 5 до 70 метров. Достаточно сказать, что в опорно-поворотном устройстве с зеркалом диаметром 70 метров была использована изготовленная на заводе шестерня диаметром 30 метров с модулем зуба 30, сектор другой шестерни имел модуль 28. Антенны дальней космической связи с диаметром 70 метров были смонтированы в Крыму и на Дальнем Востоке.

5. Защитные системы атомных реакторов типа РБМК.

6. Оборудование для командных пунктов ракетных дивизий стратегического назначения, составивших ядерный щит СССР. Следует отметить, что организация «Импульс», созданная на основе ОКБ ЛПИ им. М.И. Калинина профессором Т.Н. Соколовым, поставляла системы управления командных пунктов ракетных полков и дивизий, а также командного пункта РВСН (ракетные войска стратегического назначения).

7. Эта же комплектация использовалась при изготовлении ракетных железнодорожных комплексов, в создании которых завод «Большевик» принимал участие совместно с Юргинским машиностроительным и днепропетровским Южным машиностроительным заводами.

8. Товары народного потребления, в том числе лучшая на то время модель утюга (выпуск до 1,2 млн штук в год).

9. Комплекты цилиндров для тракторов типа «Беларусь».

10. Автоматические 82-миллиметровые миномёты «Василёк».

В эти годы под руководством Александра Сергеевича были построены и введены в работу следующие заводские подразделения: цех антенного производства, механосборочный цех, цех гальвано-химических покрытий, цех производства корпусов аккумуляторных батарей, цех производства гидроцилиндров и участок обработки «колонок» навесных орудий к трактору «Беларусь»; в 1984 году модернизирован участок чугунного литья, где была произведена замена выплавки чугуна в вагранках на выплавку чугуна в индукционных печах, продолжена реконструкция мартеновского цеха с установкой электроплавильной печи ДСП-12 и вакууматора УЦВС; к 1987 году

согласован проект по строительству нового уникального термического цеха, в котором впервые в стране в качестве закалочной среды могло быть использовано не пожароопасное масло, а водный раствор ЛСТ – лигносульфат (отходы древесной промышленности при производстве бумаги), построен гараж на 250 автомобилей. Полностью реконструировано со значительным повышением уровня механизации складское хозяйство на Южной железнодорожной ветке завода. Произведена полная реконструкция инструментального производства со строительством четырехэтажного здания площадью 5000 кв. м.

Строительство новых и полная реконструкция уже имеющихся на заводе социально значимых объектов осуществлялись также при непосредственном контроле А.С. Спицына. Среди них были следующие объекты: подсобное хозяйство в районе поселка Любань Ленинградской области; базы отдыха на побережье Чёрного моря в городах Адлере, Феодосии и поселке Аше; заводской пионерский лагерь на 700 детей на берегу Подгорного озера в районе деревни Поляны Карельского перешейка, на территории которого были произведены работы по его реконструкции и замене многих старых построек и корпусов на новые с фундаментальной основой зданий из кирпича и улучшенной инфраструктурой для жизни и активно-творческого отдыха детей и для работы обслуживающего персонала: больничный комплекс, ставший одним из лучших медицинских учреждений города, со стационаром на 300 коек, поликлиникой на 750 посещений в смену, профилакторием на 150 человек и всем необходимым медицинским, хозяйственным оснащением и подсобными средствами; построено два девятиэтажных дома и три общежития для рабочих и ИТР завода; заводской магазин товаров народного потребления и т.д.

