

ISSN 1999-494X (Print)
ISSN 2313-6057 (Online)

**Журнал Сибирского
федерального университета
Техника и технологии**

**Journal of Siberian
Federal University
Engineering & Technologies**

2020 13 (1)

ISSN 1999-494X (Print)
ISSN 2313-6057 (Online)

2020 13(1)

Журнал включен в «Russian Science Citation Index» на платформе «Web of Science»

Индексируется Российским индексом научного цитирования (НЭБ), представлен в международных и российских информационных базах: Ulrich's periodicals directory, EBSCO (США), Google Scholar, ProQuest, Erihplus, READera, КиберЛенинке.

Включен в «Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук» Высшей аттестационной комиссии.

Журнал Сибирского федерального университета Техника и технологии

Journal of Siberian Federal University Engineering & Technologies

**Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технологии.
Journal of Siberian Federal University. Engineering & Technologies.**

Учредитель: Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Сибирский федеральный университет» (СФУ)

Главный редактор: *В.А.Кулагин*. Редактор *И.А.Вейсиг*. Корректор *С.В.Хазаржан*.
Компьютерная верстка *Е.В. Гревцовой*

№ 1. 28.02.2020. Индекс: 42328. Тираж: 1000 экз.

Свободная цена

Адрес редакции и издательства: 660041 г. Красноярск, пр. Свободный, 79, оф. 32-03.

Отпечатано в типографии Издательства БИК СФУ
660041 г. Красноярск, пр. Свободный, 82а.

*Свидетельство о регистрации СМИ ПИ № ФС 77-28722 от 29.06.2007 г.,
выданное Федеральной службой по надзору в сфере массовых коммуникаций,
связи и охраны культурного наследия.*

<http://journal.sfu-kras.ru>

Подписано в печать 14.02.2020. Формат 84х108/16. Усл. печ. л. 10,3.

Уч.-изд. л. 9,8. Бумага тип. Печать офсетная. Тираж 1000 экз. Заказ № 10902.

Возрастная маркировка в соответствии с Федеральным законом № 436-ФЗ: 16+

CHIEF EDITOR

Vladimir A. Kulagin, Head of the Department of Heat Technology and Fluid Dynamics of Polytechnic Institute of SibFU, Doctor of Engineering Sciences, Full Professor, Honorary Worker of Science and Technology of the Russia

EDITORIAL BOARD

- Sereeter Batmönkh, Institute of Heat Engineering and Industrial Ecology Mongolian Academy of Sciences, Mongolia;
- Yuri Galerkin, Saint Petersburg State Polytechnic University, Russia;
- Eugene Garin, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia;
- Vladimir Zuev, Institute of Monitoring of Climatic and Ecological Systems of Russian Academy of Sciences, Siberian Branch, Tomsk, Russia;
- Juriy Koziratzky, Military Education and Research Centre of Military-Air Forces "Military-Air Academy name after N.E. Zhukovsky and Yu.A. Gagarin", Voronezh, Russia;
- Genius Kuznetsov, Tomsk Polytechnic University, Russia;
- Feng-Chen Li, Sino-French Institute of Nuclear Engineering and Technology Sun Yat-Sen University, Zhuhai, China;
- Dmitriy Markovich, Institute of Thermophysics Russian Academy of Sciences, Siberian Branch, Novosibirsk, Russia;
- Valery Mironov, Kirensky Institute of Physics, Federal Research Center KSC Siberian Branch Russian Academy of Sciences, Krasnoyarsk, Russia;
- Vladimir Moskvichev, Institute of Computational Technologies of the Russian Academy of Sciences, Siberian Branch, Krasnoyarsk, Russia;
- Bernard Nacke, Institute of Electrotechnology Leibniz University, Hannover, Germany;
- Valeriy Nikulin, Kamsk Institute of Humanitarian and Engineering Technologies, Izhevsk, Russia;
- Valery Okulov, Technical University of Denmark, Lyngby, Denmark;
- Oleg Ostrovski, University of New South Wales, Australia;
- Harald Oye, Norwegian University of Science and Technology, Norway;
- Vasili Panteleev, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia;
- Petr Polyakov, Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia;
- Ibragim Khisameev, Kazan State Technological University, Russia;
- Nikolai Zuglenok, Federal Research Center KSC Siberian Branch Russian Academy of Sciences, Krasnoyarsk, Russia;
- Vladimir Shaidurov, Institute of Computational Modelling Russian Academy of Sciences, Siberian Branch, Russia;
- Anatoly Shvidenko, International Institute for Applied Systems Analysis, Austria.

CONTENTS

Toksan A. Zhakatayev

About the Possibility of the Bulk Thermo Gradient Effect Use for the Creation of
the Effective Thermobattery..... **5**

**Sergey V. Kuzmin, Artem A. Zavalov,
Roman S. Kuzmin and Vitalii A. Menshikov**

Increase of Reactive Power Compensation Efficiency on the Basis of Individual Phase
Compensation Devices **14**

Yanis I. Bulbik and Fedor G. Zograf

Electrodynamic Parameters of a Coaxial Cable at Bipolar Pulses Propagation..... **25**

Lidiia I. Kovernikova, Luong Van Chung and Ngo Van Cuong

Specific Features of Harmonic Conditions at the Node Connecting a Pulp-And-Paper Mill
to a Supply Network **38**

Vladislav G. Belov and Vladimir A. Tremyasov

Reliability Analysis in Planning of Traction Substation Reconstruction Based on Fuzzy Set
Theory..... **52**

Chanchal Raj and Santosh Mohan Rajkumar

Design of a Low Cost GSM Based Embedded System for Preventing Vehicle Theft Using
AVR Microcontroller **63**

Andrei V. Lesnykh, Konstantin A. Shtym and Mikhail V. Upskiy

Nitrogen Oxides Emissions Reduction Methods for Boilers with Air-Cooled Cyclone-Vortex
Pre-Furnaces **69**

Alexander P. Skuratov, Alexander V. Ivlev and Artem A. Pianykh

Calculated Study of the Influence of Overheating Aluminum Melt on the Dynamics
the Granulation Process **84**

Almokhammad A. Mokhammad, Evgeny A. Sorokin and Maksim V. Brungardt

Assessment of Hydrostatic Temperature Conditions Machine Plate Supports **94**

Viktor I. Zhadanov, Ivan S. Inzhutov and Dmitriy A. Ukrainchenko

Calculation Features of Trapezoidal Combined Ribbed Slabs on Wooden Frame **100**

**Andrey V. Minakov, Maksim. I. Pryazhnikov, Aleksander L. Neverov,
Dmitriy V. Guzei, Vladimir G. Volkov and Vladimir V. Lukyanov**

Numerical Study of the Application of Polymeric Solutions Based on Ethylene Glycol-Water
Mixture for Permafrost Drilling **111**

СОДЕРЖАНИЕ

Т.А. Жакатаев

О возможности использования объемного термоградиентного эффекта для создания эффективной термобатареи 5

С.В. Кузьмин, А.А. Завалов, Р.С. Кузьмин, В.А. Меньшиков

Повышение эффективности компенсации реактивной мощности на основе устройств пофазной компенсации 14

Я.И. Бульбик, Ф.Г. Зограф

Электродинамические параметры коаксиального кабеля при распространении биполярных импульсов 25

Л.И. Коверникова, Лыонг Ван Чынг, Нго Ван Кыонг

Особенности параметров режимов гармоник в узле присоединения целлюлозно-бумажного комбината к питающей сети..... 38

В.Г. Белов, В.А. Тремясов

Анализ надежности при планировании реконструкции тяговой подстанции на основе теории нечетких множеств 52

Чанчал Радж, Сантош Мохан Ражкумар

Дизайн низкой стоимости GSM на основе встроенных систем для предотвращения кражи транспортных средств с использованием микроконтроллеров AVR..... 63

А.В. Лесных, К.А. Штым, М.В. Упский

Методы снижения выбросов оксидов азота в котлах с воздухоохлаждаемыми циклонно-вихревыми предтопками 69

А.П. Скуратов, А.В. Ивлев, А.А. Пьяных

Расчетное исследование влияния перегрева алюминиевого расплава на динамику процесса гранулирования 84

А.А. Мохаммад, Е.А. Сорокин, М.В. Брунгардт

Оценка температурного режима гидростатических опор планшайбы станка..... 94

В.И. Жаданов, И.С. Инжутов, Д.А. Украинченко

Особенности расчета трапециевидных совмещенных ребристых плит на деревянном каркасе..... 100

А.В. Минаков, М.И. Пряхников, А.Л. Неверов,

Д.В. Гузей, В.Г. Волков, В.В. Лукьянов

Расчетное исследование применения полимерных растворов на основе смеси этиленгликоль-вода для бурения многолетнемерзлых пород..... 111

DOI: 10.17516/1999-494X-0202

УДК 537.311; 621.382

About the Possibility of the Bulk Thermo Gradient Effect Use for the Creation of the Effective Thermobattery

Toksan A. Zhakatayev*

*Eurasian National University named after L.N. Gumilev
Nur-Sultan, Kazakhstan*

Received 25.06.2019, received in revised form 22.07.2019, accepted 10.10.2019

Abstract. The theoretical basis has been developed and the idea of practical production and testing the semiconductor electric generator (thermobattery) of a new type acting on the basis of a metal – semiconductor system has been offered. It is shown that the thermobattery will work on the basis of the use of a bulk thermogradient effect. Such effect allows to gain a sufficient level of generated power from one unit of the whole volume of a semiconductor material. When using the semiconductor thermobattery together with solar and wind electric generators, it is possible to simplify significantly constructional and technological features of these installations.

Keywords: thermo, gradient, effect, e. m. f., semiconductors, impurity, battery.

Citation: Zhakatayev T.A. About the possibility of the bulk thermo gradient effect use for the creation of the effective thermobattery, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 5-13. DOI: 10.17516/1999-494X-0202

О возможности использования объемного термоградиентного эффекта для создания эффективной термобатареи

Т.А. Жакатаев

*Евразийский национальный университет имени Л.Н. Гумилева
Казахстан, Нур-Султан*

Аннотация. Разработана теоретическая основа и предложена идея практического изготовления и испытания нового вида полупроводникового электрогенератора (термобатареи), действующего на основе системы металл – полупроводник. Показано, что термобатарея будет работать

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: toksanzh@yandex.kz

при использовании объемного (пространственного) термоградиентного эффекта. Данный эффект позволяет получить достаточный уровень генерируемой мощности с единицы объема полупроводникового материала. При использовании полупроводниковой термобатареи в комплексе с солнечными и ветровыми электрогенераторами можно существенно упростить конструкционные и технологические особенности этих установок.

Ключевые слова: термоградиентный, э.д.с., полупроводники, примесь, батарея.

Цитирование: Жакатаев, Т.А. О возможности использования объемного термоградиентного эффекта для создания эффективной термобатареи / Т.А. Жакатаев // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 5-13. DOI: 10.17516/1999-494X-0202

Introduction

It is a widely known fact in science that the contacts of metal and semiconductor generate thermo electromotive force (e. m. f.) [1-12] (Fig. 1).

The interesting fact [1] is noted that during World War II between the USSR and fascist Germany (1941-1945), the Soviet guerrillas used the thermo power generator as a current source which was manufactured on the basis of a metal – semiconductor system. Thermal heating (hot section) was carried out by a kerosene lamp and, thus, provided radio set power supply. At the same time, it was noted that the total efficiency of such system is still low, at the level of 15% – 20%. It corresponds to 0.1 of V on $\Delta t \approx 100^\circ\text{C}$.

We assume that such low value of efficiency of the semiconductor thermoelectric battery is connected generally with what during creation of value semiconductors n or p of type impurity remains at the level of $N_a \approx N_d \sim 10^{16} \div 10^{18}$ in 1 cm^3 [1-12]. It means that for each impurity atom, for example Ind (In), it is necessary 10000 atoms of Basic Element, silicon or Germany, Fig. 2. In percentage terms it will be $\delta \sim 0,01\%$. The growth of concentration level of impurity elements, for example, to values at least $\delta \sim 10\%$ is a difficult task technically. As popular and available methods of receiving impurity, binary semiconductor mixes (a method of diffusion mixing, a method of fusing of two originally firm layers, point pulse heatings and fusings and others) do not allow to rise above the specified $N_a \approx N_d \sim 10^{16} \div 10^{18}$ in 1 cm^3 [13-17]. And also, they are limited to very small volume (three-dimensional) space. It is possible to tell that all of them work in a narrow flat – an interface.

The scheme of formation of a hole (p) when adding trivalent In in the Si silicon volume (where valency is equal to 4) is shown in Fig. 2 [1-12].

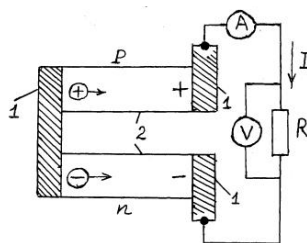


Fig. 1. Scheme of thermo e. m. f. generation in a system: metal – semiconductor: 1 – metal, 2 – semiconductor [1-12]

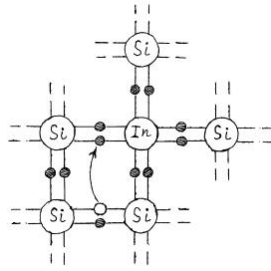


Fig. 2. Scheme of formation of “hole” [1-12]

As a result of theoretical consideration in this work, it is shown that it is possible to increase significantly efficiency of the thermoelectric generator working in a system: metal – impurity semiconductor. The necessary positive effect is reached as a result of accounting of a bulk thermo gradient effect on emergence polarized e. m. f.

Theoretical solution

From the beginning we will consider the theoretical parties of a new approach to the solution of an issue of efficiency increase of such thermo elements in terms of physics. Let elements 2 and 4 in Fig. 3 will be big, massive and bulk and they will be spatially divided. This situation is presented in Fig. 3. In terms of physics this situation will be a model of the molecules motion in two big vessels connected themselves by the reported channel, a vessel. The situation is shown in Fig. 4.

Let's describe this process in terms of molecules kinetic theory of gases. Thus it turns out, that the first plates (2) have higher level of temperature than the second plates (4). All electrons in plate 2 will have some total kinetic energy as a result of the thermal movement

$$E_1^k = \sum_{i=1}^{N_1} \frac{mv_i^2}{2} = N_1 \cdot \frac{mv_{cp}^2}{2}, \quad (1)$$

where

$$\frac{mv_{cp,1}^2}{2} = \frac{3}{2} kT_1,$$

N_1 – is quantity of free electrons in a conductivity zone. Metal plates keep in a condition of heating, $\delta T = \text{const}$ all the time. It occurs as a result $T_1 > T_2$.

All electrons in a plate 4 will have some total kinetic energy as a result of the thermal movement

$$E_2^k = \sum_{j=1}^{N_2} \frac{mv_j^2}{2} = N_2 \cdot \frac{mv_{cp,2}^2}{2}, \quad (2)$$

where

$$\frac{mv_{cp,2}^2}{2} = \frac{3}{2} kT_2,$$

N_2 – total number of electrons in a plate 4 in a vessel 3. Which belong to a zone of conductivity, to a free zone.

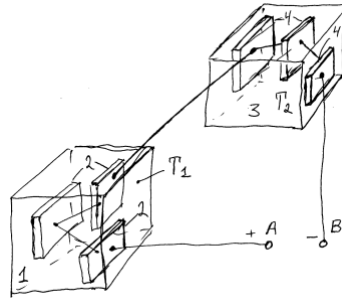


Fig. 3. Spatially divided bulk, massive thermoelements: metal –semiconductor: $T_1 > T_2$, 2-metal plates, 4 – semiconductors, 1 and 3 – vessels

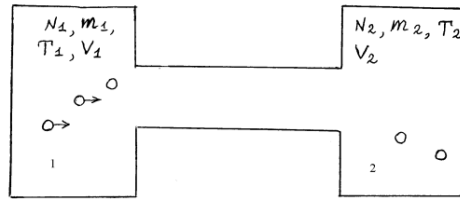


Fig. 4. The model of diffusive movement of free electrons on the basis of the scheme of communicating vessels

Some of these electrons cannot be in the zone of conductivity of plate 4. They can get deep into it, down a ladder and to take vacant positions of the free holes which are in a valency zone. You see Fig. 5-8. It occurs because of the reason that $T_1 > T_2$.

According to physics of process, any system aspires to an equilibrium state. In this case, it follows from the principle of thermodynamic balance of a system that

$$E_1^k = E_2^k. \quad (3)$$

As a result, the plate 2 will accept an additional positive charge

$$Q_1 = \Delta N \cdot e, \quad (4)$$

where $e = 1.621 \cdot 10^{-31}$ Q – electron charge, $\Delta N = (N_1 - N_2)$ – quantity of the electrons which in addition passed into volume 3 (2) of volume 2 (1) in Fig. 3, 4. It is the quantity of electrons which counterbalances a difference of average kinetic energy of electrons in volumes 1 and 2. Respectively the plate 4 will be loaded negatively.

Approximately the following results turn out

$$\begin{aligned} \delta q &= 8000 \text{ Q from } 1 \text{ cm}^3 \text{ of coper,} \\ \delta U &= 9.0605794 \cdot 10^{-3} \text{ V.} \end{aligned} \quad (5)$$

As for physics, it is known that the charge $1\text{St} = 1.054822 \cdot 10^{-5}$ Q is defined by the size, as F force = 1 N at distance of 1 m. It is to compare.

Formulas (4), (5) show high value for a charge of the arisen polarization. It resulted from the temperature gradient. Let's consider that for some unaccounted reasons of loss it will make 60%.

And then $\delta q = 3500 \text{ Q}$ from 1 cm^3 of copper. And even it will represent a high rate. All calculations are carried out at the difference of temperatures $\Delta t = 70 \text{ }^\circ\text{C}$. It shows a huge potential stock of energy which can be received from bulk thermogradient effect.

As these data belong to 1 cm^3 of initial materials (copper and semiconductor from a silicon plate), it follows that large volume of plates will be a basis of emergence of a significant polarization of charges on two different plates which are in two different vessels. Let's explain it. When volume V that is rather big, then there will also be rather big N_1 and N_2 values. As a result, the general total average meanings of kinetic energies E_1 и E_2 will be sufficient. From this rather high level of value of the polarized charge δq follows, you watch formulas (1) – (3).

In Fig. 5-7 levels of excitation of electrons in semiconductor, arrangements of the acceptor and donor levels in a forbidden band from different impurity elements are shown [1-12].

According to Fig. 7, the implementing of a large quantity of other impurity elements in semiconductor is possible. There is a chance to achieve that between a conduction band and a valence band the whole “ladder number” of energy bands which is schematically shown in Fig. 8 is formed. These additional ladder levels of impurity atoms are necessary to facilitate transitions (jumps) of electrons in direction 1. Direction 1 shows transition of electrons from copper 2 plate to semiconductor 4 plate in Fig. 3. It is the so-called “return transition” arising as a result $T_1 > T_2$. That is there will be a bulk thermo gradient effect, see also Fig. 4 and formulas (1) – (5). Ladder levels (steps) will facilitate implementation of this transition in direction 1, from top to bottom. Whereas in lack of a bulk thermo gradient effect, transitions of electrons in normal, classical understanding always happens in direction 2, shown in Fig. 5 and 8.

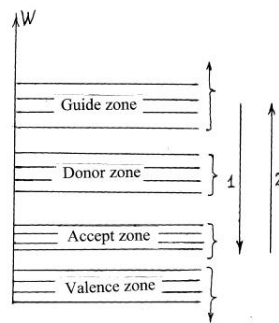


Fig. 5. Schemes of levels of excitation and direction of transition electrons in semiconductor [1-12]

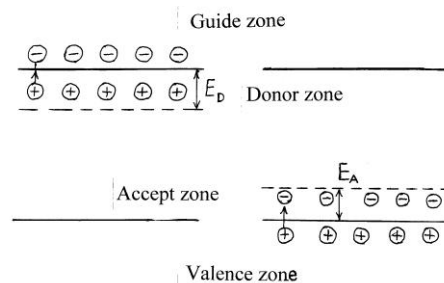


Fig. 6. Layout and polarization of levels acceptors and donors [1-12]

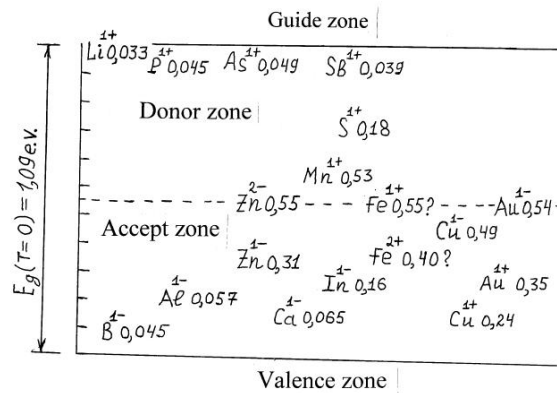


Fig. 7. Arrangements of power levels impurity in Si in the forbidden zone [1-12]

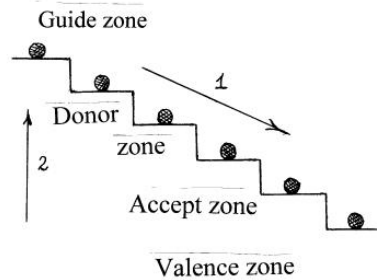


Fig. 8. Ladder structure of power levels impurity atoms in the transitional (forbidden) zone

The situation can be compared to work on drag and drop of bricks by group of working builders. When they got up in a long chain and just hand over bricks nearby to the standing person. And thus, it is possible to drag at the minimum power expenses bricks from first floor of the building site to upper floors. It makes the minimum work against gravitation forces. For example, each builder can run separately from the first floor to an upper on (on a ladder) and drag at the same time only one brick. In this case the maximum work, not useful will be spent. It will not be an effective algorithm. In our case, when electrons pass in excess quantity from a copper plate into a semiconductor plate – the thermo gradient effect makes work against forces of Coulomb pushing away the negatively charged electrons from the zone of semiconductor plates 4 in Fig. 3. or from zone 2 in Fig. 4. A conduction band electrons will pass into a valency zone (to jump) not in one step (at once in a single step), and gradually many small jumps down a step, see Fig. 8. A set of different impurity atoms will provide existence (emergence) of these steps. Their energy levels almost evenly fill all width of a forbidden band.

Thus, theoretically it is possible to prove transition in direction 1 in Fig. 5 and 8 in terms of physics. However, in our opinion, the fact that it is necessary to provide rather uniform distribution on the volume of the semiconductor of the impurity elements $N_a \approx N_d \sim 10^{19} \div 10^{20}$ in 1 cm^3 has certain difficulties. The greatest possible concentration of atoms in 1 cm^3 is limited to number 10^{22} .

See Fig. 2. It is necessary to be careful of process of an eutectic [18], when separate atoms and molecules of impurity substance integrate and form small volume clusters. Therefore, it is not possible

to receive uniform distribution on the volume of a strange impurity as a result of a simple hashing (and further cooling) of two liquid fusions.

To receive the uniform of volume, a distribution of impurity substance in an initial crystal is used. The method of an ion of a plasma sputtering in a vacuum the is most suitable. At an electrode cathode there have to be all impurity elements and together with them the elements of the main crystal. It is Si silicon. Then, at anode deposition they will intensively mix up and form rather evenly distributed (mixed) structure. And next, it is possible to hope that each impurity atom will be surrounded on average about 100 (and more) with atoms of the main crystal of silicon. In this case, it is possible that theoretically proved "ladder structure" for transmission of energy "on top $\rightarrow$ bottom" will work effectively.

It is possible to consider other alternative option. It is sedimentation on a crystal from a steam gas phase [9-18].

The method of removal (transfer) of heat energy offered by us for creation thermo e. m. f. between large volumes of materials. It has advantages in comparison, for example, with optical polarization of charges which is used in solar power. The point is that a priori the physical nature is created in such a way that quanta of solar energy of $E = \hbar\nu$ are a little effective for removal of electrons from metals. It is about the visible light range of solar energy. Therefore, the efficiency of solar panels will be always low. It is put in principle. In comparison to it, transferring of heat energy will be more effective. The thermal waves essence is a wave of phonons. In other words, the heat transition is a process which well is controlled. Heat energy is easily transmitted from some macro volumes to others.

The equations for density of heat and mass fluxes

$$q = -\lambda \text{grad}(t), j = -\rho D \text{grad}(m) \quad (6)$$

allow to receive of the equation of heat and mass transition in a differential form in a final type [19]

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \lambda \nabla^2 t, \frac{\partial m}{\partial \tau} = D \nabla^2 m.$$

However, it (6) does not explain the physical reason of that in any way. Why do these heat and mass fluxes arise [20]?

In the divided big macroscopic volumes average kinetic and heat energy of all particles should be aligned. And only this physical principle (law) explains emergence of flows (6).

Due to successful implementation of the thermo battery of this new type both wind and solar energy will be used. It is known that wind power generators become bulky. The design is technically and schematically difficult. A small turn of the blade at the exit, nevertheless, requires a stable level of 220 V with a frequency of 50 Hz. Similar situation is with solar panels. It is required a stable level ∓ 12 or ∓ 24 V at different intensity of a flow of beam energy at the exit.

As interface (sharing) to a wind power generator and to a solar power unit, the new thermo power generator is offered by us. The work of the first generator (the construction and the function level) becomes considerably simpler. Namely: solar installation and the wind electric generator can work in any (simplified) mode. Even very weak, high smoothing and stabilization of their parameters at any level will not be required. It will be enough if it can heat some volume of liquid to temperature of $80 \div 90$ °C. Is it a progressive technological jump? During the soviet time there was a slogan:

communism is the soviet power plus electrification of the whole country. Let's discard the first, political part of this slogan is aside. Let's consider only the second part. According to it, if we are technologists, engineers and scientists of the whole world we will be able to provide all submultiple corners of our planet with a cheap and available type of electrical energy. Then all people will be able to raise the level of the life and welfare. Is it so?

Conclusion

1. The theoretical basis has been developed and the idea to practical production and testing the semiconductor electric generator (thermobattery) of a new type acting on the basis of a metal – semiconductor system has been offered. It is shown that the thermobattery will work on the basis of the use of a bulk thermogradient effect. Such effect allows to gain a sufficient level of generated power from one unit of the whole volume of a semiconductor material.

2. When using the semiconductor thermobattery together with solar and wind electric generators it is possible to simplify significantly constructional and technological features of these installations.

Discussion

1. We invite all different financial structures, owners of private, public or other capital to provide financial support for this project.

2. We invite scientists and specialists from all countries to work together. In case of successful realization you will become not only our assistants, but also co-authors and co-performers of our works, patents and copyright certificates. Young researchers can expect to carry out their PhD projects as part of these studies.

3. It is necessary to buy and catch new plants for vacuum ion plasma deposition of metals, to carry out electric discharge arc process in discharged medium.

4. There are some necessary things: absolutely new (at smaller dimensions) installations for cultivation of semiconductor crystals of high purity.

5. We need computer systems, computers for calculation and modeling of difficult physical and chemical and technological processes.

6. The command structure will need young perspective physicists, solid-state materials technologists, specialists of IT, programmers and other specialists.

7. Thank you for attention.

References

- [1] Zherebtsov I.P. *Electronics bases*. L., Energoatomizdat, 1989. 352 p. (in Russian).
- [2] Stepanenko I.P. *Bases of the theory of transistors and transistorized circuits*. M., Energy, 1973. 608 p. (in Russian).
- [3] Bonch-Bruyevich of V.L. *Fizik of semiconductors*. M.: Science, 1990. 685 p. (in Russian).
- [4] Ioffe A.F. *Physics of semiconductors*. M.-L., Academia Science, 1957. 486 p. (in Russian).
- [5] Smith R. *Semiconductors*. M., World, 1982. 558 p. (in Russian).
- [6] Stilbans L.S. *Fizika of semiconductors*. M.: Soviet radio, 1967. 443 p. (in Russian).
- [7] Zeeger K. *Physics of semiconductors*. M., World, 1977. 615 p. (in Russian).
- [8] Kireev P.S. *Physics of semiconductors*. M., The higher school, 1975. 584 p. (in Russian).

- [9] Oreshkin P.T. *Physics of semiconductors and dielectrics*. M., The higher school, 1977. 448 p. (in Russian).
- [10] Fistul V.I. *Introduction to physics of semiconductors*. M., The higher school, 1975. 295 p. (in Russian).
- [11] Gavrilov R.A., Skvortsov A.M. *Fundamentals of physics of semiconductors*. M., mashinenbuild, 1966. 286 p. (in Russian).
- [12] Nemenov A.A., Sominsky M.S. *Fundamentals of physics and equipment of semiconductors*. L., Science, 1974. 394 p. (in Russian).
- [13] Nashelsky A.Ya. *Technology of semi-conductor materials*. M., Metallurgy, 1987. 335 p. (in Russian).
- [14] Fistul V.I. *Strongly doped semiconductors*. M., Science, 1967. 396 p. (in Russian).
- [15] Tsidilkovsky I.M. *Electrons and holes in semiconductors*. M., Science, 1972. 640 p. (in Russian).
- [16] Sheckley V. *Theory of electronic semiconductors*. M., Publishing house Foreign literature, 1953. 703 p. (in Russian).
- [17] Lebedev A.I. *Physics of semiconductor devices*. M., Fizmatlit, 2008. 488 p. (in Russian).
- [18] Gorelik S.S., Dashevsky M.Ya. *Materials science of semiconductors and metallurgical science*. M., Metallurgy, 1973. 496 p. (in Russian).
- [19] Isachenko V.P., Osipova V.A., Sukomel A.S. *Heat transfer*. M., Energy, 1975. 488 p. (in Russian).
- [20] Zhakatayev T.A. *Nonlinear models of hydrodynamics, warm, mass of exchange and burning in problems of diagnostics and control of technological processes in metallurgy*. The thesis for a degree of the Doctor of Engineering. 05.16.08 Theory of metallurgical processes. Chemical and metallurgical institute of Zh. Abishev, Karaganda, 2010. 304 p. (in Russian).

DOI: 10.17516/1999-494X-0187

УДК 621.316.727

Increase of Reactive Power Compensation Efficiency on the Basis of Individual Phase Compensation Devices

**Sergey V. Kuzmin, Artem A. Zavalov*,
Roman S. Kuzmin and Vitalii A. Menshikov**
*Siberian Federal University
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 13.05.2019, received in revised form 03.07.2019, accepted 12.10.2019

Abstract. The purpose of this article is to establish an effective method for compensating reactive power in four-wire networks voltage up to 1000 V with a solidly grounded neutral. The method and the device for independent individual phase reactive power compensation are presented. The known devices and methods for symmetric reactive power compensation in three-phase four-wire networks are ineffective. Under certain circumstances, probability of emergency mode increases. Asymmetrical and unbalanced load on network phases dominate in three-phase four-wire networks. As a result, current in the neutral wire increases several times. This can lead to thermal destruction of the neutral wire and failure of power supply cable. By reducing load unbalance in network phases and eliminating effects of undercompensation and overcompensation, the method of independent individual phase reactive power compensation makes it possible to reduce the current in the neutral. The method of independent individual phase compensation is preferred when using devices reactive power compensation in three-phase networks with solidly grounded neutral. This method allows to increase transfer capacity, to reduce losses, and also reduces chance of emergency mode. Results of introduction of devices for individual phase reactive power compensation into operation prove the efficiency of the proposed method.

Keywords: reactive power, power factor, nonsymmetrical load, unbalanced load, individual phase compensation.

Citation: Kuzmin S.V., Zavalov A.A., Kuzmin R.S., Menshikov V.A. Increase of reactive power compensation efficiency on the basis of individual phase compensation devices, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 14-24. DOI: 10.17516/1999-494X-0187

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: zavalovartem@mail.ru

Повышение эффективности компенсации реактивной мощности на основе устройств пофазной компенсации

С.В. Кузьмин, А.А. Завалов,
Р.С. Кузьмин, В.А. Меньшиков
Сибирский федеральный университет
Российская Федерация, Красноярск

Аннотация. Целью данной статьи является установление эффективного способа компенсации реактивной мощности в четырехпроводных сетях с глухозаземленной нейтралью общего назначения напряжением до 1000 В. Представлен метод и устройство пофазной независимой компенсации реактивной мощности. Известные устройства и методики симметричной компенсации реактивной мощности в трехфазных четырехпроводных сетях оказываются неэффективны. При определенных обстоятельствах возрастает вероятность возникновения аварийного режима вследствие того, что в трехфазных четырехпроводных сетях преобладает несимметричная и/или неравномерная нагрузка по фазам сети, ток в нейтральном проводе возрастает в разы. Это может привести к термическому разрушению нулевого провода и выходу из строя силового кабеля. Метод пофазной независимой компенсации реактивной мощности позволяет уменьшить ток в нейтрали за счет уменьшения несимметрии нагрузки в фазах сети и исключения эффектов недокомпенсации и перекомпенсации. Метод пофазной независимой компенсации является более предпочтительным при использовании средств компенсации реактивной мощности в трехфазных сетях с глухозаземленной нейтралью и позволяет увеличить пропускную способность, уменьшить потери, а также снижает риск возникновения аварийного режима. Результаты внедрения в эксплуатацию устройств пофазной компенсации реактивной мощности доказывают эффективность предложенного метода.

Ключевые слова: реактивная мощность, коэффициент мощности, несимметричная и неравномерная нагрузка, пофазная компенсация.

Цитирование: Кузьмин, С.В. Повышение эффективности компенсации реактивной мощности на основе устройств пофазной компенсации / С.В. Кузьмин, А.А. Завалов, Р.С. Кузьмин, В.А. Меньшиков // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 14-24. DOI: 10.17516/1999-494X-0187

Городские сети напряжением до 1000 В эксплуатируются с глухозаземленным режимом нейтрали. Нагрузки городских трехфазных электрических сетей состоят в основном из однофазных электроприемников, подключенных между фазой и нейтральным проводом сети.

Особенностью трехфазных сетей с глухозаземленным режимом нейтрали является наличие разного сдвига фаз между током и напряжением в каждой фазе сети. Значение полной мощности в трехфазных сетях зависит от угла сдвига фаз между током и напряжением. Величина полной мощности однофазной сети определяется нижеследующим выражением:

$$S = U \cdot I, \quad (1)$$

где S – полная мощность, ВА; U – значение напряжения сети, В; I – значение тока сети, А.

Если в сети присутствует только активная составляющая мощности, угол сдвига фаз равен нулю и, соответственно, ток и напряжение совпадают по фазе. В этом случае

$$S = P, \quad (2)$$

где P – активная составляющая мощности, Вт.

Если же в сети помимо активной составляющей мощности также присутствует ее реактивная (индуктивная, емкостная) составляющая, угол сдвига фаз между током и напряжением будет отличным от нуля. Значение полной мощности для трехфазной сети согласно [1] определяется следующим выражением:

$$S = \sqrt{P^2 + Q^2}, \quad (3)$$

где Q – реактивная составляющая мощности, Вар.

Реактивная составляющая увеличивает значение потребления полной мощности в сети, уменьшает ее пропускную способность, увеличивает потери, а также является бесполезной для потребителя. Некоторая величина реактивной составляющей мощности, присутствующая в сети, незначительна, но при достижении определенных значений требуется ее компенсация.

Реактивная составляющая полной мощности в свою очередь определяется следующим выражением:

$$Q = U(I_L - I_C) = Q_L - Q_C, \quad (4)$$

где Q_L – индуктивная составляющая реактивной мощности, Вар; Q_C – емкостная составляющая реактивной мощности, Вар.

Для определения продуктивности работы трехфазной сети переменного тока используют коэффициент мощности. Понятие «коэффициент мощности» ввел Дж. Максвелл в 1864 г. Коэффициент мощности численно равен косинусу угла сдвига фаз и определяется следующим выражением:

$$\cos \varphi = \frac{P}{S}. \quad (5)$$

Значение коэффициента мощности стремятся свести к единице с помощью специальных устройств и методов компенсации реактивной мощности, тем самым нивелируя негативное воздействие сдвига фаз между током и напряжением. Идея компенсации реактивной составляющей очень стара: первый балансирующий компенсатор был разработан Steinmetz и представлен [2] в 1917 г. Различные устройства и методы были предложены в [3-8].

Для определения уровня потребления реактивной мощности используют коэффициент реактивной мощности, определяющийся следующим выражением:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{Q}{P}. \quad (6)$$

В трехфазных сетях с глухозаземленной нейтралью на значение полной потребляемой мощности помимо реактивной составляющей также оказывают влияние несбалансированные мощности обратной и нулевой последовательностей [9]. В таком случае уравнение полной мощности при синусоидальном напряжении будет иметь следующий вид:

$$S = \sqrt{P^2 + (Q_L^2 - Q_C^2) + D_n^2 + D_z^2}, \quad (7)$$

где D_n – несбалансированная составляющая обратной последовательности, Вар; D_z – несбалансированная составляющая нулевой последовательности, Вар.

Появление несбалансированных составляющих мощности обусловлено спецификой данных сетей, заключающейся в том, что в данных сетях распределение нагрузки происходит несимметрично или неравномерно относительно фаз. Вследствие этого по фазам сети начинают протекать токи обратной и нулевой последовательности, что приводит к дальнейшему росту тока в нейтральном проводе и увеличивает риск возникновения перекоса фазных напряжений, уменьшая надежность сетей данного типа.

Необходимость компенсации реактивной составляющей полной мощности в трехфазных сетях с глухозаземленной нейтралью за последние два десятилетия значительно возросла в связи с существенно изменившимися за это время параметрами нагрузки. Так, средневзвешенный коэффициент мощности многоквартирного дома два десятилетия назад не опускался ниже значения 0,95, тогда как в настоящее время данный показатель может находиться в диапазоне 0,75 – 0,93. Современные жилые дома оснащены большим количеством электроприемников. К ним относятся различные осветительные и бытовые приборы, силовое оборудование. Потребление реактивной мощности коммунально-бытовых потребителей постоянно растет: лампы накаливания заменяют осветительными устройствами с использованием L-C-цепей, все больше теле- и видеоаппаратуры, широко применяются компьютеры, СВЧ-печи, увеличиваются мощности потребителей с использованием электродвигателей: инструмент, стиральные машины, холодильники [10].

При неизменном потреблении активной мощности и растущем потреблении реактивной мощности будет увеличиваться полный ток, из-за чего будут расти потери мощности и падение напряжения в системе электроснабжения. Напряжение на потребителе будет уменьшаться, и если уменьшение будет критическим, т.е. сверх допустимого значения, то нормальная работа вышеупомянутой техники может стать невозможной. Одновременно с увеличением падения напряжения растут потери активной мощности в самих сетях. Установлено, что потери активной мощности в системах электроснабжения, как минимум, обратно пропорциональны квадрату коэффициента мощности. При сопоставлении периодов времени до и после 1995 г. видно, что потери активной мощности в современных системах электроснабжения возросли в 1,56 раза (на 56 %).

В табл. 1 указаны усредненные коэффициенты мощности и коэффициенты реактивной мощности для различных бытовых приборов, повсеместно используемых в быту.

В табл. 2 приведено количество электроприборов, в среднем используемых в одной квартире многоквартирного жилого дома, для сравнения значений периода до 1995 г. и в настоящее время.

Из анализа данных табл. 1 и 2 видно, что количество электроприемников, используемых в быту, с низким коэффициентом мощности неуклонно растет в последние годы, в связи с этим средневзвешенный коэффициент мощности стремительно уменьшается. Коэффициент мощности есть мера эффективного использования установленной мощности трансформаторов на подстанциях и максимальной пропускной способности электрических сетей. Для повышения коэффициента мощности требуется грамотный подход к компенсации реактивной мощности в городских сетях общего назначения, который должен учитывать следующие факторы:

1) значительный рост использования электроприборов с низким коэффициентом мощности вне объектов и зданий, размещаемых снаружи, в частности на их фасадах, например освещение улиц и рекламы с помощью газоразрядных и светодиодных ламп;

Таблица 1. Коэффициенты мощности и коэффициенты реактивной мощности бытовых приборов

Table 1. Power factor and reactive power factor of household appliances

Наименование электроприбора	$\cos \varphi$	$\operatorname{tg} \varphi$
Микроволновая печь	0,75	0,882
Телевизор	0,65	1,168
Стиральная машина-автомат	0,8	0,75
Телефон (смартфон) (во время зарядки)	0,45 – 0,7	1,98 – 1,02
Аккумулятор шуруповерта (во время зарядки)	0,72	1,1
Электродрель	0,65	1,168
Холодильник	0,7	1,02
Ноутбук	0,65	1,168
Фен для волос	0,7	1,02
Вытяжка кухонная	0,6 – 0,8	1,33 – 0,75
Пылесос	0,65	1,168
Роутер	0,65	1,168
Лампа диодная	0,3 – 0,6	3,18 – 1,33
Кондиционер	0,75	0,882
Посудомоечная машина	0,8	0,75
Люминесцентные лампы	0,5	1,732
Электроплита	0,85	0,62
Лифт подъемный	0,65	1,168

Таблица 2. Количество электроприборов, используемых в быту до 1995 г. и в период после 2015 г.

Table 2. The number of electrical appliances used in everyday life before 1995 and during the period after 2015

Наименование электроприбора	Кол-во приборов на одну квартиру	
	до 1995 г.	после 2015 г.
Микроволновая печь	0	1
Телевизор	1	2
Стиральная машина-автомат	0	1
Телефон (смартфон)	0	3
Шуруповерт	0	1
Электродрель	0	1
Холодильник	1	1
Ноутбук	0	2
Фен для волос	0	2
Вытяжка кухонная	0	1
Пылесос	1	1
Роутер	0	1
Лампа диодная	0	15
Кондиционер	0	1
Посудомоечная машина	0	1
Электроплита	1	1

2) использование лифтов в многоквартирных домах;

3) появление в городах большого количества офисных, административных, торгово-развлекательных зданий, в которых используется оргтехника, диодное освещение, кондиционеры и другие электроприборы с низким коэффициентом мощности.

Проанализируем энергопотребление основных электроприемников муниципальных образований, к которым относятся административно-бытовые здания, учебные заведения, детские сады, торгово-развлекательные комплексы, спортивные сооружения и многоквартирные дома. Для этой цели были выполнены исследования энергопотребления вышеуказанных электроприемников в г. Дудинке. В табл. 3 приведены средневзвешенные значения коэффициента мощности для данных сооружений и домов в зависимости от времени дня и времени года.

Как показал детальный анализ данных табл. 3, значения средневзвешенного коэффициента мощности в исследуемых сетях для всех типов зданий и сооружений заметно меньше в осенне-зимний период времени года по сравнению с весенне-летним периодом. Кроме того, можно проследить за тем, что в данных сетях значения средневзвешенного коэффициента мощности для жилых многоквартирных домов, школ и торгово-развлекательных центров уменьшаются в вечернее время суток независимо от времени года. Для детских садов, административных зданий наименьшие значения средневзвешенного коэффициента мощности приходятся на период времени между восьмью и шестнадцатью часами вне зависимости от времени года. Для спортивных сооружений (бассейн) минимальные значения средневзвешенного коэффициента мощности наблюдаются между полуночью и восьмью часами. Для технического лица наибо-

Таблица 3. Средневзвешенные значения коэффициента мощности в зависимости от времени дня и времени года

Table 3. Weighted average values of power factor depending on time of the day and time of the year

Тип здания	Коэффициент мощности					
	весенне-летний период временные интервалы			осенне-зимний период временные интервалы		
	0:00-8:00	8:00-16:00	16:00-24:00	0:00-8:00	8:00-16:00	16:00-24:00
Средняя общеобразовательная школа	0,87	0,89	0,83	0,75	0,76	0,71
Детский сад	0,92	0,81	0,87	0,85	0,68	0,77
Технический лицей	0,96	0,89	0,93	0,92	0,83	0,81
Торгово-развлекательный центр	0,93	0,94	0,91	0,78	0,78	0,78
Бассейн	0,81	0,91	0,86	0,8	0,86	0,85
Административное здание	0,96	0,91	0,98	0,93	0,76	0,82
Девятиэтажный многоквартирный дом	0,92	0,93	0,88	0,83	0,87	0,75
Пятиэтажный многоквартирный дом	0,9	0,92	0,91	0,8	0,83	0,81
Студенческое общежитие	0,81	0,7	0,87	0,84	0,78	0,72
Здание гостиницы	0,87	0,84	0,83	0,82	0,8	0,8

лее низкие значения средневзвешенного коэффициента мощности имеют место быть в дневное и вечернее время суток.

