

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

**Журнал Сибирского
федерального университета
Техника и технологии**

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

2021 14 (4)

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

2021 14(4)

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*

№ 4. 30.06.2021. 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 24.06.2021. Формат 84х108/16. Усл. печ. л. 10,0.

Уч.-изд. л. 9,5. Бумага тип. Печать офсетная. Тираж 1000 экз. Заказ № 14080.

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

Nikita Yu. Sokolov, Vladimir A. Kulagin and Dmitry A. Nesterov Heat Pipe System as a Component of Spacecraft Electronics	363
Vasily N. Kornopoltsev and Bair B. Damdinov Thermal Conducting Properties of Metal-fluoroplastic Material Determined by Tribological Method	378
Viktor I. Karpenok, Vasily I. Murko, Vera P. Mastikhina and Yulia A. Loboda Thermodynamic and Chemical Analysis of Water-Coal Fuel Ignition and Combustion in Adiabatic Combustion Chamber	385
Dmitry A. Loginov, Artem P. Chernykh and Sergey R. Islamov Thermal Processing of Thermal Coal Under Pressure to Produce Semi-Coke and Thermal Energy	399
Dmitry A. Loginov, Sergey V. Demenchuk and Sergey R. Islamov Increasing the Efficiency of the Autothermal Processing of Coal in a Fluidized Bed	408
Evgeniy N. Vasil'ev Regulation of Cooling Mode of Thermoelectric Bloc	416
Nikolay V. Shadrinov, Vladimir D. Gogolev and Tatyana A. Isakova Influence of Chemically Modified Ultra-High Molecular Weight Polyethylene on the Properties of Butadiene Nitrile Rubber	424
Kholmahmad I. Kholov, Nasim T. Sharifboev, Shonavruz R. Samikhov, Sherzod R. Dzhurakulov and Mahjuba S. Zarifova Gold Leaching by Various Solutions, Alternative of Cyanide and Their Prospects in the Future	433
Yuri N. Bulatov, Andrey V. Kryukov and Konstantin V. Suslov Research of Operation of Predictive Controllers of Distributed Generation Plant in Power Supply System with Energy Storage	448
David V. Beknazaryan, Georgij E. Kanewets and Konstantin V. Strogonov Efficiency Criteria for Thermal Insulation Structures of Glass Furnaces	459
Alisher N. Khazratov Hydraulic Calculations of Earthen Channels for Reconstruction	472

СОДЕРЖАНИЕ

Н. Ю. Соколов, В. А. Кулагин, Д. А. Нестеров

Система тепловых труб в составе радиоэлектронного оборудования
космического аппарата 363

В. Н. Корнопольцев, Б. Б. Дамдинов

Определение теплопроводных свойств металлофторопластового материала
трибологическим методом 378

**В. И. Карпенко, В. И. Мурко,
В. П. Мاستихина, Ю. А. Лобода**

Термодинамический и химический анализ процессов воспламенения и горения
водоугольного топлива в адиабатической камере сжигания 385

Д. А. Логинов, А. П. Черных, С. Р. Исламов

Термическая переработка энергетического угля под давлением с получением полукокса
и тепловой энергии..... 399

Д. А. Логинов, С. В. Деменчук, С. Р. Исламов

Повышение эффективности процесса автотермической переработки угля в кипящем слое..... 408

Е. Н. Васильев

Регулирование режима охлаждения термоэлектрического блока 416

Н. В. Шадрин, В. Д. Гоголев, Т. А. Исакова

Влияние химически модифицированного сверхвысокомолекулярного полиэтилена
на свойства бутадиен-нитрильного каучука 424

**Х. И. Холов, Н. Т. Шарифбоев,
Ш. Р. Самихов, Ш. Р. Джуракулов, М. С. Зарифова**

Выщелачивание золота различными растворами, заменители цианида и их перспективы
в будущем 433

Ю. Н. Булатов, А. В. Крюков, К. В. Суслов

Исследование работы прогностических регуляторов установки распределенной генерации
в системе электроснабжения с мощным накопителем электроэнергии 448

Д. В. Бекназарян, Г. Е. Каневец, К. В. Строгонов

Критерии эффективности теплоизоляционных конструкций стекловаренных печей..... 459