Александр Сергеевич Спицын лично контролировал строительство всех объектов. Его рабочий день часто продолжался до 22 часов. Утро начиналось, как правило, с обхода цехов, выполняющих ответственные заказы, и общения с руководством цехов по уточнению сроков выполнения этих заказов. Ответственность за выполнение производственных заданий завода всегда персонально возлагалась на директора завода. Это было очень важное, но не единственное поле его деятельности. Достаточные знания, полученные в Политехническом институте, и опыт, который он приобрел во время работы на заводе в различных

должностях, позволили Александру Сергеевичу успешно справляться с работой директора предприятия. В успешной работе его в этом качестве большую роль сыграла также и кадровая политика Александра Сергеевича, проводимая им на заводе. Он обладал способностью выделить и назначить на ответственные направления в деятельности завода способных и увлеченных работой исполнителей, сотрудничество с которыми позволяло ему успешно осуществлять многогранную повседневную деятельность предприятия. В те годы завод мобильно осваивал опытные изделия, а наличие металлургического производства с различными цехами по изготовлению прогрессивных металлургических заготовок и развитая система подготовки производства позволили заводу стать одним из наиболее мобильных предприятий по освоению опытных образцов новой техники и ее выпуску.

В 1976 году за досрочное выполнение девятого пятилетнего плана завод «Большевик» был награжден орденом Трудового Красного Знамени, в 1983 году за ввод в эксплуатацию специальных сооружений – орденом Ленина.

Особо следует отметить вклад А.С. Спицына в развитие социальной базы завода. Среди широкого перечня вопросов, включенных в план перспективного развития социальных заводских структур, значительное место было отведено развитию и совершенствованию физкультурно-спортивной базы завода. Физкультурный коллектив завода «Большевик», считавшийся многие годы как довоенного, так и послевоенного периодов времени одним из лучших спортивных организаций в городе и отрасли, с 70-х годов прошлого столетия, благодаря своему дальнейшему развитию, стал уже недосягаемым для многих спортивных клубов ведущих промышленных предприятий не только города, но и нашего министерства.

Основы спортивной базы завода были заложены заводской молодежью еще в далекий 1924 год на территории бывшего парка графини Апраксиной (деревня Мурзинка), расположенного на левом берегу реки Нева в районе Обуховского завода. По инициативе заводской молодежи тех лет зеленая зона парка, на территории которой были созданы первые спортивные плоскостные сооружения, стала называться садом «Спартак». Эта инициатива заводской молодежи была поддержана как администрацией, так и общественностью завода.

Все последующие годы довоенного и послевоенного периодов времени заводская спортивная



база в плановом порядке продолжала развиваться и совершенствоваться. Самым заметным этапом развития базы спортивклуба «Большевик» стали 70-80-е годы прошлого столетия. Эти годы были отмечены строительством на территории сада «Спартак» новых спортивных комплексов, которые и сегодня продолжают украшать спортивную базу завода благодаря своей фундаментальности. В основу их строительства, которое проходило под руководством директора завода А.С. Спицына, был положен тот же плановый принцип, причем контроль хода выполняемых работ по строительству еженедельно осуществлялся непосредственно Александром Сергеевичем. Это положительным образом сказывалось как на сроках выполняемых работ, так и на их качестве.

Одним из первых заводских спортивных объектов был Дворец спорта, под крышей которого были размещены игровой спортивный зал с трибунами и балконом, 25-ти и 50-ти метровые бассейны с трибунами и необходимыми подсобными помещениями, «лягушатник» для детей младшего возраста. Во Дворце спорта были оборудованы медицинские кабинеты, оснащенные необходимым инструментарием и аппаратурой для врачебно-медицинского контроля за здоровьем лиц, регулярно занимающихся во Дворце как в спортивных группах, так и в группах общей физической подготовки (ОФП).

Уникальным сооружением стал Ледовый дворец спорта с трибунами на 1000 мест и необходимой инфраструктурой по его обслуживанию.

Заново отстроен на Карельском перешейке летний детский спортивный лагерь, на базе которого под руководством тренерско-инструкторского состава ежегодно занимались воспитанники заводской Детской комплексной спортивной школы. В детских группах занималось свыше 900 детей и подростков по 11 видам спорта.