Компенсация реактивной мощности осуществляется с помощью специальных компенсирующих устройств, подключенных в определенных точках системы электроснабжения, и с помощью организационных мероприятий по снижению потребления реактивной мощности, которые связаны с естественным уменьшением реактивной мощности [11].

Рассмотрим некоторые компенсирующие устройства, наиболее часто используемые на практике. Эти устройства можно разделить на две группы: вращающиеся синхронные машины и статические компенсаторы. К статическим компенсаторам относятся устройства на базе конденсаторных батарей, которые являются наиболее перспективными для использования в трехфазных сетях напряжением до 1000 В. Впервые конденсаторы для компенсации реактивной мощности установил в 1898 г. П. Бушерио.

Основные преимущества устройств на базе конденсаторных батарей:

небольшие, практически постоянные в зоне номинальной температуры окружающей среды, удельные потери активной мощности конденсаторов, не превышающие 0,5 Вт на 1 квар компенсационной мощности, т.е. не более 0,5 %;

отсутствие механически перемещаемых частей в процессе эксплуатации;

простота монтажа и эксплуатации;

относительно невысокие капиталовложения;

большой диапазон подбора требуемой мощности;

относительная простота схемы регулирования реактивной мощности;

возможность установки в любых точках электрической сети, бесшумность работы.

В настоящее время в связи с существенно изменяющимся во времени потреблением реактивной мощности используют автоматические конденсаторные установки с симметричной компенсацией по фазам сети. Однако в трехфазных сетях до 1000 В с глухозаземленным режимом нейтрали потребление реактивной мощности для различных фаз значительно отличается. Применение конденсаторных установок с симметричной компенсацией может привести к режимам «перекомпенсации» или «недокомпенсации» реактивной мощности по отдельным фазам сети. Таким образом, для использования в трехфазных сетях с глухозаземленной нейтралью требуется разработка более эффективного метода и устройства компенсации реактивной мощности.

В определенном смысле «фазность» компенсации можно считать еще одним критерием классификации способов компенсации: пофазная противопоставляется симметричной.

Предлагаемый метод независимой пофазной компенсации реактивной мощности заключается в целенаправленной независимой компенсации реактивной мощности в каждой фазе сети. Это позволяет исключить режим «недокомпенсации» или «перекомпенсации» реактивной мощности в отдельных фазах сети и снизить токи в каждой фазе сети. Снижение полных токов в фазах сети уменьшает ток в нейтральном проводе и несбалансированные составляющие полной мощности обратной и нулевой последовательности, повышая пропускную способность сети.

Устройство пофазной независимой компенсации реактивной мощности было успешно внедрено в г. Дудинке. Устройства были установлены на электрических вводах детских садов,

школ, спортивно-развлекательных комплексов, оздоровительных центров и административных зданий.

Поскольку компенсаторы с соединением в треугольник не могут воздействовать на ток в нейтрали, при пофазной независимой компенсации реактивной мощности конденсаторные батареи собирают по схеме звезда с нулевым проводом. Для защиты конденсаторных батарей от высших гармоник при необходимости используют антирезонансные дроссели, от пусковых токов конденсаторные батареи защищают с помощью контакторов с демпфирующими реакторами.

На основе измерений потребления электрической энергии в школе № 1 г. Дудинки были построены три векторные диаграммы токов, на которых отображены токи до компенсации реактивной мощности, после использования конденсаторных установок с симметричной компенсацией и после использования конденсаторных установок с пофазной независимой компенсацией реактивной мощности (рис. 1).

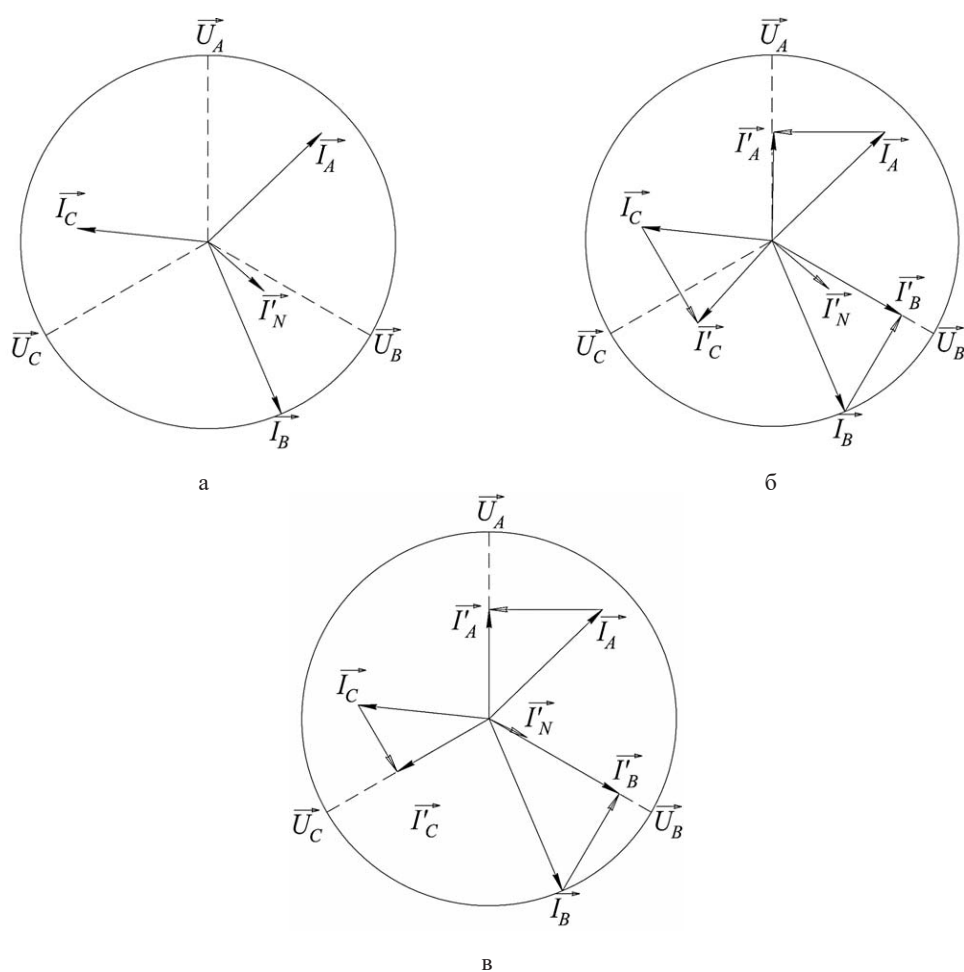


Рис. 1. Векторные диаграммы: а – до компенсации; б – компенсация с использованием средств симметричной компенсации; в – компенсация с использованием средств пофазной компенсации

Fig. 1. Vector diagrams: а – before compensation; б – symmetrical compensation; в – individual phase compensation

Векторные диаграммы показывают, что устройство пофазной компенсации реактивной мощности является наиболее эффективным в связи с тем, что коэффициенты мощности в фазах сети близки к единице, токи в фазах сети заметно уменьшились, а ток в нейтральном проводе уменьшился в 2,7 раза. Тогда как после использования устройств с симметричной компенсацией в фазах сети возникают режимы перекомпенсации и недокомпенсации. Ток в нейтральном проводе изменился незначительно, а его величина близка токам в фазах сети.

За счет значительного снижения тока в нейтральном проводе после использования устройств пофазной компенсации реактивной мощности повышается надежность трехфазной сети с глухозаземленной нейтралью. Если нейтральный провод выполнен с меньшим сечением в сравнении с фазными проводами, то значительный ток в нейтральном проводе, близкий по значению токам в фазах сети или превышающий их, в зависимости от длительности максимального режима электропотребления может привести к его термическому разрушению. Разрушение нейтрального провода в свою очередь приведет к перекосу фазных напряжений, в результате которого в одной фазе напряжение может существенно возрасти, а в двух других уменьшиться, что негативно скажется на используемом оборудовании, поскольку оно может выйти из строя из-за повышенного напряжения либо отключиться при уменьшении напряжения. Таким образом, метод и устройство пофазной компенсации реактивной мощности существенно увеличивает надежность использования данного типа сетей.

На рис. 2 представлена гистограмма, построенная на основе измерений потребления электрической энергии в школе № 1 г. Дудинки, на которой можно увидеть, как изменяется ток в фазах сети и нейтральном проводе при использовании пофазной компенсации реактивной мощности.

Уменьшение токов в фазах сети приводит к высвобождению значительной доли потенциальной пропускной способности кабельных линий, которая ранее была занята реактивной

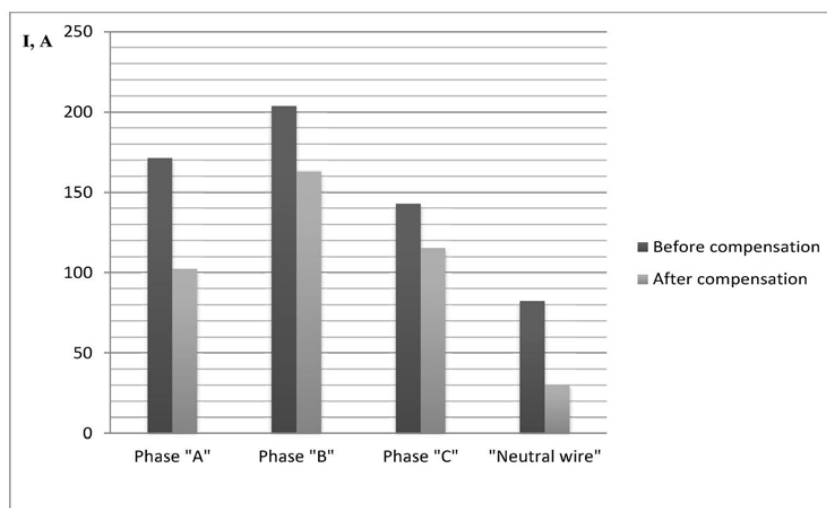


Рис. 2. Гистограмма токов в фазах сети и нейтральном проводе (до и после пофазной компенсации)

Fig. 2. Histogram of currents in phases of network and neutral wire (before compensation and after individual phase compensation)

составляющей тока, к снижению потерь электроэнергии в сети и поддержанию в рамках нормируемых значений напряжения на потребителе.

Выводы

1. Для северных территорий выявлена характерная зависимость коэффициента мощности от времени года: в осенне-зимний период года коэффициент мощности весьма мал из-за интенсивного использования современного освещения и бытовых приборов, в весенне-летний период коэффициент мощности возрастает из-за снижения использования бытовых приборов, связанного с отпускным периодом.

2. Использование современных электроприборов и оргтехники приводит к существенному снижению коэффициента мощности.

3. Низкая эффективность симметричной компенсации обусловлена неравномерной нагрузкой по отдельным фазам сети четырехпроводной системы электроснабжения с глухозаземленной нейтралью. Для данного класса сетей наиболее эффективным является устройство пофазной компенсации, что подтверждено положительным опытом эксплуатации в г. Дудинке.

Список литературы / References

- [1] Curtis H.L., Silsbee F.B. Definitions of power and related quantities. *Trans. AIEE*, 1935, 54, 394–404.
- [2] Steinmetz C.P. *Theory and Calculation of Electrical Apparatur*. New York, USA: McGraw-Hill, 1917.
- [3] Grandpierr M., Trannoy B. Astationary power device to rebalance and compensate reactive power in three-phase network. *Proc. Ind. Appl. Soc. Annu. Conf.*, 1977, 127–135.
- [4] Czarnecki L.S. Minimization of unbalanced currents in three-phase asymmetrical circuits with nonsinusoidal voltage. *Proc. Inst. Elect. Eng., B*, 1992, 139(4), 347–354.
- [5] Lee S.Y., Wu C.J. On-line reactive power compensation schemes for unbalanced three-phase four wire distribution systems. *IEEE Trans. Power Del.*, 1993, 8(4), 1235–1239.
- [6] Oriega L.C., Oliviera De., Barros Neto M.C., de Souza J. B. Load compensation in four-wire electrical power systems. *Proc. Int. Conf. Power Syst. Technol.*, 2000, 3, 1975–1580.
- [7] Arendse C., Atkinson-Hope G. Design of Steinmetz symmetrizer and application in unbalanced network. *UPEC Conf.*, Cardiff, Wales, U.K., 2010.
- [8] Jeon S.J., Willens J.L. Reactive power compensation in multilane systems under sinusoidal unbalanced conditions. *Int. J. Circuit Theory Appl.*, 2011, 39, 211–224.
- [9] Czarnecki L.S., Haley P.M. Unbalanced Power in Four-Wire Systems and Its Reactive Compensation, *IEEE Trans. Power Del.*, 2015, 30(1), 53–63.
- [10] Можный Е.Г., Степанов А.Г. Проблемы компенсации реактивной мощности. *Электротехника и электромеханика: сборник материалов Международной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых*. Красноярск: СФУ, 2016, 1, 73–76 [Mozhny E.G., Stepanov A.G. Reactive power compensation problems. *Electric power industry and electromechanics: International Student Conference Proceedings*, Krasnoyarsk, SibFU, 2016, 1, 73–76 (in Russian)]
- [11] Скакунов Д.А., Дементьев В.В., Карташев Ю.А., Кузьмин Р.С., Меньшиков В.А., Ящук К.П. Естественные средства компенсации реактивной мощности в системах электроснаб-

жения 6...10 кВ горнометаллургических предприятий. *Горное оборудование и электромеханика*, 2009, 2, 19-22 [Skakunov D.A., Dementiev V.V., Kartashev Y.A., Kuzmin R.S., Menshikov V.A., Yashchuk K.P. The Natural Means of Compensating for the Reactive Power in the Systems of Supplying Mining and Metallurgical Enterprises with the 6...10 kV Electric Power. *Mining equipment and electrical engineering*, 2009, 2, 19-22 (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0203

УДК 621.39 (075.8); 621.395.73

Electrodynamic Parameters of a Coaxial Cable at Bipolar Pulses Propagation

Yanis I. Bulbik and Fedor G. Zograf*

*Siberian Federal University
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 01.04.2019, received in revised form 23.11.2019, accepted 21.01.2020

Abstract. All-in-interworking technology, based on IEEE 802.3 standard, was mainly developed for the separable media cabling and data transmission speed increase. Although the high-speed networking is already provided by a fiber optic cable, coaxial guides are in demand for similar applications. Time-domain analysis is undertaken to estimate electrodynamic states of inner and outer guiding conductors at periodic bipolar pulses propagation on a coaxial cable. An electric current density distribution on the cross-section of the inner conductor is obtained from a solution of Maxwell equations under periodic boundary conditions that are prescribed by a product of two functions. The first one is introduced implicitly for a profile of surface current density in the axial direction, while the other determines this profile transient states. As for shielding braid, which is the cable outer conductor, its current density distribution is derived from an analysis of field harmonics that penetrate into conductive subsurface layers under similar boundary conditions. It is also shown that prescribed implicative boundary conditions for both conductors allow to obtain, at least under auxiliary assumption, some completed formulae useful to the estimation of the pulses duration admissible decrease at their transmission on the coaxial cable. The paper contains some comparative and numerical results as well.

Keywords: surface current density, field penetration depth, apparent conduction, initial and boundary conditions, Bessel functions, Fourier series and field harmonics.

Citation: Bulbik Ya.I., Zograf F.G. Electrodynamic parameters of a coaxial cable at bipolar pulses propagation, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 25-37. DOI: 10.17516/1999-494X-0203

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: fedor-zograf@ya.ru

Электродинамические параметры коаксиального кабеля при распространении биполярных импульсов

Я.И. Бульбик, Ф.Г. Зограф

Сибирский федеральный университет
Российская Федерация, Красноярск

Аннотация. Технология многопользовательского сетевого взаимодействия стандарта IEEE 802.3 разработана в основном для разделяемой кабельной среды и повышения скорости передачи данных. Хотя высокоскоростное сетевое взаимодействие уже и обеспечивается оптико-волоконным кабелем, коаксиальные направляющие востребованы в схожих применениях. Анализируется оценка электродинамического состояния внутреннего и внешнего направляющих проводников при распространении периодических биполярных импульсов по коаксиальному кабелю. Распределение плотности тока в поперечном сечении внутреннего проводника получено решением уравнений Максвелла при периодических граничных условиях, заданных произведением двух функций, первая из которых введена в неявной форме для профиля поверхностной плотности тока осевого направления, а другая – определяет переходные состояния этого профиля. Что касается экранирующей оплетки, которая является внешним проводником кабеля, то соответствующее распределение плотности тока выведено из анализа гармоник поля, проникающих в проводящие подповерхностные слои этого проводника при аналогичных граничных условиях. Показано, что имплицитное задание граничных условий на обоих проводниках позволяет получить, по крайней мере при вспомогательном условии, завершённые формулы, полезные для оценки приемлемой степени уменьшения длительности импульсов при их передаче по коаксиальному кабелю. Статья содержит также некоторые сравнительные и численные результаты.

Ключевые слова: поверхностная плотность тока, глубина проникновения поля, кажущаяся электропроводность, начальные и граничные условия, функции Бесселя, ряд Фурье и гармоники поля.

Цитирование: Бульбик, Я.И. Электродинамические параметры коаксиального кабеля при распространении биполярных импульсов / Я.И. Бульбик, Ф.Г. Зограф // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 25-37. DOI: 10.17516/1999-494X-0203

Введение

Передача биполярных импульсных сигналов по коаксиальному кабелю является одной из характерных особенностей технологии 10Мбит Ethernet и ее модификаций, таких как 10BASE5 и 10BASE2 [1, 2], достаточно еще распространенных в телекоммуникационных локальных вычислительных сетях (ЛВС) стандарта IEEE 802.3. В этих технологиях передача импульсных сигналов по коаксиальному моноканалу многопользовательского сетевого взаимодействия осуществляется манчестерским кодом при номинальной длительности t_p тактового интервала, равного 0,1 мкс, а многостанционность доступа к среде пакетной передачи – протоколом CSMA/CD¹. В качестве моноканала для модификации 10BASE5 используют так называемый толстый кабель типа RG-8/U, 0,375 дюймовый (9,5 мм) с пористым наполнителем и малыми диэлектрическими потерями либо кабель RG11, в котором потери электромагнитной мощности

¹ CSMA/CD (Carrier Sense Multiple Access with Collision Detection) – отслеживание активности несущей в моноканале с обнаружением коллизий.

сигналов также могут быть отнесены только к электрическим потерям на проводящих поверхностях сегмента кабеля при его длине, не превышающей 500 м. При той же технологии пакетной передачи альтернативным моноканалом является «тонкий» коаксиальный кабель RG58 либо даже кабель РК-50, но при этом максимально допустимая длина сегмента оказывается ограниченной значениями 185-200 м из-за повышенного затухания и вносимых сегментом искажений в передаваемых импульсных сигналах.

Конструктивное исполнение толстого коаксиального кабеля относят к категории жесткого моноканала с ограничениями на его изгиб при монтаже в помещениях. Выполнение тех же работ с тонким коаксиальным кабелем значительно проще, что является преимуществом 10BASE2 по сравнению с иными моноканалами ЛВС [3, 4]. При других исполнениях кабельной среды ограничения по длине сегментов также зависят от геометрии их поперечного сечения, электрофизических свойств диэлектрика и глубины проникновения электромагнитного поля в приповерхностные слои направляющих проводящих поверхностей моноканала, что выражается зависимостями коэффициентов пространственного α_c и временного затухания β_c импульсных сигналов от их длительностей. Установление таких зависимостей во временной области их определения можно отнести к категории сложной [5], но разрешимой на современном уровне развития математического обеспечения и вычислительного моделирования задачи электродинамики, которая может допускать и ее нестрогое решение при вспомогательных допущениях, представленных в настоящей статье.

Характерные особенности процесса распространения импульсных сигналов по коаксиальному кабелю

В формате классической модели этого процесса пространственно-временные распределения $E(z, t)$ -, $H(z, t)$ -составляющих напряженностей электромагнитного поля и плотностей поверхностных токов $\delta_s(z, t)$ на направляющих проводящих поверхностях определены их структурой, схематически представленной для фиксированного момента времени t_1 на рис. 1.

Согласно модели этого процесса внутренний проводник радиусом r_1 характеризуется его знакопеременными потенциалами относительно нулевого потенциала внешнего проводника радиусом r_2 , обусловленными прохождением импульсного сигнала, которым создается пространственно-временное распределение плотности электрического заряда (на рис. 1 не показано) и распределение плотности $\delta_s^{(1)}$ поверхностного тока. При достаточно быстром изменении электрического поля в диэлектрике кабеля токами утечек можно пренебречь по сравнению с плотностью тока смещения, что позволяет использовать уравнение непрерывности в определении значений $\delta_s(z, t)$ как продолжений векторного поля плотности тока смещения на границе раздела сред. В отличие от процесса распространения одиночных импульсов или сигналов, передаваемых посредством несущего гармонического электромагнитного колебания, при передаче биполярных импульсов плотности $\delta_s(z, t)$ поверхностных токов проводимости почти следуют переходным состояниям плотности тока смещения, а для приповерхностных слоев проводящей среды характерна гораздо большая инерционность, обусловленная процессом проникновения электромагнитного поля в эти слои. Другими словами, начальные и граничные условия при каждом реверсе электромагнитного поля должны выполняться здесь для двух процессов, первый из которых характеризуется распространением

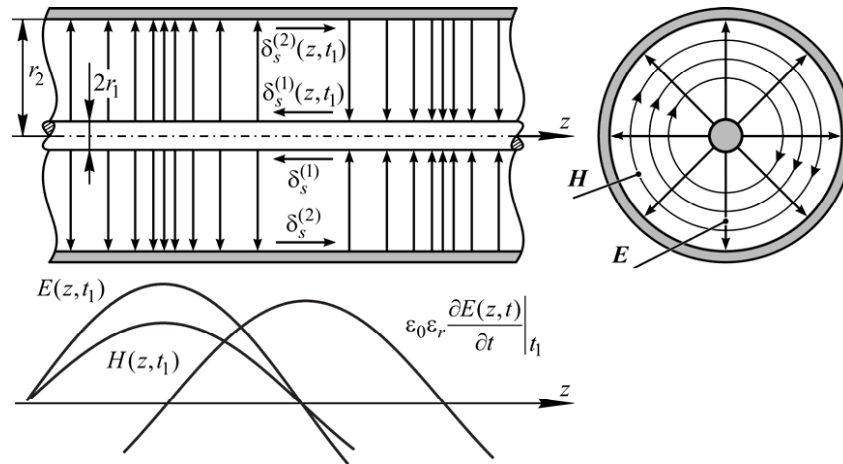


Рис. 1. Пространственно-временные распределения составляющих напряженностей электромагнитного поля и поверхностных плотностей токов на проводящих направляющих поверхностях коаксиального кабеля

Fig. 1. Spatial-time distributions of electromagnetic field components and surface current densities on the conductive guide surfaces of the coaxial cable

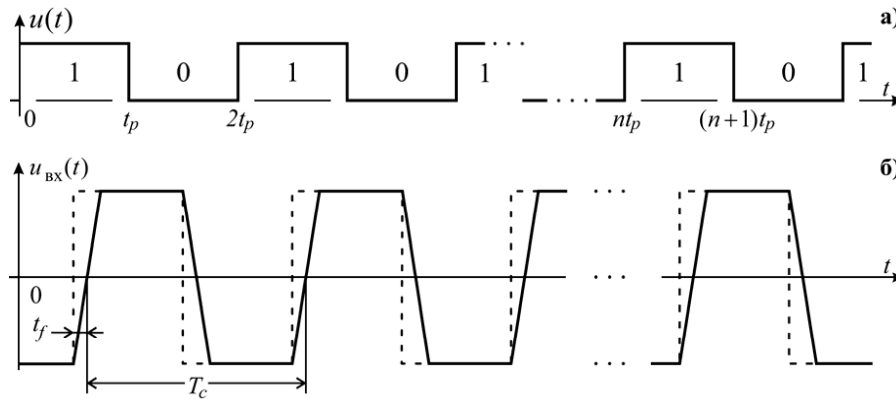


Рис. 2. Временные диаграммы импульсных сигналов: а – для фрагмента исходной двоичной последовательности; б – для соответствующих биполярных импульсов на входе коаксиального кабеля

Fig. 2. Waveform diagrams of pulse signals: а – for the reference binary sequence fragment; б – for the corresponding bipolar pulses at the coaxial cable input

биполярных импульсов по диэлектрику кабеля, а второй – проникновением электромагнитного поля в его проводящие поверхности. При этом начало каждого передаваемого пакета содержит 64-битное поле, инициируемое исходной двоичной последовательностью, фрагмент которой представлен на временной диаграмме (рис. 2а) идеализированными прямоугольными импульсами $u(t)$, а соответствующие этому фрагменту биполярные импульсные сигналы $u_{bx}(t)$ на входе коаксиального кабеля – двумя временными диаграммами (рис. 2б), первая из которых выделена пунктирными линиями, в идеализации сигналов манчестерского кода, а вторая – сплошными линиями, с учетом ненулевых длительностей t_f фронтов этих биполярных сигналов.

Принимая во внимание периодичность $u_{\text{вх}}(t)$ в пределах пакетного поля синхронизации, представим эту зависимость ее разложением в ряд Фурье

$$u_{\text{вх}}(t) = \frac{4U}{\omega_0 t_f \pi} \left[\sin(\omega_0 t_f) \sin \omega_0 t + \frac{\sin(3\omega_0 t_f)}{9} \sin 3\omega_0 t + \frac{\sin(5\omega_0 t_f)}{25} \sin 5\omega_0 t + \dots + \frac{\sin(k\omega_0 t_f)}{k^2} \sin k\omega_0 t + \dots \right], \quad (1)$$

где $\omega_0 = \pi/t_p$, $0 < t < 2t_p = T_c$.

Выбор пакетного поля синхронизации для оценок допустимых значений электродинамических параметров обусловлен тем, что наибольшая ширина спектра, минимально необходимая для передачи цифровых данных по коаксиальному кабелю, относится именно к этому режиму при прочих равных условиях. В периодической последовательности биполярных импульсов длительности их фронтов могут относиться к интервалу $0 < t_f < t_p / 2$, и если эти длительности задать целыми долями периода $T_c = 2t_p$, то структура ряда (1) останется регулярной. Это условие не является принципиальным, но позволяет упростить необходимые в последующем анализе расчеты. В частности, при $t_f = t_p / 2$ ряд (1) записывается в виде

$$u_{\text{вх}}(t) = \frac{16U}{\pi^2 \sqrt{2}} \left[\sin \omega_0 t + \frac{1}{9} \sin 3\omega_0 t - \frac{1}{25} \sin 5\omega_0 t - \frac{1}{49} \sin 7\omega_0 t + \dots \right], \quad (2)$$

для которого характерно попарное чередование знаков гармонических составляющих в их блоках по четыре слагаемых (для 1-го блока здесь положительны 1-я и 3-я гармоники, а для 2-го блока 9-я и 11-я гармоники, причем 5, 7, 13 и 15-я гармоники ряда отрицательны).

Поверхностные плотности токов проводимости здесь тоже периодичны и формально определены скоростью изменения нормальной составляющей плотности $D_n(z, t) = \epsilon_0 \epsilon_r E_n(z, t)$ потока электрического поля на проводящих поверхностях коаксиального кабеля в виде

$$\delta_s(z, t) = \frac{\partial}{\partial t} [f_1(t - z/v) D_n(z, t)] = -\frac{z}{v} D_n(z, t) \frac{\partial}{\partial t} f_1(t - z/v) + f_1(t - z/v) \frac{\partial}{\partial t} D_n(z, t) \approx f_1^{(1,2)}(t - z/v) \cdot f_2(t), \quad (3)$$

где $f_1^{(1,2)}$ – дважды дифференцируемые неявные функции профилей $\delta_s^{(1,2)}$, удовлетворяющих граничным условиям для последовательных фиксированных моментов времени; $f_2(t)$ – функция мгновенных значений $\delta_s^{(1,2)}$, определенная нормированием ряда (2) к уровню биполярного импульса для фиксированных значений z ,

$$f_2(t) = \frac{16\omega_0}{\pi^2 \sqrt{2}} \left[\cos \omega_0 t + \frac{1}{3} \cos 3\omega_0 t - \frac{1}{5} \cos 5\omega_0 t - \frac{1}{7} \cos 7\omega_0 t + \dots \right].$$

При допущении (3) относительно структуры пространственно-временного распределения значений $\delta_s^{(1,2)}(z, t)$ далее для упрощения записи в качестве независимой переменной функций $f_1^{(1,2)}$ будет указываться только (z/v) – аргумент: на поверхности внутреннего проводника как функция профиля $f_1^{(1)}(z/v)$, а на поверхности внешнего проводника – $f_1^{(2)}(z/v)$, которые отличаются по уровню их интенсивности при единой $f_2(t)$. В этой модели описания особен-

ностей процесса распространения импульсных сигналов значениями $\delta_s^{(1,2)}(z, t)$ представлены их пространственно-временные характеристики, которые определены только на взаимосвязанных последовательностях $(t, z/v)$ – аргументов произведением функций (3), применительно к граничным условиям электродинамических состояний внутреннего и внешнего проводников коаксиального кабеля.

Анализ электродинамического состояния внутреннего проводника коаксиального кабеля

Математической моделью процесса проникновения электромагнитного поля биполярных импульсов в приповерхностные слои этого проводника являются уравнения Максвелла

$$\operatorname{rot} \mathbf{H} = \sigma_{cl} \mathbf{E}; \quad \operatorname{rot} \mathbf{E} = -\mu_0 \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial t}, \quad (4)$$

которые можно переписать относительно плотности $\boldsymbol{\delta} = \mathbf{e}_z \delta_z(r, t) = \mathbf{e}_z \sigma_{cl} E_z(r, t)$ тока проводимости в виде

$$\operatorname{rot} \mathbf{H} = \boldsymbol{\delta}; \quad \operatorname{rot} \boldsymbol{\delta} = -\sigma_{cl} \mu_0 \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial t}. \quad (5)$$

Применяя к системе уравнений (5) стандартное преобразование, получаем приведенное уравнение электромагнитного состояния проводящей среды внутреннего проводника во временной области в виде

$$\frac{\partial^2 \delta_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \delta_z}{\partial r} = \sigma_{cl} \mu_0 \frac{\partial \delta_z}{\partial t}, \quad (6)$$

решение которого может быть получено методом разделения переменных, то есть путем представления искомого решения произведением двух функций $\mathbb{R}(r) \cdot \mathfrak{I}(t) = \delta_z(r, t)$.

Таким, что его подстановка в уравнение (6) и последующее деление на $\mathbb{R}(r) \cdot \mathfrak{I}(t) \neq 0$ приводит к дифференциальному соотношению

$$\frac{1}{\mathbb{R}} \cdot \frac{d^2 \mathbb{R}}{dr^2} + \frac{1}{r \mathbb{R}} \cdot \frac{d \mathbb{R}}{dr} = \frac{1}{\mathfrak{I}(t)} \sigma_{cl} \mu_0 \frac{d \mathfrak{I}}{dt}, \quad (7)$$

для которого равенство левой и правой частей может выполняться только тогда, когда эти части представляют собой некоторую постоянную разделения $(-m^2)$, следовательно, это соотношение становится эквивалентным двум дифференциальным уравнениям вида

$$\frac{1}{\mathbb{R}} \cdot \frac{d^2 \mathbb{R}}{dr^2} + \frac{1}{r \mathbb{R}} \cdot \frac{d \mathbb{R}}{dr} = \frac{1}{\mathfrak{I}(t)} \sigma_{cl} \mu_0 \frac{d \mathfrak{I}}{dt}, \quad (8)$$

$$\sigma_{cl} \mu_0 \frac{d \mathfrak{I}(t)}{dt} + m^2 \mathfrak{I} = 0. \quad (9)$$

Делением слагаемых уравнения (8) на постоянную m^2 получаем вещественное уравнение Бесселя, в котором введена безразмерная переменная mr , а его частное решение определено двумя функциями Бесселя нулевого порядка ($n = 0$)

$$\mathbb{R}(r) = AJ_0(mr) + BN_0(mr), \quad (10)$$

где A, B – постоянные интегрирования, но так как при $r \rightarrow 0$ $N_0 \rightarrow -\infty$, то постоянная B может приниматься нулевой.

Частным решением уравнения (9) является зависимость вида

$$\mathfrak{Z}(t) = C \cdot \exp\left(-\frac{m^2}{\sigma_{c1}\mu_0} t\right). \quad (11)$$

Итак, для внутреннего проводника коаксиального кабеля в качестве частного решения уравнения (6) может приниматься произведение функций (10) и (11), которое должно удовлетворять начальным и граничным условиям с учетом особенностей процесса проникновения электромагнитного поля в этот проводник, изложенных в предыдущем разделе статьи, а именно тогда, когда процесс проникновения поля будет представлен в форме бесконечной суммы частных решений вида $\mathbb{R}(r) \cdot \mathfrak{Z}(t)$, дополняющей зависимость $\delta_s(z, t)$ при соответствующих значениях $(nt_p + t)$. Кроме этого, принимая во внимание условие нечетности мгновенных значений плотностей тока проводимости, устанавливаем, что здесь при малых t_f ($t_f \rightarrow 0$) должно выполняться равенство

$$-\sum_{l=1}^{\infty} A_l J_0(m_l r) \exp\left(-\frac{m_l^2}{\sigma_{c1}\mu_0} t_p\right) = \delta_s(0_+) + \sum_{l=1}^{\infty} A_l J_0(m_l r), \quad (12)$$

где A_l – коэффициенты разложения $\delta_s(r, t)$ в ряде Фурье-Бесселя, соответствующие последовательности постоянных разделения m_l .

Постоянные m_l находят из условия обращения слагаемых ряда Фурье-Бесселя к их нулевым значениям при $r = r_1$ каждый раз, когда аргумент функции $J_0(mr)$ становится равным ее корню κ_{0l} с номером l , что позволяет записать (12) в виде

$$-\sum_{l=1}^{\infty} A_l J_0\left(\kappa_{0l} \frac{r}{r_1}\right) \exp\left(-\frac{t_p}{T_l}\right) = \delta_s^{(1)}(0_+) + \sum_{l=1}^{\infty} A_l J_0\left(\kappa_{0l} \frac{r}{r_1}\right), \quad (13)$$

где T_l – постоянная времени затухания l -слагаемого ряда ($T_l = r_1^2 \sigma_{c1} \mu_0 / \kappa_{0l}^2$).

Для нахождения коэффициентов A_l в равенстве (13) используем свойство ортогональности бесселевых функций, по которому для функций $J_0(\kappa_{0k} r/r_1)$ и $J_0(\kappa_{0l} r/r_1)$ оно выражается в том, что при любых положительных целых $l \neq k$

$$\int_0^{r_1} r J_0\left(\kappa_{0k} \frac{r}{r_1}\right) J_0\left(\kappa_{0l} \frac{r}{r_1}\right) dr = 0, \quad (14)$$

но при $l = k$

$$\int_0^{r_1} r J_0^2\left(\kappa_{0l} \frac{r}{r_1}\right) dr = \frac{r_1^2}{2} J_1^2(\kappa_{0l}), \quad (15)$$

где $J_1(\kappa_{0l})$ – функция Бесселя первого рода первого порядка от аргумента κ_{0l} .

Умножением левой и правой частей равенства (13) на функцию $r J_0(\kappa_{0k} r/r_1)$ с последующим интегрированием от 0 до r_1 при $l = k$ получаем соотношение

$$-A_l \frac{r_1^2}{2} J_1^2(\kappa_{0l}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_l}\right) = \delta_s^{(1)}(0_+) \frac{r_1^2}{\kappa_{0l}} J_1(\kappa_{0l}) + A_l \frac{r_1^2}{2} J_1(\kappa_{0l}), \quad (16)$$

из которого следует, что

$$A_l = -\frac{2\delta_s^{(1)}(0_+)}{\kappa_{0l} J_1(\kappa_{0l}) \left[1 + \exp\left(-t_p/T_l\right)\right]}. \quad (17)$$

Таким образом, распределение плотности тока проводимости в сечении внутреннего проводника коаксиального кабеля определено зависимостью

$$\begin{aligned} i(t) &= \int_0^{2\pi} d\theta \int_0^{r_1} \delta_z^{(1)}(r, t) r dr = 2\pi \frac{r_1^2}{2} \delta_s^{(1)}(t) - 4\pi \delta_s^{(1)}(0_+) \times \\ &\times \sum_{l=1}^{\infty} \frac{\exp(-t/T_l)}{\kappa_{0l} J_1(\kappa_{0l}) \left[1 + \exp(-t_p/T_l)\right]} \cdot \int_0^{r_1} J_0\left(\kappa_{0l} \frac{r}{r_1}\right) r dr = \\ &= \pi r_1^2 \left[\delta_s^{(1)}(t) - 4\delta_s^{(1)}(0_+) \sum_{l=1}^{\infty} \frac{\exp(-t/T_l)}{\kappa_{0l}^2 \left[1 + \exp(-t_p/T_l)\right]} \right], \end{aligned} \quad (18)$$

$$\text{где } \delta_s^{(1)}(t) = f_1^{(1)}(z/v) \cdot f_2(t); \quad \delta_s^{(1)}(0_+) = \frac{16\omega_0}{\pi^2 \sqrt{2}} \cdot f_1^{(1)}(z/v).$$

Значение $\delta_s^{(1)}(0_+)$ определено здесь тем, что при $t = 0_+$ сумма только двух первых блоков слагаемых усеченного ряда $f_2(t)$ равняется 0,9836, но добавление еще одного блока слагаемых увеличивает это значение до 0,9997.

Переходная проводимость $g^{(1)}(t)$ внутреннего проводника кабеля, как коэффициент пропорциональности между током $i(t)$ и переходным напряжением $u_s(t)$ на участке длиной Δz , выражается формулой

$$\begin{aligned} g^{(1)}(t) &= \frac{i(t)}{u_s(t)} = \frac{i(t)}{\Delta z \cdot E_z(r_1, t)} = \frac{\sigma_{c1} i(t)}{\Delta z \delta_s^{(1)}(t)} = \\ &= \frac{\pi r_1^2 \sigma_{c1}}{\Delta z} \left[1 - 4 \frac{\delta_s^{(1)}(0_+)}{\delta_s^{(1)}(t)} \sum_{l=1}^{\infty} \frac{\exp(-t/T_l)}{\kappa_{0l}^2 \left[1 + \exp(-t_p/T_l)\right]} \right], \end{aligned} \quad (19)$$

в которой множителем $\pi r_1^2 \sigma_{c1} / \Delta z$ представлено значение конечной проводимости цилиндрического проводника с площадью его поперечного сечения $S = \pi r_1^2$, длиной Δz при удельной электропроводности σ_{c1} , отличающейся от удельной электропроводности σ_{c2} внешнего проводника.

Значение множителя $\delta_s^{(1)}(0_+) / \delta_s^{(1)}(t)$ здесь может приниматься близким единице. Это обусловлено тем, что при разложении $\delta_s^{(1)}(t) = f_1^{(1)}(z/v) \cdot f_2(t)$ в ряд по степеням t , с учетом структуры этой функции, ее первая производная при $t = 0_+$ может приниматься нулевой. Из формулы (19) следует также, что отношение переходного сопротивления $R_1^{(1)}(t)$ этого проводника единичной длины к его начальному значению $R_1^{(1)}(0_+)$ определено зависимостью

$$\frac{R_1^{(1)}(t)}{R_1^{(1)}(0_+)} = \frac{g_1^{(1)}(0_+)}{g_1^{(1)}(t)} = \frac{1 - 4 \sum_{l=1}^{\infty} \kappa_{0l}^{-2} [1 + \exp(-t_p/T_l)]^{-1}}{1 - 4 \sum_{l=1}^{\infty} \kappa_{0l}^{-2} [1 + \exp(-t_p/T_l)]^{-1} \cdot \exp(-t/T_l)} \quad (20)$$

Применительно к формуле (20) значения первых десяти корней κ_{0l} функции $J_0(x)$ и соответствующих постоянных времени T_l , ограниченных двумя цифрами после запятой, представлены в табл. 1 для медного проводника при $r_1 = 0,6$ мм.

Относительные изменения переходного сопротивления внутреннего проводника ($r_1 = 0,6$ мм) коаксиального кабеля, подсчитанные по зависимости (20) при $t_p = 0,1$ мкс, показаны на рис. 3.

Особенности результатов численного анализа зависимости (20), изображенные на рис. 3, в том, что изменения переходного сопротивления заключены в диапазоне 10 % от начального его значения. Вместе с тем расчет по формуле (20) показывает, что переходная проводимость этого же участка проводника при $t = 0_+$ равна только половине ее конечного значения ($g_1^{(1)}(0_+) \approx 0,489 \pi r_1^2 \sigma_{c_1}$) при равномерном распределении плотности тока. Усредненное значение переходной проводимости $\langle g_1^{(1)}(t) \rangle(t_p)$ внутреннего проводника кабеля, определенное на интервале $0 < t \leq t_p$, при ограничении суммы бесконечного числа слагаемых в формуле (19) суммой их конечного числа N_1 , определено функционалом

Таблица 1

Table 1

1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
κ_{0l}	2,41	5,52	8,65	11,79	14,93	18,07	21,21	24,35	27,49	30,63
T_l , мкс	4,37	0,83	0,34	0,18	0,11	0,07	0,05	0,04	0,03	0,02

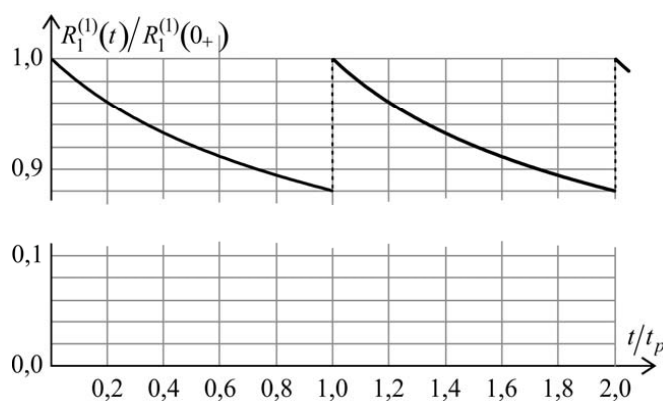


Рис. 3. Относительные изменения переходного сопротивления внутреннего проводника коаксиального кабеля. Пояснения в тексте

Fig. 3. Relative change in transient resistance of the coaxial cable internal conductor. Explanation in the text

$$\langle g_1^{(1)}(t) \rangle(t_p) = \frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} g_1^{(1)}(t) dt = \pi r_1^2 \sigma_{cl} \left[1 - \frac{4}{t_p} \sum_{l=1}^{N_l} \frac{T_l [1 - \exp(-t_p/T_l)]}{\kappa_{0l}^2 [1 + \exp(-t_p/T_l)]} \right], \quad (21)$$

который позволяет вычислить изменения усредненных значений сопротивления $\langle R_1^{(1)}(t) \rangle(t_p)$ внутреннего проводника кабеля при возможных переходах к более коротким длительностям биполярных импульсов. В частности, с уменьшением длительности импульсов вдвое отношение $\langle g_1^{(1)}(t) \rangle(t_p) / \langle g_1^{(1)}(t) \rangle(t_p/2)$, вычисленное по формуле (21), показывает, что увеличение среднего значения $\langle R_1^{(1)}(t) \rangle(t_p/2)$ относительно прежнего составляет только 2,6 %. Это вполне согласуется с результатами вычислительного моделирования относительных изменений переходного сопротивления этого же проводника, представленными на рис. 3, а также с тем, что при исходном значении t_p , равном 0,1 мкс, эти значения уже и так близки к их максимуму вследствие ограничения глубины проникновения электромагнитного поля ее пределом.

Получение этих численных результатов выполнялось с использованием данных табл. 1 так, что здесь была установлена приемлемость значения N_l , ограниченного только первыми восемью слагаемыми, при котором различие составляло менее 0,5 % по сравнению с теми же расчетами при десяти слагаемых в формулах (20) и (21).

Анализ электродинамического состояния внешнего проводника коаксиального кабеля

Для внешнего проводника коаксиального кабеля затухание (E_z, H_θ) – составляющих электромагнитного поля тоже характеризуется их уменьшением от максимальных значений на внутренней поверхности этого проводника, но математическая модель здесь уже не может приниматься аналогичной модели электродинамических состояний внутреннего проводника. Это обусловлено тем, что постоянные интегрирования B при функции $N_0(mr)$ не могут приниматься нулевыми в частных решениях вида (10), в форме некоторой их суммы, удовлетворяющей начальным и граничным условиям. Внутренняя проводящая поверхность внешнего проводника здесь экранирует при нулевом ее потенциале, а источником первичного электромагнитного поля является внутренний проводник кабеля, что влечет необходимость учета коэффициента η отражения этого поля в процессе распространения этих импульсов по коаксиальному кабелю. На рис. 4 схематически показаны (E_z, H_θ) – составляющие электромагнитного поля совместно с радиальной P_r – составляющей плотности потока этого поля в произвольной точке M внутренней поверхности внешнего проводника кабеля.

Функция $f_1^{(2)}(z/v)$ мгновенного профиля пространственного распределения поверхностной плотности тока проводимости отличается от функции $f_1^{(1)}(z/v)$ только уменьшением ее уровня интенсивности в $(1-\eta)r_1/r_2$ раз при том же пространственном полупериоде $z_n - z_m = (L_1 C_1)^{-1/2} \cdot t_p$. Граничные значения $E_z(r_2, t)$ при достаточно высоких частотах спектра и режиме согласования волнового сопротивления с нагрузочным почти обусловлены векторным полем плотности токов смещения так, что пространственно-временное распределение $E_z(r_2, t)$ можно определить суперпозицией гармоник поля. Комплексная амплитуда тока $\hat{I}_k$ k -гармоники может приниматься зависящей от постоянной $(j\omega_k \mu_0 \sigma_{c2})^{1/2}$ распространения электромагнитного поля в проводящей среде внешнего проводника кабеля и выражаться интегральным слагаемым вида

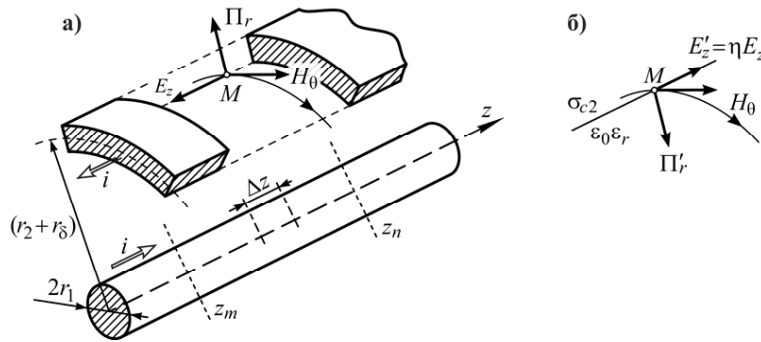


Рис. 4. Составляющие электромагнитного поля на внутренней поверхности внешнего проводника коаксиального кабеля схематически: а – в падающей волне на проводящую поверхность; б – в отраженной от проводящей поверхности. Пояснения в тексте

Fig. 4. The electromagnetic field components on the inner surface of the outer conductor of a coaxial cable are schematically: а – in an incident wave on a conducting surface; б – in a reflected from a conducting surface. Explanations in the text

$$\dot{I}_k = \int_0^{2\pi} d\theta \int_0^{\Delta r} \sigma_{c2} \dot{E}_z(k) \Big|_{r_2} \cdot \exp[-(\alpha_k + j\beta_k)r_\delta] (r_2 + r_\delta) dr_\delta, \quad (22)$$

где Δr – толщина внешнего проводника кабеля; α_k, β_k – коэффициент затухания и фазовая постоянная k -гармоники поля в проводящей среде ($\alpha_k = \sqrt{\omega_k \mu_0 \sigma_{c2}} \cdot \cos \pi/4$, $\beta_k = \sqrt{\omega_k \mu_0 \sigma_{c2}} \cdot \sin \pi/4$).

При условии электромагнитной непрозрачности внешнего проводника кабеля, когда его толщина превышает глубину проникновения поля на основной гармонике, она может считаться бесконечно большой ($\Delta r \rightarrow \infty$) и вычислением по формуле (22) находим

$$\begin{aligned} \dot{I}_k &= \frac{2\pi \delta_z(k) \Big|_{r_2}}{\alpha_k + j\beta_k} \left\{ \left[-r_2 \exp(-\alpha_k r_\delta - j\beta_k r_\delta) \right]_0^\infty - \left[\left(r_\delta + \frac{1}{\alpha_k + j\beta_k} \right) \exp(-\alpha_k r_\delta - j\beta_k r_\delta) \right]_0^\infty \right\} = \\ &= \frac{2\pi r_2 \delta_z(k) \Big|_{r_2}}{\alpha_k \sqrt{2}} e^{-j\pi/4} + \frac{\pi \delta_z(k) \Big|_{r_2}}{\alpha_k^2} e^{-j\pi/2} \approx \frac{2\pi r_2 \delta_z(k) \Big|_{r_2}}{\alpha_k \sqrt{2}} e^{-j\pi/4}. \end{aligned} \quad (23)$$

Форма результата (23) допускает и другую его запись в виде

$$\dot{I}_k = 2\pi r_2 d_k \delta_z(k)_{eff} \cdot e^{-j\pi/4}, \quad (24)$$

где d_k – глубина проникновения поля k -гармоники в проводящую среду

($d_k = 1/\alpha_k = (2/(\omega_k \mu_0 \sigma_{c2}))^{1/2}$); $\delta_z(k)_{eff}$ – действующее (эффективное) значение плотности тока

k -гармоники ($\delta_z(k)_{eff} = \delta_z(k) \Big|_{r_2} / \sqrt{2}$).

Физическая интерпретация результата (24) в том, что значение тока $\dot{I}_k$ здесь рассматривается как следствие равномерно распределенной плотности тока $\delta_z(k)_{eff}$ по сечению цилиндрического слоя толщиной d_k на поверхности радиуса r_2 внешнего проводника кабеля малой длины. Итак, мгновенное значение тока во внешнем проводнике кабеля определено суммой k -гармоник:

$$i(k) = \sum_k^{N_2} i_k(t); \quad k = 2n-1; \quad n = 1, 2, 3, \dots, \quad (25)$$

где $i_k(t) = \frac{2\pi r_2 \delta_z(k)|_{r_2}}{\alpha_k \sqrt{2}} \cos(\omega_k t - \pi/4)$, знаки которых определены знаками слагаемых функции $f_2(t)$.

Переходную проводимость участка Δz внешнего проводника кабеля теперь находим аналогично формуле (19) в виде зависимости

$$g^{(2)}(t) = \frac{i(t)}{u_s(t)} = \frac{2\pi r_2 \sigma_{c2}}{\Delta z} \left[\frac{\sum_k^{N_2} i_k(t)}{\sum_k^{N_2} \delta_z(k, t)} \right], \quad (26)$$

по которой при $N_2 = 12$ и единичной длине ($\Delta z = 1$) кабеля определяются значения $g_1^{(2)}(0_+)$ и $\langle g_1^{(2)}(t) \rangle(t_p)$ на интервале $-t_p/2 < t < t_p/2$ формулами

$$g_1^{(2)}(0_+) = \pi r_2 \sigma_{c2} \left[d_1 + \frac{d_3}{3} - \frac{d_5}{5} - \frac{d_7}{7} + \dots + \frac{d_{23}}{23} \right], \quad (27)$$

$$\begin{aligned} \langle g_1^{(2)}(t) \rangle(t_p) &= \left[\frac{1}{t_p} \int_{-t_p/2}^{t_p/2} i(t) dt \right] / \left[\frac{1}{t_p} \int_{-t_p/2}^{t_p/2} u_s(t) dt \right] = \\ &= \sqrt{2} \pi r_2 \sigma_{c2} \left[d_1 - \frac{d_3}{3^2} - \frac{d_5}{5^2} + \frac{d_7}{7^2} + \frac{d_9}{9^2} - \dots + \frac{d_{23}}{23^2} \right] \cdot 1,145 \approx \\ &\approx 1,62 \cdot \pi r_2 \sigma_{c2} \left[d_1 - \frac{d_3}{3^2} - \frac{d_5}{5^2} + \frac{d_7}{7^2} + \frac{d_9}{9^2} - \dots + \frac{d_{23}}{23^2} \right]. \end{aligned} \quad (28)$$

При получении этих формул на основе зависимости (26) входящие в ее числитель и знаменатель множитель $16\omega_0/(\pi^2\sqrt{2})$ и функция $f_1^{(2)}(z/v)$ опущены. Суммирование величин, обратных к усредненным значениям переходных проводимостей внутреннего и внешнего проводников кабеля, определенных приближенными аналитическими формулами (21) и (28), позволяет определить не только усредненное значение $\langle R_1(t) \rangle(t_p)$ сопротивления коаксиального кабеля на единицу его длины, но и коэффициенты

$$\text{пространственного затухания } \alpha_c = 0,5 \langle R_1(t) \rangle(t_p) \sqrt{C_1/L_1} \quad (29)$$

$$\text{и временного затухания } \beta_c = \langle R_1(t) \rangle(t_p) / (2L_1), \quad (30)$$

в которых значения L_1 и C_1 полагаются не зависящими от параметров импульсных сигналов, а поперечная проводимость G_1 кабеля на единицу его длины достаточно малой.

Если результирующее экспоненциальное затухание, вносимое поверхностями внутреннего и внешнего проводников коаксиального кабеля, принимается здесь пропорциональным его длине, то коэффициент временного затухания может рассматриваться только как показатель степени вносимых средой передачи искажений формы принимаемых сигналов в сравнении с известными их значениями для другой коаксиальной среды передачи той же длины.

Заключение

На основе анализа модели распространения импульсных сигналов по коаксиальному моноканалу ЛВС получены приближенные аналитические зависимости переходных проводимостей и их усредненных значений для проводящих поверхностей внутреннего и внешнего проводников кабеля. Исследуемая модель содержит учет ненулевых длительностей фронтов передаваемых импульсных сигналов на входе коаксиального кабеля, которые в целях конкретизации результатов анализа определены четвертью длительности тактовых интервалов, а также две раздельные математические модели процесса проникновения электромагнитного поля импульсов в проводящие поверхности кабеля, разделенные средой с малыми диэлектрическими потерями. Результаты анализа представлены разложениями по гармоникам поля передаваемых импульсных сигналов манчестерского кодирования при использовании коаксиальных кабелей различного типа.

Список литературы / References

- [1] IEEE802.3-2005 8. Medium attachment unit and baseband medium specifications, type 10BASE5.
- [2] IEEE802.3-2012 10. Medium attachment unit and baseband medium specifications, type 10BASE2.
- [3] Калинкина Т.И., Костров Б.В., Ручкин В.Н. *Телекоммуникационные и вычислительные сети*. СПб: БХВ-Петербург, 2010. 288 с. [Kalinkina T.I., Kostrov B.V., Ruchkin V.N. *Telecommunication and computer networks*. Saint Petersburg, BHV-Petersburg, 2010. 288 p. (in Russian)]
- [4] Суворов А.Б. *Основы технологий массовых телекоммуникаций*. Ростов-на-Дону: Феникс, 2014. 509 с. [Suvorov A.B. *Fundamentals of mass telecommunication technologies*. Rostov-na-Donu: Phoenix, 2014. 509 p. (in Russian)]
- [5] Гринев А.Ю., Гиголо А.И. *Математические основы и методы решения задач электродинамики*. М.: Радиотехника, 2015. 216 с. [Grinev A.Yu., Gigolo A.I. *Mathematical foundations and methods for solving problems of electrodynamics*. Moscow, Radiotekhnika, 2015. 216 p. (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0204

УДК 621.311

Specific Features of Harmonic Conditions at the Node Connecting a Pulp-And-Paper Mill to a Supply Network

Lidiia I. Kovernikova^{*a,b},

Van Chung Luong^b and Van Cuong Ngo^b

^aEnergy System Institute named after L.A. Melentiev

Irkutsk, Russian Federation

^bIrkutsk National Research Technical University

Irkutsk, Russian Federation

Received 27.12.2018, received in revised form 04.08.2019, accepted 21.01.2020

Abstract. The paper presents the results of the analysis on measured parameters of harmonics at the node of the high-voltage network. The measurements were made at the node connecting the pulp-and-paper mill to the 220 kV supply network. This load is nonlinear and has a large capacity. Particular attention is paid to the distributions of the current and voltage harmonics. The paper clearly shows probabilistic properties of the measured parameters of harmonics.

Keywords: power quality, harmonics, high-voltage network, measurement, statistical analysis.

Citation: Kovernikova L.I., Luong V.C., Ngo V.C. Specific features of harmonic conditions at the node connecting a pulp-and-paper mill to a supply network, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 38-51. DOI: 10.17516/1999-494X-0204

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: kovernikova@isem.irk.ru

Особенности параметров режимов гармоник в узле присоединения целлюлозно-бумажного комбината к питающей сети

**Л.И. Коверникова^{а,б},
В.Ч. Лыонг^б, В.К. Нго^б**

*^аИнститут систем энергетики имени Л.А. Мелентьева
Российская Федерация, Иркутск*

*^бИркутский национальный
исследовательский технический университет
Российская Федерация, Иркутск*

Аннотация. В статье представлены результаты анализа измеренных параметров гармоник в узле сети высокого напряжения. Измерения сделаны в узле присоединения к питающей сети 220 кВ мощной нелинейной нагрузки – целлюлозно-бумажного комбината. Особое внимание уделено законам распределения величин гармоник тока и напряжения. Статья наглядно показывает вероятностные свойства параметров гармоник.

Ключевые слова: качество электрической энергии, гармоники, сеть высокого напряжения, измерения, статистический анализ.

Цитирование: Коверникова, Л.И. Особенности параметров режимов гармоник в узле присоединения целлюлозно-бумажного комбината к питающей сети / Л.И. Коверникова, В.Ч. Лыонг, В.К. Нго // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 38-51. DOI: 10.17516/1999-494X-0204

Introduction

It is well known that nonlinear loads cause non-sinusoidal conditions in electrical networks. Non-sinusoidal current and voltage containing sinusoidal components of other frequencies, that are multiples of the fundamental frequency of 50 Hz (harmonics), cause damage to both electrical energy consumers and electricity suppliers, which is reflected in a large number of publications. In [1] the focus is made on the additional losses of harmonic active power in electrical networks and equipment. The harmonic active power does not perform useful work, consequently, electricity is wasted, which contradicts the aim of energy saving in Federal Law of the Russian Federation No. 261-FZ of November 23, 2009 “On Saving Energy and Increasing Energy Efficiency and on Amendments to Certain Legislative Acts of the Russian Federation”. In [2] the authors raise issues of financial losses related to payment of bills for consumers and electricity suppliers because electricity meters measure not only the active power of the 1-st harmonic but also of other harmonics including the active power of harmonics they do not produce. The results of measurements in the low- and medium-voltage networks are presented in the substantial number of publications [3-7]. Their authors present the results of research into the harmonic conditions in the network with different types of loads. In the last decade intensive measurements of harmonics parameters have been continued, which is explained by the emergence and widespread use of new nonlinear electric equipment and increase in the values of current and voltage harmonics in the networks. For example, the results of measurements at the network node supplying the nonlinear loads of the retransmission TV stations

are presented in [8]; the results of measured parameters of the harmonics generated by energy saving lamps are presented in [9]; the harmonics measured in the medical center and their impact on the work of the medical equipment are indicated in [10]; the results of large-scale measurements of power quality indices in the 110 kV networks of Siberia, which cover 23% of Russia's territory, are demonstrated in [11]; the results of the studies on parameters of harmonics for the complex loads connected to the nodes of the 110-220 kV networks are presented in [12]; the results of an analysis of harmonic active power of high-power nonlinear loads connected to the 110-220 kV networks are given in [13]. The measurements confirmed the presence of harmonics in the electrical networks. In many cases the voltage harmonic levels exceed the limits established in State standard 32144-2013 "Power quality limits in public power supply systems". In [14] the authors indicate that 5.4% of the cost of losses due to the poor quality of electrical energy falls on the losses caused by current and voltage harmonics.

Although the parameters of harmonic conditions in electrical networks have been studied for many years, the interest to this problem does not decrease due to the growing number of nonlinear loads in the networks of different voltages and specific features of their operating conditions. The main feature is the probabilistic nature of operating parameters.

This paper presents the results of an analysis of the current, voltage and active power harmonics at the node connecting the 220 kV supply network to the large capacity nonlinear load, i.e. the pulp-and-paper mill. The operating parameters were measured in phases A, B, C of the network over 24 hours with a time interval of 1 minute. After processing the measured information, we obtained series of voltages, currents and their phase angles for harmonics 1-40 each having 1440 elements.

The current harmonics generated by the pulp-and-paper mill flow to the supply network and cause voltage distortion at its nodes. The mill is located in the region where the large number of other large capacity enterprises generating harmonics, i.e. traction substations, aluminum smelters, etc., are connected to the 220 kV network. Their current harmonics are also distributed throughout the 220 kV network and contribute to the formation of the parameters of the harmonic conditions. Consequently, the voltages at the nodes of the electrical network result from the influence of many nonlinear loads. At each node the non-sinusoidal voltage is unique since it is determined by the current harmonics flowing to the node from all nonlinear loads in the network and by the impedance of the network node.

Characteristics of the pulp-and-paper mill

The mill receives electricity from the 220 kV network. The mill uses direct-current electric motors with an automatic speed control system that drive the main process equipment. The power of the motors reaches 300 kW. Thyristor converters that have nonlinear volt-ampere characteristics are used to supply the motors with direct current.

Fig. 1 shows the graphs of the fundamental frequency currents of the load for three phases. The mill has a shift schedule. In the daytime the load conditions are the maximum and at night the loads are the minimum as can be clearly seen from the graphs.

Fig. 2 presents the graphs of variation in the phase voltages at the node connecting the mill to the supply network. The voltage values lie within acceptable limits.

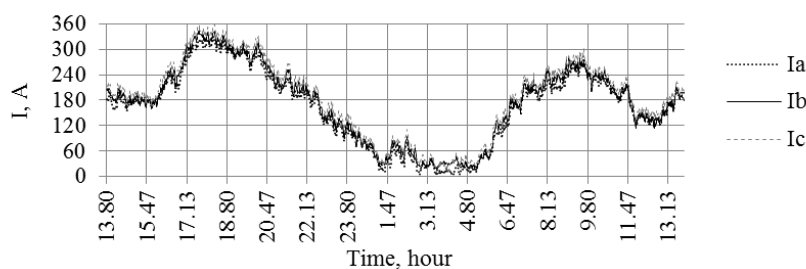


Fig. 1. Phase currents at the mill connection node

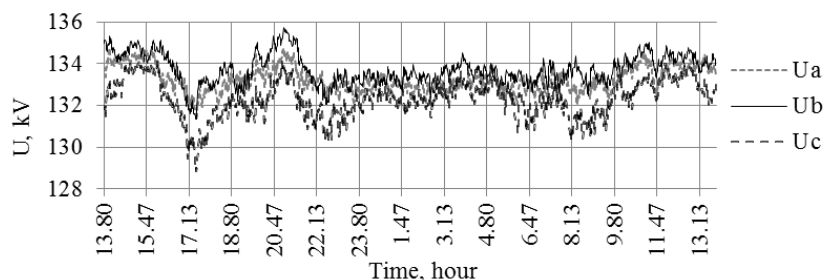


Fig. 2. Phase voltages at the mill connection node

An analysis of voltage at the node connecting the pulp-and-paper mill to the supply network

Fig. 3 shows the oscillograms of three-phase voltages for the maximum and minimum load conditions. The voltage waveforms in both conditions slightly differ from sinusoidal, which is confirmed by the values of the total harmonic distortion K_U . In the maximum load conditions in phases A, B and C they are equal to 1.76%, 1.31% and 2.13% respectively for 95% of the measurement time; in the minimum load conditions – to 1.23%, 1.10% and 1.25%. The limit of 2% established in State standard 32144-2013 is exceeded in phase C in the maximum load conditions. There is also phase voltage unbalance. The maximum value of the negative sequence voltage unbalance factor recorded during the measurement was equal to 1.3% at the limit of 2%.

The analysis of the voltage harmonic values shows that some of them reach large values. Fig. 4 presents a diagram of the effective values of voltage harmonic that have the largest values in the conditions of the maximum ($U_{\max}$) and minimum ($U_{\min}$) loads.

An analysis of measured information involved an analysis of phase angles for ten voltage harmonics. It was found that the phase angles range from 0 to 2π but are unevenly distributed. Phase angles of the 5-th and 11-th voltage harmonics have special distributions (Fig. 5). The notations used in the diagrams are: U_a – an active voltage harmonic, U_r – a reactive voltage harmonic. The overwhelming number of phase angles of the 5-th voltage harmonic range from $\pi/2$ to $3\pi/2$.

The analysis of the series of measured values of voltage harmonics involved the calculation of the following statistical parameters [15]: maximum value (max), minimum value (min), mathematical mean (aver) and standard deviation (sd). Table 1 presents the results of a statistical analysis for ten odd

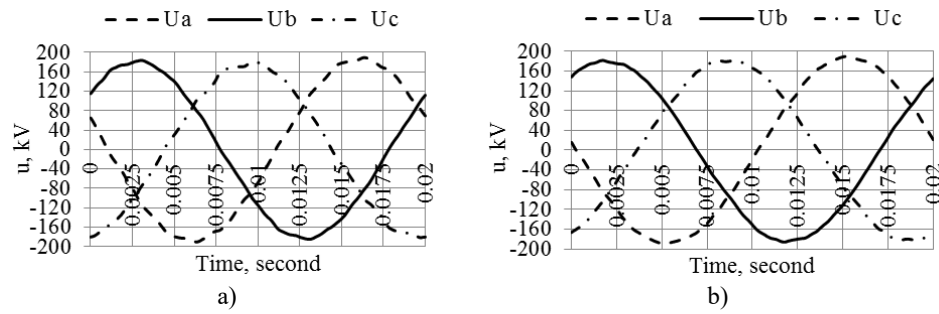


Fig. 3. Oscillograms of voltage in the conditions of a) maximum loads, b) minimum loads

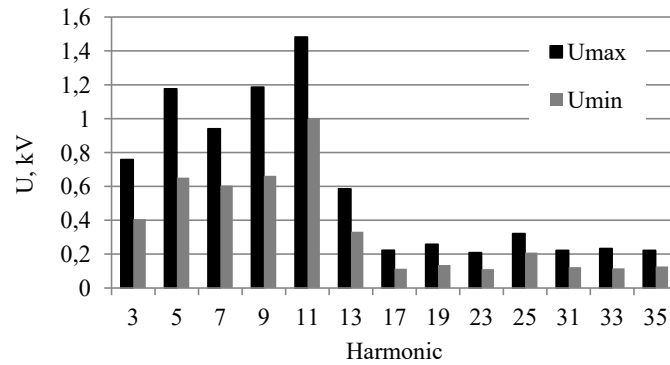


Fig. 4. Diagram of voltage harmonics

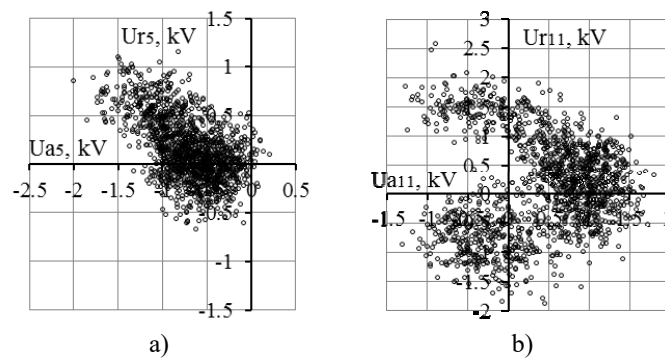


Fig. 5. Diagrams of phase angles of a) 5-th and b) 11-th voltage harmonics

harmonics of one phase voltage at which the limits established in State standard 32144-2013 are most often exceeded at the network nodes. The voltage harmonic values vary in the range from several volts to several kilovolts.

Histograms were constructed for the values of ten voltage harmonics given in Table 1. Then, using the Pearson criterion, they were checked for compliance with the laws of the Gaussian and Rayleigh distribution. The purpose of the check was to confirm or refute the statements made by the authors of [6] that the parameters of the harmonic conditions are in most cases distributed in accordance with

Table 1. Statistical assessment of voltage harmonics of phase A, kV

Parameter	Harmonic									
	3	5	7	9	11	13	17	19	23	25
max	1.18	2.18	1.61	1.94	2.73	1.08	0.45	0.48	0.50	0.57
min	0.02	0.03	0.03	0.03	0.06	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01
aver	0.49	0.79	0.68	0.79	1.09	0.39	0.14	0.17	0.14	0.23
sd	0.24	0.38	0.25	0.37	0.38	0.18	0.08	0.09	0.07	0.09

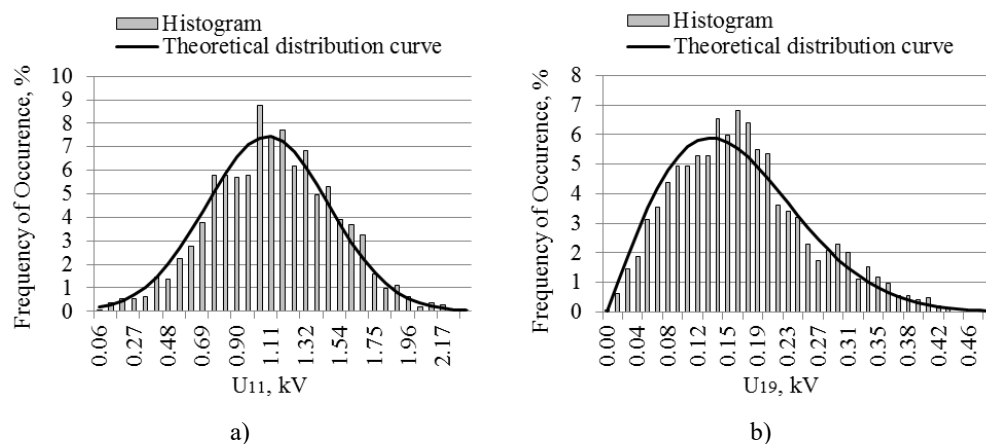


Fig. 6. a) Gaussian distribution of the 11-th voltage harmonic, b) Rayleigh distribution of the 19-th voltage harmonic

the laws of Gauss or Rayleigh. The check showed that out of ten harmonics the 11 and 25-th voltage harmonics have the Gaussian distribution. The voltage of the 19-th harmonic obeys the Rayleigh distribution. The histograms of the remaining seven harmonics have forms representing mixtures of known distributions [15-18]. Fig. 6 shows the histograms and theoretical distribution curves of the 11-th voltage harmonic according to the Gauss law and the 19-th voltage harmonic according to the Rayleigh law.

An analysis of currents at the node connecting the pulp-and-paper mill to the supply network

Fig. 7 presents oscillograms of currents for the maximum and minimum load conditions. In the minimum load conditions the current waveforms are severely distorted.

Changes in the magnitudes of the total harmonic distortion of current $K_I = \sqrt{\sum_{n=2}^{40} I_n^2} / I_1 \cdot 100\%$ are

presented in Fig. 8. Values K_I under the minimum loads at night reach several hundreds of percentage points. During the daytime in the maximum load conditions, when the main process equipment is in operation, the value K_I does not exceed 6%.

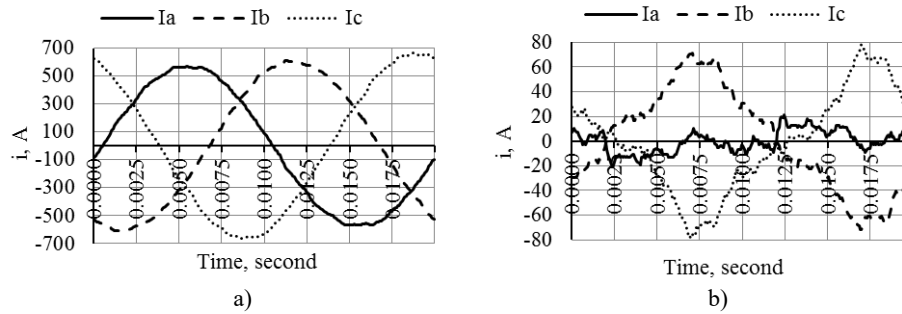


Fig. 7. Oscillograms of currents in the a) maximum load conditions, b) minimum load conditions

The diagram clearly shows a group of coefficients which is much higher in value than the others. These are the so-called outliers or abnormal elements [15, 16] that violate the stationarity of the series. Not always and not all abnormal elements can be determined visually. Special tests and methods are used to search for them in a series of measured parameters. These methods are the Irwin method [19], the Von Neumann test [20], the Darling test [21] and others.

Testing of the 3-rd current harmonic using the Irwin method showed that there are 4 elements in the array of the 3-rd current harmonic, namely 862, 865, 867 and 881. One of them, namely 865, is significantly larger than the other elements. Fig. 9 shows a scatter diagram of the 3-rd current harmonic on which the abnormal elements can be seen.

The other harmonics also have abnormal currents. The analysis shows that the current of the 1-st harmonic with abnormal elements had values of less than 6.5 A. At the time point corresponding to measurement 865 the value of the 1-st current harmonic was 5.2 A.

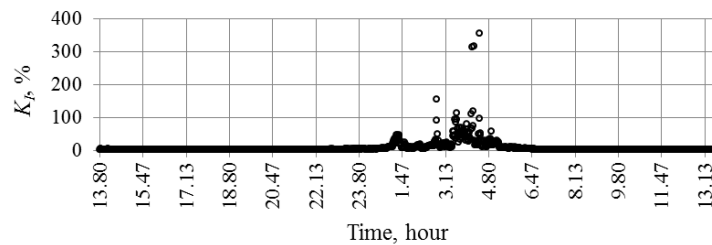


Fig. 8. Scatter diagram of the K_I

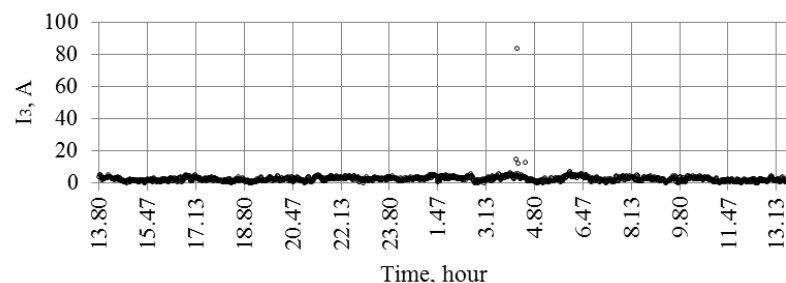


Fig. 9. Abnormal elements of the 3-rd current harmonic

The abnormal elements distort the real picture of operation therefore they should be excluded in many cases. The analysis involved a statistical assessment of harmonics for the current of phase A of ten odd harmonics whose voltage values exceed the limits established in State standard 32144-2013 most often. The results of the calculations are given in Table 2. As can be seen from the Table, the current harmonic values vary over a wide range. Comparison of the maximum and minimum values and standard deviations indicates their wide variation.

To analyze the phase angles of the current harmonics in the complex plane the scatter diagrams were constructed (Fig. 10). Active and reactive components of current harmonics were calculated using the expressions $I_{an} = I_n \cos \varphi_{In}$, $I_{rn} = I_n \sin \varphi_{In}$ for all 1440 measurements, where n – harmonic order. The analysis of the diagrams enables us to conclude that the phase nodes lie in the range from 0 to 2π , but are unevenly distributed across the quadrants of the complex plane, for example, in diagrams 10b) and 10c).

Histograms showing distribution of the values of the active and reactive components of the current harmonics were constructed and checked according to the Pearson criterion for the correspondence of the distributions to the Gauss and Rayleigh laws. It appeared, that the active component of the 3-rd current harmonic is distributed according to the Gauss law (Fig. 11a) and the correspondence of reactive component to the Gauss law was not confirmed by checking with the Pearson criterion (Fig. 11b).

Table 3 presents the results of the analysis of the distribution laws for ten odd harmonics: current magnitude, active and reactive components. The notations used in the Table are: G is the Gaussian distribution law, M is a mixture of several distribution laws. All three values of the analyzed currents

Table 2. Statistical assessment of current harmonics of phase A, A

Parameter	Harmonic									
	3	5	7	9	11	13	17	19	23	25
max	15.12	3.11	4.65	1.94	6.01	4.37	2.34	1.75	2.14	4.68
min	0.07	0.02	0.07	0.01	0.04	0.01	0.02	0.01	0.03	0.01
aver	2.56	1.00	1.17	0.73	2.13	1.18	0.36	0.39	0.70	1.06
sd	2.51	0.78	0.95	0.43	1.17	0.67	0.27	0.35	0.40	0.63

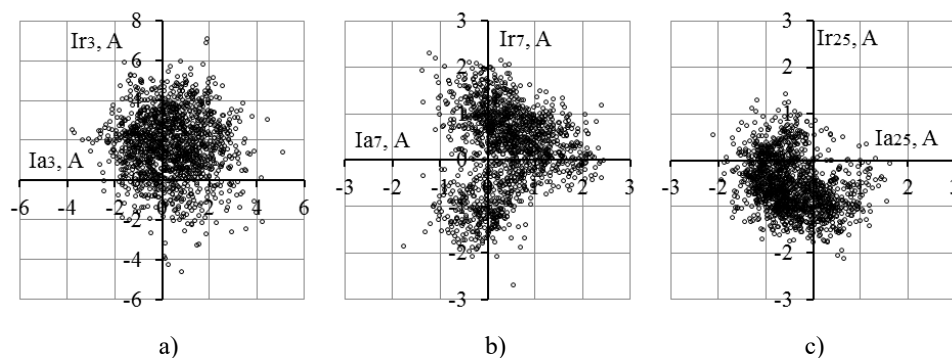


Fig. 10. Diagrams of the phase shift angles for the current harmonics: a) 3-rd, b) 7-th, c) 25-th

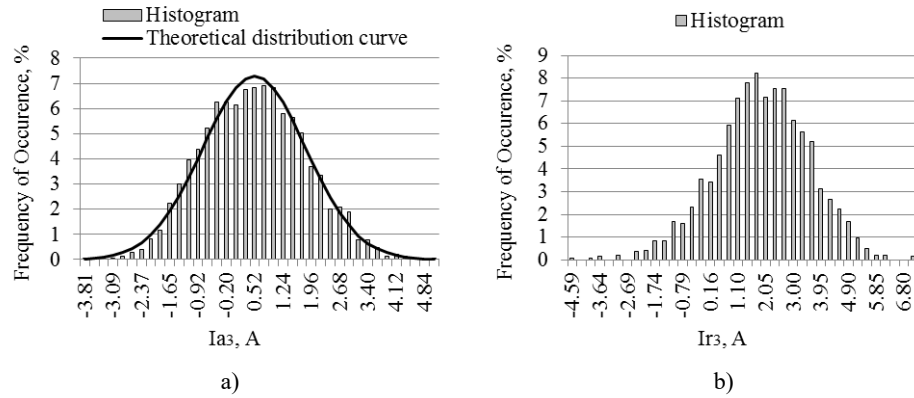


Fig. 11. Distribution of values of the 3-rd current harmonic: a) active, b) reactive

are distributed according to the Gauss law only at the 7 and 13-th harmonics. At the 5, 17-th and 23-rd harmonics all three currents have mixtures of different distribution laws. At the 3-rd, 9, 11, 19 and 25-th harmonics one or two of the three values are distributed according to the Gauss law and the rest have mixtures of the known distribution laws.

To assess the effect of current harmonics on voltage harmonics, linear correlation coefficients (r_{UnIn}) were calculated for phase A [15]. They are presented in Table 4.

The Chedoke scale was used to estimate the strength of a linear relationship between the current and voltage harmonics [22]. The analysis established the following degrees of correlation: no correlation (if $r_{UnIn} = 0-0.1$) at the 7-th harmonic; weak correlation (if $r_{UnIn} = 0.1-0.3$) at the 3-rd, 17 and 19-th harmonics; moderate correlation (if $r_{UnIn} = 0.3-0.5$) – at 5, 11, 13 and 25-th harmonics; noticeable correlation (if $r_{UnIn} = 0.5-0.7$) at 9-th and 23-rd harmonics. There is no strong relationship.

We can conclude that nonlinear loads connected to other nodes of the network also make a large contribution to the formation of voltage harmonics at the node to which the mill is connected.

Table 3. Distribution law harmonics current

Current	Harmonic									
	3	5	7	9	11	13	17	19	23	25
I_n	M	M	G	M	G	G	M	M	M	G
I_{an}	G	M	G	G	M	G	M	G	M	M
I_{rn}	M	M	G	G	M	G	M	M	M	M

Table 4. Coefficients r_{UnIn} for phase A

Correlation coefficient	Harmonic									
	3	5	7	9	11	13	17	19	23	25
r_{UnIn}	0.29	0.34	-0.07	0.51	0.43	0.43	0.16	0.22	0.55	0.31

An analysis of active power harmonics at the node connecting the pulp-and-paper mill to the supply network

Active powers at any harmonic were calculated as follows

$$P_{nt} = U_{nt} I_{nt} \cos \varphi_{nt}, \quad (1)$$

where U_{nt} , I_{nt} – effective values of voltage and current of the n -th harmonic measured on the interval of 1 minute, t – the number of a measurement interval, φ_{nt} – phase angle between the vectors of voltage and current of the n -th harmonic on the measurement interval t , which is calculated as $\varphi_{nt} = \varphi_{U_{nt}} - \varphi_{I_{nt}}$.

Fig. 12 presents a plot of the active power of the 1-st harmonic. The maximum value of power reached 42.91 MW, the minimum – 0.2 MW. The magnitudes of angles φ_{nt} enable the conclusion on the direction of active power flows with respect to the node at which the measurements were made. In the event that angles φ_{nt} lie within the ranges from 0 to $\pi/2$ or from $3\pi/2$ to 2π then the active power of harmonics flow from the network to the load and the node for the n -th harmonic is a load node. If the angles φ_{nt} lie within the range from $\pi/2$ to $3\pi/2$ active power is directed from the load to the network and the node for the n -th harmonic is generating. The angles φ_{nt} most often lie in the range from 0 to 2π , but for some harmonics. They are distributed in a complex plane very unevenly.

Fig. 13 presents an example of a diagram of the angle distribution φ_{nt} of the 3-rd harmonic. For some part of the measurement time the active power of the 3-rd harmonic is directed from the network to the load and for the other part of the time from load to the network.

The measured currents, voltages and phase angles between them were used to calculate the active power of harmonics 2-40. It was established that the directions of the active power flows for

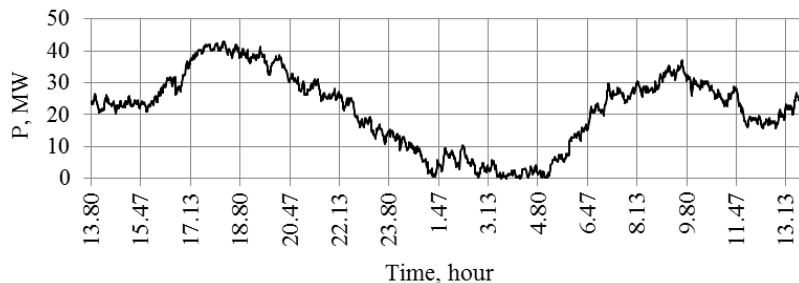


Fig. 12. A plot of the active power of the 1-st harmonic of the mill

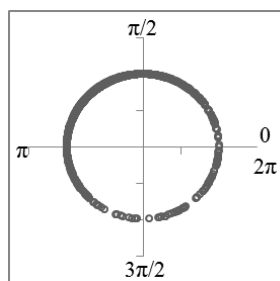


Fig. 13. Angle distribution φ_{nt} of the 3-rd harmonic

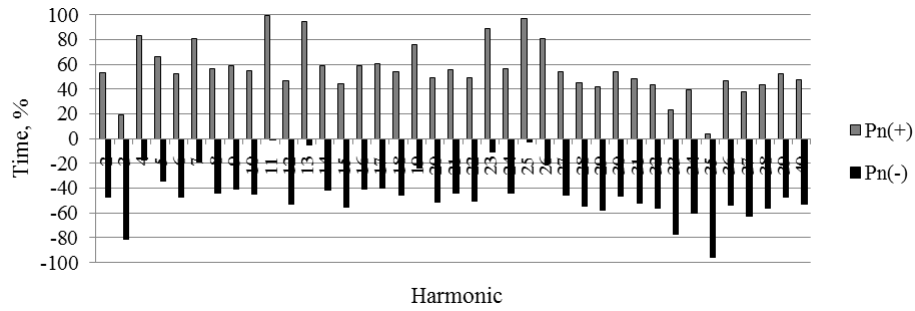


Fig. 14. Diagram of directions for the harmonic active powers

Table 5. Statistical estimates of $P_{n(-)}$ and $P_{n(+)}$, kW

n	$P_{n(-)}$				$P_{n(+)}$			
	max	min	aver	sd	max	min	aver	sd
3	11.5	0.0	0.8	0.7	1.7	0.0	0.2	0.2
5	1.0	0.0	0.2	0.1	17.3	0.0	0.4	0.7
7	1.9	0.0	0.4	0.4	1.8	0.0	0.6	0.3
9	1.0	0.0	0.2	0.1	2.2	0.0	0.3	0.2
11	0.2	0.0	0.1	0.1	25.2	0.0	22.0	1.5
23	0.2	0.0	0.0	0.0	8.7	0.0	0.5	0.4

all harmonics change during the measurement time. For some harmonics however the predominant direction, i.e. for more than 50% of the measurement time, is the direction from the load to the network, for the others – from the network to the load.

Fig. 14 demonstrates a diagram showing the amount of time during which the harmonic active power flows through the node connecting the mill to the supply network from the network to the load and vice versa. In the diagram the harmonic active power with the minus sign ($P_{n(-)}$) is directed from the mill load to the network and with the plus sign ($P_{n(+)}$) – from the network to the load. As can be seen from the diagram, the directions of power from the network to the load prevail.

The magnitudes of active power of the even harmonics in both directions are very small and do not exceed 0.1 kW. Significant flows of active power in both directions are observed at some odd harmonics. The statistical characteristics of the harmonics active power are given in Table 5. At the mill connection node the active power of the 3-rd harmonic directed to the network has a larger value, while in the direction from the network to the load the 11-th harmonic active power is larger. The magnitudes of powers of odd harmonics, which are not listed in Table 5, do not exceed 0.2 kW.

When power is supplied from a source with sinusoidal voltage, the load receives the active power of the 1-st harmonic $P_{n(+)}$. Most of this power is consumed by electrical equipment to perform useful work P_W . The remaining part is converted by nonlinear equipment to active powers of harmonics of orders $n > 1$. Let us denote this power as $P_{n(-)}$. Active power of the 1-st harmonic can be represented as

Table 6. Statistical estimates of P_{dt}

Parameter	P_{dt} , kW	P_{dt} , % P_{Wt}
max	17.25	6.59
aver	4.92	0.08

$$P_{1(+)} = P_W + P_{n(-)}. \quad (2)$$

Together with the active power of the 1-st harmonic the load of the mill receives active powers of orders $n > 1 - P_{n(+)}$ from the network, which are created by nonlinear loads connected to other nodes in the network. Numbers of harmonics $P_{n(-)}$ and $P_{n(+)}$ can be different. Thus, the active powers $P = P_{1(+)} + P_{n(+)}$ flow to the load of the mill through the node connecting it to the network.