Из числа молодежи, занимавшейся на заводской спортивной базе в те годы, выросло немало выдающихся спортсменов по многим олимпийским видам спорта: фигуристы И. Червоткина, И. Лисовский, В. Тесля, легкоатлеты:

Н. Горбачёва, Н. Полозов. В. Войкин; тяжелоатлеты М. Куликов, А. Мустриков, С. Гнездилов и т.д. В те годы на заводе сформировалась команда «Нева» мастеров по ручному мячу, долгие годы достойно защищавшая спортивную честь завода и города.

Ежегодно в зимних и летних спартакиадах, проводимых на заводе по 10–15 видам спорта, участвовало более 2–3 тысяч человек. Количество заводчан, приобщенных к регулярной подготовке для выполнения норм комплекса ГТО, ежегодно составляло более 2000 человек – рабочих и ИТР.

Физическая культура как часть общей мировой культуры, помимо воспитательной составляющей в своём содержании, имеет давно уже доказанную мировой и отечественной наукой, не менее важную и значимую – социально-экономическую составляющую в производственно-научной деятельности любого промышленного предприятия и учреждения. В условиях нашего завода А.С. Спицын уделял этому значительное внимание. На созданных им социально-спортивных объектах ежегодно занимались массовым спортом и активно отдыхали более 12 тысяч заводчан и членов их семей, что в конечном итоге способствовало повышению не только производительности труда, но также сохранению и профилактике здоровья трудящихся.

Награждение завода двумя государственными наградами – орденом Трудового Красного Знамени и орденом Ленина – за достигнутые результаты в деятельности трудового коллектива «Большевика» под руководством А.С. Спицына в 70-80-е годы, а также награждение А.С. Спицына орденом Трудового Красного Знамени и присвоение ему званий лауреата Государственной премии и Героя Социалистического Труда – достойное признание его заслуг перед Родиной.

Захоронен Александр Сергеевич Спицын на кладбище «Памяти Жертв 9 января», участок № 64.

Автор выражает глубокую благодарность за участие в подготовке статьи ветеранам завода: С.С. Волкову, В.В. Дежнову, Б.Е. Иванову, В.Ф. Касатонову, И.К. Ковалькову, В.В. Соловьеву.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

МАЛЮШЕНКОВ Анатолий Иванович – заместитель председателя спортивного клуба «Большевик» (ныне Спортивный комплекс АО «ГОЗ Обуховский Завод»).
192012, Россия, Санкт-Петербург, пр. Обуховской Обороны, д. 120.
E-mail: info@isymbol.ru

MALYUSHENKOV Anatiliy. I. – sports club "Bolshevik" (now SC "Obukhov Plant GOZ"). pr. Obuhovskoi Oborony, d. 120, Sankt-Peterburg, Russia, 192012.
E-mail: info@isymbol.ru

Научное издание

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ

№4(231)'2015

Учредитель – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

Издание зарегистрировано в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства
в сфере массовых коммуникаций и охраны культурного наследия
(свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006 г.)

Научный редактор, корректор — канд. техн. наук доцент *Л.В. Спирidonова*
Технический секретарь — *О.А. Матенев*
Компьютерная верстка *Г.Н. Кинзябулатовой*

Телефон редакции (812) 294-47-72

E-mail:ntv-nauka@spbstu.ru

Подписано в печать 25.12.2015. Формат 60×84 1/8. Бум. тип. № 1.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 27,5. Тираж 63. Заказ 1.

Отпечатано с готового оригинал-макета,
предоставленного Издательством Политехнического университета,
в Типографии Политехнического университета.
195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
Тел.: (812) 552-77-17; 550-40-14.

УСЛОВИЯ ПУБЛИКАЦИИ СТАТЕЙ
в журнале «Научно-технические ведомости СПбГПУ»

1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Журнал «Научно-технические ведомости СПбГПУ» является периодическим печатным научным рецензируемым изданием:

— зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006г.) и распространяется по подписке через объединенный каталог «Прессы России» (индекс 18390);

— имеет международный стандартный номер serialного периодического издания (ISSN 1994-2354);

— внесен Высшей аттестационной комиссией Минобразования РФ в Перечень периодических научных и научно-технических изданий, в которых рекомендуется публикация основных результатов диссертаций на соискание ученой степени доктора наук, ученой степени кандидата наук;

— с 2009 г. входит в национальную информационно-аналитическую систему «Российский индекс научного цитирования (РИНЦ)»;

— сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНИТИ РАН и включены в фонд научно-технической литературы (НТЛ) ВИНИТИ РАН, а также в международную систему по периодическим изданиям “Ulrich's Periodicals Directory”.