The total active power of the n -th harmonic for $n > 1$, i.e. detrimental power as it is called in [2], is determined as follows

$$P_d = P_{n(-)} + P_{n(+)}. \quad (3)$$

Based on the expression obtained, we calculated the total values P_{dt} for harmonics 2-40 for all 1440 elements. Table 6 presents the statistical estimates of P_{dt} in the measurement units of active power and in the percentage of useful power P_{Wt} . As seen from the Table, the maximum magnitudes differ greatly from the average values. An analysis of arrays P_{dt} consisting of 1440 elements shows that some of the abnormal elements are several times larger in magnitude than the other elements of the array. They give the maximum power values. The abnormal elements were not excluded as they are taken into account by meters when measuring electrical energy. It also follows from the Table that the share of detrimental active power flowing through the node of the mill connection to the network is not large compared to the effective active power. However, it is worth noting that the Table demonstrates the results of calculations only for 24 hours of one phase of the mill electrical network.

Conclusions

1. The phase voltages at the mill connection node during the measurement time are within acceptable limits. The phase voltages are slightly unbalanced and their waveforms are distorted. The total harmonic distortion of voltage K_U exceeds the limit only in phase C. The values of the voltage harmonics are in the range from several volts to several kilovolts. For most harmonics they have distributions that are mixtures of different distribution laws. Only the voltages of the 11 and 25-th harmonics are distributed according to the Gauss law and the 19-th harmonic is distributed according to the Rayleigh law. The phase angles of the voltage and current harmonics are in the range from 0 to 2π , however, their distribution across the quadrants of the complex plane is uneven.

2. Phase currents of the load during the measurement time change. They have the highest values during the daytime and the lowest – at night. At night the phase current waveforms are highly distorted. The total harmonic distortion of current K_I during operation of the main process equipment does not exceed 6%. There are abnormal elements in the arrays of current harmonics. They are much larger than the rest of the elements. A small number of magnitudes of the effective current harmonics and

their active and reactive components are distributed according to the Gauss law. The overwhelming majority of the distributions represent mixtures of different distribution laws.

3. The values of the coefficients r_{UnIn} indicate that nonlinear loads connected to other network nodes influence the formation of voltage harmonics.

4. Harmonic active powers change the flow direction during the measurement time. For some part of the time they flow from the load to the supply network and for the other part – from the network to the load. Their values range from several watts to several tens of kilowatts. Harmonic active powers that are the canonical harmonics of nonlinear equipment have the highest values.

Список литературы / References

[1] Zhezhelenko I.V., Sayenko Y.L. Electric losses, caused by high harmonics in electric power supply systems, *Proceedings of the X Conference-Seminar International School on Non-sinusoidal Currents and Compensation 2010*. Łagów, Poland, June 15-18, 2010.

[2] Czarnecki L.S. Working, reflected and detrimental active powers, *IET Generation, Transmission & Distribution*, 2012, 6(3), 233-239.

[3] Тимофеев Д.В. *Режимы в электрических системах с тяговыми нагрузками*, М.: Энергия, 1972. 296 с. [Timofeev D.V. *Operating conditions in electric systems with traction loads*, Moscow, Energiya, 1972, 296 p. (in Russian)].

[4] Emanuel A.E., Orr J.A., Cyganski D., Gulachenski E.M. A survey of harmonic voltages and currents at the customer's bus, *IEEE Trans. on Power Delivery*, 1993, 8(1), 411-421.

[5] Chung-Hsing Hu, Chi-Jui Wu, Shih-Shong Yen, Yu-Wu Chen, Bor-An Wu, Jan-San Hwang. Survey of harmonic voltage and current at distribution substation in Northern Taiwan, *IEEE Trans. on Power Delivery*, 1997, 12(3), 1275-1284.

[6] Probabilistic Aspects Task Force of the Harmonics Working Group Subcommittee of the Transmission and Distribution Committee. Time-varying harmonics: Part I – Characterizing measured data, *IEEE Trans. on Power Delivery*, 1998, 13(3), 938-944.

[7] Nejdawi I.M., Emanuel A.E., Pileggi D.J., Corridori M.J., Archambeault R.D. Harmonics trend in USA: a preliminary survey, *IEEE Trans. on Power Delivery*, 1999, 14(4), 1488-1494.

[8] Vasconcellos A.B., T.I. R. de C. Malheiro, Castillo B.C., A.T. da Silva, Festa A.V., Gomes F.L. Analysis of power quality in a system of relay TV, *Proceedings of the 14-th International Conference on Harmonics and Quality of Power*. Bergamo, Italy, September 26-29, 2010.

[9] Фардиев И.Ш., Васильев Ю.А., Меер В.М. Энергосберегающие лампы и их влияние на электрическую сеть. *Журнал «Энергетика Татарстана»*, 2009, 4(16), 8-12 [Fardiev I.Sh., Vasiliev Yu.A., Meyer V.M. Energy saving lamps and their impact on electrical network, *Journal "Power industry of Tatarstan"*, 2009, 4(16), 8-12 (in Russian)].

[10] Hartungi R., Jiang L. Investigation of power quality in health care facility, *Proceedings of the International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPO'10)*. Granada, Spain, March 23-25, 2010.

[11] Боровиков В.С., Волков М.В., Иванов В.В., Литвак В.В., Мельников В.А., Погонин А.И., Харлов Н.Н. *Опыт корпоративного обследования электрических сетей 110 кВ Сибири*, Томск: Изд-во ТПУ, 2010. 227 с. [Borovikov V.S., Volkov M.V., Ivanov V.V., Litvak V.V., Melnikov V.A.,

Pogonin A.I., Kharlov N.N. *Experience of corporate examination of the 110 kV electrical networks of Siberia*, Tomsk, Publishing house of TPU, 2010, 227 p. (in Russian)].

[12] Kovernikova L.I. Results of the research into the harmonics of loads connected to the nodes of high-voltage network, *Proceedings of International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'14)*. Cordoba, Spain, April 8-10, 2014.

[13] Kovernikova L.I. Research into harmonic power in the high-voltage networks, *Renewable Energy & Power Quality Journal of European Association for the Development of Renewable Energies, Environment and Power Quality (EA4EPQ)*, 2016, 1(14), 696-701.

[14] Targosz R., Chapman D. Application Note. Cost of poor power quality, ECI Publication No Cu0145, May, 2012.

[15] Кобзарь А.И. *Прикладная математическая статистика. Для инженеров и научных работников*, М.: ФИЗМАТЛИТ, 2012. 816 с. [Kobzar A.I. *Applied mathematical statistics. For engineers and researchers*, Moscow, FIZMATLIT, 2012, 816 p. (in Russian)].

[16] Закс Л. *Статистическое оценивание*. Пер. с немецкого В.Н. Варыгина. Под ред. Ю.П. Адлера и В.Г. Горского. М.: Статистика, 1976. 598 с. [Zacks L. *Statistical estimation*. Trans. with German V.N. Varygin. Ed. Yu.P. Adler and V.G. Gorsky. Moscow, Statistics, 1976, 598 p. (in Russian)].

[17] Айвазян С.А., Бухштабер В.М., Енюков И.С., Мешалкин Л.Д. *Прикладная статистика: Классификации и снижение размерности*, М.: Финансы и статистика, 1989. 607 с. [Aivazyan S.A., Buchstaber V.M., Yenyukov I.S., Meshalkin L.D. *Applied Statistics: Classification and dimension reduction*, Moscow, Finances and Statistics, 1989, 607 p. (in Russian)].

[18] Королев В.Ю. *ЕМ-алгоритм, его модификации и их применение к задаче разделения смесей вероятностных распределений: Теоретический обзор*, М.: Изд-во ИРИ РАН, 2007. 94 с. [Korolev V.Yu. *EM-algorithm, its modifications and their application to the problem of separation of mixtures of probability distributions: Theoretical review*, Moscow, Publishing house of IRH RAS, 2007, 94 p. (in Russian)].

[19] Irwin J.O. On a criterion for the rejection of outlying observations, *Biometrika*, 1925, 17(3-4), 238-250.

[20] Von Neumann J. Distribution of the ratio of the mean square successive difference to the variance, *Annals of mathematical statistics*, 1941, 12(4), 367-395.

[21] Лемешко Б.Ю., Лемешко С.Б., Постовалов С.Н., Чимитова Е.В. *Статистический анализ данных, моделирование и исследование вероятностных закономерностей. Компьютерный подход*, Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2011. 888 с. [Lemeshko B.Yu, Lemeshko S.B., Postovalov S.N., Chimitova E.V. *Statistical data analysis, simulation and study of probability regularities. Computer approach*, Novosibirsk, Publishing house of NSTU, 2011, 888 p. (in Russian)].

[22] Шуметов В.Г., Крюкова О.А. *Методология и практика анализа данных в управлении: методы одномерного и двумерного анализа*, Орел: Изд-во ОФ РАНХиГС, 2013. 177 с. [Shumetov V.G., Kryukova O.A. *Methodology and practice of the data analysis in management: methods of one-dimensional and two-dimensional analysis*, Orel: Publishing house of OF RANEPa, 2013, 177 p. (in Russian)].

DOI: 10.17516/1999-494X-0205

УДК 62-52:656.56

Reliability Analysis in Planning of Traction Substation Reconstruction Based on Fuzzy Set Theory

Vladislav G. Belov* and Vladimir A. Tremyasov*

*Siberian Federal University
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 18.12.2018, received in revised form 21.06.2019, accepted 21.01.2020

Abstract. The study proposes a probabilistic method using triangular fuzzy numbers to analyze the reliability of the traction substation. With this approach, the reliability assessment of the traction substation can be performed considering changes in the values of reliability indicators of electrical equipment, determined on the basis of the fuzzy set theory.

Keywords: fuzzy set theory, traction substation, reliability estimation, failure rate, uncertainty, minimum cuts, membership function.

Citation: Belov V.G., Tremyasov V.A. Reliability analysis in planning of traction substation reconstruction based on fuzzy set theory, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 52-62. DOI: 10.17516/1999-494X-0205

Анализ надежности при планировании реконструкции тяговой подстанции на основе теории нечетких множеств

В.Г. Белов, В.А. Тремьясов

*Сибирский федеральный университет
Российская Федерация, Красноярск*

Аннотация. В работе для анализа надежности тяговой подстанции предлагается вероятностный метод с использованием треугольных нечетких чисел. С этим подходом оценка надежности схемы подстанции может быть выполнена с учетом изменений значения показателей надежности электрооборудования, определенных на основе теории нечетких множеств.

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: belov_v2012@mail.ru

Ключевые слова: теория нечетких множеств, тяговая подстанция, оценка надежности, интенсивность отказов, неопределенность, минимальное сечение, функция принадлежности.

Цитирование: Белов, В.Г. Анализ надежности при планировании реконструкции тяговой подстанции на основе теории нечетких множеств / В.Г. Белов, В.А. Тремясов // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 52-62. DOI: 10.17516/1999-494X-0205

Введение

Железнодорожный транспорт представляет собой сложную техническую систему. Одним из показателей эффективности функционирования такой системы является надежность.

Согласно «Стратегии развития железнодорожного транспорта в Российской Федерации до 2030 года» [1] предусматривается ввод новых и реконструкция существующих тяговых подстанций, строительство новых линий контактной сети. На этапе проектирования расчет показателей надежности тяговой подстанции осуществляется в основном классическими методами [2-4] на основе составления структурных схем и использования статистических значений показателей надежности отдельных элементов. Краеугольным камнем большинства методов оценок надежности служит еще и тот факт, что зачастую за исходные показатели надежности принимают значения показателей надежности нового оборудования, что не является обоснованным в процессе эксплуатации и планировании реконструкции тяговой подстанции.

В системах тягового электроснабжения (СТЭ) есть два типа неопределенности: случайность и нечеткость [5]. Вероятностные модели могут использоваться для случайности, но не для нечеткости. На практике при анализе надежности вариантов реконструкции тяговых подстанций из-за неточности и неполноты исходных данных оценка точных значений показателей надежности становится затруднительной. Лица, принимающие решение (ЛПР), в таких случаях рассматривают приближенные значения показателей, а доверительные границы таких показателей надежности могут отличаться от реальных значений. Принимая во внимание неопределенность и неполноту сведений об условиях эксплуатации конкретного электрооборудования, представляется обоснованным использовать модели надежности с нечеткими параметрами [5, 6]. Нечеткие модели становятся необходимым дополнением к вероятностным моделям, чтобы учесть оба вида неопределенности исходных данных при вероятностном планировании реконструкции и модернизации тяговой подстанции.

Вышесказанное делает актуальным разработку и совершенствование методов анализа надежности тяговой подстанции при реконструкции в условиях неопределенности.

Один из методов, который позволяет вычислить показатели надежности в условиях неопределенности, основан на применении теории нечетких множеств (ТНМ) [5, 7]. В работах [8-11] были разработаны методы с применением так называемых треугольных нечетких чисел (ТНЧ), представляющих собой нечеткие числа с функцией принадлежности (ФП) в треугольном виде. ТНМ – математический аппарат для работы с объектами, не имеющими жестких, однозначно задаваемых границ. Он позволяет формально описывать нестрогие, нечеткие, расплывчатые понятия и производить с ними различные операции.

На основе ТНЧ предлагается определить показатели надежности элементов тяговой подстанции, что позволит на основе этих показателей в сочетании с методом минимальных се-

чений отказов [12] выполнить анализ надежности схемы электрических соединений тяговой подстанции в условиях неопределенности.

Понятие нечеткого числа и правила операций

Пусть U – традиционное множество и его член обозначается как x . Нечеткое множество A по U определено как ряд упорядоченных пар и выражается в виде

$$A = \{(x, \mu_A(x)) \mid x \in U\}, \quad (1)$$

где $\mu_A(x)$ – ФП элемента к множеству A , изменяющаяся от 0 до 1.

Равенство $\mu_A(x) = 1$ означает, что x точно принадлежит множеству A ; равенство $\mu_A(x) = 0$ говорит о том, что x точно не принадлежит множеству A . Нечеткие множества отличаются от обычных множеств тем, что допускают промежуточные значения функции принадлежности, например, $\mu_A(x) = 0,5$.

В частности, A – вероятностное нечеткое множество, если $\mu_A(x)$ является случайной переменной, определенной на вероятностном пространстве.

A_α , называемое α сечением A , определяется как

$$A_\alpha = \{(x \in U \mid \mu_A(x) \geq \alpha, 0 < \alpha \leq 1)\}. \quad (2)$$

Нечеткое число – специальный тип нечеткого множества. Нечеткое число определяется как выпуклое, нормализованное нечеткое множество с кусочно-непрерывной ФП [13]. Согласно этому определению очевидно, что α сечение A_α нечеткого числа A является интервалом с нижней и верхней границей при $a_l(\alpha) \leq a_u(\alpha)$. Очевидно, что $a_l(\alpha)$ и $a_u(\alpha)$ – монотонно убывающая функция α . И нижняя, и верхняя границы соответственно. Поэтому операции нечетких чисел могут быть выполнены по правилам вычисления интервалов.

Для двух заданных нечетких чисел $A_\alpha = [a_l(\alpha), a_u(\alpha)]$ и $B_\alpha = [b_l(\alpha), b_u(\alpha)]$ могут применяться следующие правила операций.

Суммирование

$$(A + B)_\alpha = [a_l(\alpha) + b_l(\alpha), a_u(\alpha) + b_u(\alpha)] \quad (3)$$

Вычитание

$$(A - B)_\alpha = [a_l(\alpha) - b_l(\alpha), a_u(\alpha) - b_u(\alpha)] \quad (4)$$

Умножение

$$(AB)_\alpha = \left[\min(a_l(\alpha) \cdot b_l(\alpha), a_u(\alpha) \cdot b_l(\alpha), a_l(\alpha) \cdot b_u(\alpha), a_u(\alpha) \cdot b_u(\alpha)), \right. \\ \left. \max(a_l(\alpha) \cdot b_l(\alpha), a_u(\alpha) \cdot b_l(\alpha), a_l(\alpha) \cdot b_u(\alpha), a_u(\alpha) \cdot b_u(\alpha)) \right] \quad (5)$$

Если A и B определены на положительном монотонном пространстве вещественных чисел, то (5) становится

$$(AB)_\alpha = [a_l(\alpha) \cdot b_l(\alpha), a_u(\alpha) \cdot b_u(\alpha)]. \quad (6)$$

В частности, если H – положительное постоянное число, то

$$(HA)_\alpha = [Ha_l(\alpha), Ha_u(\alpha)] \quad (7)$$

Деление

$$\left(\frac{A}{B}\right)_\alpha = [a_l(\alpha), a_u(\alpha)] \cdot \left[\frac{1}{b_l(\alpha)}, \frac{1}{b_u(\alpha)}\right], \quad (8)$$

где $b_l(\alpha) \neq 0$ и $b_u(\alpha) \neq 0$. Иначе, один или оба конца интервала расширяются до ∞ .

Для практических вычислений удобно работать с нечеткими числами специального вида [5, 10].

Треугольное нечеткое число, которое часто обозначается как $A=(a_1, a_2, a_3)$, определено следующей ФП (рис. 1):

$$\mu_A(x) = \begin{cases} (x - a_1)/(a_2 - a_1) & \text{если } a_1 \leq x \leq a_2 \\ (a_3 - x)/(a_3 - a_2) & \text{если } a_2 \leq x \leq a_3 \\ 0 & \text{если } x \leq a_1 \text{ или } x \geq a_3 \end{cases} \quad (9)$$

Вычисление α сечения A_α треугольного нечеткого числа

$$A_\alpha = [a_1 + \alpha(a_2 - a_1), a_3 - \alpha(a_3 - a_2)]. \quad (10)$$

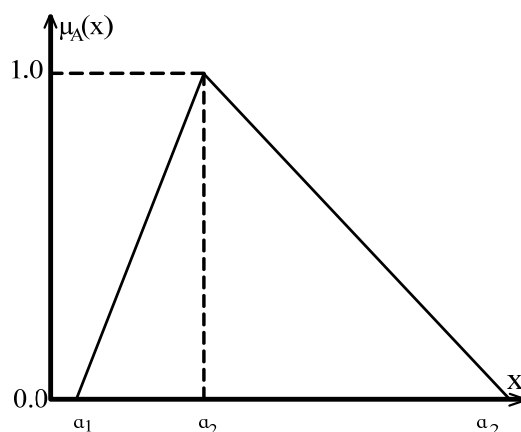


Рис. 1. ФП треугольного нечеткого числа

Fig. 1. Membership functions of a triangular fuzzy number

Определение нечетких показателей надежности

Элементы СТЭ классифицируются на две категории: с восстановлением и без восстановления. Элемент системы электроснабжения является восстанавливаемым в течение нормального периода эксплуатации и может выйти из строя в конце срока эксплуатации. Полнота исходной информации зависит от нескольких факторов [13]. По ряду показателей актуальная информация может отсутствовать [6, 14, 15].

Среднее время восстановления может быть легко вычислено как среднее арифметическое время восстановления при различных событиях отключений

$$\bar{\tau} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \tau_i, \quad (11)$$

где $\bar{\tau}$ – точечная оценка времени восстановления (в часах); τ_i – время i -го восстановления; n – число восстановлений в статистических отчетах.

Доверительный интервал ожидаемого времени восстановления может быть оценен по критериям t -распределения или нормального распределения [5, 10].

Метод оценки следующий. Предполагается, что β представляет реально ожидаемое время восстановления, а s – среднеквадратичное времени восстановления по выборке. Если используется критерий t -распределения, то можно подтвердить, что для данного существования уровня α случайная переменная $(\bar{\tau} - \beta)\sqrt{n}/s$ расположена между $-t_\alpha(n-1)$ и $t_\alpha(n-1)$ с вероятностью $1-\alpha$, где $t_\alpha(n-1)$ – такое значение, что интеграл функции плотности t -распределения с $(n-1)$ степенями свободы от $t_\alpha(n-1)$ до ∞ равняется α . Поэтому мы имеем

$$-t_\alpha(n-1) \leq \frac{(\bar{\tau} - \beta)}{s/\sqrt{n}} \leq t_\alpha(n-1). \quad (12)$$

Средняя интенсивность отказов отдельных компонентов не может быть получена как среднее выборки из отчетов по отказам. Интенсивность отказов оценивается как среднее число отказов за год в течение рассматриваемого периода времени T :

$$\bar{\lambda} = \frac{n}{T}, \quad (13)$$

где $\bar{\lambda}$ – точечная оценка интенсивности отказов (отказов/год); n – число отказов элемента за рассматриваемое время T (в годах), которое представляет все прошедшее время минус полное время отключений из-за отказов. В большинстве случаев полное время отключений – очень малая часть и T может быть аппроксимировано всем прошедшим временем, в течение которого рассматриваются события отказов. Это подразумевает, что интенсивность отказов аппроксимирована частотой отказов.

Доверительный интервал ожидаемой интенсивности отказов может быть оценен следующим методом. Согласно теории статистики существуют следующие соотношения между распределением χ^2 (хи-квадрат) и распределением Пуассона:

$$\chi^2(2N) = 2\lambda T. \quad (14)$$

Здесь λ – ожидаемая интенсивность отказов, T – весь рассматриваемый период времени, N – число отказов за время T .

Уравнение (14) указывает, что двукратная величина отказов в течение времени T следует распределению хи-квадрат с $2N$ степенями свободы. Поэтому для заданного уровня значения α можно утверждать, что интенсивность отказов λ относится к следующему случайному доверительному интервалу с вероятностью $1-\alpha$:

$$\lambda' = \frac{\chi_{1-\alpha}^2(2N)}{2T} \leq \lambda \leq \frac{\chi_\alpha^2(2N)}{2T} = \lambda''. \quad (15)$$

Вычисления нечетких чисел, по существу, связаны с обнаружением точных верхней и нижней границ нечеткой функции [10]. При необходимости с помощью экспертов может быть получена более консервативная (более широкая) интервальная оценка [8].

Коэффициент простоя для восстанавливаемого j -го элемента равен

$$q_j(t)_\alpha = \frac{(\lambda_j)_\alpha}{\left((\lambda_j)_\alpha + \left(\frac{1}{\tau_j} \right)_\alpha \right)} \approx \frac{(\lambda_j)_\alpha}{\left(\frac{1}{\tau_j} \right)_\alpha} = (\lambda_j)_\alpha \cdot (\tau_j)_\alpha = [\lambda_j' \cdot \tau_j'; \overline{\lambda_j} \cdot \overline{\tau_j}; \lambda_j'' \cdot \tau_j''] \quad (16)$$

где $(\lambda_j)_\alpha$ – нечеткое число интенсивности отказов, записанное в виде $(\lambda_j)_\alpha = (\lambda_j', \overline{\lambda_j}, \lambda_j'')$, с нижней границей λ_j' , средним значением $\overline{\lambda_j}$ и верхней границей λ_j'' ; $(\tau_j)_\alpha$ – нечеткое число времени восстановления, записанное в виде $(\tau_j)_\alpha = (\tau_j', \overline{\tau_j}, \tau_j'')$, с нижней границей τ_j' , средним значением $\overline{\tau_j}$ и верхней границей τ_j'' .

Минимальное сечение отказов (МСО) определяется как набор элементов, отказ которых приводит к отказу системы, но если любой элемент сечения остается работоспособен, отказа системы нет.

В большинстве методов с использованием МСО часто принимают два вида приближений:

1) нет необходимости перечислять все МСО, так как вероятности отказов элементов в целом малы и, таким образом, вероятность появления сечений более высокого порядка может быть очень низкой, т.е. МСО более высокого порядка могут быть проигнорированы в перечислении;

2) вероятности пересечений двух и более МСО во многих случаях обычно чрезвычайно низки, и поэтому влияния непересекающегося исключения среди МСО незначительны.

Каждое МСО составлено из параллельных элементов, если для отказа набора должны отказать все элементы в наборе. Совокупность МСО соединена последовательно, если для отказа системы достаточно отказа только одного из них. Поэтому для модели системы может использоваться комбинация МСО последовательно и элементов каждого сечения параллельно.

ФП множества показателей для каждого МСО вычисляют, используя формулы надежности для параллельной и последовательной сети и правила операций для нечетких чисел [10].

МСО в расчетной схеме реализуется, если все исходные события (отказы элементов) $A_1 \dots A_n$ происходят в нем. Вероятность возникновения i -го МСО в момент времени t , $(q_i^*(t))_\alpha$ получаем при пересечении (конъюнкции) отказов элементов [12]:

$$(q_i^*(t))_\alpha = P((A_i)_\alpha \cdot (A_j)_\alpha), \quad (17)$$

где $(A_i)_\alpha$ – i -е минимальное сечение, выраженное нечетким числом.

Показатель $\omega_i^*(t)$ – ожидаемое число появлений i -го МСО в единицу времени в момент t – определяется выражением

$$(\omega_i^*(t))_\alpha = \sum_{j=1}^n (\omega_j'; \overline{\omega_j}; \omega_j'') \prod_{\substack{l=1 \\ l \neq j}}^n (q_l'; \overline{q_l}; q_l''), \quad (18)$$

где $(\omega_j(t))_\alpha$ – нечеткое число, параметр потока j -го исходного события в i -м МСО, n – число членов МСО.

Показатель $(\lambda_i^*(t))_\alpha$ – интенсивность появления i -го МСО – определяется через показатели $(\omega_i^*(t))_\alpha$ и $(q_i(t))_\alpha$:

$$(\lambda_i^*(t))_\alpha = \frac{(\omega_i^*(t))_\alpha}{[1 - (q_i^*(t))_\alpha]} = \frac{\sum_{j=1}^n (\omega_j'; \overline{\omega_j}; \omega_j'') \prod_{\substack{l=1 \\ l \neq j}}^n (q_l'; \overline{q_l}; q_l'')}{[1 - P((A_i)_\alpha \cdot (A_j)_\alpha)]}. \quad (19)$$

Коэффициент простоя тяговой подстанции $(q_c(t))_\alpha$ – вероятность того, что конечное событие отказа подстанции существует в момент t , т.е. вероятность отказа тяговой подстанции определяется по выражению

$$(q_c(t))_\alpha = \sum_{i=1}^{N_{\text{МСО}}} (q_i^*(t))_\alpha, \quad (20)$$

где $N_{\text{МСО}}$ – общее число МСО.

Интенсивность отказа тяговой подстанции $(\Lambda_c(t))_\alpha$, или вероятность того, что конечное событие произойдет в единицу времени в момент времени t при условии, что оно не существует в момент t ,

$$(\Lambda_c(t))_\alpha = \sum_{i=1}^{N_c} (\lambda_i^*(t))_\alpha. \quad (21)$$

ФП интенсивности отказов и времени восстановления элементов могут быть созданы по точечным и интервальным оценкам интенсивности отказов и времени восстановления соответственно. ФП коэффициента простоя элемента может быть получена по функциям принадлежности λ и τ .

Пример. Рассмотрим схему открытого распределительного устройства 110 кВ тяговой подстанции, показанную на рис. 2. В процессе реконструкции подстанции предлагается взамен устаревших масляных выключателей установить современные и более надежные элегазовые

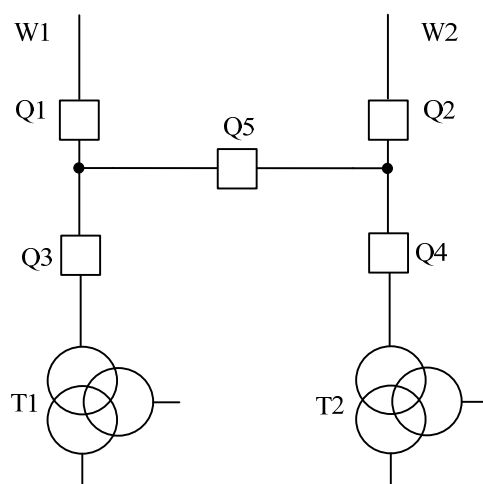


Рис. 2. Схема ОРУ 110 кВ тяговой подстанции

Fig. 2. 110 kV open switchgear circuit of a traction substation

аппараты. Средние значения и доверительные границы интенсивности отказов и времени восстановления электрооборудования тяговой подстанции представлены в табл. 1.

Значения нижней и верхней границ коэффициента простоя и интенсивности отказов тяговой подстанции, соответствующие пяти точкам функции принадлежности, даны в табл. 2 и 3 соответственно. В результатах использовали шаг 0,25. Шаг может быть выбран в зависимости от требований точности при вычислении ФП.

Для двух вариантов схем тяговой подстанции с масляными и элегазовыми выключателями функции принадлежности показаны на рис. 3 и 4.

Анализ функций принадлежности показателей надежности (рис. 3, 4) показал, что применение элегазовых выключателей при реконструкции схемы тяговой подстанции приводит к повышению надежности ее в части уменьшения коэффициента простоя и интенсивности отказов.

Таблица 1. Средние значения и доверительные границы интенсивности отказов и времени восстановления электрооборудования тяговой подстанции

Table 1. Mean values and confidence limits of failure rate and recovery time of electrical equipment of traction substation

Интенсивность отказов				
Элемент схемы	Буквенное обозначение	λ^H , 1/год	λ^B , 1/год	$\bar{\lambda}$, 1/год
Линия (5 км)	W1, W2	0,072	0,1	0,08
Трансформатор	T1, T2	0,012	0,02	0,014
Масляный выключатель	Q1, Q2, Q3, Q4, Q5	0,014	0,02	0,016
Элегазовый выключатель	Q1, Q2, Q3, Q4, Q5	0,0045	0,00625	0,005
Время восстановления				
Элемент схемы	Буквенное обозначение	τ^H , г	τ^B , г	$\bar{\tau}$, г
Линия (5 км)	W1, W2	0,00153	0,00212	0,0017
Трансформатор	T1, T2	0,00679	0,011	0,00799
Масляный выключатель	Q1, Q2, Q3, Q4, Q5	0,00414	0,00575	0,0046
Элегазовый выключатель	Q1, Q2, Q3, Q4, Q5	0,00205	0,00285	0,00228

Таблица 2. ФП коэффициента простоя системы

Table 2. The membership functions of the ratio of system downtime

Точка принадлежности	ТП с масляными выключателями		ТП с элегазовыми выключателями	
	Нижняя граница	Верхняя граница	Нижняя граница	Верхняя граница
1	$7,89 \cdot 10^{-8}$	$7,89 \cdot 10^{-8}$	$3,78 \cdot 10^{-8}$	$3,78 \cdot 10^{-8}$
0,75	$7,15 \cdot 10^{-8}$	$1,14 \cdot 10^{-7}$	$3,40 \cdot 10^{-8}$	$5,64 \cdot 10^{-8}$
0,5	$6,35 \cdot 10^{-8}$	$1,48 \cdot 10^{-7}$	$3,02 \cdot 10^{-8}$	$7,51 \cdot 10^{-8}$
0,25	$5,60 \cdot 10^{-8}$	$1,84 \cdot 10^{-7}$	$2,64 \cdot 10^{-8}$	$9,39 \cdot 10^{-8}$
0	$4,76 \cdot 10^{-8}$	$1,05 \cdot 10^{-7}$	$2,26 \cdot 10^{-8}$	$1,13 \cdot 10^{-7}$

Таблица 3. ФП интенсивности отказов системы

Table 3. The membership function of the failure rate of the system

Точка принадлежности	ТП с масляными выключателями		ТП с элегазовыми выключателями	
	Нижняя граница	Верхняя граница	Нижняя граница	Верхняя граница
1	$5,150 \cdot 10^{-5}$	$5,150 \cdot 10^{-5}$	$3,060 \cdot 10^{-5}$	$3,060 \cdot 10^{-5}$
0,75	$4,770 \cdot 10^{-5}$	$6,480 \cdot 10^{-5}$	$2,810 \cdot 10^{-5}$	$3,820 \cdot 10^{-5}$
0,5	$4,400 \cdot 10^{-5}$	$7,820 \cdot 10^{-5}$	$2,593 \cdot 10^{-5}$	$4,618 \cdot 10^{-5}$
0,25	$4,033 \cdot 10^{-5}$	$9,155 \cdot 10^{-5}$	$2,376 \cdot 10^{-5}$	$5,433 \cdot 10^{-5}$
0	$3,668 \cdot 10^{-5}$	$1,053 \cdot 10^{-4}$	$2,148 \cdot 10^{-5}$	$6,233 \cdot 10^{-5}$

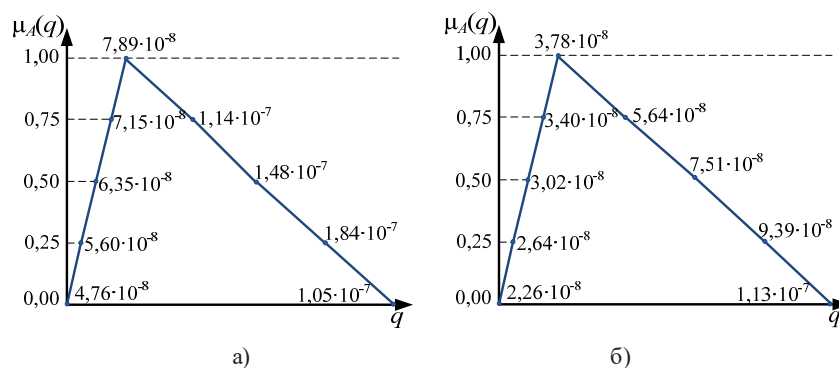


Рис. 3. ФП коэффициентов простоя для тяговой подстанции с масляными (а) и элегазовыми (б) выключателями

Fig. 3. The function of the ratio of downtime for traction substation with a) oilbreakers switchgear and б) SF6 breakers switchgear

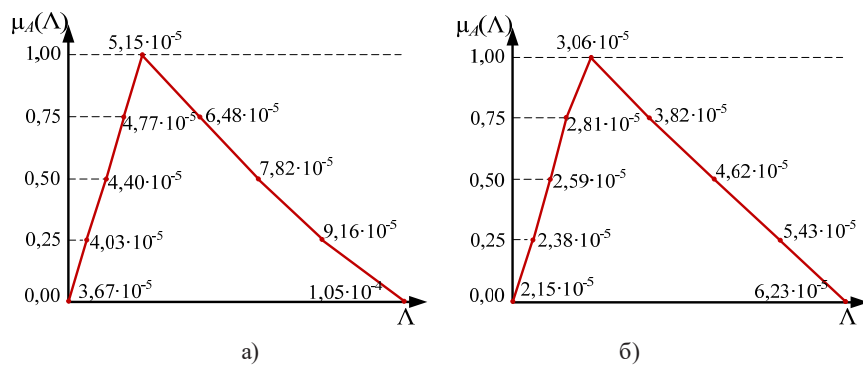


Рис. 4. ФП интенсивности отказов для тяговой подстанции с масляными (а) и элегазовыми (б) выключателями

Fig. 4. The membership function of the failure rate for traction substations from a) oil breakers switchgear and б) SF6 breakers switchgear

Заключение

Предложена методика анализа надежности при реконструкции тяговой подстанции на основе теории нечетких множеств, позволяющая оценить показатели надежности в условиях нечеткой информации исходных данных и принять обоснованный вариант реконструкции. Такой подход является актуальным при реконструкции тяговых подстанций железных дорог, когда объема исходных данных, используемых для оценки надежности, недостаточно. Показатели надежности элементов СТЭ могут быть описаны треугольными нечеткими числами.

Используемый метод построения функций принадлежности повышает эффективность решения задач оценки надежности тяговой подстанции для разного состава электрооборудования при выборе варианта реконструкции тяговой подстанции.

Список литературы / References

[1] Распоряжение Правительства РФ от 17.06.2008 N 877-р О Стратегии развития железнодорожного транспорта в Российской Федерации до 2030 года [Order of the Government of the Russian Federation of June 17, 2008 N 877-r On the Strategy for the Development of Railway Transport in the Russian Federation until 2030 (in Russian)]

[2] Дмитриев Е.И. Расчет надежности объектов инфраструктуры ОАО «РЖД». *Актуальные проблемы авиации и космонавтики. Информационные технологии*, 2011, 315 – 316 [Dmitriev E.I. Calculation of the reliability of infrastructure facilities of Russian Railways. *Actual problems of aviation and astronautics. Information Technology*, 2011, 315 – 316 (in Russian)]

[3] Гук Ю.Б. *Теория и расчет надежности систем электроснабжения*. Москва: Энергия, 1970, 177 с. [Guk Yu.B. *Theory and calculation of reliability of power supply systems*. Moscow, Energia, 1970, 177 p. (in Russian)]

[4] Воропай Н.И., Федотова Г.А. Направления и результаты исследований надежности систем энергетики. *Надежность и безопасность энергетики*. 2018, 11(4), 280-287 [Voropai N.I., Fedotova G.A. Areas and results of research on reliability of energy systems. *Safety and Reliability of Power Industry*, 2018, 11(4), 280-287 (in Russian)]

[5] Bai X. Fuzzy-based approaches to substation reliability evaluation. *Electric Power Systems Research*, May 2004, 69(2-3), 197-204.

[6] Zadeh L.A. Fuzzy Sets. *Information Control*, 1965, (8), 338-353.

[7] Орловский С.А. *Проблемы принятия решений при нечеткой исходной информации*. М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1981, 208 с. [Orlovsky S.A. *Decision making problems with fuzzy initial information*. Moscow, Science. The main edition of the physical and mathematical literature, 1981, 208 p. (in Russian)]

[8] Bowles J.B., Pelaez C.E. Application of fuzzy logic to reliability engineering. *Proceedings of the IEEE*, March 1995, 83(3), 435-449.

[9] Zadeh L.A. Fuzzy sets as a basis for theory of possibility. *Fuzzy Sets and Systems*, 1978, (1), 3-28.

[10] Li W., Xiong X., Zhou J. Fuzzy models of overhead power line weather-related outages. *IEEE Trans. Power Sys.* Aug. 2008, 23 (3), 1529-1531.

[11] Li W., Xiong X., Zhou J. Incorporating fuzzy models weather-related outages in transmission system reliability assesment. *IET Proceed. Generation, Transmiss. Distribut.* Jan. 2009, 3(1), 26-37.

- [12] Тремьясов В.А. *Надежность электроснабжения*. Красноярск: ИПЦ КГТУ, 2006, 163 с. [Tremyasov V.A. *Reliability of power supply*. Krasnoyarsk, CPI KSTU, 2006, 163 p. (in Russian)]
- [13] Huang D., Nguang S.K. *Robust control for uncertain networked control systems with random delays*. Berlin, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009, 159 p.
- [14] Саати Т. *Принятие решений. Метод анализа иерархий*. М.: Радио и связь, 1993, 278 с. [Saati T. *Making decisions. Method of analysis of hierarchies*. Moscow: Radio and communications, 1993, 78 p. (in Russian)]
- [15] Пегат А. *Нечеткое моделирование и управление*. М.: Бином, 2009, 798 с. [Pegat A. *Fuzzy modeling and control*. Moscow, Binom, 2009, 798 p. (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0036

УДК 004.31:654.924

Design of a Low Cost GSM Based Embedded System for Preventing Vehicle Theft Using AVR Microcontroller

Chanchal Raj and Santosh Mohan Rajkumar*

*National Institute of Technology
Silchar, India*

Received 20.04.2016, received in revised form 10.02.2017, accepted 10.03.2018

Abstract. Now-a-days, increasing no. of incidents of vehicle theft have become a major problem in society. To prevent vehicle theft we can install an embedded system in the vehicle which takes care of this thing. In this paper, we deal with design of an embedded system to prevent vehicle theft. The pro-posed system makes use of AVR (Advanced Virtual RISC) microcontroller interfaced with a GSM module. After installing the system in the vehicle, if the vehicle is being stolen then the owner can control the ignition, say it to lock the vehicle or stop the engine by communicating with the GSM module from a mobile phone. The owner can bring back the vehicle to normal condition after enter-ing a secured password. Tracking of the vehicle is also possible due to the presence of SIM card in the GSM module. The system is designed in a single chip & the cost is very less.

Keywords: GSM, AVR, Vehicle Tracking, Embedded Systems.

Citation: Raj Ch., Rajkumar S.M. Design of a low cost GSM based embedded system for preventing vehicle theft using AVR microcontroller, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 63-68. DOI: 10.17516/1999-494X-0036

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: craj.nits@gmail.com, rajkumar.nits@gmail.com

Дизайн низкой стоимости GSM на основе встроенных систем для предотвращения кражи транспортных средств с использованием микроконтроллеров AVR

Чанчал Радж, Сантош Мохан Ражкумар
*Национальный технологический институт
Индия, Силчар*

Аннотация. Случаи хищения транспортного средства стали серьезной проблемой в обществе. Для предотвращения угона мы можем установить встроенную систему в автомобиле. В этой статье мы имеем дело с конструкцией встроенной системы для предотвращения угона автомобиля. Предложенная система использует AVR (Advanced Virtual RISC) микроконтроллера, сопряженного с модулем GSM. После установки системы на транспортном средстве владелец может контролировать зажигание, фиксировать автомобиль или останавливать двигатель, связываясь с модулем GSM с мобильного телефона. Владелец может вернуть автомобиль в нормальное состояние после ввода защищенного пароля. Отслеживание транспортного средства возможно также из-за наличия SIM-карты в модуле GSM. Система разработана в одном чипе, и стоимость ее значительно меньше других систем.

Ключевые слова: GSM, AVR, слежение за автотранспортными средствами, встроенные системы.

Цитирование: Радж, Чанчал. Дизайн низкой стоимости GSM на основе встроенных систем для предотвращения кражи транспортных средств с использованием микроконтроллеров AVR / Чанчал Радж, Сантош Мохан Ражкумар // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 63-68. DOI: 10.17516/1999-494X-0036

1. Introduction

In recent years, vehicle thefts are increasing at an alarming rate around the world. According to National Crime Information Center (NCIC), in 2006, 1,192,809 motor vehicles were reported stolen, the losses were 7.9\$ billion [1]. People have started to use the theft preventing systems installed in their vehicles. The commercially available anti-theft vehicular systems are very expensive. Therefore in this paper we propose a simple low cost embedded system to serve this purpose. The embedded system block consist of an AVR microcontroller, GSM module, LCD, keypad, relay circuitry, power supply unit.

GSM (Global System for Mobile Communications, originally Groupe Spécial Mobile), is a standard developed by the European Telecommunications Standards Institute (ETSI) to describe the protocols for second-generation (2G) digital cellular networks used by mobile phones, first deployed in Finland in July 1991. As of 2014 it has become the default global standard for mobile communications – with over 90% market share, operating in over 219 countries and territories. The network structure of GSM is divided into a number of discrete sections as follows [7]:

- Base Station Subsystems (the base stations & their controllers).
- Network and Switching Subsystem (the part of the network most similar to a fixed network, sometimes just called the “core network”).
- GPRS Core Network (the optional part which allows packet-based Internet connections).

- Operations support system (OSS) (network maintenance).

2. The designed embedded system

The block diagram of the proposed embedded system is shown in Fig 1. The power supply unit draws power from car's battery & supplies 5V to AVR microcontroller & 12V to relay connected to ignition & fuel supply system of the car. When the vehicle is stolen, the owner can send an SMS typing "STOP" followed by a password from his mobile phone to the secret mobile number of the GSM module. Microcontroller takes SMS signal from the GSM module, reads the instruction it & compares the password with the value set by the owner. If the password matches then the microcontroller disconnects relay from the circuit & the vehicle will stop. The vehicle can be brought back to normal position in two ways: either the owner can send a message typing "RESET" followed by the password or by directly entering the password through the keypad on spot. The LCD is there to show relevant information. The owner can anytime change the password by using the keyboard after providing the current password.

A. The AVR microcontroller

The heart of the system lies in the AVR microcontroller, which handles all signals. It is an 8-bit microcontroller which works on 16 MHz crystal frequency. The version of AVR we are using here is ATmega32 by atmel. The key features of ATmega32 are:

- High-performance, Low-power consumption.
- Advanced RISC architecture.
- High endurance non-volatile memory segments.

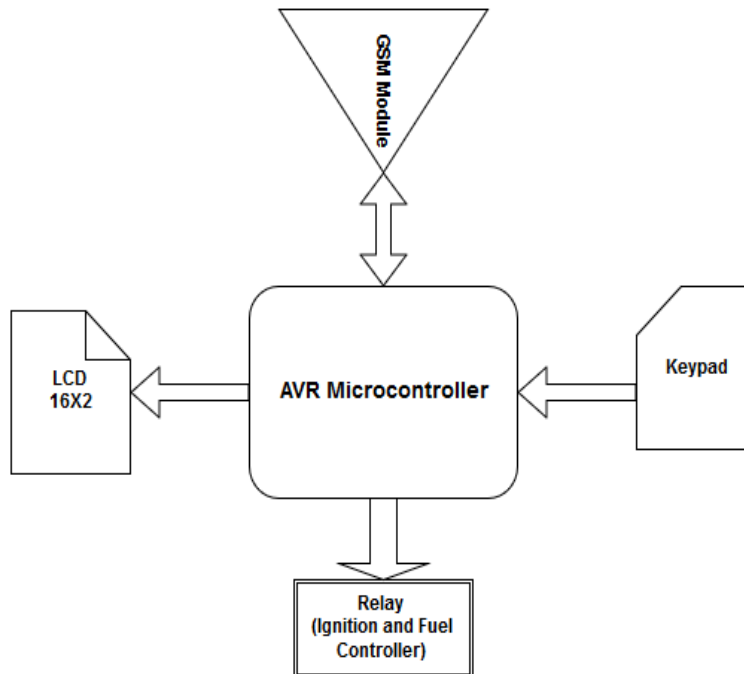


Fig. 1. Block Diagram of the embedded system

- JTAG (IEEE std. 1149.1 Compliant) interface.

The pin configuration of ATmega32 is shown below in Fig. 2.

B. The keypad

The keypad that has been used here is in the form of (4 x 4) matrix form to give input data (i.e. password, during validation process). The keypad is connected with AVR microcontroller row-wise from PB4 to PB7 & column-wise from PB0 to PB3. The rows are connected to an output port and the columns are connected to an input port. If no key has been pressed, reading the input port will yield 1's for all columns since they are all connected to high (Vcc). If all the rows are grounded and a key is pressed, one of the columns will have 0 since the key pressed provides the path to ground. It is the function of the microcontroller to scan the keyboard continuously to detect and identify the key pressed. The circuit diagram of the designed keyboard is shown in Fig. 3.

C. The display unit

The display unit used to display messages here is a 16x2 LCD. The data ports of LCD are connected from PA0 to PA7 of microcontroller & control pins RS, RW, E are connected to PC0, PC1, PC2 of microcontroller respectively. A variable resistor RV1 is connected to VEE port of LCD which is used to adjust contrast of LCD. The LCD used here is LM016L which is capable of displaying alpha-numerics in 16x2 dot matrix.

D. The relay unit

The relay we are using here is driven by Power MOSFET (IRF830) and we apply the output of AVR microcontroller to the gate of MOSFET. The MOSFET is biased by 12V supply from the battery.

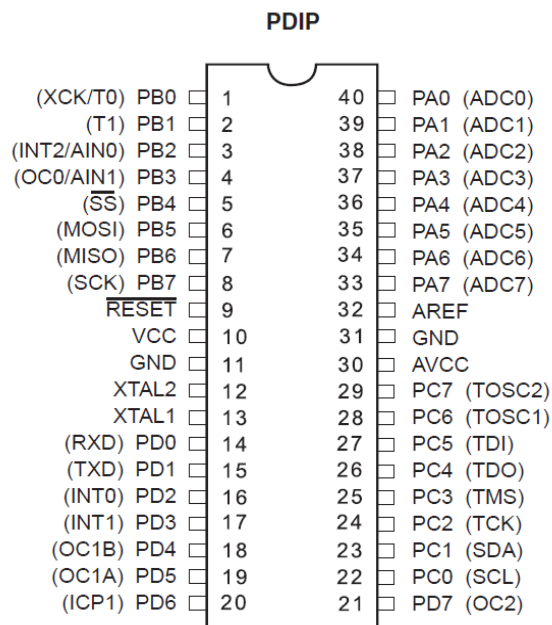


Fig. 2. Pin configuration of ATmega32 (DIP)

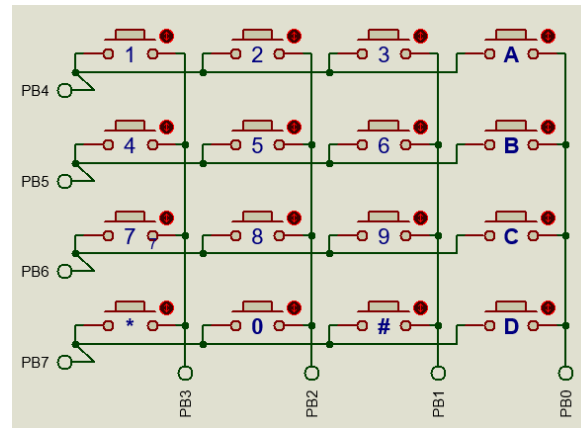


Fig. 3. The Designed Keypad

The relay completes the ignition circuit & also the circuit of a choke coil in the fuel injection system of the vehicle. Whenever the relay changes its state it disconnects the ignition circuit & the choke coil will come into action discontinuing the fuel supply to engine. Thus vehicle stops. The vehicle comes into normal position when microcontroller brings back the relay to the original state.

E. The gsm module

We are using SIM900A GSM module with GSM/GPRS which works on frequency 900/1800 MHz. The receiver (Rx) pin of GSM module is connected to Tx (pin 15) of microcontroller & transmit (Tx) pin of GSM module is connected to Rx (pin 14) of microcontroller. The default baud rate of both module & microcontroller is 9600. The GSM module communicates with the microcontroller serially as per UART (Universal Asynchronous Receive Transmit) protocol. The signal of module contains Data Bits: 8, Parity: none, Stop Bit: 1. The frequency & baud rate can be modified using AT command.

3. The schematic simulated hardware design

The schematic hardware simulation circuit for the embedded system to prevent vehicle theft is shown in Fig. 4. In this simulation circuit we are showing two lamps showing the state of ignition and choke coil connected to NC & NO state pins of relay respectively.

4. Conclusion

With the designed embedded system installed in vehicle, vehicle theft can be prevented, also with SIM tracking feature location can be found out. The system components are very much cheap & hence the cost of the system is very less. The implementation of the system is very simple & hence vehicle owners can easily avail the benefit of it.

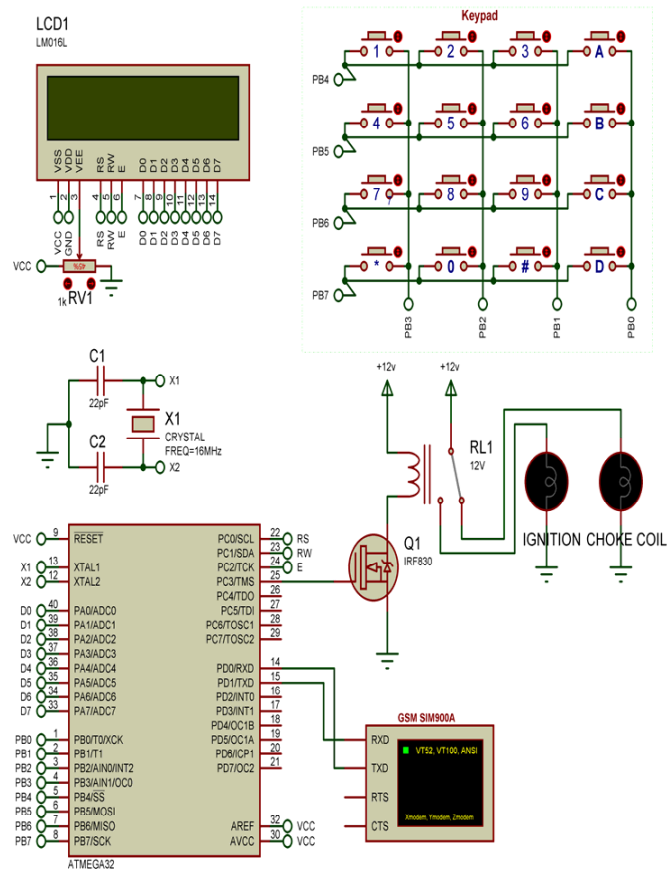


Fig. 4. Simulation Schematic of the embedded system

References

- [1] Ramadan M., Al-Khedher M. and Al-Kheder S. Intelligent anti-theft and tracking system for automobiles, *Int. J. Mach. Learn. Comput.*, 2012, 2(1), 83–88.
- [2] Asaad M.J. Al-Hindawi, Ibraheem Talib. Experimentally Evaluation of GPS/GSM Based System Design, *Journal of Electronic Systems*, 2012, 2(2).
- [3] Zhai Guorui and Dai Shenghua. Design of auto guard against theft system based on GPRS and GPS[J]. *Microcontrollers and Embedded Systems, Bei Jing*, 2007, 8: 39-41.
- [4] Xavier Lagrange, Philippe Godlewski, Sami Tabbane. GSM network and GPRS[M]. *Beijing: Electronic Industry Press*. 2002.
- [5] Pravada P. Wankhade and Prof. S.O. Dahad. Real Time Vehicle Locking and Tracking System using GSM and GPS Technology-An Anti-theft System, *International Journal of Technology And Engineering System*, 2011, 2(3).
- [6] Sehgal V.K., Singhal M., Mangla B., Singh, S., Kulshrestha S. An Embedded Interface for GSM Based Car Security System, *IEEE Conference, 2012 Fourth International Conference on , Computational Intelligence, Communication Systems and Networks (CICSyN)*, 2012. DOI: 10.1109/CICSyN..12.
- [7] en.wikipedia.org

DOI: 10.17516/1999-494X-0206

УДК 621.311.22: 504.054

Nitrogen Oxides Emissions Reduction Methods for Boilers with Air-Cooled Cyclone-Vortex Pre-Furnaces

**Andrei V. Lesnykh*,
Konstantin A. Shtym and Mikhail V. Upskiy**
*Far Eastern Federal University
Vladivostok, Russian Federation*

Received 06.01.2020, received in revised form 15.01.2020, accepted 20.01.2020

Abstract. This article is devoted to the features of the formation of nitrogen oxides in boilers with cyclone-vortex pre-furnaces and the possibility of using technological measures to reduce them. According to existing notion, combustion devices with high thermal voltages are characterized by high emission of nitrogen oxides. The influence of the design of the gas inlets into the combustion chamber of the cyclone-vortex pre-furnace on the emission of nitrogen oxides was defined by experimental methods.

Additionally, a study was conducted under various modes of operation of the boiler of the furnace process inside the combustion chamber of a cyclone-vortex pre-furnace. It is necessary to point that the optimal nozzle design and water-fuel ratio were selected by means of water injection.

Based on these studies, the factors affecting the formation of nitrogen oxides are identified. As a result, the most effective technological methods for low-emission operation of a 116-megawatt boiler with cyclone pre-furnaces were determined.

Keywords: cyclone vortex pre-furnaces, furnace process, nitrogen oxides, boiler plants, mechanical nozzles, harmful emission reduction, controlled incomplete combustion, water injection.

Citation: Lesnykh A.V., Shtym K.A., Upskiy M.V. Nitrogen oxides emissions reduction methods for boilers with air-cooled cyclone-vortex pre-furnaces, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 69-83. DOI: 10.17516/1999-494X-0206

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: lesnykhav@mail.ru

Методы снижения выбросов оксидов азота в котлах с воздухоохлаждаемыми циклонно-вихревыми предтопками

А.В. Лесных, К.А. Штым, М.В. Упский
Дальневосточный федеральный университет
Российская Федерация, Владивосток

Аннотация. В данной статье рассматриваются особенности образования оксидов азота в котлах с циклонно-вихревыми предтопками и возможность применения технологических мероприятий для их снижения. По существующим представлениям топочные устройства с высокими тепловыми напряжениями характеризуются высокой эмиссией оксидов азота. Экспериментальными методами было определено влияние конструкции газовых вводов в камеру сгорания циклонно-вихревого предтопка на величину выброса оксидов азота. Проведено исследование топочного процесса внутри камеры сгорания циклонно-вихревого предтопка при различных режимах работы котла. При осуществлении впрыска воды была выбрана оптимальная конструкция форсунки и водотопливного соотношения. В результате определены факторы, влияющие на образование оксидов азота, а также наиболее эффективные технологические методы для низкоэмиссионной эксплуатации котла КВГМ-100 с циклонно-вихревыми предтопками.

Ключевые слова: циклонно-вихревые предтопки, топочный процесс, оксиды азота, котельные установки, механические форсунки, снижение вредных выбросов, контролируемый химический недожог, впрыск воды.

Цитирование: Лесных, А.В. Методы снижения выбросов оксидов азота в котлах с воздухоохлаждаемыми циклонно-вихревыми предтопками / А.В. Лесных, К.А. Штым, М.В. Упский // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 69-83. DOI: 10.17516/1999-494X-0206

С 30-х гг. прошлого века в Советском Союзе и за рубежом началось активное освоение циклонно-вихревой технологии сжигания топлив. Первоначально предполагалось применение данной технологии для сжигания твердого топлива. Широкому распространению ее, скорее всего, помешали сложность аэродинамики циклонного процесса и уклон в сторону исследования камер с водоохлаждаемой конструкцией. Кафедрой теплоэнергетики ДВФУ в начале 1970-х гг. была предложена воздухоохлаждаемая конструкция камер сгорания с облегченной обмуровкой и комбинированной генерацией вихря за счет аксиального и тангенциального подвода воздуха. Первые циклонно-вихревые предтопки были установлены на котлах Шухова-Берлина, и их эксплуатация продлилась 25 лет [1]. С 1986 г., благодаря одобренной ЦКТИ, ЭНИН ВНИПИ Энергопрома и других организаций работе по модернизации паровых и водогрейных котлов с переводом на циклонно-вихревое сжигание началось активное внедрение данной технологии в большую и малую энергетику. На Дальнем Востоке около 60 котлов оснащены мазутными и газомазутными циклонно-вихревыми предтопками (далее ЦВП), единичной мощностью от 17 до 65 МВт. Прежде всего активное внедрение циклонно-вихревой технологии сжигания вызвано возможностью увеличения производительности котлов при сохранении допустимых удельных тепловых напряжений топки. Также одновременно с повышением мощности котлов удается повысить экономичность их работы за счет возможности работы при экстремально низких из-

бытках воздуха, без применения третичного дутья и иных методов. Одними из первых паровых котлов были модернизированы котлы «Бабкок-Вилькокс» Владивостокской ТЭЦ-1, на фронтонные стены каждого из них было установлено по одному ЦВП. С их установкой удалось увеличить паропроизводительность на 15 % (с 30 до 35 т/ч), КПД котлов при этом повысился с 80 до 90 % при работе на мазуте.

Первыми водогрейными котлами, переведенными на циклонно-вихревое сжигание мазута, стали три котла ЭЧМ-25/35 теплопроизводительностью 30 Гкал/ч. Были модернизированы топочные камеры с установкой ширмовых поверхностей, при этом удалось достичь нагрузки в 50 Гкал/ч. КПД котлов в среднем также составляет 90 % [1].

В дальнейшем были модернизированы и другие виды промышленных и энергетических котлов. Коллективом кафедры ТЭиТТ при обобщенном анализе данных в работе [1] отмечается снижение валовых выбросов вредных веществ, неклассические зависимости удельных выбросов оксидов азота NO_x от компоновки предтопок на стенах топки, нагрузки и коэффициента избытка воздуха.

В 1993 г. был принят ГОСТ «Котельные установки», где введены экологические требования к котлам. Примерно в это же время появились первые электронные газовые анализаторы, которые позволили проводить экспресс-анализ удельных выбросов вредных веществ от котла. Резко встал вопрос об очистке и утилизации вод, загрязненных нефтепродуктами. В 1997 г. одновременно с модернизацией котла КВГМ-20 на циклонно-вихревое сжигание разработан и внедрен пилотный проект циклонного термообезвреживания (ЦТО) сточных вод. Очистка подтоварных вод со средней концентрацией нефтепродуктов 820 мг/л производилась выжиганием их в камере сгорания ЦВП вместе с мазутом. Принципиальная схема ЦТО представлена на рис. 1.

Для более удобной эксплуатации данной технологии была разработана специальная конструкция центробежной форсунки с раздельной подачей мазута и загрязненной воды. По центральному каналу форсунки подавалась замазученная вода, а по внешнему – мазут.

Первые испытания данной системы были проведены на котле КВГМ-20. Зависимость относительной концентрации загрязняющих веществ от доли впрыска воды представлена на рис. 2. Следует отметить, что высокие тепловые напряжения камеры сгорания ЦВП позволяют увеличить долю впрыска воды до 45 % без срыва факела. Испытания проводили на нагрузке 8,5 Гкал/ч. Начальная концентрация оксидов азота NO_x составляла 237 мг/м³. С увеличением доли впрыска наблюдается плавное снижение концентрации оксидов азота в дымовых газах, приблизительно 5 мг на 10 % впрыскиваемой воды. Наименьшая концентрация существует при доле впрыска 42 % и составляет 217 мг/м³. Повышение доли впрыска свыше 25 % приводит к повышению концентрации СО, за счет значительного снижения температур в топочной камере.

Подобные системы ЦТО были применены также на котлах КВГМ-100-150МЦ и БКЗ-75-16МЦ, где были получены хорошие результаты по снижению выбросов оксидов азота.

С началом газификации Дальнего Востока на применение циклонно-вихревой технологии были переведены и некоторые котлы тепловых электрических станций. Наибольшее число вариантов ввода газа в камеру сгорания ЦВП было опробовано на котле БКЗ-120-100ГМ Охинской ТЭЦ [1].

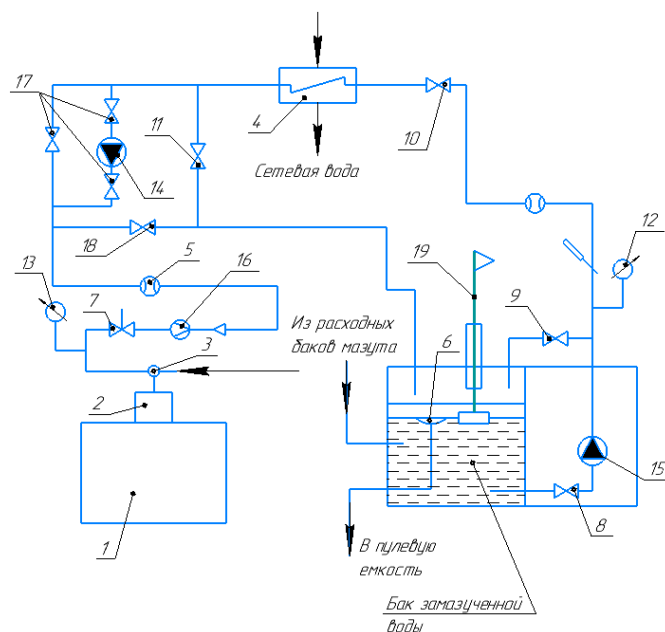


Рис. 1. Принципиальная схема ЦТО (циклонного термообезвреживания): 1 – котел; 2 – ЦВП; 3 – Многонозловая двухканальная центробежная форсунка; 4 – водяной теплообменник; 5 – фильтр грубой очистки; 6 – переливная труба; 7 – регулирующие арматуры; 8, 9, 10, 11, 17, 18 – кран шаровой; 12, 13 – манометры; 14 – основной насос; 15 – насос первого подъема; 16 – расходомер; 19 – поплавковый указатель уровня

Fig. 1. Schematic diagram of CHT (cyclone heat treatment): 1 – boiler; 2 – CVP; 3 – multi-nozzle two-channel centrifugal nozzle; 4 – water heat exchanger; 5 – coarse filter; 6 – overflow pipe; 7 – control valves; 8, 9, 10, 11, 17, 18 – ball valve; 12, 13 – manometers; 14 – the main pump; 15 – the pump of the first rise; 16 – flow meter; 19 – Float level indicator

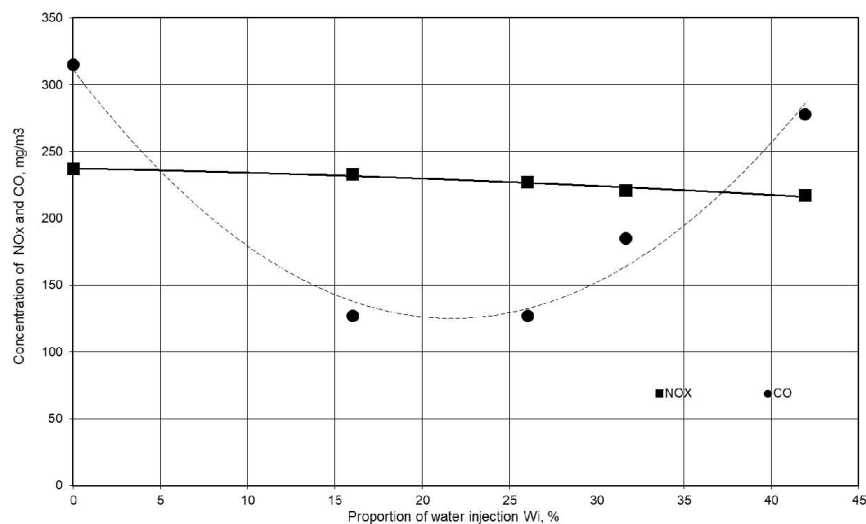


Рис. 2. Зависимость концентрации вредных выбросов от доли впрыска воды

Fig. 2. Dependence of harmful emissions concentration on the proportion of water injection

Для оценки технико-экономических показателей работы котла до реконструкции были проведены балансовые опыты на нагрузках 65, 80, 95, 113 т/ч. При работе котла с оптимальными избытками воздуха потери тепла с химическим недожогом (q_3) во всем диапазоне нагрузок отсутствуют. Потери тепла с уходящими газами в исследуемом диапазоне нагрузок составляют $q_2 = 7,35-6,89\%$ ($q_{\text{расч.}} = 2-4,8\%$). Большие потери тепла с уходящими газами в исследуемом диапазоне нагрузок объясняются повышенными присосами воздуха в топку и конвективную шахту ($\Delta\alpha_t'' = 13\%$, $\Delta\alpha_{\text{кш}} = 20\%$, в то время как паспортные значения составляют $\Delta\alpha_t'' = 5\%$, $\Delta\alpha_{\text{кш}} = 10\%$), что в итоге приводит к чрезмерно высоким избыткам воздуха в уходящих газах. КПД котла “брутто” в указанном диапазоне нагрузок изменяется от 91,54 до 92,35 % и имеет явно выраженный максимум в диапазоне 85-115 т/ч. С ростом нагрузки до 113 т/ч потери на тягу и дутье уменьшились до 1,1 %. КПД котла “нетто” подсчитывался без учета расхода электроэнергии на питательные насосы и в исследуемом диапазоне изменяется от 90,25 до 91,22 %. Удельные расходы электроэнергии на тягу и дутье в исследуемом диапазоне нагрузок находятся на уровне 3,76-3,08 кВт*ч/т пара. Первичной целью модернизации котла являлось повышение его производительности, а также надежность работы на резервном жидком топливе. В объеме проекта разработаны технические решения, внедрение которых позволило бы достичь нагрузки 140-150 т/ч, а также выполнен расчет элементов котла для повышенной производительности. Техническое решение включает в себя замену имеющихся на котле восьми вихревых горелок на два циклонных предтопка, замена только третьей ступени трубчатого воздухоподогревателя на дополнительную ступень экономайзера по условиям тепловой схемы ТЭЦ. Общие виды модернизированного котла приведены на рис. 3. При модернизации котла рассматривали два варианта конструкции предтопков (рис. 4).

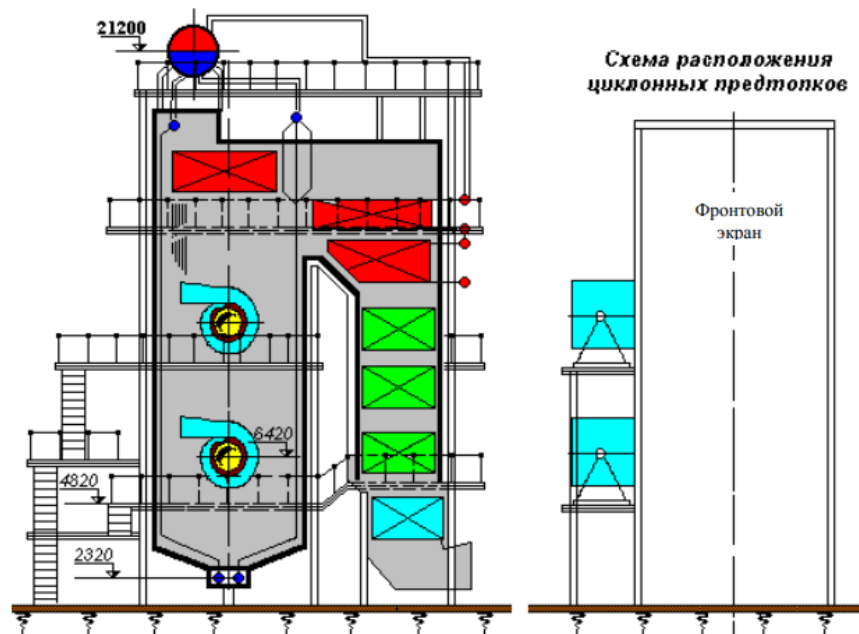


Рис. 3. Модернизированный котел БКЗ-120-100МЦ Охинской ТЭЦ

Fig. 3. Upgraded boiler BKZ-120-100MC of the Okhinskaya CHPP

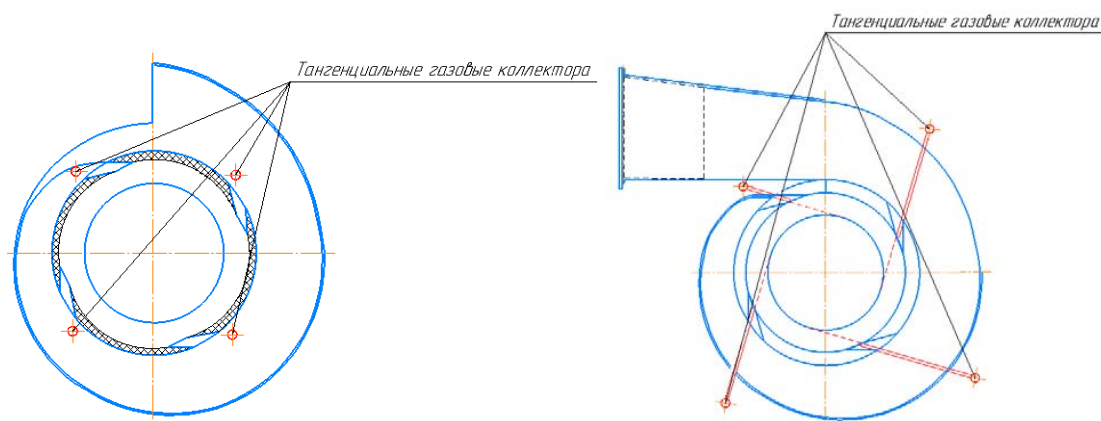


Рис. 4. Варианты конструкции тангенциальных газовых вводов

Fig. 4. Design options for tangential gas inlets

При определении оптимального распределения газа в камеру сгорания ЦВП котла БКЗ-120-100МЦ были рассмотрены следующие варианты:

1. Центральный ввод газа. При этом вводе удалось достичь паропроизводительности 147 т/ч при избытке воздуха альфа 1,21, но выбросы оксидов азота, приведенные к $\alpha = 1,4$, составили 170 мг/м³.

2. Осевой и торцевой ввод газа. При нагрузке 137 т/ч и $\alpha = 1,17$ выбросы оксидов азота, приведенные к $\alpha = 1,4$, составили 140 мг/м³, но при таком распределении наблюдалась сильная вибрация ЦВП.

3. Торцевой, осевой и односторонний тангенциальный подвод газа. При нагрузке 132 т/ч и $\alpha = 1,13$ выбросы оксидов азота, приведенные к $\alpha = 1,4$, составили 127 мг/м³, при данном распределении факел ложился на стену топочной камеры, что могло вызвать пережог экранных поверхностей нагрева.

4. Четырехсторонний тангенциальный подвод газа с полным предварительным смешением позволил достигнуть нагрузки 149 т/ч при $\alpha = 1,02$. При данной компоновке циклонный предтопок эксплуатировался на номинальной нагрузке с тангенциальным соотношением $\alpha = 1$, без следов СО и концентраций NO_x 30-40 мг/м³, за счет предварительного смешения было достигнуто практически полное сгорание в камере ЦП (метод сжигания с низкими избытками воздуха). Несмотря на высокие экономические и экологические показатели, тепловые напряжения камеры сгорания были настолько велики, что встал вопрос о надежности эксплуатации тангенциальных воздушных вводов.

Проведение исследований внутри камеры сгорания

Циклонный предтопок котла КВГМ-100-150МЦ Владивостокской ТЭЦ-1 был реконструирован с возможностью ввода измерительного зонда для измерений параметров внутри камер сгорания. Отверстия размещены на расстоянии 0,51 м за первым тангенциальным газовым вводом и 0,99 м в районе последнего газового ввода соответственно (рис. 5). Схема измерения позволяет проводить газовый анализ измерением основных компонентов продуктов сгорания

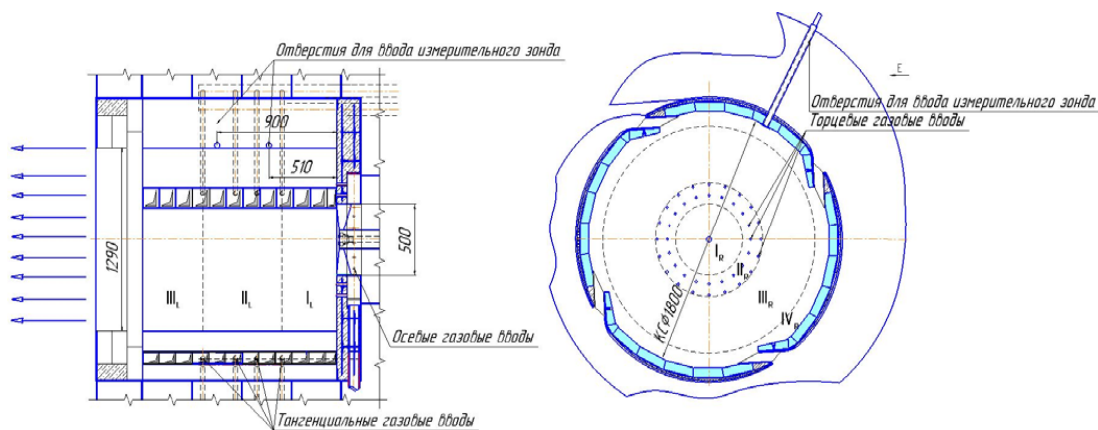


Рис. 5. Реконструированный предтопок мощностью 65 МВт

Fig. 5. Reconstructed pre-heating with a capacity of 65 MW

(O_2 , CO , CO_2 , NO , NO_2 , CH_4), температуры газов методом отсасывающего пирометра, а также статический и полный напоры и направление движения потока [2]. Подробное описание схемы измерений приведено в работе [3]. Для удобства разобьем камеру сгорания на зоны $I_L - III_L$ (от торца до пережима) по длине камеры сгорания и $I_R - IV_R$ (от оси до стенки) по ее радиусу соответственно (рис. 5).

Данное разбиение на зоны было приведено исходя из нижеследующего. По длине камеры сгорания: $I_L = 0,41$ м – зона развития факела, создаваемого торцевыми и осевыми вводами; $II_L = 0,6$ м – зона формирования комбинированного факела за счет взаимодействия тангенциальных и торцевого вводов; $III_L = 0,455$ м – зона взаимодействия комбинированного факела и обратных токов из топки котла. По радиусу камеры сгорания применено следующее разбиение на зоны: $I_R = 0,25$ м – зона окончательного формирования комбинированного факела; $II_R = 0,15$ м – зона начала формирования комбинированного факела (аэродинамически зоны I_R и II_R формируют ядро зоны квазитвердого вращения); $III_R = 0,4$ м – зона развития факелов тангенциальных вводов; IV_R – пристенная область.

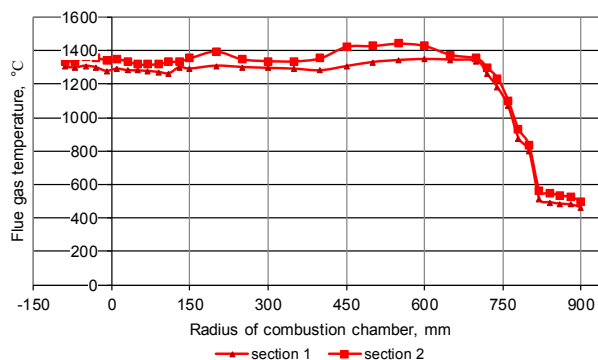
Исследования процессов горения проводили в диапазоне нагрузок котла от 48 до 100 Гкал/ч с контролем параметров работы и выбросов загрязняющих веществ в уходящих газах, для чего привлекалась сертифицированная экологическая лаборатория. Ниже изложены результаты исследований, наиболее четко описывающие экологические показатели работы котлов с циклонными предтопками и методы снижения выбросов оксидов азота в них.

Все измерения осуществляли при положительных температурах наружного воздуха. На графиках приведены результаты измерения по радиусу камеры сгорания ЦВП от стенки камеры к оси соответственно (0 – ось камеры сгорания). При минимальной нагрузке котла 56 МВт наблюдается практически мгновенный рост температуры продуктов сгорания у стенки 430-450 °С. Максимальные температуры 1420-1450 °С в последнем перед пережимом сечении наблюдаются на радиусе 0,45 м (конечная часть зоны III_R). Зона активного образования оксидов азота составляет 0,4 м и простирается на радиусах 0,5-0,15 м (зоны I_R и II_R), при дальнейшем приближении к оси циклов наблюдается снижение концентраций за счет разбавления приосе-

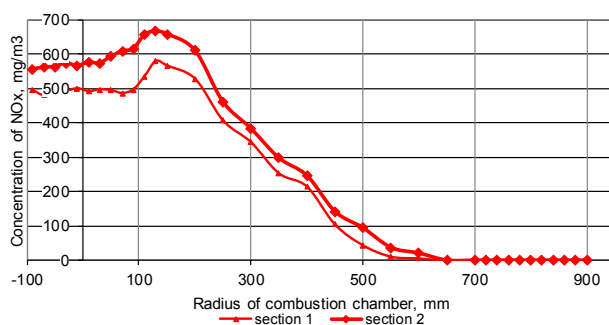
вым потоком продуктов сгорания. Максимальная концентрация фиксируется на радиусе 0,15 м и составляет 670-685 мг/м³ (рис. 6). При этом коэффициент избытка воздуха в уходящих газах составил 1,49, а концентрация оксидов азота, приведенная к избытку 1,4, – 218 мг/м³.

Уровень температур, а также относительно низкие скорости потока и их распределение по радиусу камеры сгорания свидетельствуют о том, что основная доля топлива порядка 80 % при низких нагрузках сгорает именно в камере сгорания. Об этом также свидетельствует высокий уровень (для природного газа) оксидов азота в уходящих газах, характерный для устройств с высокими тепловыми напряжениями.

При высоких нагрузках 80–116 МВт картина кардинально меняется. Характеристики топочного процесса для камеры сгорания при нагрузке котла 105 МВт приведены на рис. 7. С ростом нагрузки происходит интенсификация процессов смесеобразования и удается значительно снизить избыток воздуха, подаваемого на горение. В отличие от низких нагрузок в пристенной зоне (IV_R) наблюдаются гораздо более низкие температуры, 100-150 °С. Зона активного горения в предтопке распространяется на радиусах 0,7-0 м (зоны I_R – III_R), уровень температур значительно падает, максимальные температуры не превышают 1200 °С. Зона



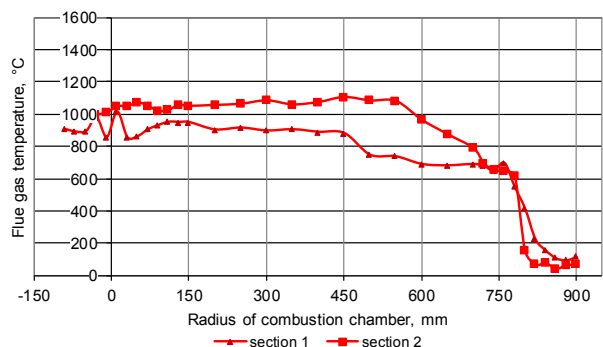
a)



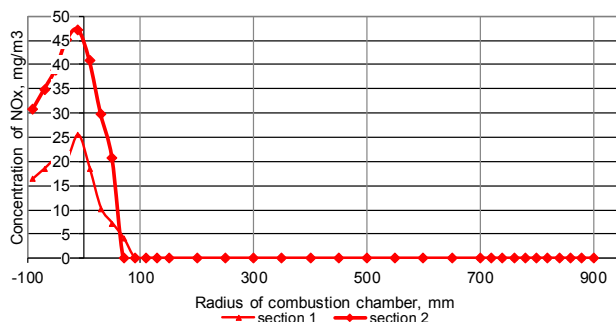
b)

Рис. 6. Параметры топочного процесса в камере сгорания при нагрузке котла 56 МВт: а – изменение температуры по радиусу камеры сгорания; б – изменение концентрации оксидов азота по радиусу камеры сгорания

Fig. 6. Parameters of the combustion process in the combustion chamber at a boiler load of 56 MW: a – temperature variation along the radius of the combustion chamber; b – concentration of nitrogen oxides variation along the radius of the combustion chamber



a)



b)

Рис. 7. Параметры топочного процесса в камере сгорания при нагрузке котла 105 МВт: а – изменение температуры по радиусу камеры сгорания; б – изменение концентрации оксидов азота по радиусу камеры сгорания

Fig. 7. The parameters of the combustion process in the combustion chamber at a boiler load of 105 MW: a – temperature variation along the radius of the combustion chamber; b – concentration of nitrogen oxides variation along the radius of the combustion chamber

очагов генераторов оксидов азота уменьшается до радиусов 0,1-0 м (зона I_R). Максимально измеренная концентрация оксидов азота в предтопке не превышает 50 мг/м³, при этом значительная их часть вносится приосевыми потоками. Избыток воздуха в уходящих газах 1,117. Концентрация оксидов азота в уходящих газах, приведенная к избытку воздуха 1,4, составляет 79 мг/м³. По общему уровню температур в камере сгорания, концентрации оксидов азота в предтопке и уходящих газах можно сделать предположение о наличии второй зоны активного горения, расположенной в топке котла. При это доля топлива, сгорающая в предтопке на высоких нагрузках, равна 20-40 %. Очевидно, что многолетние наблюдения авторов за котлами с ЦВП и их экологическими показателями подтверждаются. И с ростом нагрузки удельная концентрация оксидов азота в уходящих газах снижается со снижением доли топлива, сгорающей в первой зоне активного горения, и падением удельных тепловых напряжений камеры сгорания.

Одним из методов снижения выбросов NOx является ввод влаги в зону активного горения. На нагрузках 70–79 МВт на котле КВГМ-100-150МЦ производили впрыск воды в КС ЦВП с помощью разных центробежных механических форсунок с разным водотопливным соотноше-

нием, каждый опыт сопровождался измерениями внутри камеры сгорания и контроля параметров работы котла в уходящих газах.

На нагрузке 79 МВт был произведен впрыск с помощью 19-сопловой центробежной форсунки с водотопливным соотношением 0,15 (рис. 8). До впрыска при коэффициенте избытка

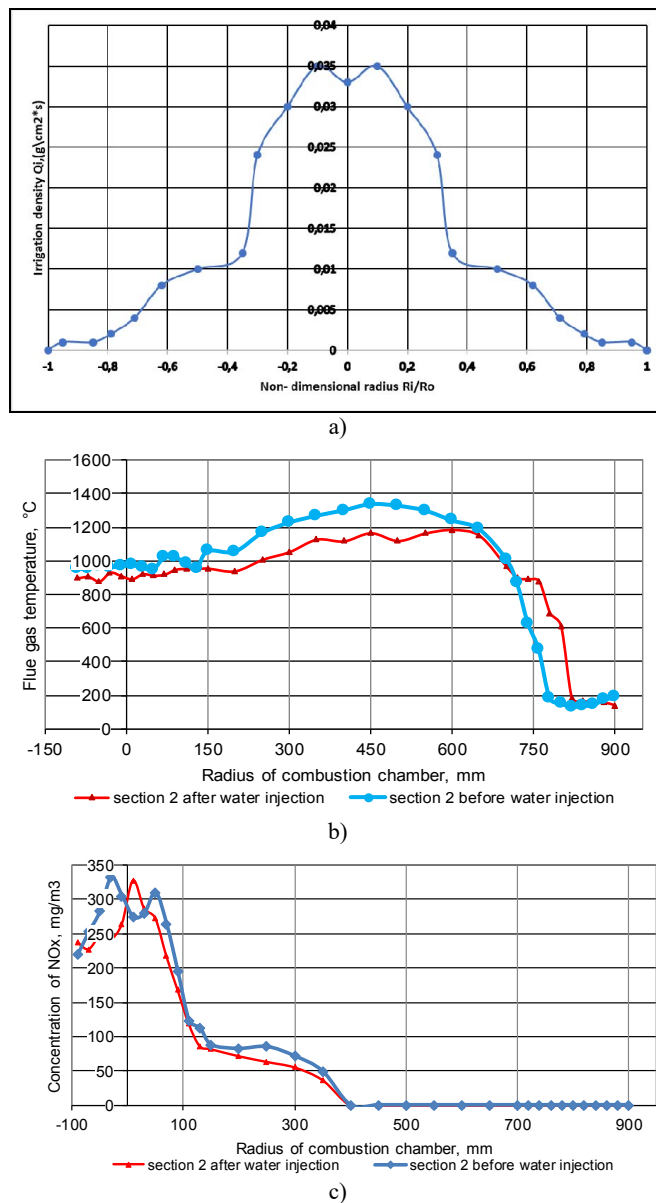


Рис. 8. Плотность орошения и параметры топочного процесса до и после впрыска воды с помощью 19-сопловой форсунки: а – плотность орошения 19-сопловой форсунки; б – изменение температуры факела по радиусу камеры сгорания; с – изменение концентрации оксидов азота по радиусу камеры сгорания

Fig. 8. Irrigation density and combustion process parameters before and after water injection by means of a 19 nozzles atomizer: а – irrigation density of a 19 nozzles atomizer; б – variation a flame temperature along the radius of the combustion chamber; с – concentration of nitrogen oxides variation along the radius of the combustion chamber

воздуха 1,4 выбросы оксидов азота составили 175 мг/м³. После впрыска воды наблюдается рост температуры близ пристенной области на радиусах 0,8-0,75 м. Это связано с его замедлением за счет взаимодействия части тангенциального газового потока с распространяющимся потоком водяных паров и последующим более ранним сгоранием в этой области.

При плотности орошения, создаваемой данной форсункой, наблюдается лишь незначительное снижение температур в камере сгорания и смещение зоны очагов генераторов оксидов азота ближе к оси. Максимальная концентрация оксидов азота, зафиксированная в камере сгорания, снизилась с 350 до 335 мг/м³. Незначительный впрыск воды не повлиял на технико-экономические показатели работы котла, а снижение концентрации оксидов азота в уходящих газах составило 6 мг/м³ при коэффициенте избытка воздуха 1,4.