Журнал публикует результаты работ в следующих областях науки и техники: энергетика, электротехника, материаловедение, металлургия, машиностроение.

Редакция журнала соблюдает права интеллектуальной собственности и со всеми авторами научных статей заключает издательский лицензионный договор.

Публикация материалов, в том числе соискателей ученых степеней, осуществляется бесплатно.

2. ТРЕБОВАНИЯ К ПРЕДСТАВЛЯЕМЫМ МАТЕРИАЛАМ

2.1. Представление материалов

В статье должны быть кратко изложены новые и оригинальные результаты исследований, полученные авторами; следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов, формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

При написании оригинальной научной статьи и оформлении рукописи авторы должны придерживаться следующих правил. Статья должна представлять собой описание выполненных исследований с указанием их места в соответствующей области наук и обсуждением значения выполненной работы. Рукопись должна содержать достаточное количество информации и ссылок на общедоступные источники для того, чтобы работа могла быть повторена независимо от авторов.

Название статьи должно быть кратким, но информативным. Обращаем Ваше внимание на то, что журнал издается как на русском, так и на английском языке. В связи с этим, не следует использовать аббревиатуру в названии статьи.

Аннотация должна давать читателю сжатую информацию о содержании статьи. Аннотация должна быть информативной и отражать не только основные цели статьи, но и главные результаты и выводы работы. Аннотация не является частью текста и сама по себе должна являться законченным описанием.

Ключевые слова должны отражать основную проблематику статьи и должны приводиться на русском языке для русской и на английском для англоязычной версии статьи. Количество ключевых слов – не менее трех и не более семи.

Адрес для корреспонденции должен содержать фамилию автора для корреспонденции (не обязательно первого автора), его полный почтовый адрес, телефон, факс, e-mail.

При необходимости Редколлегия может потребовать представления Акта экспертизы.

Представление всех материалов осуществляется в электронном виде через личный кабинет ЭЛЕКТРОННОЙ РЕДАКЦИИ по адресу: <http://journals.spbstu.ru>

Статьи подаются в формате .docx (MS Word 2007–2010). Файл статьи, подаваемый через электронную редакцию, должен содержать только сам текст, без названия, списка литературы, фамилий и данных авторов. Список литературы, название статьи, вся информация об авторах задаются при подаче через электронную редакцию в отдельных полях. В тексте статьи должны быть ссылки на все источники из списка литературы. Порядковый номер источника в тексте статьи указывается в квадратных скобках.

2.2. Оформление материалов

2.2.1. Объем статей, как правило, 15–20 страниц формата А-4. Количество рисунков и фотографий (в том числе цветных) не должно превышать 4, таблиц – 3.

2.2.2. Число авторов — не более трех от одной организации и не более пяти от разных организаций. Статья должна быть подписана всеми авторами. Авторами являются лица, принимавшие участие во всей работе или ее главных разделах. Лица, участвовавшие в работе частично, указываются в сносках.

2.2.3. Статья должна содержать следующие разделы:

номер УДК в соответствии с классификатором;

фамилии авторов на русском и английском языках;

название на русском и английском языках;

аннотация — 3–5 предложений на русском и английском языках;

ключевые слова — не менее 2 и не более 7 на русском и английском языках;

введение (актуальность, краткое обоснование существующей проблемы) — 1,0–1,5 стр.;

цель работы (краткая четкая формулировка поставленной задачи);

методика проведения исследований и расчетов, включая краткую информацию об использованных приборах, методах и точности экспериментальных измерений и теоретических расчетов и т. д.;