Максимального снижения выбросов NOx удалось достичь при работе котла на нагрузке 70 МВт и впрыске воды через односopловую центробежную механическую форсунку. Водотопливное соотношение составило 0,08. Плотность орошения, создаваемая данной форсункой, такова, что водяной факел, создаваемый ею, попадает непосредственно в зоны с максимальной скоростью образования оксидов азота, расположенные на радиусах 0,45-0,3 м (зоны II_R – III_R) от оси (рис. 9). До ввода воды в эту область максимальная концентрация оксидов азота достигала значений 332 мг/м³, а температура была 1210-1250 °С. После впрыска, соответственно, в зонах, подверженных непосредственному контакту с водой и отводу от них теплоты на ее испарение, температуры были снижены до 980-1020 °С, а максимально измеренная концентрация составила 101 мг/м³. При текущем водотопливном соотношении влияние на технико-экономические показатели работы котла не выявлено. При коэффициенте избытка воздуха в уходящих газах 1,35 концентрация оксидов азота снижена с 189 до 132 мг/м³.

Опыты по впрыску воды показывают возможность снижения выбросов оксидов азота через штатный разъем для форсунки на низких нагрузках. Эффективность снижения NOx в зависимости от нагрузки и водотопливного соотношения составляет 25-35 %.

За счет интенсивного смесеобразования на нагрузке 95 Гкал/ч удалось осуществить снижение выбросов оксидов азота с помощью контролируемого химического недожога [4, 5]. Коэффициент избытка воздуха в уходящих газах изменялся в диапазоне 1,35–1,01 (рис. 10). Температура уходящих газов со снижением α также снижается со 125 до 117 °С.

Определение влияния режимных факторов на эмиссионные показатели

Потеря теплоты с уходящими газами снижается с 6,5 до 4,8 %. Концентрация СО в уходящих газах изменяется в диапазоне от 0 до 539 мг/м³ при допустимом значении 300 мг/м³, потеря теплоты с химическим недожогом увеличивается с 0 до 0,197 %. КПД котла увеличивается с 92,15 до 93,77 %.

Концентрация оксидов азота увеличивается от 45 мг/м³ при коэффициенте избытка воздуха 1,1 до 121 мг/м³ при коэффициенте избытка воздуха 1,2, это связано с увеличением свободного кислорода в первой и второй зонах активного горения. Далее следует снижение выбросов оксидов азота, и при коэффициенте избытка воздуха 1,34 концентрация составляет 90 мг/м³. Снижение объясняется увеличением объемов воздуха, затрат теплоты на его прогрев и быстрое покидание первой зоны активного горения в камере сгорания. Для нагрузки 95 Гкал

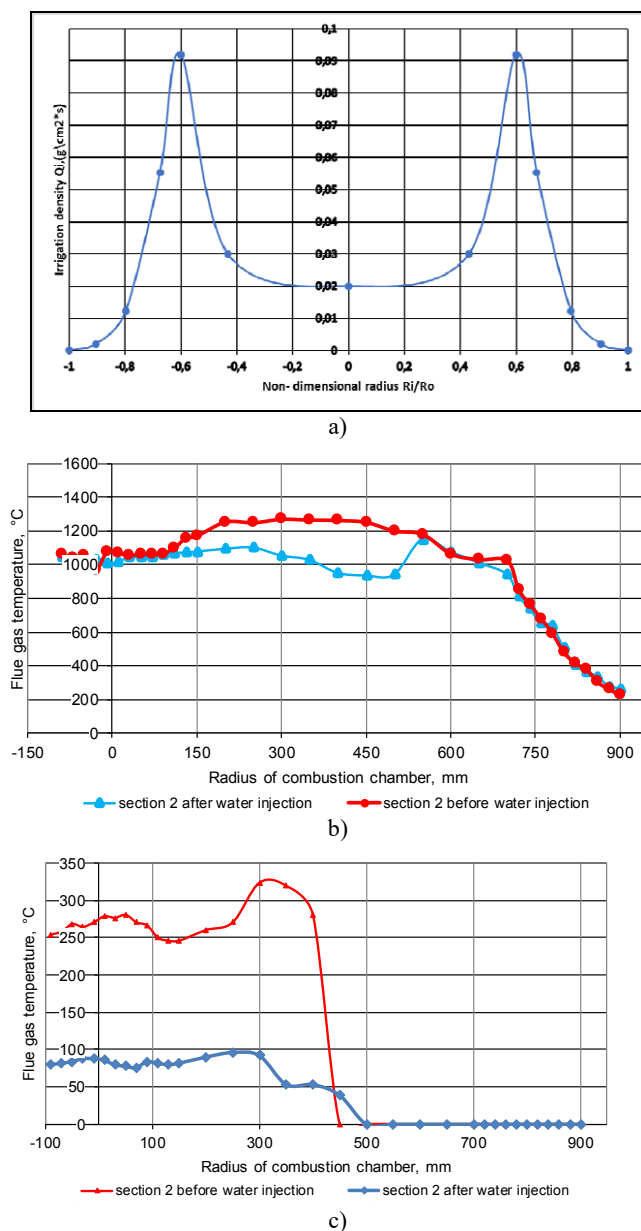


Рис. 9. Плотность орошения и параметры топочного процесса до и после впрыска воды с помощью односопловой форсунки: а – плотность орошения односопловой форсунки; б – изменение температур по радиусу камеры сгорания; с – изменение концентрации оксидов азота по радиусу камеры сгорания

Fig. 9. Irrigation density and combustion process parameters before and after water injection using a single nozzle atomizer: a – irrigation density of a single nozzle atomizer; b – variation a flame temperature along the radius of the combustion chamber; c – concentration of nitrogen oxides variation along the radius of the combustion chamber

коэффициент избытка воздуха 1,06, при этом концентрация CO в уходящих газах составляет 180-195 мг/м³, что не превышает допустимые 300 мг/м³. Удельные выбросы оксидов азота при этом будут равны 78 мг/м³, а КПД котла – 93,58 %.

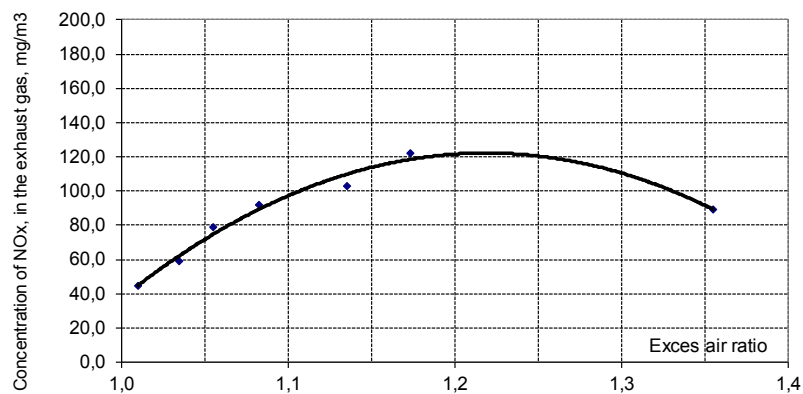


Рис. 10. Влияние коэффициента избытка воздуха в уходящих газах на выбросы оксидов азота

Fig. 10. The influence of the coefficient of excess air ratio in the exhaust gases on the nitrogen oxides emissions

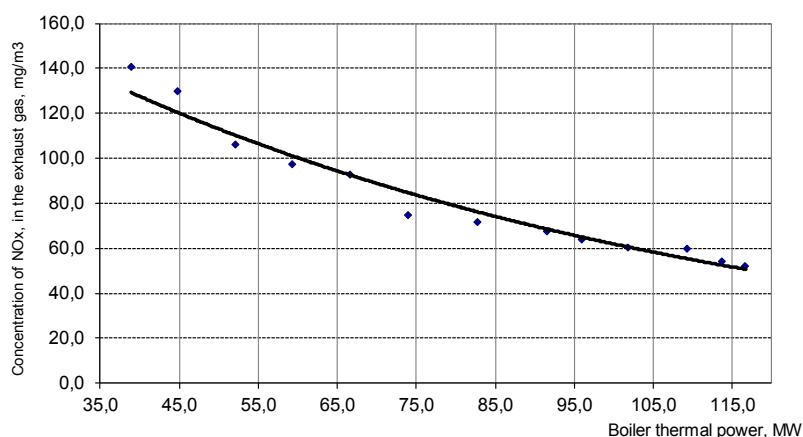


Рис. 11. Зависимость концентрации оксидов азота в уходящих газах при $\alpha = 1,4$ от нагрузки котла КВГМ-100-150МЦ

Fig. 11. The dependence of nitrogen oxides concentration in the exhaust gases at $\alpha = 1.4$ on the load of the boiler KVGM-100-150MC

В процессе испытаний, проводимых на котле КВГМ-100-150МЦ ст.№ 5, была составлена режимная карта малоэмиссионных режимов работы котла. Зависимость концентрации оксидов азота от нагрузки котла приведена на рис. 11. При нагрузках 38-75 МВт был осуществлен впрыск воды в камеру сгорания. Во всем вышеприведенном диапазоне работы котла водотопливное соотношение составляло 0,08. Приведенная концентрация оксидов азота равна 140-76 мг/м³. Помимо впрыска воды в данном диапазоне работы котла проводили сжигание с малыми избытками воздуха. На нагрузках 80-116 МВт котел эксплуатировали на перевернутой циркуляции котла (физический противоток), рассмотренной в [6]. В данном диапазоне нагрузок впрыск воды был прекращен, а в качестве мероприятия для более глубокого снижения выбросов NO_x использовали контролируемый химический недожог. Концентрация оксидов азота снижается с ростом нагрузки с 75 до 47 мг/м³, концентрация оксида углерода в уходящих газах при этом не превышает 300 мг/м³. Следует также отметить, что примененные мероприятия позволяют со-

хранить КПД котла в диапазоне 92,6–94,3 %, наибольший КПД наблюдается при работе котла с реверсом циркуляции.

Для соответствия экологическим требованиям к котельным установкам в соответствии с ГОСТ Р 55173-2012 «Установки котельные. Общие технические требования» при эксплуатации котлов КВГМ-100-150МЦ на нагрузках 45-70 Гкал/ч рекомендуется вводить воду в первую зону активного горения, расположенную в камере сгорания. На нагрузках свыше 70 Гкал/ч появляется возможность применения контролируемого химического недожога, что позволит не только достичь выбросов оксидов азота ниже нормативных в 125 мг/м³, но и повысить КПД котла на 0,5-1,2 %.

Заключение

В результате проделанной работы по снижению выбросов оксидов азота в котлах с воздухоохлаждаемыми циклонно-вихревыми предтопками можно сделать следующие выводы:

1. Предлагаемая технология по сжиганию природного газа в камерах сгорания с воздушным охлаждением обладает всеми признаками многостадийности, что делает ее конкурентоспособной с горелочной технологией.
2. Комбинированный ввод воздуха в ограниченное пространство камеры сгорания дает возможность повысить эффективность смесеобразования и максимально снизить коэффициент избытка воздуха, подаваемого на горение, что на высоких нагрузках позволяет дополнительно получить экологический эффект по снижению выбросов оксидов азота.
3. Комбинированный ввод топлива с возможностью перераспределения во время работы позволяет получить дополнительный эффект по снижению выбросов оксидов азота.
4. На основании проделанной работы подтверждается снижение выбросов оксидов азота с ростом нагрузки на рассматриваемых котлах.
5. На низких нагрузках предлагаемая конструкция циклонно-вихревого предтопка позволяет производить впрыск воды с использованием штатных форсунок.
6. На котлах с воздухоохлаждаемыми камерами сгорания возможно применение классических методов снижения выбросов оксидов азота, таких как ввод влаги в зону активного горения, сжигание с низкими избытками воздуха, контролируемый химический недожог. При этом воздействие осуществляется непосредственно на зону активного горения, ограниченную объемом камеры сгорания. Экологический эффект от примененных мероприятий дает возможность снижения выбросов оксидов азота на 30-80 % без изменения конструкции котла или циклонно-вихревого предтопка.

Список литературы / References

- [1] Штым А.Н., Штым К.А., Дорогов Е.Ю. *Котельные установки с циклонными предтопками*, Владивосток: Изд. дом ДВФУ, 2012. 353 с. [Shtum A.N., Shtum K.A., Dorogov E.Yu. *Boilers with cyclone-vortex pre-furnaces*, Vladivostok, FEPU Publishing house, 2012, 353 p. (in Russian)]
- [2] Лесных А.В., Штым К.А., Соловьева Т.А. Методы снижения эмиссии оксидов азота NO_x при циклонно-вихревом сжигании топлив. *Сборник трудов международной научной конференции молодых ученых и специалистов «Экология энергетики 2017»*. М.: МЭИ, 2017, 24-27 [Lesnykh A.V., Shtum K.A., Solovyova T.A. Nitrogen oxides emissions reduction methods during

cyclone vortex combustion of fuels, Works of the international scientific conference of young scientists and specialists «Energy ecology – 2017» Moscow: MPEI, 2017, 24-27 (in Russian)]

[3] Соловьева Т.А. *Совершенствование процесса сжигания природного газа в котельных установках с циклонными предтопками*, автореф. дис. ... канд. техн. наук. Красноярск, 2017, 20 с. [Solovyova T.A. *Improving the process of natural gas combustion in boilers with cyclone pre-furnaces*, Thesis ... cand. of tech. Sci. Krasnoyarsk, 2017, 20 p. (In Russian)]

[4] Росляков П.В. Современные воздухоохраные технологии на тепловых электростанциях (обзор). *Теплоэнергетика*, 2016, 7, 46-62 [Roslyakov P.V. Modern air protection technologies in thermal power plants (overview), *Thermal Engineering*, 2016, 7, 42-62 (in Russian)]

[5] Росляков П.В., Плешанов К.А., Ионкин И.Л. Оптимальные условия для сжигания топлива с контролируемым химическим недожогом. *Теплоэнергетика*, 2010, 4, 17-22 [Roslyakov P.V., Pleshanov K.A., Ionkin I.L. The optimal conditions for firing fuel with controlled incomplete combustion, *Thermal Engineering*, 2010, 4, 17-22 (in Russian)]

[6] Штым К.А., Соловьева Т.А. Модернизация котлов КВГМ-100-150 на циклонно-вихревое сжигание газа. *Теплоэнергетика*, 2015, 3, 48 [Shtum K.A., Solovyova T.A. Conversion of KVGM-100-150 boilers to cyclone-swirl burning of gas, *Thermal Engineering*, 2015, 3, 48 (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0207

УДК 669.713.7

Calculated Study of the Influence of Overheating Aluminum Melt on the Dynamics the Granulation Process

**Alexander P. Skuratov,
Alexander V. Ivlev and Artem A. Pinykh***
*Siberian Federal University
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 05.12.2019, received in revised form 28.12.2019, accepted 21.01.2020

Abstract. A three-dimensional mathematical model of the solidification process of a liquid metal is considered, taking into account the mobility of the boundaries at which the phase transition is carried out (Stefan boundary value problem). The algorithm of calculation is improved, allowing due to the use of the Dirac δ -function in determining the effective heat capacity to take into account the nonlinearity of the equation of unsteady thermal conductivity and the heat of the phase transition. A numerical study of heat transfer during solidification of lead-containing aluminum melt droplets in air and water is carried out. The influence of droplet size and melt overheating on the solidification dynamics of granules has been studied. An approximate ratio based on the square root law is proposed, taking into account the amount of overheating of the liquid phase and linking the thickness of the formed solid phase with the duration of the granulation process.

Keywords: numerical and approximate solution, aluminum melt, granulation, solidification dynamics, droplet size and overheating.

Citation: Skuratov A.P., Ivlev A.V., Pinykh A.A. Calculated study of the influence of overheating aluminum melt on the dynamics the granulation process, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 84-93. DOI: 10.17516/1999-494X-0207

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: a.skuratov@mail.ru

Расчетное исследование влияния перегрева алюминиевого расплава на динамику процесса гранулирования

А.П. Скуратов, А.В. Ивлев, А.А. Пьяных
Сибирский федеральный университет
Российская Федерация, Красноярск

Аннотация. Рассмотрена трехмерная математическая модель процесса затвердевания жидкого металла, учитывающая подвижность границ, на которых осуществляется фазовый переход (краевая задача Стефана). Усовершенствован алгоритм расчета, позволяющий при использовании δ -функции Дирака при определении эффективной теплоемкости, учитывать нелинейность уравнения нестационарной теплопроводности и теплоту фазового перехода. Проведено численное исследование теплообмена при затвердевании капель содержащего свинец алюминиевого расплава в воздушной и водяной среде. Изучен характер влияния размера капель и перегрева расплава на динамику затвердевания гранул. Предложено основанное на законе квадратного корня приближенное соотношение, учитывающее величину перегрева жидкой фазы и связывающее толщину образующейся твердой фазы с длительностью процесса гранулирования.

Ключевые слова: численное и приближенное решение, алюминиевый расплав, гранулирование, динамика затвердевания, размер и перегрев капель.

Цитирование: Скуратов, А.П. Расчетное исследование влияния перегрева алюминиевого расплава на динамику процесса гранулирования / А.П. Скуратов, А.В. Ивлев, А.А. Пьяных // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 84-93. DOI: 10.17516/1999-494X-0207

Introduction

Traditional automatic aluminum alloys of the Al-Cu-Mg and Al-Mg-Si systems use ligatures containing fusible elements-lead or lead together with bismuth. Obtaining such ligatures with immiscible components in the liquid state (Al and Pb) is associated with a number of technological difficulties. In particular, due to the significant difference in the density and melting temperature of these metals, it is not possible to obtain a uniform distribution of lead in the aluminum melt by simply cooling it. Therefore, it is most preferable to obtain ligatures in the form of granules obtained by rapidly cooling the melt.

In the project [1] the recommended ligature production of aluminium alloys consisted with 15% of plumbum in the granules with diameters no more than 4...6 mm, enabling to get its attachments' dimensions in the ligature, which don't exceed 30 mkm. It's considered that if highly concentrated melts with determined structure are needed it is necessary to overheat the melt to 100...150 K above the critical point on the curve of delamination of elements. This particular regime provides full dissolving and upcoming fast speeding crystallisation of the plumbum.

Structurally-oriented design and determination of the operating mode of an industrial plant for the production of ligature in granulators with an equilibrium distribution of lead requires a detailed study of the process of droplet crystallization of the melt using mathematical models implemented on the basis of modern software systems. However, there is a need to develop simplified engineering models

of the crystallization process. In this case, when solving a specific granulation task, the designer or production Manager can give an approximate rapid assessment of the process dynamics, which will significantly reduce labor costs and time.

Mathematical solidification process simulation of a melted drip linked with the analysis of thermal conductivity objectives with consideration of moving borders where the phase transfer occurs. Mathematical models of specified processes represent nonlinear boundary-value thermal conductivity problem with the abruptness of the temperature gradient of the phases failure front. All these tasks can be determined as “Stefan’s problems”. The difficulty in the solution of Stefan’s problems lies in the fact that thermal calculations of heating and cooling metal must consider the value of thermophysical characteristics of liquid and solid phases, also their complex heat exchange with the environment. Boundary value problem nonlinear structure connected with the processes of heat-and-mass transfer focused in both equations (internal nonlinearity) and boundary conditions equations (external nonlinearity).

For the first time, the definition of the Stefan problem and its solution were investigated in the classical paper on liquid freezing [2, 3]. When the solution was obtained from a task by authors the principle of self-similarity was implemented, i.e. data of differential equations in partial derivatives to ordinary differential equations were used. The main property of self-similar decisions is that the front of phase changes moves under the law of a square root from time. Later this approach was applied to more complicated tasks by Stefan, domestic and foreign mathematicians. The range of the tasks solved by using this principle is very narrow, but in the theoretical plan, they are of great value as precise solutions to Stefan’s problems.

The most common solution for Stefan’s problems was received by F. Neumann which is considered as standard. The solution is received here for a semi-restricted area which at the initial moment is filled with a liquid phase with the fixed temperature. For the linear heat flux, the solution is found in the form of a tabulated function of mistakes, often appearing in problems of heat conductivity.

In a number of works, the variation method of Biot is used, it based on the introduction of a thermodynamic equivalent of a Lagrange function in mechanics related to a concept of a thermal layer where the profile of temperature is approximated by a power function is applied to the solution of Stefan’s problem. The solving methods which are used: method of serial change of stationary phases; the methods based on representation of the final decision in the form of power series; methods based on the system of ordinary differential equations; reductions by means of a potential theory to integral equations; integral method; method of small parameter; quadrature decisions [4-6]. It should be noted that a big contribution from domestic scientists to development of methods of approximate calculation of hardening of mould pieces was done whose detailed analysis is provided in [2].

Of particular interest is the method developed in recent years “thermal quasi-stationary approximation” to the study of heat transfer processes with relative frame boundaries of phase transformations [7]. This method is based on the construction of asymptotics. Therefore, the nature of the exact composite solution of the problem can be judged by its asymptotic expansion, taking into account some extreme parameters of the process.

For the heat conductivity problems with the relative frame front of phase changes, one of the most efficient methods is the numerical method realized on the (electronic) computers. Various researchers

propose solutions with the application of both apparent, and implicit schemes, “bound” to the relative frame front. “Binding” is made with a use of a method of rhythmic steps and “catching” of the front in a knot of a grid [8]. However, most of the numerical solution of Stefan’s problem the method of grids was widely adopted [5, 6, 8]. Along with questions about the creation of the solution of Stefan’s problems, its resolvability issues are important. The decision problem of a quasistationary task of the Stefan is substantially studied in works [8, 9]. Along with method of grids, big distribution in solvers of potent software products (for example, Star-CD, Ansys, Procast) was received by finite element methods and control volume.

In the finite element method, the domain in which the solution of differential equations is sought is divided into a finite number of subzones (elements). Coefficients of approximating functions are usually searched from the condition of equality of values of neighboring functions on the boundaries between elements (in clusters). From the point of view of computational mathematics, the idea of this method is that the minimization of the function of the variational problem is carried out on a set of functions, each of which is defined on a subdomain.

The method of control volume is successfully applied to an integration of the generalized equation of a mass heat transfer, including calculation of a gradient of size, sampling of a diffusion term, a sampling of a convective member, creation of a system of the algebraic equations. The method of control volumes has clear physical interpretation. The calculated area is divided into a finite number of control volumes in which barycentres nodal points have. Differential equations of conservation laws of weight, energy, a momentum integrate on each volume. Calculate integrals, being set by patch profiles of change of weight, energy, a momentum between nodal points. The method of control volumes allows, on the one hand, to solve parabolic, hyperbolic and elliptic problems, and with another – to use adaptive grids.

Earlier we developed the mathematical model of heat exchange in a twodimensional axisymmetric statement with the use of a numerical method of control volume on the basis of the Star-CD software product. The description of the mathematical formulation of the problem, which is a system of differential equations of continuity, conservation of momentum and conservation of energy, is presented in detail in [10]. As a result of carrying out a series of the numerical experiments necessary cooling rate of drops was determined by a research of a thermal condition of drops of a lead-bearing aluminum melt of various size in the course of their cooling in an aqueous medium at the fixed reference temperature of a melt.

In this paper, the algorithm for accounting for nonlinearity in the equations of transient thermal conductivity is refined, which allows for a numerical analysis of the influence of overheating of lead-containing aluminum melt droplets on their granulation process and to make the necessary adjustments to the approximate solution of the Stefan problem.

Mathematical model of the process

In general case Stephan’s problems can be considered as a problem of interfacing several temperature fields with special conditions on movable boundaries S_i between them with defined boundary conditions. The temperature field of each i phase is defined by three dimensional differential equation of conductivity, where boundary coordinates satisfy the condition: $S_{i-1} < (x, y, z) < S_i$, $i = 1, 2, \dots, m$.

If consider the task for two phases, the equation of Stephan's problems on the boundary with thermal balance looks like this (indexes 1 and 2 refer to solid and liquid phase):

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \Big|_{x=\xi} - \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \Big|_{x=\xi} = L\rho \frac{d\xi}{d\tau}. \quad (1)$$

Here λ_1 and λ_2 are the thermal-conductivity coefficients of solid and liquid phase, (W/(m·K)); L – hardening heat, kJ/kg; ρ – phase density, kg/m³; ξ – moving boundary (m) to the equivalent of τ , sec.

Thus, heat balance realisation requires heat $L\rho d\xi$ to be equal to the difference to a quantity of heat which passed through borders $\xi - x_1$ and $\xi - x_2$. Also, heat spreading problem with the existence of phase transition and knowledge of the boundary phase speed comes down to solving a set of equations.

$$\frac{\partial T_1}{\partial \tau} = a_1 \frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2}, \quad 0 \leq x \leq \xi; \quad \frac{\partial T_2}{\partial \tau} = a_2 \frac{\partial^2 T_2}{\partial x^2}, \quad 0 \leq x \leq \infty. \quad (2)$$

Here a_1 and a_2 are the thermal diffusivity coefficients for solid and liquid phases, respectively, m²/sec.

In classical Stephan's problems, model crystallisation process with a constant temperature of the phase transition is considered T_c – const. Fluid mass $x > 0$ is restricted from one side with the plane $x = 0$. At the initial moment, $\tau = 0$ liquid possesses constant temperature T_0 . On the surface of $x = 0$ the temperature remains unchanged ($T(0, \tau) = T_s$ – const.). If $T_s < T_c$, then the boundary condition of crystallisation $x = \xi$ gets into a depth of liquid. The equations (2) are supplemented with boundary conditions: $T_1 < T_s$ at $x = 0$; $T_2 = T_0$ at $\tau = 0$. Furthermore, condition (1) is applied on the crystallisation border (at $T_1 = T_2 = T_c$ and $x = \xi$).

The given crystallisation solution values as limited nonlinear boundary problem, thermal characteristics and density are piecewise constant within each phase. And thermal capacity at $T = T_c$ adopts infinitely big value, and phase changes occur instantly.

In Fig. 1 the accepted scheme of calculated area of hardening of drops of a melt at their driving is provided in an air and aqueous medium according to which the mathematical model of heat exchange of process of granulation is constructed. In a mathematical model process of crystallization at the fixed transition temperature of heat transfer is considered T_c – const. Therefore Stefan's condition on a demarcation of two phases (1) concerning the radius of a drop of R will be written as:

$$\rho L \frac{\partial \xi}{\partial \tau} = \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \quad \text{when } r = \xi; \quad T(\xi, \tau) = T_c = \text{const}. \quad (3)$$

Thus, in the accepted two-phase calculated area Ω , divided into two subareas (fluid Ω^- and solid Ω^+), on the border of $S(\tau)$ between them according to a condition (3) there is a rupture of a heat flux at the crystallization temperature of T_c (see Fig. 1). At the same time, the position of the displacement boundary $S(\tau)$ during hardening is clearly absent in the mathematical model, but is determined by the accepted condition $T = T_c$. According to [9] it the condition in the equation of energy is implemented with use by a δ -delta-function of Dirac when determining the size of efficient thermal capacity c_{eff} (T). Then in case of $T_{\text{sol}} - T_{\text{lig}} - T_c$ the shopping malls of the equation considering the warmth of phase change concentrated on the border by $S(\tau)$ take the following form [10, 11]:

$$c_{eff}(T) = c_p(T) + L\delta(T - T_c). \quad (4)$$

Here δ -function receives values

$$\delta = \begin{cases} 0, & T > T_c \\ 1, & T < T_c \end{cases}. \quad (5)$$

It is visible that in the mathematical model the quasistationary Stephan's problem characterized by the fact that in each separate subarea Ω^- and Ω^+ the thermal field is described by a differential equation of a transient heat conduction with internal sources of warmth is accepted. At the same time, the border of phase change is not mobile and unknown. In an axisymmetric frame, this equation takes a form

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial T}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + f, \quad (6)$$

where c is the specific heat, kJ/kg; f is the power of internal thermal emission, W/m³.

The equation (6) is a quasilinear parabolic second-kind equation as all coefficients in this equation are dependent on temperature. The environment of a particle was accepted by the homogeneous, i.e., coefficients in the equation (6) are functions only of temperatures.

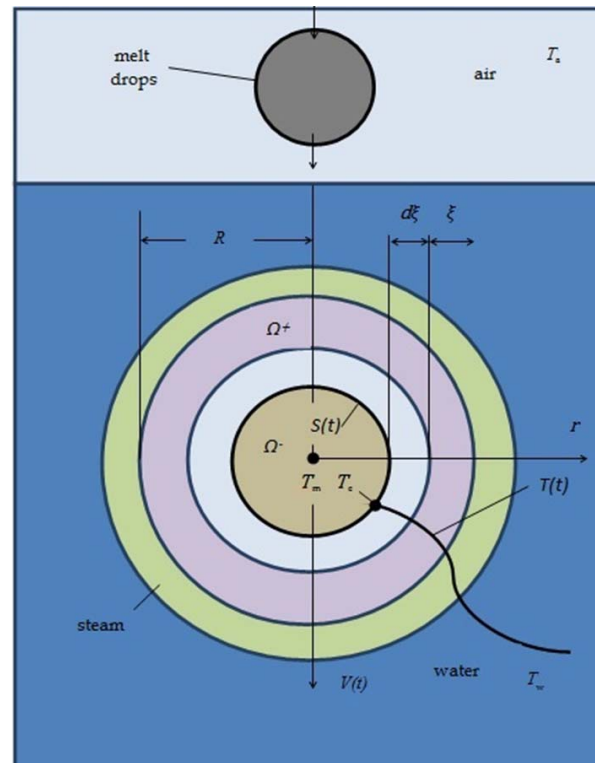


Fig. 1. Scheme of calculated area of hardening of drops of a melt when driving in an air and aqueous medium: R – drop radius; Ω^- and Ω^+ – subareas respectively fluid (melt) and solid (crust); ξ – thickness of the hardened crust; $S(t)$ – border of phase change; $v(t)$ – travelingspeed of a drop; T_a , T_w , T_m , T_c and $T(\tau)$ – the temperature of air, water, melt, crystallization and at a given time, respectively

An important result of the solution of the simplified version of Stefan's problems is receiving the simple ratio between the thickness of a solid crust and a cooling-off period which received the name "law of a square root" [2]:

$$\xi = K_s \sqrt{\tau}, \quad (7)$$

where ξ is the thickness of a solid crust of metal; τ is the time; K_s is the coefficient of a speed of a crystallization (solidification constant), $\text{mm}/\tau^{0.5}$.

In engineering practice, the ratio (7) allows making a quick approximate assessment of thickness of a solid crust of metal in the course of its hardening. However, determination of the coefficient of K_s is very difficult task. For some well-studied hardening processes, it is received empirically. Specification of the law of a square root is possible on the basis of the composite mathematical models. At the same time using possibilities of numerical methods and the modern software products, it is possible to consider and analyse influence practically of all factors accompanying metal hardening process.

Results and discussion

The main factor influencing the dynamics of solidification of melt droplets in an aqueous medium in the production of granules of a fixed size is its initial heating. In the theory of solidification of castings in order to approximate the model of solidification to real conditions, various modifications of the square root law (7) associated with the correction of the value of K_s on the basis of empirical material have been widely used. However, from the point of view of practical use, they are not universal because of the significant, often insurmountable difficulties associated with determining the correction factors in the law of promotion of hard crust for each specific casting case. At the same time, the construction of an adequate approximate method for calculating the kinetics of crust growth taking into account the degree of overheating is associated with two key factors: the dynamics of heat exchange (changes in the heat transfer coefficient) in the system and the nature of the heat dissipation of the liquid phase overheating.

A calculated study of heat transfer in the process of granulation in an aqueous medium of melt droplets of composition Al-15% Pb (by weight) with a diameter of 4.5 was carried out...7.5 mm. The rate of solidification of the granules was estimated by the value of the initial overheating of the T_m melt up to 1473 K. The temperature of the cooling water is $T_w - 288$ K. Note that the high value of the melt overheating adopted in the calculations is associated with a wide range of immiscibility temperatures of the liquid phase of the Al-Pb system [11].

The nature of the influence of the initial overheating of the melt on the solidification process of aluminum melt droplets is established. It was found that with increasing melt overheating, the rate of solidification decreases and practically does not depend on the size of the studied droplets (Fig. 2). The rate of formation of the solid phase in the initial stage is linear, and in the other-close to the parabola (Fig. 3).

In Fig. 4 the obtained dependence of the solidification constants of melt droplets with a diameter of 6 mm on the value of their overheating T_m is given. As can be seen, the nature of the dependence is close to linear and, according to calculations, the ΔK_s for the studied temperature range is on average $0.005 \text{ mm/sec}^{0.5}$ on the 1 K to ΔT_m .

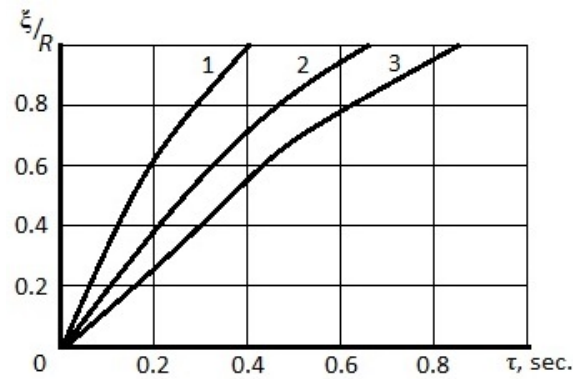


Fig. 2. Dependence of the relative thickness of the hardened crust ξ/R of the melt droplet of different sizes on the time of movement in water τ : 1, 2 and 3 – droplet diameter 4.5; 6.0 and 7.5 mm

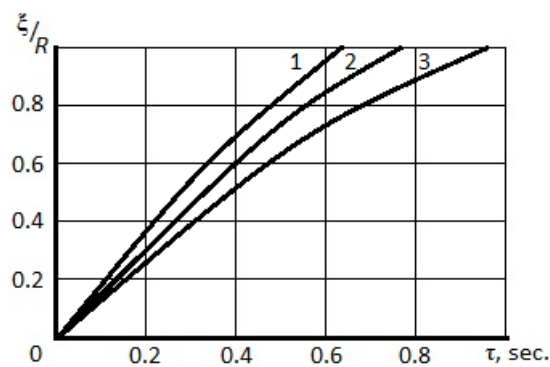


Fig. 3. Dependence of the relative thickness of the hardened crust ξ/R on the overheating temperature of the melt droplet T_m with a diameter of 6 mm: 1, 2 and 3 – 1373, 1423 and 1473 K

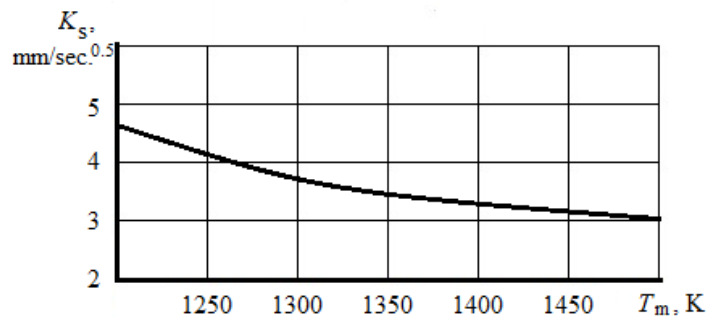


Fig. 4. Dependence of the coefficient of the rate of crystallization of a drop of melt K_s with a diameter of 6 mm on the temperature of its overheating T_m

Thus, an approximate engineering assessment of the solidification dynamics of lead-containing aluminum granules, taking into account their overheating, can be made on the basis of the following ratio:

$$\xi = [5.9 - (0.005\Delta T_m)\sqrt{\tau}]. \quad (8)$$

Here ξ is the thickness of the hard crust of a metal drop with radius R (provided that $\xi \leq R$), mm; τ is the duration of the solidification process, sec.; ΔT_m is the temperature overheating (provided that $T_m > 1.015T_c$), K.

Conclusions

1. In the numerical model developed earlier the algorithm of calculation of process of solidification of liquid metal is improved, allowing to consider mobility of borders and heat of phase transition, nonlinearity of the equation of unsteady thermal conductivity.

2. As a result of numerical studies, the character of the influence of droplet size and overheating of lead-containing aluminum melt on the dynamics of solidification of granules in air and water is established.

3. The coefficient of crystallization rate (solidification) during granulation of melt droplets in a wide range of their overheating is determined.

4. An approximate ratio is proposed that takes into account the amount of overheating of the liquid phase and connects the thickness of the formed solid phase with the duration of the granulation process.

References

- [1] Babkin V.G., Skuratov A.P., Cherepanov A.I., Pinykh A.A. Model operation of thermal processes when casting granules of high-concentrated alloys of the Al-Pb-Bi system and optimization of their structure, *Aluminium of Siberia*, 2008, 284-291 (in Russian).
- [2] Samoylovich Yu.A., Timoshpolsky V.I., Trusova I.A., Filippov V.V. Steel ingot. Vol. 2. *Harening and cooling*, Minsk, Belarusian science, 2000, 637 p. (in Russian).
- [3] Muchnik G.F., Rubashov I.B. *Methods of the theory of heat exchange. P.I. Heat conductivity: studies. a grant for technical colleges*, M., The higher school, 1970, 288 p. (in Russian).
- [4] Karslou X.S., Eger D.K. *Teploprovodnost of solid bodies*, M., Science, 1964, 488 p. (in Russian).
- [5] Rikhtmayer R., Morton K. *Difference methods of solution of boundary value problems*, M., The World, 1972, 418 p. (in Russian).
- [6] Saul'yev V.K. *Integration of the equations of parabolic type by the method of grids*, M., Fizmatgiz, 1960, 324 p. (in Russian).
- [7] Salomatov V.V. *A non-linear heat mass transfer – a basis of the modern energy-saving technologies of the steel hire complex: the monograph*, Novosibirsk, NGTU publishing house, 2005, 464 p. (in Russian).
- [8] Samarsky A.A., Vabishchevich P.N. *Computing heat transfer*, M., Editorial of URSS, 2003, 784 p. (in Russian).
- [9] Zeldovich Ya.B., Myshkis A.D. *Elements of applied mathematics*, M., Science, 1972, 592 p. (in Russian).
- [10] Skuratov A.P., Pinykh A.A. Heat exchange when granulation lead-bearing aluminum alloys in an aqueous medium, *The thermal physics and an aeromechanics*, 2012, 19 (2), 155-162.

[11] Ivlev A.V., Skuratov A.P., Ivlev M.V. Approximate solution of the Stefan problem in the solidification of a metal melt droplet, *Process Management and Scientific Developments: materials of the international conference (Birmingham, United Kingdom, November 30, 2019)*. Birmingham, UK, 2019, 2, 140-146.

DOI: 10.17516/1999-494X-0188

УДК 621.822.172

Assessment of Hydrostatic Temperature Conditions Machine Plate Supports

**Almokhammad A. Mokhammad,
Evgeny A. Sorokin and Maksim V. Brungardt***
*Siberian Federal University
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 15.07.2019, received in revised form 09.08.2019, accepted 12.10.2019

Abstract. The working fluid temperature in the hydrostatic support system of the metal working machine plate is determined as a function of the drive operation time under different operating conditions. Temperature deformations of parts, units and assemblies of metal cutting machines are greatly influenced by the temperature of hydraulic drive working fluid, so the issues of optimization of working fluid temperature are given more attention.

Experimental studies of the operating fluid temperature of the hydraulic support system of the faceplate and parameters affecting its changes were carried out under conditions close to operational conditions. Parts of different mass (0.5-3.8 t) were processed at different speeds of plate rotation.

Keywords: metal cutting machine, plate support, hydraulic drive operating fluid temperature.

Citation: Mokhammad A.A., Sorokin E.A., Brungardt M.V. Assessment of hydrostatic temperature conditions machine plate supports, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 94-99. DOI: 10.17516/1999-494X-0188

Оценка температурного режима гидростатических опор планшайбы станка

А.А. Мохаммад, Е.А. Сорокин, М.В. Брунгардт
*Сибирский федеральный университет
Российская Федерация, Красноярск*

Аннотация. Определены зависимости температуры рабочей жидкости в системе гидростатических опор планшайбы металлообрабатывающего станка от времени работы привода в различных эксплуатационных условиях.

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: maxbrung@gmail.com

Определены зависимости температуры рабочей жидкости в системе гидростатических опор планшайбы металлообрабатывающего станка от времени работы привода в различных эксплуатационных условиях. Рассмотрены возникающие деформации узлов и агрегатов станков от тепловых воздействий рабочей жидкости гидропривода. Экспериментально исследованы температуры рабочей жидкости в гидростатических опорах планшайбы при обработке заготовок от 0,5 до 3,5 т.

Ключевые слова: металлорежущий станок, опора планшайбы, температура рабочей жидкости гидропривода.

Цитирование: Мохаммад, А.А. Оценка температурного режима гидростатических опор планшайбы станка / А.А. Мохаммад, Е.А. Сорокин, М.В. Брунгардт // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 94-99. DOI: 10.17516/1999-494X-0188

На температурные деформации деталей, узлов и агрегатов металлорежущих станков большое влияние оказывает температура рабочей жидкости гидропривода, поэтому вопросам оптимизации температуры рабочей жидкости уделяют большое внимание [1].

Экспериментальные исследования температуры рабочей жидкости системы гидростатических опор планшайбы и параметров, влияющих на ее изменения, проводили в условиях, близких к эксплуатационным. Производили обработку деталей различной массы (0,5-3,8 т) на разных скоростях вращения планшайбы.

Для измерений воздействующих параметров и параметров функций отклика применяли как штатные (установленные на станке), так и дополнительные средства измерения. Измерения проводили в течение 12 ч. В начале измерений (в начале рабочей смены) температура рабочей жидкости равнялась температуре окружающего воздуха. Показания манометрического термометра регистрировали визуально. Выносной датчик термометра, имеющий длину 500 мм, был опущен в гидравлический бак (рис. 1) через заливную горловину и находился примерно на одинаковом расстоянии от верхней и нижней стенок бака.

В начале исследований в баке вместимостью 250 л в качестве рабочей жидкости находилось масло индустриальное И-20 в объеме 200 л. Вязкость масла составляла 22 сСт при 50 °С,

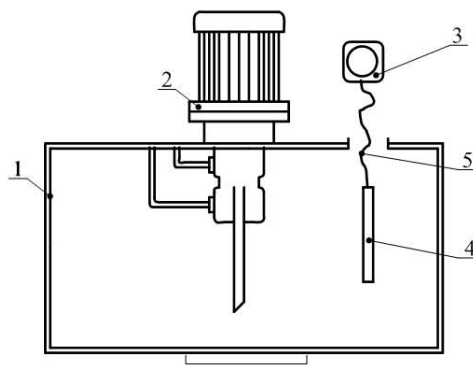


Рис. 1. Схема измерения температуры: 1 – бак; 2 – насосная установка; 3 – манометрический термометр; 4 – выносной датчик; 5 – гибкая соединительная трубка

Fig. 1. Scheme of measurement of temperature: 1 – tank; 2 – pumping plant; 3 – manometric thermometer; 4 – portable sensor; 5 – flexible connecting tube

плотность – 885 кг/м^3 . По проведению всех необходимых замеров часть масла из бака была отобрана и добавлено масло И-40 для увеличения вязкости рабочей жидкости. После добавления вязкость масла составила 28 сСт при 50°C , плотность осталась прежней – $885 \pm 1 \text{ кг/м}^3$.

Температура поверхности планшайбы регистрировалась одновременно с температурой рабочей жидкости для более точного определения разницы температур нижней части планшайбы, омываемой рабочей жидкостью, и верхней частью, рассеивающей тепло в окружающее пространство. При черновой обработке детали и низкой скорости вращения планшайбы температуру поверхности замеряли контактным термометром HD8464H “Borletti” непосредственно при вращении, а при чистовой обработке и, соответственно, большей скорости вращения, планшайбу приходилось останавливать и снова запускать после проведения замеров.

Величину гидростатической подушки (всплытие планшайбы) замеряли индикатором часового типа.

Скорость вращения планшайбы контролировали по индикации числового программного устройства “Bosch Alfa-2”.

Изменению температуры рабочей жидкости системы гидростатических опор способствует изменение нескольких факторов. К таким факторам относятся: рабочее давление в системе, вязкость рабочей жидкости, масса обрабатываемой детали, скорость вращения планшайбы [2-5].

По результатам замеров параметров при проведении экспериментальных исследований были построены графики зависимостей температуры рабочей жидкости от вышеперечисленных факторов.

Зависимости, показанные на рис. 2, получены при скорости вращения планшайбы 6 об/мин, вязкости рабочей жидкости – 22 сСт и массе обрабатываемой детали 3800 кг.

Зависимости на рис. 3 получены при рабочем давлении в системе 19 кг/см^2 , вязкость рабочей жидкости 22 сСт, скорость вращения планшайбы 6 об/мин.

Зависимости на рис. 4 получены при рабочем давлении в системе 19 кг/см^2 , скорость вращения планшайбы 6 об/мин, масса обрабатываемой детали 3800 кг.

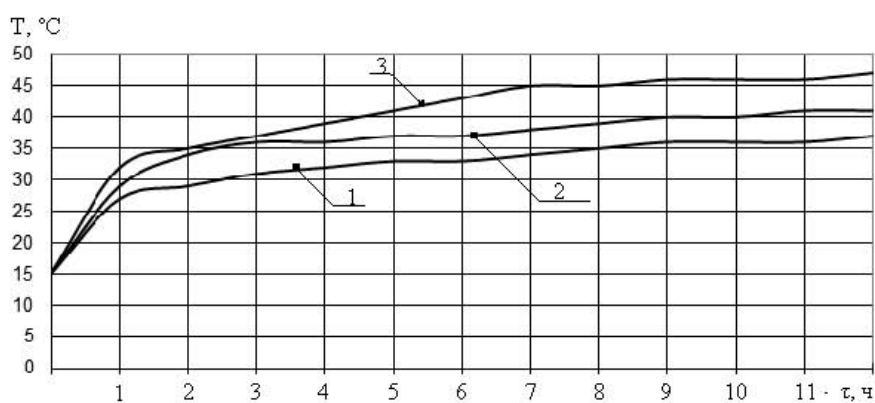


Рис. 2. График зависимости температуры рабочей жидкости от времени при различных значениях давления: 1 – 19 кг/см^2 ; 2 – 24 кг/см^2 ; 3 – 28 кг/см^2

Fig. 2. The schedule of dependence of temperature of a hydraulic medium from time at various values of pressure: 1 – 19 kg/cm^2 ; 2 – 24 kg/cm^2 ; 3 – 28 kg/cm^2

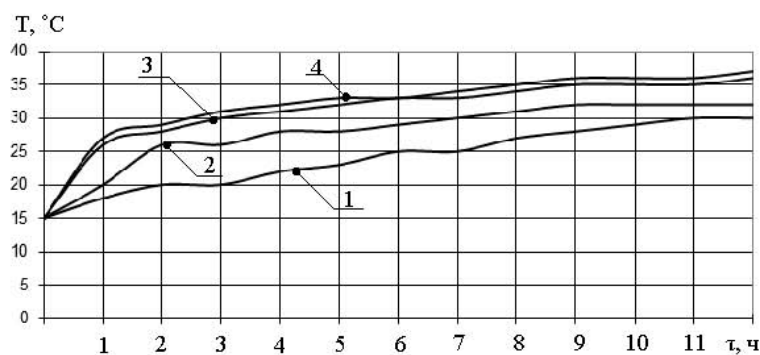


Рис. 3. График зависимости температуры рабочей жидкости от времени при различных значениях массы деталей: 1 – без детали; 2 – 500 кг; 3 – 2000 кг; 4 – 3800 кг

Fig. 3. The schedule of dependence of temperature of a hydraulic medium from time at various values of mass of details: 1 – the detail is absent; 2 – 500 kg; 3 – 2000 kg; 4 – 3800 kg

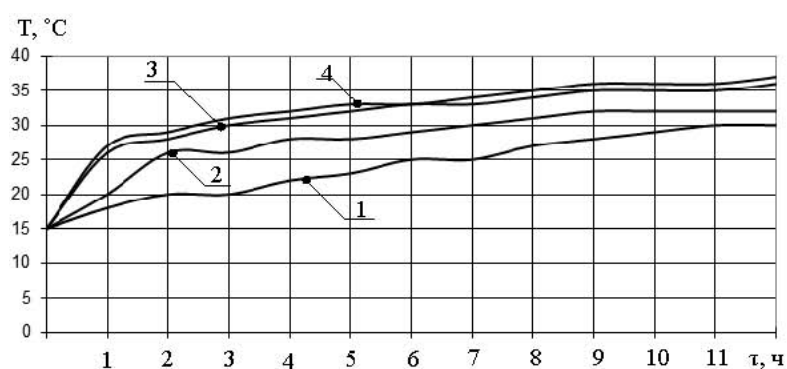


Рис. 4. График зависимости температуры рабочей жидкости от времени при различных значениях вязкости: 1 – без детали; 2 – 500 кг; 3 – 2000 кг; 4 – 3800 кг

Fig. 4. The schedule of dependence of temperature of a hydraulic medium from time at various values of viscosity: 1 – the detail is absent; 2 – 500 kg; 3 – 2000 kg; 4 – 3800 kg

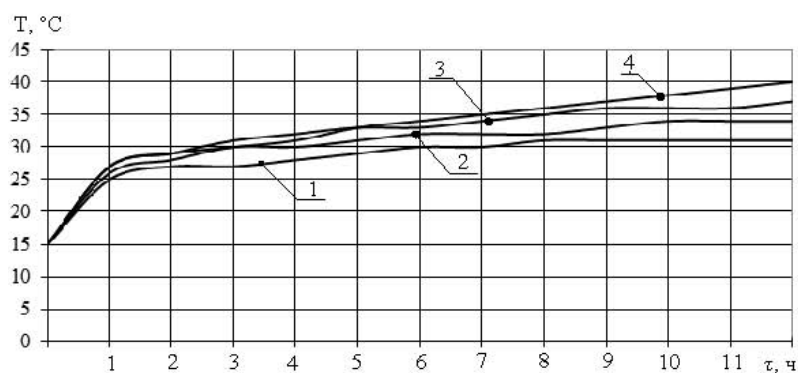


Рис. 5. График зависимости температуры рабочей жидкости от времени при различных числах оборотов планшайбы: 1 – 4 об/мин; 2 – 6 об/мин; 3 – 11 об/мин; 4 – 20 об/мин

Fig. 5. The schedule of dependence of temperature of a hydraulic medium from time at various ranges of speeds of the faceplate: 1 – 4 rpm; 2 – 6 rpm; 3 – 11 rpm; 4 – 20 rpm

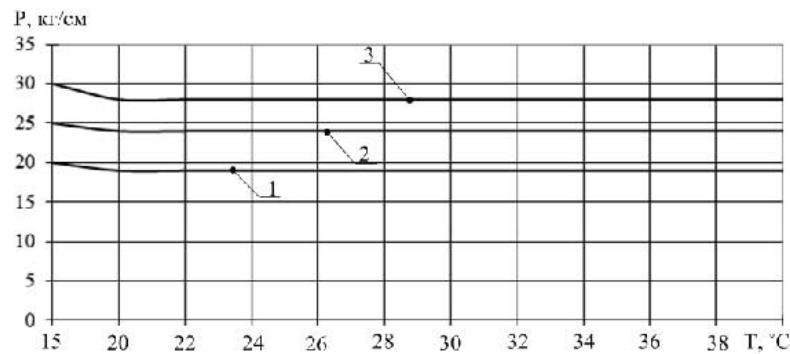


Рис. 6. График зависимости падения рабочего давления от температуры рабочей жидкости при различных значениях массы деталей: 1 – $P = 20 \text{ кг/см}^2$; 2 – $P = 25 \text{ кг/см}^2$; 3 – $P = 30 \text{ кг/см}^2$

Fig. 6. The schedule of dependence of falling of working pressure on temperature of a hydraulic medium at various values of mass of details: 1 – $P = 20 \text{ kg/cm}^2$; 2 – $P = 25 \text{ kg/cm}^2$; 3 – $P = 30 \text{ kg/cm}^2$

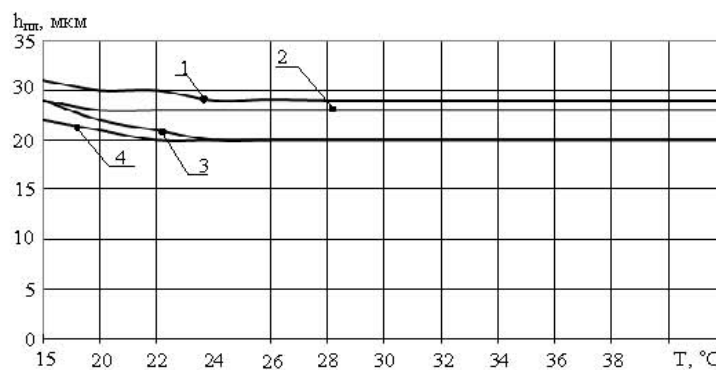


Рис. 7. График зависимости всплывания планшайбы от температуры рабочей жидкости: 1 – без детали; 2 – 500 кг; 3 – 2000 кг; 4 – 3800 кг

Fig. 7. Schedule of dependence of emersion of the faceplate on temperature of a hydraulic medium: 1 – without detail; 2 – 500 kg; 3 – 2000 kg; 4 – 3800 kg

Во время черновой обработки детали частота вращения составляла 4 и 6 об/мин, а во время чистовой обработки – 11 и 20 об/мин соответственно (рис. 5). Масса обрабатываемой детали 3800 кг, рабочее давление в системе 19 кг/см², вязкость рабочей жидкости 22 сСт.

Зависимости, показанные на рис. 6, получены при трех значениях давлений – 20, 25 и 30 кг/см². Вязкость рабочей жидкости составила 22 сСт, масса обрабатываемой детали 3800 кг/см², скорость вращения планшайбы 6 об/мин.

Зависимости, показанные на рис. 7, получены при рабочем давлении в системе 19 кг/см² и вязкости рабочей жидкости 22 сСт.

Анализ зависимостей, предоставленных на рис. 2-5, показывает, что температура рабочей жидкости существенно зависит от давления в системе и вязкости и в меньшей степени – от массы и скорости вращения планшайбы.

Падение рабочего давления незначительно, происходит в первоначальный момент времени работы системы гидростатических опор и влияния на характер изменения температуры рабочей жидкости не оказывает. Температура рабочей жидкости также практически не влияет на величину всплытия планшайбы.

Список литературы / References

[1] Бушуев В.В., Цыпунов О.К. Тепловые явления в гидростатических опорах. *Станки и инструмент*, 1987, 11, 27-29 [Bushuev V.V., Tsypunov O.K. Thermal phenomena in hydrostatic bearings, *J. Machines and tool*, 1987, 11, 27-29 (in Russian)]

[2] Бушуев В.В., Цыпунов О.К., Федоров А.И. Гидростатические шпиндельные опоры тяжелых расточных станков. *Станки и инструмент*, 1984, 12, 12-15 [Bushuev V.V., Tsypunov O.K., Fyodorov A.I. Hydrostatic spindle bearings of heavy boring machines, *J. Machines and tool*, 1984, 12, 12-15 (in Russian)]

[3] Брунгардт М.В. и др. Численное исследование переходных процессов в самоустанавливающейся адаптивной гидростатической опоре. *Технология машиностроения*, 2016, 2, 49-53 [Brungardt M.V. et al. Numerical transient study in self-adjusting adaptive hydrostatic bearing, 2016, 2, 49-53 (in Russian)]

[4] Марусич К.В. Прогноз температурных перемещений станков, работающих в условиях переменных тепловых режимов. *Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты)*, 2011, 4, 74-77 [Marusich K.V. Forecast of temperature movements of machines operating under conditions of variable thermal conditions, *Metal processing (technology, equipment, tools)*, 2011, 4, 74-77 (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0208

УДК 624.011

Calculation Features of Trapezoidal Combined Ribbed Slabs on Wooden Frame

**Viktor I. Zhadanov^{*a},
Ivan S. Inzhutov^b and Dmitrij A. Ukrainchenko^a**

*^aOrenburg State University
Orenburg, Russian Federation*

*^bSiberian Federal University
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 18.11.2019, received in revised form 25.12.2019, accepted 21.01.2020

Abstract. The article describes the features of design and calculation of ribbed slabs on wooden frame with trapezoidal plan, where the cover is included in the general work of the structure on operational loads. The field of possible application of the investigated elements is shown. The features of trapezoidal slab design are described. The main provisions of the proposed method of the considered structures class calculation are reflected. The formula dependencies of trapezoidal slabs calculation on deformations have been determined due to the use of the calculation method of structures that consist of different module materials; the outcomes of previous numerical studies carried out by the authors of the paper as well as the algorithms of a numerical functions determination based on a particular integral method. The location of a weak slab section when calculating on a normal stress has been defined with the regard to a part of an operating cover, which varies along the span length. It is shown that the proposed method allows to assess adequately the stress-deformed state of trapezoidal slabs and to calculate them on strength and rigidity according to the suggested algorithm.

Keywords: trapezoidal ribbed slabs, combined structure, application area, rib, cover, diaphragm, calculation method, stress-deformed state, reduction factor, weak section, calculation algorithm, approximation.

Citation: Zhadanov V.I., Inzhutov I.S., Ukrainchenko D.A. Calculation features of trapezoidal combined ribbed slabs on wooden frame, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 100-110. DOI: 10.17516/1999-494X-0208

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: organ-2003@bk.ru

Особенности расчета трапециевидных совмещенных ребристых плит на деревянном каркасе

В.И. Жаданов^а, И.С. Инжутов^б, Д.А. Украинченко^а

^аОренбургский государственный университет
Российская Федерация, Оренбург

^бСибирский федеральный университет
Российская Федерация, Красноярск

Аннотация. В статье рассмотрены особенности конструирования и расчета ребристых плит на деревянном каркасе с трапециевидным планом, у которых обшивка включена в общую работу конструкции на восприятие эксплуатационных нагрузок. Показана область возможного применения исследуемых элементов. Описаны особенности конструкции трапециевидных плит. Отражены основные положения предлагаемой методики расчета рассматриваемого класса конструкций. С применением метода расчета конструкций, состоящих из разномодульных материалов, результатов ранее проведенных авторами статьи численных исследований, а также алгоритмов численного определения функций на основе методики определенного интеграла, установлены формульные зависимости расчета трапециевидных плит по деформациям. Местоположение опасного сечения плиты при расчете по нормальным напряжениям вычислено с учетом доли работающей обшивки, которая изменяется по длине пролета. Показано, что предложенная методика позволяет адекватно оценивать напряженно-деформированное состояние трапециевидных плит и производить их расчет на прочность и жесткость по предложенному алгоритму.

Ключевые слова: трапециевидные ребристые плиты, совмещенная конструкция, область применения, ребро, обшивка, диафрагма, методика расчета, напряженно-деформированное состояние, коэффициент приведения, опасное сечение, алгоритм расчета, аппроксимация.

Цитирование: Жаданов, В.И. Особенности расчета трапециевидных совмещенных ребристых плит на деревянном каркасе / В.И. Жаданов, И.С. Инжутов, Д.А. Украинченко // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 100-110. DOI: 10.17516/1999-494X-0208

Introduction

The construction volume growth with the use of wood and the development of the glued wooden structures base have resulted in a wide application of ribbed slabs on the wooden frame with the largest overall dimensions that are possible according to technological parameters and transportability conditions in buildings of various purposes. Such structures allow to increase the degree of factory elements readiness that are supplied to the construction site; to reduce the objects construction time and, at the same time, to improve the quality of installation and construction works. The highest degree of efficiency is provided by slabs, where the combination principle of bearing and enclosing functions is realized. This principle suggests that the main longitudinal ribs act as beams and covers together with auxiliary elements are fences of buildings [1-3]. In the slabs on the wooden frame, such combination is achieved by gluing the cover to the ribs, and due to that they are included into the overall operation of the structure. It significantly increases the geometric characteristics of the cross sections.

The stress-strain state features of the combined slabs on the wooden frame with a rectangular plan as well as the method of their calculation have been studied by Russian and foreign researchers. In Russia the studies were carried out by V.N. Bykovsky, A.B. Gubenko, P.A. Dmitriev, V.A. Ivanov, Y.M. Ivanov, L.M. Kowalchuk, S.V. Kolpakov, S.G. Lyakhnitsky, I.M. Linkov, D.V. Martinez, R.B. Orlovich, G.G. Rostovtsev, E.I. Svetozarova, E.N. Serov, B.S. Sokolovsky, Y.D. Strizhakov. Modern Russian normative documents on rectangular slabs calculation on wooden frame with the regard to joint work of ribs and plywood covers are based on the results of experimental and theoretical studies of A.B. Gubenko [4]. The calculation is carried out according to the method of transformed section. In this case, wood is brought to the cover material by means of the coefficient $n = E_d/E_o$, which considers different modularity of materials in the calculated sections. In addition, the cover area in the calculation is introduced in terms of the reduction factor $k_{o\delta}$, which considers the cover inclusion degree in the general operation of the structure [5-7].

In this respect, regarding the high architectural and aesthetic qualities of raised objects, the cover configurations in plan often differ from rectangular. It is predetermined by the use of trapezoidal elements. A perfect example of it is a building with polygonal, circular, ellipse plans in dome structures, etc. When using trapezoidal slabs in roof or floors in buildings, a designer deals with the problem that the width of their cross-section and the magnitude of the real load change linearly along the whole length of the span, and the height of the main ribs can also change, for example, in order to create the necessary roof slope. When changing the width of the cross section, the degree of cover involvement in the overall operation of the slab also changes. Such degree generally depends on the space between ribs, and it varies linearly, as well as the width along the length of the span. However, these features are considered neither in available methods or normative and technical sources. There are no clear methods for calculating combined rib slabs on a wooden frame with a trapezoidal plan. In this regard, the development of such methods is an urgent task, which will increase the competitiveness of wooden panel structures and contribute to the expansion of their implementation in construction practice.

Research Object

The object of the research is a trapezoidal ribbed slab on a wooden frame with a cover that is glued to the main ribs and involved in the overall operation of the structure.

Research Objective

The objective of the research is to investigate theoretically the features of the stress-deformed state of trapezoidal combined rib slabs on the wooden frame with the calculation suggestions.

Research Methodology

When studying and experimenting, some tested and widely used methods of calculation of structures that consist of different module materials; outcomes of previous numerical studies; algorithms of numerical functions determination based on the methodology of a particular integral were used.

Results of Research

The features of the plan regarding the structural technological requirements determine a few issues that are necessary to be considered when developing the trapezoidal slabs. The issues are as follows:

- minimum width of the slab should be no less than 500 mm (the condition of structural connections with underlying constructions);
- maximum width of the slab is limited to 3000 mm (transportation condition);
- the cross section is generally U-shaped (condition of minimum distance between major ribs);
- orientation of auxiliary ribs is taken across the slab span (conditions for stability of compressed cover and manufacturing).

The example of design solution of trapezoidal slab and its parameters are given in Fig. 1.

In addition, when determining the overall dimensions of slabs with trapezoidal plan, it is necessary to consider the specified design data of the building or structure.

For example, let us consider a circular building in plan, where R , r – the dimensions of the outer and inner support contours, l_n – the slab span (Fig. 2). The tolerances for values b_0 , b_l , l_n are given:

$$\begin{aligned} b_{0\min} &\leq b_0 \leq b_{0\max} \\ b_{l\min} &\leq b_l \leq b_{l\max} \\ l_0 &= 6,0 \dots 18,0 \text{ m.} \end{aligned} \quad (1)$$

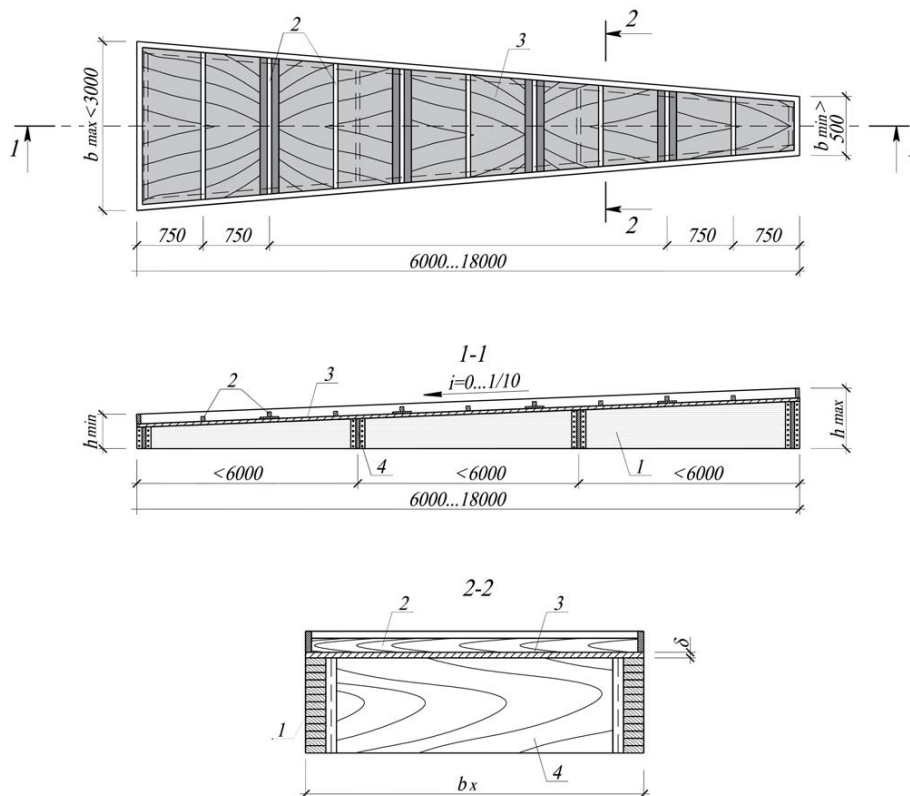


Fig. 1. The main parameters of trapezoidal slabs: 1 – main ribs; 2 – auxiliary ribs; 3 – cover; 4 – diaphragms

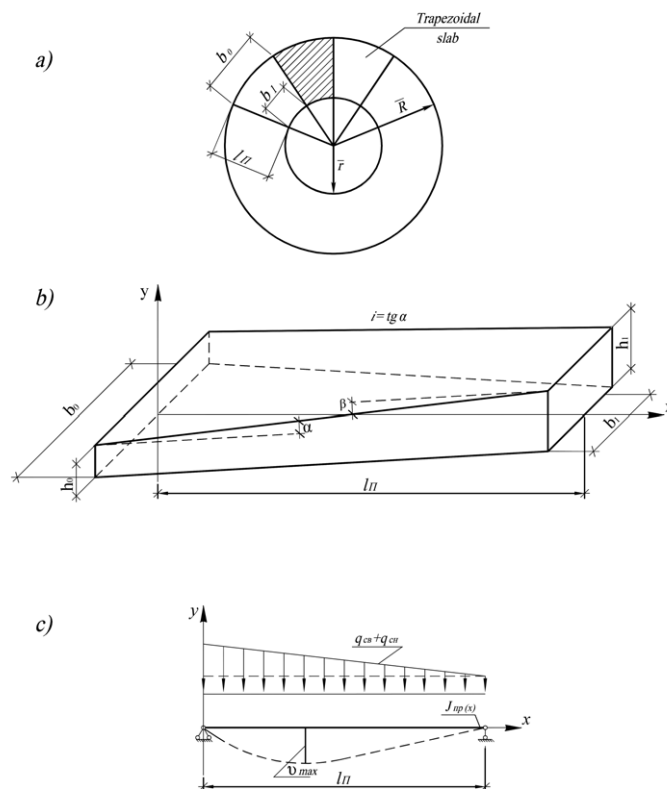


Fig. 2. The trapezoidal slabs calculation: a – designation of building parameters with a circular plan; b – designation of slab parameters; c – design diagram

As a rule, the values b_0 , and b_l are in the range of $1,5 \leq b_0 \leq 3,0 \text{ m}$; $0,5 \leq b_l \leq 1,0 \text{ m}$ for trapezoidal slabs.

The outer radius R is the main initial parameter.

Then, the number of overlapping slabs “ n ” will be in the range:

$$n_{\min} \leq n \leq n_{\max}, \quad (2)$$

where $n_{\min} = \frac{2\pi R}{b_{0\max}}$ – rounded to an integer up; $n_{\max} = \frac{2\pi R}{b_{0\min}}$ – rounded to an integer down.

Accordingly, the required radius “ r ” of the inner support contour with the selected number of slabs is in the range:

$$\frac{n \cdot b_{l\min}}{2\pi} \leq r \leq \frac{n \cdot b_{l\max}}{2\pi}. \quad (3)$$

The total tolerance interval for “ r ” is:

$$\frac{n_{\min} \cdot b_{l\min}}{2\pi} \leq r \leq \frac{n_{\max} \cdot b_{l\max}}{2\pi}. \quad (4)$$

When the radius of the inner support contour is set, it must be checked for validity according to (4).

The choice of the slabs size in the plan depends to a large extent on the conditions. When it is necessary to maximize the part of the plan area covered by the slabs (for example, for tower structures), the following should be accepted:

$$r = r_{min} = \frac{n_{min} \cdot b_{lmin}}{2\pi}, \quad (5)$$

$$l_n = l_{max} = R - r_{min}. \quad (6)$$

For example, let the outer radius of the tower-type structure be $R=18,0$ m. Then, according to the above suggestions:

$$n_{min} = \frac{2 \cdot 3,14 \cdot 18}{3} = 37,68 \Rightarrow n_{min} = 38,$$

$$r_{min} = \frac{38 \cdot 0,5}{2 \cdot 3,14} = 3,025 \text{ m},$$

i.e., in the structure either an additional row of columns located along the inner radius or a central column with 3.025 m cantilevers is required to provide the inner support contour.

According to the design diagram (Fig. 2c), the location of weak section and calculation of slabs on deformations are the features of trapezoidal slabs calculation. The following methodology is proposed to consider such features.

When determining the location of the weak section in trapezoidal plan slabs, it is necessary to note that the step of major ribs is linearly variable along the length of the slabs. In this case, the reduction factor of plywood cover depends on the coordinate of the section x and can be determined according to the formula:

$$k_{o\phi}(x) = k_2(x) \cdot \delta_{\phi}^2 + k_1(x) \cdot \delta_{\phi} + k_0(x), \quad (7)$$

where, $k_2(x)$, $k_1(x)$, $k_0(x)$ – functions that can be found from quadratic approximation:

$$\begin{aligned} k_2(x) &= k_2(b_n(x)) = a_{22} \cdot b_n^2(x) + a_{21} \cdot b_n(x) + a_{20}, \\ k_1(x) &= k_1(b_n(x)) = a_{12} \cdot b_n^2(x) + a_{11} \cdot b_n(x) + a_{10}, \\ k_0(x) &= k_0(b_n(x)) = a_{02} \cdot b_n^2(x) + a_{01} \cdot b_n(x) + a_{00}, \end{aligned} \quad (8)$$

δ_{ϕ} – plywood cover thickness, cm.

The dependencies for the coefficients of quadratic approximations in formulas (8) are easily found in terms of the quadratic approximations that are given [8] with respect to rectangular plan ribbed slabs. For example, the values of the coefficients of the quadratic approximation $k_2(b_n(x))$ can be found by solving a system of linear equations:

$$\begin{cases} a_{22} \cdot 0,75^2 + a_{21} \cdot 0,75 + a_{20} = -0,042 \\ a_{22} \cdot 1,5^2 + a_{21} \cdot 1,5 + a_{20} = -0,029 \\ a_{22} \cdot 3,0^2 + a_{21} \cdot 3,0 + a_{20} = -0,014 \end{cases} \quad (9)$$

The approximation coefficients for $k_1(b_n(x))$ and $k_0(b_n(x))$ can similarly be defined.

The function $b_n(x)$ is linear, that is, it can be defined according to the symbols of Fig. 2 from the expression:

$$b_n(x) = b_0 + \frac{b_l - b_0}{l_n} x. \quad (10)$$

If we substitute (10) for (8), the final dependencies for the approximation coefficients (7) are obtained.

Then, the algorithm of the weak section location, like the slabs of constant width, is as follows.

1. Define the design width of plywood cover:

$$b_\phi(x) = k_{o\phi}(x) \cdot (b_n(x) - b \cdot m_{op}) + b \cdot m_{op}. \quad (11)$$

2. Calculate the area of the transformed section of the slab:

$$A_{np} = A_o + n \cdot A_\phi(x) = m_{np} b(h_{on} + i \cdot x) + n \cdot \delta_\phi(x). \quad (12)$$

3. Calculate the reduced static moment of arbitrary section:

$$S_{np}(x) = \frac{1}{2} m_{op} \cdot b \cdot (h_{on} + i \cdot x)^2 + n \cdot A_\phi(x) \cdot \left(h_{on} + i \cdot x + \frac{\delta_\phi}{2} \right). \quad (13)$$

4. Determine the position of neutral axis of arbitrary section:

$$y_0(x) = \frac{S_{np}(x)}{A_{np}(x)}. \quad (14)$$

5. Find the moment of inertia of an arbitrary cross section:

$$J_{np}(x) = m_{op} \cdot b \cdot (h_{on} + i \cdot x) \left[\frac{(h_{on} + i \cdot x)^2}{12} + \left(y_0(x) - \frac{(h_{on} + i \cdot x)^2}{12} \right) \right] + n \cdot \delta_\phi \cdot b_\phi(x) \cdot \left(h_{on} + i \cdot x - y_0 + \frac{\delta_\phi}{2} \right)^2. \quad (15)$$

Make the expression (or algorithm) for determining normal stresses at the points of slab arbitrary section:

$$\sigma(x, y) = \frac{M(x) \cdot (y_0(x) - y)}{I_{np}(x)}, \quad (16)$$

where $M(x)$ – bending moment in arbitrary section of slab $0 \leq x \leq l_n$.

Define the maximum:

$$\max_{x,y} \left| \frac{M(x) \cdot (y_0(x) - y)}{J_{np}(x)} \right|. \quad (17)$$

$$0 < x \leq l_n, 0 \leq y \leq (h_{on} + i \cdot x) + \delta_\phi.$$

When only normal stresses are considered while determining the weak section which is quite true for combined slabs where the ratio of the maximum height of the main ribs cross section to the span is small and is about 1/15... 1/24, it is possible to check only the extreme (bottom and top) points of the section by normal stresses, that is

$$y = \begin{cases} 0, \\ h_{on} + i \cdot x + \delta_{\phi} \end{cases}.$$

The determination of $\max \sigma_{\text{экг}}(x, y)$ can be calculated by any strength theory. The normal, tangent and main stresses must be determined at the points of the cross section.

The maximum values of the main stresses $\max_{x,y} |\sigma_{\text{экг}}(x, y)|$ or $\max_{x,y} \sigma_{\text{экг}}(x, y)$ can be determined by means of a search algorithm of an absolutely extreme problem solution, including by scanning over a selected grid x, y .

To determine trapezoidal slab deformations, it is advisable to use differential equation of beams bending:

$$v''(x) = \frac{M(x)}{E \cdot J_{np}(x)}. \quad (18)$$

Using the methodology of a particular integral, let us build an epure v .

The numerical determination algorithm of $v(x)$ based on the methodology of a particular integral is:

1. Choose a step of numerical integration Δ and build the epure $\frac{M(x)}{E \cdot J_{np}(x)}$. It approximately

coincides with the epure $v''(x)$ (Fig. 3, a) where n is the number of splitting sites of a slab, $0 \leq x \leq n \cdot \Delta$, $x_j = \Delta \cdot j$.

For design scheme with hinged support $M(0) = M(l) = 0$.

$$\partial n \frac{M(x)}{E \cdot J_{np}(x)} \approx \partial n v''(x). \quad (19)$$

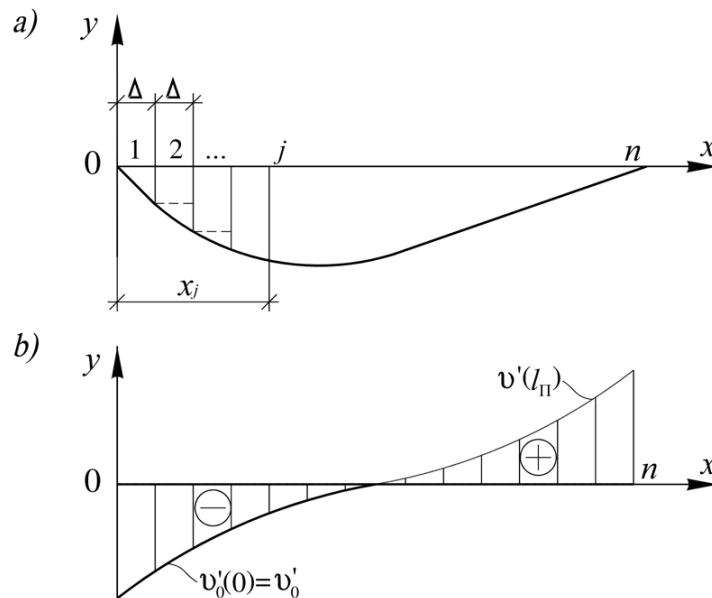


Fig. 3. Nature of epure $\frac{M_x}{E \cdot J_{np}(x)} \approx \partial n v''(x)$ at distributed load of intensity $q(x)$ (a) and epure $v'(x)$ (b)

2. Build epure $v'(x)$ by using dependence (18) and performing step-by-step numerical integration (Fig. 3b).

3. Obtain the expression for the first derivatives by averaging the values of the second derivative in the split step:

$$v'(x_j) = v'_0 + \left(\frac{v''(0) + v''(x_j)}{2} + \sum_{k=1}^{j-1} v''(x_k) \right) \cdot \Delta, \quad (20)$$

where $j=1, \dots, n$; v'_0 – initial angle of rotation; Δ – splitting step;

$$v''(x_j) = \frac{M(x_j)}{E \cdot I_{np}(x_j)}. \quad (21)$$

Introduce the following symbols. Let it be as follows:

$$\Delta V'_j = \left(\frac{v''(0) + v''(x_j)}{2} + \sum_{k=1}^{j-1} v''(x_k) \right) \cdot \Delta, \quad (22)$$

where $j=1, \dots, n$.

Then formula (20) will be as follows:

$$v'(x_j) = v'_0 + \Delta V'_j, \quad (23)$$

where $j=1, \dots, n$.

4. Similarly to (20), calculate values $v(x_j)$.

As $v(x_0) = v(0) = v_0 = 0$, then:

$$v(x_j) = \left(\frac{v'_0 + v'(x_j)}{2} + \sum_{k=1}^{j-1} v'(x_k) \right) \cdot \Delta. \quad (24)$$

Using the dependency (23), obtain:

$$v(x_j) = \left(v'_0 \cdot j + \frac{\Delta V'_j}{2} + \sum_{k=1}^{j-1} \Delta V'_k \right) \cdot \Delta. \quad (25)$$

If $x_j = l_n$:

$$v(x_n) = v(l_n) = \left(v'_0 \cdot n + \frac{\Delta V'_n}{2} + \sum_{k=1}^{n-1} \Delta V'_k \right) \cdot \Delta = 0. \quad (26)$$

Therefore:

$$v'_0 = - \frac{\left(\frac{\Delta V'_n}{2} + \sum_{k=1}^{n-1} \Delta V'_k \right)}{n}. \quad (27)$$

Using dependencies (24 – 27), build yzrky v , and

$$\max |v| = \max |v(x_j)|, \quad (28)$$

where $j=1, \dots, n-1$.

Apart from this, the algorithm of trapezoidal slabs calculation is completely like the algorithm of combined slabs calculation on a wooden frame with a rectangular plan.

Conclusion

The proposed method of combined slabs calculation on a wooden frame with a trapezoidal plan allows to assess their stressed-deformed state adequately, to carry out practical calculations for strength and rigidity. It makes possible to use full-board trapezoidal elements in construction practice for roofs and floors of buildings and structures of different purposes successfully.

References

- [1] Ковальчук Л.М. Деревянные конструкции – проблемы и решения. *Промышленное и гражданское строительство*, 2001, 10, 13-14 [Kovalchuk L.M. Wooden structures – problems and solutions. *Industrial and civil engineering*, 2001, 10, 13-14 (in Russian)]
- [2] Пятикрестовский К.П. Вопросы дальнейшего совершенствования конструкций с применением древесины и новых плитных материалов. *Пространственные конструкции*, сб. трудов РААСН, 2007, 9, 49-51 [Pyatikrestovsky K.P. Issues of further improvement of structures with the use of wood and new tile materials. *Spatial Constructions, In the collection of works of RAASN*, 2007, 9, 49-51 (in Russian)]
- [3] Гетц К.Г., Хоор Д., Мелер К., Наттерер Ю. *Атлас деревянных конструкций*. Пер. с нем. М.: Стройиздат, 1985, 272 с. [Getz K.G., Hoor D., Meler K., Natterer Y. *Atlas of wooden structures*. Translation from German. Moscow, Stroyizdat, 1985, 272 p. (in Russian)]
- [4] Губенко А.Б. *Клееные деревянные конструкции в строительстве*. М.: Госстройиздат, 1957. 240 с. [Lubenko A.B. *Glued wooden structures in construction*. Moscow, Gosstroizdat, 1957, 240 p. (in Russian)]
- [5] Торьяник Н.Н., Корзон С.А. Расчет клефанерных плит покрытия. *Конструкции из клееной древесины и пластмасс. Межвузовский тематический сборник трудов ЛИСИ*. 1978, 2, 58-64 [Toryanik N.N., Korzon S.A. Calculation of glued plywood roof slabs. *Structures of glued wood and plastics, Inter-university thematic collection of LISI works*, 1978, 2, 58-64 (in Russian)]
- [6] Орлович Р.Б., Григорьева Л.И. Напряженно-деформированное состояние клефанерных плит при длительном нагружении. *Известия ВУЗов. Строительство и архитектура*, 1988, 10, 105-107 [Orlovich R.B., Gregory L.I. Stress-deformed state of glued plywood slabs at longitudinal load, *News of universities. Construction and architecture*, 1988, 10, 105-107 (in Russian)]
- [7] Инжутов И.С., Жаданов В.И., Никитин В.М. Исследование напряженно-деформированного состояния крупноразмерной ребристой плиты с обшивкой, приклеенной на части длины конструкции. *Известия ВУЗов. Строительство*, 2008, 7, 4-10 [Inzhutov I.S., Zhadanov V.I., Nikitin V.M. Reseach of stress-deformed state of large-size ribbed slab with cover glued on part of the length of the structure. *News of higher education institutions. Construction*, 2008, 7, 4-10 (in Russian)]
- [8] Гребенюк, Г.И., Яньков Е.В., Ажермачев А.В. Оптимизация параметров большеразмерных ребристых плит на основе древесины. *Проблемы оптимального проектирования сооружений: сборник докладов V Всероссийского семинара*. Новосибирск: НГАСУ (Сибстрин), 2005, 110-119

[Grebenyuk G.I., Yankov E.V., Ajermachev A.V. Optimization of parameters of large-scale ribbed slabs on the basis of wood, *Problems of optimal design of structures: collection of reports of the V All-Russian seminar*. Novosibirsk, NGASU (Sibstrin), 2005, 110-119 (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0154

УДК 622.243:551.345

Numerical Study of the Application of Polymeric Solutions Based on Ethylene Glycol-Water Mixture for Permafrost Drilling

**Andrey V. Minakov^{a,b}, Maksim. I. Pryazhnikov^{a,b},
Aleksander L. Neverov^a, Dmitriy V. Guzei^a,
Vladimir G. Volkov^c and Vladimir V. Lukyanov^c**

^aSiberian Federal University

Krasnoyarsk, Russian Federation

^bS.S. Kutateladze Institute of Thermophysics SB RAS

Novosibirsk, Russian Federation

^cLLC "RN-KrasnoyarskNIPIneft"

Krasnoyarsk, Russian Federation

Received 05.04.2019, received in revised form 11.05.2019, accepted 02.06.2019

Abstract. A mathematical model of the conjugate heat transfer of the well was developed subject to phase transitions and drilling fluid circulation during the drilling. Calculations were carried out for the permafrost thaw process around a well while drilling using by solutions with different ethylene glycol contents. It was established the main regularities of conjugate thermohydraulic processes during the drilling of permafrost subject to thawing and solution circulation. It was shown the addition of ethylene glycol leads to a decrease of the heat transfer coefficient and the quantity of heat entering the well, which in turn leads to a significant slowdown in the thawing permafrost process.

Keywords: drilling mud, thawing radius, permafrost, rheology, ethylene glycol, mixture, numerical simulation.

Citation: Minakov A.V., Pryazhnikov M.I., Neverov A.L., Guzei D.V., Volkov V.G., Lukyanov V.V. Numerical study of the application of polymeric solutions based on ethylene glycol-water mixture for permafrost drilling, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2020, 13(1), 111-127. DOI: 10.17516/1999-494X-0154

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0).

* Corresponding author E-mail address: aminakov@sfu-kras.ru

Расчетное исследование применения полимерных растворов на основе смеси этиленгликоль-вода для бурения многолетнемерзлых пород

А.В. Минаков^{а,б}, М.И. Пряжников^{а,б}, А.Л. Неверов^а,
Д.В. Гузей^а, В.Г. Волков^в, В.В. Лукьянов^в

^аСибирский федеральный университет
Российская Федерация, Красноярск

^бИнститут теплофизики им. С.С. Кутателадзе СО РАН
Российская Федерация, Новосибирск

^вООО «РН-КрасноярскНИПИнефть»
Российская Федерация, Красноярск

Аннотация. Разработана математическая модель сопряженного теплообмена скважины с учетом фазовых переходов и циркуляции бурового раствора в процессе бурения. Проведены расчетные исследования процесса растепления многолетнемерзлой породы вокруг скважины в процессе ее бурения растворами с различным содержанием этиленгликоля. Установлены основные закономерности сопряженных теплогидравлических процессов при бурении многолетнемерзлой породы с учетом циркуляции раствора и растепления. Показано, что добавка этиленгликоля приводит к снижению коэффициента теплоотдачи и количества тепла, поступающего в скважину, что, в свою очередь, ведет к значительному замедлению скорости процесса растепления многолетнемерзлых пород.

Ключевые слова: буровые растворы, радиус растепления, многолетнемерзлые породы, реология, этиленгликоль, моделирование.

Цитирование: Минаков, А.В. Расчетное исследование применения полимерных растворов на основе смеси этиленгликоль-вода для бурения многолетнемерзлых пород / А.В. Минаков, М.И. Пряжников, А.Л. Неверов, Д.В. Гузей, В.Г. Волков, В.В. Лукьянов // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2020. 13(1). С. 111-127. DOI: 10.17516/1999-494X-0154

Введение

Главным фактором, который определяет условия бурения нефтяных и газовых скважин в северных широтах, считается наличие в этих широтах многолетнемерзлых горных пород (ММП). Многолетнемерзлые горные породы – это породы, которые постоянно находятся в условиях отрицательных температур. Огромное количество проблем возникает при освоении нефтегазоконденсатных месторождений в зоне вечной мерзлоты. Строительство и эксплуатация нефтегазоносных объектов в условиях вечной мерзлоты осложняется проблемой частичного или полного оттаивания грунтов вблизи объектов, являющихся источником тепла. При строительстве и эксплуатации скважин происходит активное оттаивание окружающих пород, в результате чего образуются просадки, обвалы, пустоты, которые могут способствовать ряду негативных факторов и даже аварий в процессе бурения и эксплуатации скважин. Это приводит к долгосрочным ремонтам, простаиванию скважины и значимым потерям буровых жидкостей.

Многолетняя практика ведения буровых работ в условиях ММП позволила выработать некоторые практические соображения по организации бурения и выбору буровых растворов

[1-7]: уменьшение температуры бурового раствора в результате его охлаждения необходимым объемом ранее заготовленной жидкости; уменьшение длительности теплового воздействия в результате повышения скорости проходки и увеличения выносной способности промывочной жидкости; уменьшение коэффициента теплоотдачи от промывочной жидкости к стенке скважины в результате создания ламинарного режима течения жидкости в кольцевом пространстве; увеличение вязкости и динамического напряжения сдвига промывочной жидкости, а также предупреждение образования вихревого движения в выемках на стенках ствола скважины; уменьшение водоотдачи, так как увеличение количества отфильтрованной жидкости в стенку скважины существенно повышает интенсивность разрушения льда.

Таким образом, для снижения скорости растепления ММП в процессе бурения необходима разработка буровых растворов с низкой температурой замерзания, теплоемкостью, теплопроводностью и набухающей способностью при сохранении высоких реологических характеристик. Анализ литературы показывает, что таким требованиям могут удовлетворять полимерные растворы на основе смеси воды и этилен- или пропиленгликолей [8-10].

В данной работе впервые проведено расчетное исследование по изучению влияния добавки этиленгликоля в полимерный буровой раствор на скорость растепления ММП в процессе бурения.

Лабораторные исследования

Сначала были проведены лабораторные исследования свойств бурового раствора. В качестве бурового раствора рассмотрена водная смесь этиленгликоля с добавлением крахмала и гаммаксана. При приготовлении растворов использовалась дистиллированная вода, которую получали очищением проточной воды при помощи монодистиллятора GFL-2004, этиленгликоль (АО «ЭКОС-1», Россия) чистый для анализа (ГОСТ 10164-75), крахмал картофельный сорт «ЭКСТРА» (ГОСТ Р53876-2010), а также ксантановый биополимер гаммаксан (ГК «Миррико», Россия).

Массовая концентрация этиленгликоля w в водной смеси варьировалась от 0 до 80 %. Массовое содержание в растворе крахмала составляло 2.0 мас. %, а гаммаксана 0.5 мас. %.

Плотность растворов рассчитывалась как сумма произведений плотности и концентрации каждого компонента, входящих в раствор (вода, этиленгликоль, крахмал и гаммаксан).

Коэффициент теплопроводности растворов измерялся с использованием метода нагретой нити. Подробное описание методики измерения коэффициента теплопроводности представлено в работе [11]. Значение коэффициента теплопроводности было определено как среднее из пяти измерений. Погрешность измерения коэффициента теплопроводности не более 3 %.

Удельная теплоемкость растворов на основе смеси этиленгликоль-вода $C_{p,M}$ может быть определена с учетом объемной доли этиленгликоля φ и воды $(1-\varphi)$ следующим образом:

$$\rho_M C_{p,M} = \varphi \rho_{EG} C_{p,EG} + (1-\varphi) \rho_W C_{p,W}, \quad (1)$$

$$\rho_M = \varphi \rho_{EG} + (1-\varphi) \rho_W, \quad (2)$$

где $C_{p,EG}$, $C_{p,W}$, ρ_{EG} , ρ_W – удельная теплоемкость и плотность этиленгликоля и воды соответственно.

Исследование реологии созданных буровых растворов проведено при помощи ротационного вискозиметра OFITE 900. Диапазон скорости сдвига $\dot{\gamma}$ от 0.01 до 1022 с^{-1} . Точность поддержания скорости вращения 0.001 об/мин. При измерении реологии использовалась методика, описанная в работе [12]. Погрешность измерения коэффициента вязкости 2 %.

Все измеренные и рассчитанные свойства представлены в табл. 1.

Зависимость вязкости полученных растворов от скорости сдвига и концентрации этиленгликоля приведена на рис. 1. Как видно, с увеличением скорости сдвига вязкость уменьшается для всех концентраций этиленгликоля. Таким образом, данные растворы являются псевдопластическими жидкостями. Зависимость эффективной вязкости от концентрации этиленгликоля показывает, что при низких значениях скорости сдвига вязкость раствора имеет минимум при концентрации, равной 35 мас. %. При этом снижение вязкости в минимуме не очень значительное и составляет около 15 %. При дальнейшем увеличении концентрации ЭГ вязкость раствора увеличивается. При высоких значениях скорости сдвига с увеличением концентрации ЭГ вязкость монотонно возрастает. Однако с практической точки зрения было установлено, что влияние этиленгликоля (за исключением очень высокой концентрации 80 мас. %) на эффективную вязкость полимерного раствора является незначительным.

Реология рассматриваемых растворов была описана с помощью наиболее распространенных степенной (Power-law) и бингамовской (Bingham) моделей. Полученные реологические параметры этих моделей представлены в табл. 1. Анализ поведения реологических параметров буровых растворов демонстрирует, что показатель консистенции K слабо зависит от концентрации этиленгликоля (ЭГ). Показатель степенной модели n с увеличением концентрации ЭГ незначительно увеличивается. Пластическая вязкость PV и предельные напряжения сдвига YP при концентрациях ЭГ ниже 35 мас. % незначительно снижаются по сравнению с базовым раствором. При дальнейшем повышении концентрации ЭГ эти характеристики монотонно возрастают. Однако в абсолютном выражении за исключением концентрации 80 % эти изменения

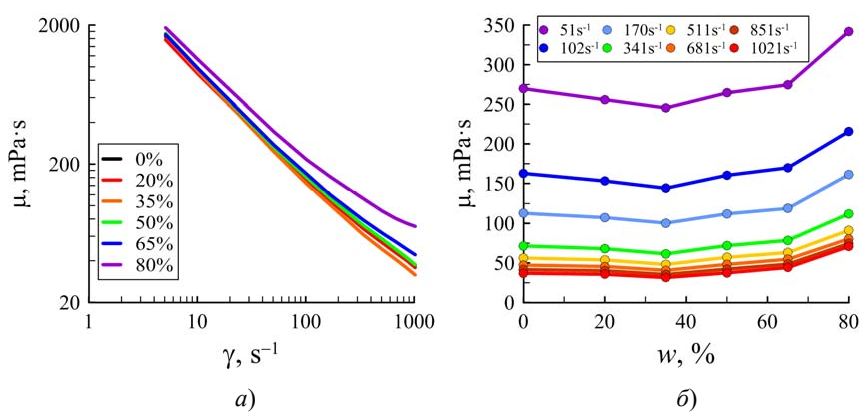


Рис. 1. Зависимость вязкости буровых растворов от скорости сдвига при различных концентрациях ЭГ (а) и от концентрации ЭГ при различных значениях скорости сдвига (б)

Fig. 1. Dependence of drilling fluids viscosity on shear rate at different concentrations of EG (a) and on concentration of EG at different values of shear rate (b)

Таблица 1. Плотность, реологические и теплофизические свойства буровых растворов

Table 1. Density, rheological and thermophysical properties of drilling fluids

$w, \%$	$\rho, \text{kg/m}^3$	$PV, \text{mPa}\cdot\text{s}$	YP, Pa	$K, \text{Pa}\cdot\text{s}^n$	n	$k, \text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$	$C_p, \text{kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
0	1006	30.26	11.71	4.94	0.279	0.624	4.18
20	1028	29.35	10.94	4.59	0.283	0.550	3.80
35	1045	24.23	10.98	5.29	0.242	0.495	3.52
50	1061	30.37	11.64	5.17	0.270	0.430	3.25
65	1078	37.03	11.90	4.90	0.298	0.371	2.99
80	1095	61.18	13.71	4.95	0.354	0.324	2.74

являются несущественными. Таким образом, можно утверждать, что добавка этиленгликоля вплоть до высоких концентраций (65 мас. %) не ухудшает реологических свойств полимерных растворов.

Измерения коэффициента теплопроводности k и оценки удельной теплоемкости C_p буровых растворов с этиленгликолем показали значительное снижение этих характеристик (табл. 1). Так при концентрации ЭГ в растворе 65 мас. % коэффициент теплопроводности снижается на 70 %, а теплоемкость – на 40 %.

Полученные в результате лабораторных исследований данные по свойствам буровых растворов с этиленгликолем использовались в дальнейшем при численном моделировании.

Математическая модель циркуляции бурового раствора в скважине с учетом растепления ММП

Расчетному исследованию процесса растепления пород вокруг скважин посвящено большое количество работ [2, 3, 13-16]. При этом большинство расчетных исследований в данной области посвящено процессу растепления скважин при их эксплуатации. Теоретических исследований процесса растепления ММП в процессе бурения скважины в настоящий момент недостаточно. Кроме того, нужно заметить, что в перечисленных работах используются математические модели, основанные, по сути, на решении уравнения теплопроводности, в которых в качестве граничных условий на стенках скважины задается температура флюида (в редком случае с коэффициентом теплоотдачи, который для буровых растворов неизвестен). Эти подходы не могут учесть свойства и режимы течения циркулирующего в скважине раствора. В отличие от ранее проведенных в этой области исследований в данной работе рассмотрен сопряженный теплообмен с учетом процесса растепления и циркуляции бурового раствора в скважине. Данный подход позволяет учесть влияние реальных физических свойств буровых жидкостей (вязкость, реология, теплофизические характеристики) и режимов их течения на величину коэффициента теплопередачи от бурового раствора к ММП и скорость распространения границы зоны растепления вокруг скважины.

В общем случае течение вязкой жидкости описывается системой уравнений Навье–Стокса, состоящей из уравнения сохранения массы:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (3)$$

и уравнения движения или закона сохранения импульса:

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla(\boldsymbol{\tau}) + \mathbf{F}, \quad (4)$$

где $\mathbf{v}$ – вектор скорости жидкости, $\boldsymbol{\tau}$ – тензор вязких напряжений, $\mathbf{F}$ – вектор массовых сил, p – статическое давление, ρ – плотность жидкости. Поскольку в большинстве случаев буровой раствор представляет собой неньютоновскую жидкость, для моделирования неньютоновских течений мы использовали хорошо известный подход [17-18], в котором среда рассматривается как нелинейная вязкая жидкость с введением эффективной вязкости жидкости $\mu(\dot{\gamma})$, которая зависит от скорости сдвига. При этом тензор вязких напряжений $\boldsymbol{\tau}$ определяется следующим образом:

$$\boldsymbol{\tau} = \mu \mathbf{D}, \quad (5)$$

где μ – эффективная вязкость, $\mathbf{D}$ – тензор скоростей деформации.

Компоненты тензора скоростей деформации $\mathbf{D}$ имеют вид:

$$\mathbf{D} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}. \quad (6)$$

Скорость сдвига $\dot{\gamma}$ является вторым инвариантом тензора скорости деформации:

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} \mathbf{D} \cdot \mathbf{D}}. \quad (7)$$

Исследуемая среда может являться как вязкой ньютоновской жидкостью, так и неньютоновской вязкопластической жидкостью, поведение которой описывается одной из трех наиболее распространенных реологических моделей: степенная жидкость, бингамовская жидкость (жидкость Бингама) и жидкость Гершеля-Балкли.

В зависимости от реологии бурового раствора, эффективная вязкость имеет вид:

$\mu(\dot{\gamma}) = K$ – для ньютоновских жидкостей, здесь K – молекулярная вязкость раствора;

$\mu(\dot{\gamma}) = k_v \dot{\gamma}^{n-1}$ – для модели степенной среды (Power-law);

$\mu(\dot{\gamma}) = (k_v \dot{\gamma} + \tau_0) / \dot{\gamma}$ – для модели бингамовской жидкости;

$\mu(\dot{\gamma}) = (k_v \dot{\gamma}^n + \tau_0) / \dot{\gamma}$ – для модели жидкости Гершеля-Балкли,

где k_v – показатель консистенции; n – показатель степени жидкости, τ_0 – предельное напряжение сдвига.

При растеплении (промерзании) вечномерзлых грунтов происходит процесс плавления (кристаллизации). В данной работе для моделирования этих процессов используется формулировка энтальпия-пористость. В этом методе граница расплава не отслеживается в явном виде. Вместо этого вводится величина, называемая объемной долей жидкой фракции, которая указывает на долю объема ячеек, находящихся в жидком состоянии. Жидкая фракция вычисляется на каждой итерации на основе баланса энтальпии. В двухфазной зоне жидкая фракция имеет значение от 0 до 1. Она моделируется как псевдопористая среда, в которой пористость уменьшается от 1 до 0, что свидетельствует о затвердевании материала. Когда материал полностью

затвердевает в ячейке, пористость становится равной нулю и, следовательно, скорость также падает до нуля. Двухфазная зона жидкость-твердое тело рассматривается как пористая зона с пористостью, равной объемной доле жидкой фракции. Соответствующие источники стока (притока) энергии и импульса добавляются к сохранению энергии и сохранению импульса.

Для задач затвердевания/плавления уравнение энергии записывается в виде

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \nabla(\rho \mathbf{v} H) = \nabla(k \nabla T) + S, \quad (8)$$

где H – энтальпия; k – коэффициент теплопроводности; T – температура; S – сток импульса.

Энтальпия в свою очередь определяется как:

$$H = h + \Delta H, \quad (9)$$

$$h = h_{\text{ref}} + \int_{T_{\text{ref}}}^T C_p dT, \quad (10)$$

где ΔH – скрытая теплота фазового перехода; h_{ref} – стандартная энтальпия образования вещества; T_{ref} – стандартная температура; C_p – удельная теплоемкость при постоянном давлении.

Объемную долю жидкой фазы β можно определить как:

$$\beta = 0, \text{ если } T < T_{\text{solidus}};$$

$$\beta = 1, \text{ если } T > T_{\text{liquidus}};$$

$$\beta = \frac{T - T_{\text{solidus}}}{T_{\text{liquidus}} - T_{\text{solidus}}}, \text{ если } T_{\text{solidus}} < T < T_{\text{liquidus}}.$$

Скрытое теплосодержание теперь можно записать в терминах теплоты фазового перехода L :

$$\Delta H = \beta \cdot L. \quad (11)$$

Подход энтальпия-пористость моделирует двухфазную область (частично затвердевшая область) как пористую среду. Пористость в каждой ячейке устанавливается равной доли жидкой фазы в этой ячейке. В полностью затвердевающих регионах пористость равна нулю. Сток импульса в связи с уменьшением пористости в двухфазной зоне имеет следующий вид:

$$S = \frac{(1-\beta)^2}{(\beta^3 + \varepsilon)} A_{\text{mush}}(\mathbf{v}), \quad (12)$$

где β – объем жидкой фазы, ε – численный параметр (0.001), чтобы предотвратить деление на ноль, A_{mush} – постоянная двухфазного региона.

Отметим основные моменты численной методики. Разностный аналог конвективно-диффузионных уравнений находится с помощью метода конечного объема для неструктурированных сеток. В этом случае полученная схема автоматически оказывается консервативной. Суть метода заключается в разбиении расчетной области на контрольные объемы и интегрировании исходных уравнений сохранения по каждому контрольному объему для получения конечно-разностных соотношений. Аппроксимация конвективных членов уравнений переноса осуществляется соответственно с помощью противоточной схемы второго порядка QUICK.

Диффузионные потоки и источниковые члены аппроксимируются конечно-объемными аналогами центрально-разностных соотношений со вторым порядком точности. Связь между полями скорости и давления, обеспечивающая выполнение уравнения неразрывности, реализуется при помощи SIMPLEC – процедуры на совмещенных сетках. Для устранения осцилляций поля давления используется подход Рхи-Чоу, заключающийся во введении монотонизатора в уравнения для поправки давления. Полученные в результате дискретизации исходной системы дифференциальных уравнений разностные уравнения решаются итерационным способом с применением алгебраического многосеточного решателя.

Результаты тестирования описанной выше численной методики представлены в работах [19, 20]. Было получено хорошее согласие расчетов с экспериментом по форме профиля скорости бурового раствора в скважине, а также по динамике фронта процесса растепления.

Результаты исследования и их обсуждение

На основе разработанной методики проведены расчеты процесса растепления породы в процессе бурения скважины с помощью бурового раствора на основе смеси вода-этиленгликоль. При этом использовались теплофизические параметры мерзлой породы (плотность ρ , льдистость i , коэффициент теплопроводности k и удельная теплоемкость C_p), которые приведены в табл. 2. Температура мерзлых пород была задана равной минус 4 °С.

При моделировании задавались геометрические параметры скважины, близкие к типичным конструкциям, применяемым при бурении. Диаметр скважины был равен 296 мм, диаметр буровой трубы равен $d = 125$ мм. Глубина скважины задана равной $L = 400$ м, что соответствует средней глубине залегания ММП.

Расчет проводился в осесимметричной постановке. Радиус расчетной области 100 м, глубина расчетной области 600 м. Для расчета использовалась сетка, состоящая из 600000 ячеек. Сетка была сгущена к стенкам буровой трубы и скважины. Методические расчеты показали, что такие размеры расчетной области и детализация сетки не влияют на результаты моделирования.

На входе в скважину в качестве граничного условия задавалось постоянное значение расхода бурового раствора, равное 40 л/с. Температура раствора задавалась равной 15 °С. Пройдя по буровой трубе до конца скважины, буровой раствор разворачивался и поднимался вверх по кольцевому зазору. На выходе из скважины задавались условия Неймана.

Максимальная длительность процесса бурения в расчете была принята равной 5 сут. При этом использовалось приближение, что буровой раствор подавался в скважину постоянно и бурение не останавливалось. Нагрев бурового раствора из-за трения о стенки скважины и долота не учитывался.

Таблица 2. Свойства породы

Table 2. Rock properties

ρ , kg/m ³	i , %	k , W/(m·K)	C_p , J/(kg·K)
2110	50	1.67	2720

Свойства бурового раствора были заданы исходя из экспериментальных данных, приведенных в табл. 1. При моделировании реологии использовалась степенная модель.

На рис. 2 показаны типичные профили скорости в буровой трубе и кольцевом зазоре, а также распределение объемной доли жидкой фазы и температуры бурового раствора и прилегающих к скважине горных пород. Видно, что температура бурового раствора в буровой трубе и кольцевом пространстве практически однородна. Максимальная разность температуры бурового раствора в центре трубы и у стенки скважины не превышает 2 °С.

Распределение температуры по радиусу r для разной длительности процесса бурения изображено на рис. 3. Как видно, на границе стенки скважины и породы температура испытывает резкое изменение. Анализ результатов при заданных параметрах показывает, что за неделю бурения расходом бурового раствора 40 л/с радиус зоны растепления ММП составляет примерно $r = 0.35$ м.

Далее было исследовано влияние содержания этиленгликоля в буровом растворе. На рис. 4 приведены профили скорости в трубе и кольцевом зазоре при разных концентрациях этиленгликоля. Проанализировано влияние добавки ЭГ на форму профиля скорости. Установлено, что добавление этиленгликоля при заданном расходе бурового раствора в целом приводит к уширению (выполаживанию) формы профиля скорости. Это уширение связано с уменьшением показателя степенной модели, которое происходит при увеличении концентрации этиленгликоля. Этот эффект наиболее заметен при концентрациях этиленгликоля 50-65 мас. %. Уширение профиля скорости благоприятно сказывается на эффективности выноса шлама при

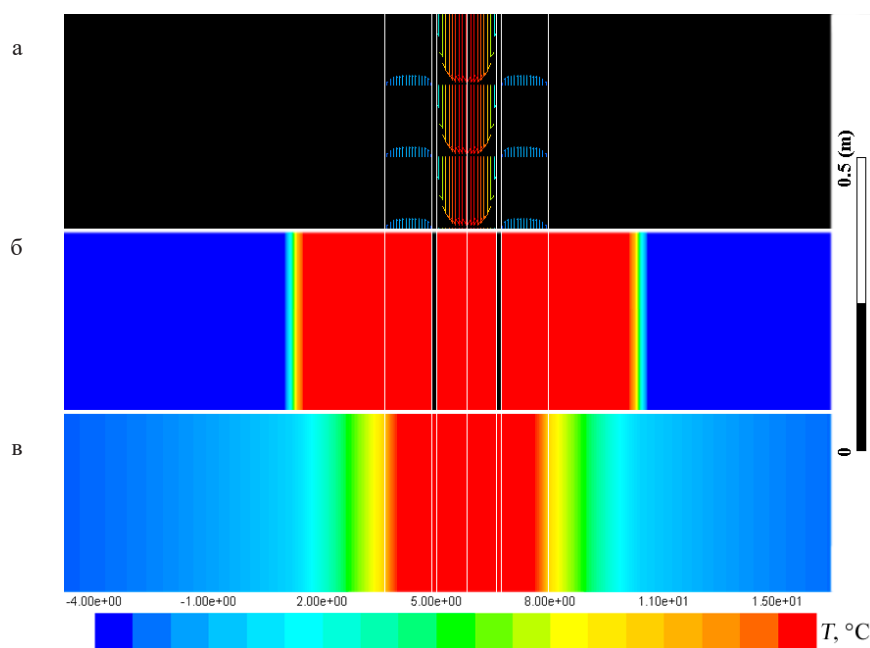


Рис. 2. Профиль скорости (а), распределение объемной доли жидкой фазы (б) и распределение температуры (в) в скважине и околоскважинном пространстве на глубине 200 м через 5 сут с момента начала бурения для базового раствора

Fig. 2. Velocity profile (a), the volume fraction distribution of the fluid phase (б), temperature distribution (в) in the well and near-well space for the base solution at a depth of 200 m in 5 days from the start of drilling

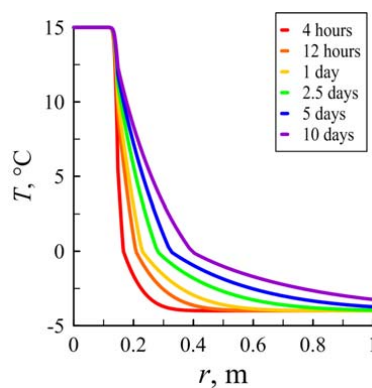


Рис. 3. Распределение температуры по радиусу на глубине 200 м от времени с момента начала бурения базовом раствором

Fig. 3. Temperature distribution over the radius at a depth of 200 m from the start time of drilling using by base solution

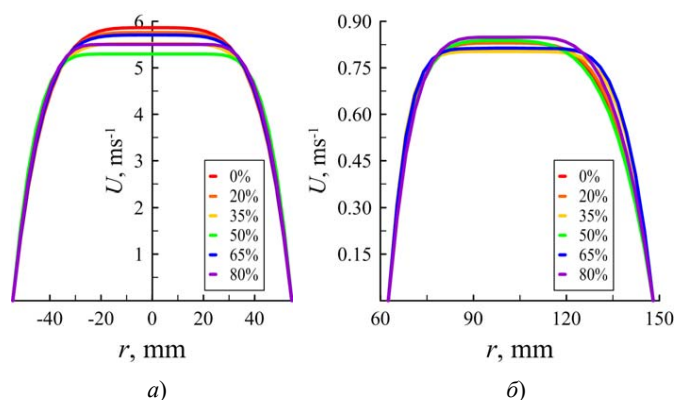


Рис. 4. Профили скорости в бурильной трубе (а) и в кольцевом зазоре (б)

Fig. 4. Velocity profiles in the pipe drill (a) and in the annulus (б)

бурении: чем более однородный профиль скорости, тем эффективнее очистка ствола скважины от твердых частиц. Однако при этом необходимо следить за потерями давления при прокачивании бурового раствора. Повышение вязкости бурового раствора приводит к росту потерь давления. Зависимость перепада давления от содержания этиленгликоля приведена на рис. 5. Как видно, вплоть до концентрации 65 мас. % добавка этиленгликоля слабо влияет на величину перепада давления. При концентрации этиленгликоля 80 мас. % перепад давления повышается примерно на 30 % по сравнению с базовым раствором.

Далее, было проанализировано влияние добавки этиленгликоля на скорость процесса растепления. С точки зрения снижения скорости процесса растепления в процессе бурения важную роль играет теплопроводность и теплоемкость бурового раствора. Согласно данным, приведенным в табл. 1, с увеличением массового содержания этиленгликоля коэффициент теплопроводности и теплоемкость раствора существенно снижаются. Снижение коэффициента теплопроводности бурового раствора при бурении в условиях ММП является благоприятным

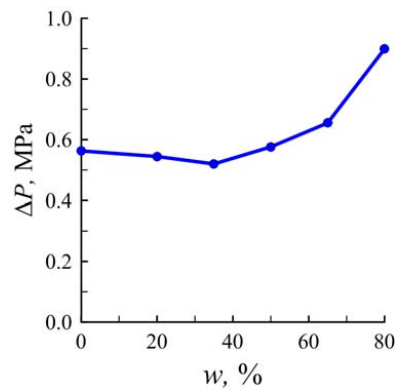


Рис. 5. Потери давления в скважине в зависимости от массовой концентрации этиленгликоля

Fig. 5. Well pressure drop depending on the mass concentration of ethylene glycol

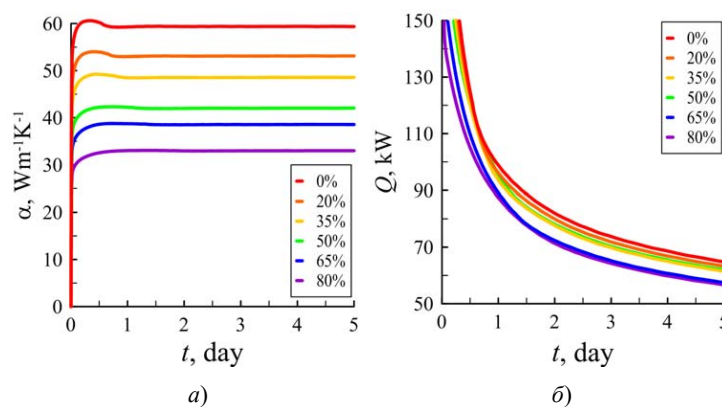


Рис. 6. Зависимость коэффициента теплоотдачи от стенок скважины (а) и тепловой поток, поступающий в скважину (б) от времени с начала бурения

Fig. 6. The dependence of the heat transfer coefficient of the well walls (a) and the heat flow entering the well (б) on the start time of drilling

фактором для уменьшения скорости растепления, поскольку в этом случае уменьшается значение коэффициента теплоотдачи от раствора к стенкам скважины. Зависимость среднего по площади значения коэффициента теплоотдачи $\bar{\alpha}$ от бурового раствора к стенке скважины от содержания этиленгликоля приведена на рис. 6а. Как видно, при увеличении содержания этиленгликоля в буровом растворе коэффициент теплоотдачи монотонно снижается. Это снижение довольно существенное. Так, при концентрации этиленгликоля 80 мас. % коэффициент теплоотдачи практически в два раза меньше по сравнению с базовым раствором. Также можно заметить, что коэффициент теплоотдачи, за исключением первых полчаса, практически не меняется. Коэффициент теплоотдачи при течении бурового раствора в скважине без учета его реологии можно оценить по известной формуле $Nu = 1.55 \cdot (Re \cdot Pr \cdot d / L)^{0.33}$, где Nu , Re , Pr – числа Нуссельта, Рейнольдса и Прандтля. Нетрудно показать, что в этом случае коэффициент теплоотдачи при фиксированном значении расхода бурового раствора будет пропорционален комплексу $\bar{\alpha} \sim C_p^{0.33} \cdot \lambda^{0.67}$. Согласно этим оценкам и данным табл. 1, раствор с 80 мас. % эти-

ленгликоля за счет снижения теплопроводности и теплоемкости бурового раствора позволяет снизить коэффициент теплоотдачи от раствора к стенке скважины примерно в 1.8 раза. Это хорошо согласуется с полученными нами расчетными данными.

Снижение коэффициента теплоотдачи приводит к тому, что значение температуры на стенках скважины понижается, что приводит к снижению скорости процесса растепления. Распределение температуры по радиусу на глубине 200 м при различном содержании этиленгликоля в буровом растворе показано на рис. 7. Снижение температуры на стенках скважины за счет уменьшения коэффициента теплоотдачи составляет около 3 °С по отношению к базовому буровому раствору.

Снижение теплоемкости бурового раствора, которое происходит при добавлении этиленгликоля, также является благоприятным фактором, поскольку в этом случае при прочих равных условиях снижается количество поступающего в скважину вместе с буровым раствором количества тепла. Это факт проиллюстрирован на рис. 6б, на котором приведена зависимость от времени теплового потока при различном содержании этиленгликоля в буровом растворе. С увеличением содержания этиленгликоля количество тепла, поступающего в скважину, снижается. Особенно сильно этот эффект проявляется в первые сутки после начала циркуляции. По мере прогрева около скважинного пространства тепловой поток монотонно снижается. При этом снижается и эффект от добавки этиленгликоля в буровой раствор.

Снижение коэффициента теплоотдачи и количества тепла, поступающего в скважину, при добавлении в буровой раствор этиленгликоля совокупно приводит к значительному замедлению скорости процесса растепления ММП. На рис. 8 показана зависимость от времени с начала циркуляции объема растепленной вокруг скважины породы и среднего по глубине радиуса фронта растепления (от стенки скважины). Анализ показывает, что при увеличении содержания этиленгликоля происходит монотонное снижение этих параметров. При этом наиболее сильное снижение наблюдается в первые двое суток с начала циркуляции.

На рис. 9а приведен отнесенный к радиусу растепления базового бурового раствора радиус растепления при различном содержании добавки. Было установлено, что добавка 80 мас. % этиленгликоля приводит к снижению объема растепленной породы примерно в 3 раза, а радиуса растепления – в 1.7 раз. Это при условии, что бурение участка с ММП проводилось в течение

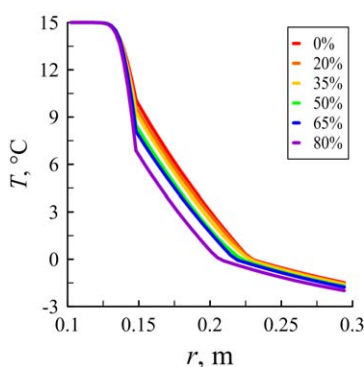


Рис. 7. Распределение температуры по радиусу на глубине 200 м через сутки после начала циркуляции

Fig. 7. The temperature distribution along the radius at a depth of 200 m after a day from the start of circulation

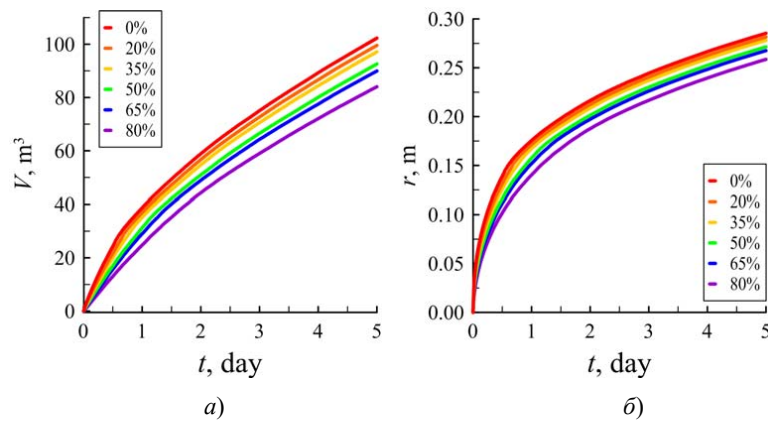


Рис. 8. Зависимость растепленной породы (а) и радиуса растепления вокруг скважины (б) от времени с начала бурения

Fig. 8. Dependence of the volume of permafrost thaw (a) and the thawing radius around the well (б) on the time after the start of drilling

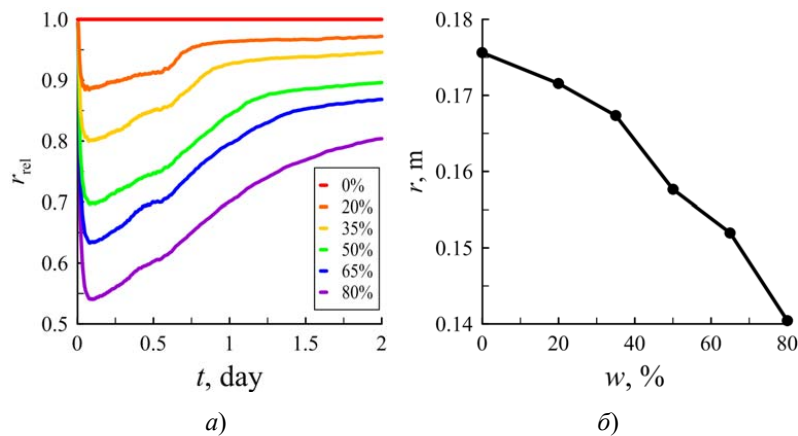


Рис. 9. Зависимость относительного радиуса растепления от времени (а) и зависимость радиуса растепления от концентрации этиленгликоля в растворе (б) через 1 день после начала бурения

Fig. 9. Dependence of the relative thawing radius on time (a) and on the concentration of ethylene glycol in solution (б) 1 day after the start of drilling

ние суток. Если циркуляция бурового раствора осуществлялась дольше, то эффект от добавки этиленгликоля снижается, но все равно остается довольно существенным. В этом случае объем растепленной породы уменьшается в 1.6 раза, а средний радиус растепления – в 1.3 раза. Это показано на рис. 9б, где отражена зависимость радиуса растепления от концентрации этиленгликоля за 24 ч после начала циркуляции.

Заключение

Разработана математическая модель сопряженного теплообмена скважины с учетом фазовых переходов и циркуляции бурового раствора в процессе бурения. Математическая модель учитывает реальные свойства бурового раствора (вязкость, теплопроводность, реология),

фактические параметры процесса бурения (расход раствора и скорость вращения бурильной трубы) и легко адаптируется к геометрии скважины.

С помощью разработанной математической модели проведено исследование применения полимерных растворов на основе смеси этиленгликоль-вода для бурения ММП. В расчетах были использованы данные лабораторных исследований свойств буровых растворов с этиленгликолем. Массовая концентрация этиленгликоля варьировалась от 0 до 80 %. Были измерены реологические и теплофизические характеристики рассмотренных растворов. Показано, что введение этиленгликоля приводит к значительному снижению коэффициента теплопроводности и теплоемкости раствора, без существенного ухудшения реологических характеристик.

В результате численного моделирования установлено, что добавление этиленгликоля при заданном расходе бурового раствора вызывает уширение (выполаживание) формы профиля скорости, что благоприятно сказывается на эффективности выноса шлама при бурении. При этом было показано, что добавка этиленгликоля слабо влияет на величину перепада давления в скважине. При концентрации этиленгликоля 80 мас. % перепад давления повышается примерно на 30 % по сравнению с базовым раствором.

Было установлено, что при увеличении содержания этиленгликоля в буровом растворе коэффициент теплоотдачи от раствора к стенке скважины существенно снижается. При концентрации этиленгликоля 80 мас. % снижение составило практически два раза по сравнению с базовым раствором. При этом с увеличением содержания этиленгликоля происходит существенное снижение количества поступающего в скважину тепла.

Снижение коэффициента теплоотдачи и количества тепла, поступающего в скважину при добавлении в буровой раствор этиленгликоля, совокупно приводит к значительному замедлению скорости процесса растепления ММП. Анализ результатов моделирования показал, что при увеличении содержания этиленгликоля происходит монотонное снижение объема и среднего радиуса области растепленной вокруг скважины породы. При этом наиболее сильное снижение наблюдается в первые сутки с начала циркуляции. Было установлено, что добавка 80 мас. % этиленгликоля приводит к снижению объема растепленной породы примерно в 3 раза, а радиуса растепления – в 1.7 раз, при условии, что бурение участка с ММП проводилось в течение суток. Если циркуляция бурового раствора осуществлялась дольше, то эффект от добавки этиленгликоля снижается, но все равно остается довольно существенным.

Таким образом, с помощью численного моделирования была обоснована возможность существенно уменьшить тепловое воздействие на ММП при их бурении с помощью растворов с добавкой этиленгликоля. Установлены основные закономерности сопряженных теплогидравлических процессов при бурении ММП с учетом циркуляции раствора и растепления. Полученные в работе данные будут полезны при разработке буровых растворов для бурения в условия ММП.

Благодарности / Acknowledgements

Исследование выполнено при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований, Правительства Красноярского края, Красноярского краевого фонда науки в рамках научного проекта № 18-48-242009 «Исследование сопряженных тепло-гидравлических

процессов при бурении скважин и разработка рецептур буровых растворов для снижения скорости процесса растепления многолетнемерзлых пород».

The study was supported by the Russian Foundation for Basic Research, the Government of the Krasnoyarsk Territory, and the Krasnoyarsk Territory Science Foundation in terms of research project No. 18-48-242009 “The study of coupled thermohydraulic processes during well drilling and development of drilling fluid formulations for reducing the rate of permafrost thaw”.

Список литературы / References

- [1] Кудряшов Б.Б., Яковлев А.М. *Бурение скважин в мерзлых породах*, М.: Недра, 1983. 286 с [Kudryashov B.B., Yakovlev A.M. *Borehole drilling in frozen rocks*, Moscow, Nedra, 1983, 286 p. (in Russian)]
- [2] Зверев Г.В., Тарасов А.Ю. Расчет и анализ воздействия многолетнемерзлых пород на крепление скважины № 338 Ванкорского месторождения в период эксплуатации, *Вестник ПНИПУ. Геология. Нефтегазовое и горное дело*, 2013, 8, 41–51 [Zverev G.V., Tarasov A.Yu. Calculation and analysis of the influence of permafrost on well no. 338 fixing of Vankorskoe field during operation, *Vestnik PNIPU Geologiya Neftegazovoe i gornoe delo*, 2013, 8, 41–51 (in Russian)]
- [3] Горелик Я.Б., Солдатов П.В. О нарушении продольной устойчивости крепи эксплуатационных скважин при сохранении боковой опоры на оттаивающие мерзлые породы, *Криосфера Земли*, 2016, 4, 93–104 [Gorelik J.B., Soldatov P.V. Instability of casing in permafrost production wells with a lateral support from thawing ice-rich soil, *Kriosfera Zemli*, 2016, 4, 84–92 (in Russian)]
- [4] Медведский Р.И. *Строительство и эксплуатация нефтегазовых скважин в вечномерзлых породах*, М.: Недра, 1987. 230 с. [Medvedskij R.I. *Construction and operation of wells for oil and gas in permafrost*, Moscow, Nedra, 1983, 230 p. (in Russian)]
- [5] Гриценко А.И., Андреев О.Ф., Малеванский В.Д. Основные направления работ по созданию надежных конструкций газовых скважин в криолитозоне, *Экспериментальные и теоретические взаимодействия скважин с многолетнемерзлыми породами: сб. науч. тр. М.: ВНИИгаз*, 1979, 7–13 [Gricenko A.I., Andreev O.F., Malevanskij V.D. The main directions of work on the making of reliable design of gas wells in the permafrost, *Experimental and theoretical interactions of wells with permafrost: scientific proceedings*, Moscow. VNIIGaz, 1979, 7-13 (in Russian)]
- [6] Яковлев А.А., Турицына М.В., Могильников Е.В. Анализ и обоснование выбора очистных агентов и технология их применения при бурении скважин в условиях многолетнемерзлых пород, *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Геология. Нефтегазовое и горное дело*, 2014, 12, 22–32 [Yakovlev A.A., Turicyna M.V., Mogilnikov E.V., Analysis and justification of selecting cleaning agents and technology of their application in permafrost well drilling, *Vestnik Permskogo nacionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Geologiya. Neftegazovoe i gornoe delo*, 2014, 12, 22–32 (in Russian)]
- [7] Марамзин А.В., Рязанов А.А. *Бурение разведочных скважин в районах распространения многолетнемерзлых пород*, М.: Недра, 1971. 148 с. [Maramzin A.V., Ryazanov A.A., *Exploratory drilling in areas of permafros*, Moscow, Nedra, 1971, 148 p. (in Russian)]

- [8] Васильев Н.И., Талалай П.Г., Зубков В.М., Красилев А.В., Зубков М.В. Ликвидация осложнений и аварий при бурении глубоких скважин в ледниках, *Записки Горного института*, 2008, 178, 181-187 [Vasilev N.I., Talalaj P.G., Zubkov V.M., Krasilev A.V., Zubkov M.V., Accident elimination during the deep wells drilling in glaciers, *Zapiski Gornogo instituta*, 2008, 178, 181-187 (in Russian)]
- [9] Tunc S., Duman O. The effect of different molecular weight of poly(ethylene glycol) on the electrokinetic and rheological properties of Na-bentonite suspensions, *Colloids Surf., A.*, 2008, 317, 93–99.
- [10] De Souza C.E.C., Nascimento R.S.V. Hydrophobically Modified Poly(Ethylene Glycol) as Reactive Clays Inhibitor Additive in Water-Based Drilling Fluids, *J. Appl. Polymer Sci.*, 2010, 117(2), 857-864.
- [11] Минаков А.В., Рудяк В.Я., Гузей Д.В., Пряхников М.И., Лобасов А.С. Измерение коэффициента теплопроводности наножидкостей методом нагреваемой нити, *Инженерно-физический журнал*, 2015, 88(1), 148–160 [Minakov A.V., Rudyak V.Y., Guzei D.V., Pryazhnikov M.I., Lobasov A.S. Measurement of the thermal-conductivity coefficient of nanofluids by the hot-wire method, *J. Eng. Phys. Thermophys.*, 2015, 88 (1), 149-162 (in Russian)]
- [12] Minakov A.V., Rudyak V.Ya., Pryazhnikov M.I. Rheological behavior of water and ethylene glycol based nanofluids containing oxide nanoparticles, *Colloids Surf., A*, 2018, 554, 279-285.
- [13] Filimonov M.Yu., Vaganova N.A. Simulation of thermal stabilization of soil around various technical systems operating in permafrost, *Appl. Math. Sci.*, 2013, 7(144), 7151-7160.
- [14] Половников, В.Ю., Цыганкова, Ю.С. Радиус растепления многолетнемерзлых пород при эксплуатации нефтяных скважин в Восточной Сибири, *Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и на море*, 2014, 1, 38-43 [Polovnikov V.Yu., Tsygankova Yu.S., Radius of permafrost thawing while operating oil wells in the East Siberia, *Stroitelstvo neftyanyh i gazovyh skvazhin na sushe i na more*, 2014, 1, 38-43 (in Russian)]
- [15] Искандаров Н.Х., Агзамов Ф.А. Расчетный алгоритм теплового взаимодействия нефтяной скважины с многолетнемерзлыми породами, *Нефтяная провинция*, 2016, 1(5), 20-32 [Iskandarov N.H., Agzamov F.A. Calculation algorithm of thermal interaction of oil well with perennially frozen rocks, *Oil province*, 2016, 1(5), 20-32 (in Russian)]
- [16] Filimonov M.Yu., Vaganova N.A. Prediction of changes in permafrost as a result technogenic effects and climate, *Academic J. Sci.*, 2014, 3(1), 121-128.
- [17] Гаврилов А.А., Минаков А.В., Дектерев А.А., Рудяк В.Я. Численный алгоритм для моделирования установившихся ламинарных течений неньютоновских жидкостей в кольцевом зазоре с эксцентриситетом, *Вычислительные технологии*, 2012, 17(1), 44–56 [Gavrilov A.A., Minakov A.V., Dekterev A.A., Rudyak V.Y. A numerical algorithm for modeling steady laminar flows of non-newtonian fluid in annulus with eccentricity, *Comput. Technol.*, 2012, 17(1), 44-56 (in Russian)]
- [18] Gavrilov A.A., Rudyak V.Ya. Reynolds-averaged modeling of turbulent flows of power-law fluid, *J. Non-Newton. Fluid Mech.*, 2016, 227, 45–55.
- [19] Минаков А.В. Численный алгоритм решения задач гидродинамики с подвижными границами и его тестирование, *Журнал вычислительной математики и математической физи-*

ku, 2014, 54(10), 1618-1629 [Minakov A.V. Numerical algorithm for moving-boundary fluid dynamics problems and its testing, *Comput. Math. & Math. Phys.*, 2014, 54(10) 1560-1570 (in Russian)]

[20] Minakov A.V., Zhigarev V.A., Mikhienkova E.I., Neverov A.L., Buryukin F.A., Guzei D.V. The effect of nanoparticles additives in the drilling fluid on pressure loss and cutting transport efficiency in the vertical boreholes, *J. Pet. Sci. Eng.*, 2018, 171, 1149-1158.