А. Н. Хазратов

Проблемы реконструкции земляных каналов..... 472

DOI: 10.17516/1999-494X-0317

УДК 621.565.83:629.7

Heat Pipe System as a Component of Spacecraft Electronics

**Nikita Yu. Sokolov^a,
Vladimir A. Kulagin^{*b} and Dmitry A. Nesterov^c**
*^aInformation Satellite Systems – Reshetnev Company
Zheleznogorsk, Russian Federation
^bSiberian Federal University
Krasnoyarsk, Russian Federation
^cInstitute of Computational Modeling SB RAS
Division of FRC KSC SB RAS
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 14.04.2021, received in revised form 11.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. We report on the results of optimizing a single flat heat pipe into an arrangement of heat pipes. A comparison is drawn at the same temperatures and occupied volumes and for a specific maximum temperature of radio-electronic devices. The end result of our studies is that the limiting heat transfer capacity has been found for a single heat pipe and two- and three-level heat pipe assemblies with various heat transfer media. Versatility of the mathematical model enhanced by the optimization method has been proved.

Keywords: flat heat pipe, heat pipe system, cooling of electronics, high thermal power density.

Citation: Sokolov N.Yu., Kulagin V.A., Nesterov D.A. Heat pipe system as a component of spacecraft electronics, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 363–377. DOI: 10.17516/1999-494X-0317

Система тепловых труб в составе радиоэлектронного оборудования космического аппарата

Н.Ю. Соколов^а, В.А. Кулагин^б, Д.А. Нестеров^в

^а*Информационные спутниковые системы
им. акад. М.Ф. Решетнева*

Российская Федерация, Железногорск

^б*Сибирский федеральный университет*

Российская Федерация, Красноярск

^в*Институт вычислительного моделирования СО РАН –
обособленное подразделение ФИЦ КНЦ СО РАН
Российская Федерация, Красноярск*

Аннотация. Изложены результаты оптимизации одиночной плоской тепловой трубы в систему тепловых трубок. Сравнение проводится при одинаковых температурах и занимаемых объемах и для конкретной максимальной температуры радиоэлектронных устройств. Конечным результатом исследований является то, что предельная способность теплопередачи была найдена для одиночной тепловой трубы и двух- и трехуровневых тепловых труб в сборе с различными теплоносителями. Доказана универсальность математической модели, усиленной методом оптимизации.

Ключевые слова: плоская тепловая труба, система тепловых труб, охлаждение радиоэлектронной аппаратуры, высокая плотность тепловой мощности.

Цитирование: Соколов, Н.Ю. Система тепловых труб в составе радиоэлектронного оборудования космического аппарата / Н.Ю. Соколов, В.А. Кулагин, Д.А. Нестеров // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 363–377. DOI: 10.17516/1999-494X-0317

Введение

С каждым годом информационный поток становится все больше, поэтому именно спутниковые системы связи представляют собой одну из наиболее динамично развивающихся разновидностей космических информационных систем. Одним из непереносимых условий надежного функционирования космического аппарата (КА) и его служебных систем, а также оборудования полезной нагрузки является обеспечение необходимого теплового режима всех его компонентов.

В статье Амира Фагри [1] представлен подробный обзор тепловых трубок, включая историческую перспективу, принципы работы, типы тепловых труб, характеристики тепловых труб, ограничения тепловых труб, запуск и отключение тепловых труб с замораживанием, анализ и моделирование тепловых трубок, а также различные тепловые характеристики их приложений. В статье [2] дан обзор тепловых трубок, особенно используемых в различных космических полетах. Обсуждаются исторические перспективы, принципы работы, типы тепловых труб. В работе [3] представлено практическое исследование современной технологии тепловых трубок, в котором обсуждается, как ее можно оптимизировать для использования в более широком масштабе. Эта книга предлагает обзор теории тепломассопереноса, относящейся к производительности тепловых труб, особенно в приложениях с высоким тепловым пото-

ком и в ситуациях, в которых возможна любая комбинация неравномерной тепловой нагрузки, ограниченного воздушного потока над тепловыделяющими компонентами, а также ограничений по площади или весу. Решаются ключевые проблемы внедрения, включая балансировку нагрузки, характеристики материалов, диапазоны рабочих температур, тепловое сопротивление и рабочую ориентацию. Представлены математические модели для расчета ограничений теплопередачи и температурного градиента как для высокотемпературных, так и для низкотемпературных тепловых труб. В книге результаты расчетов сравниваются с имеющимися экспериментальными данными. Она также включает в себя серию компьютерных программ, разработанных автором для поддержки представленных данных, помощи в проектировании и прогнозирования производительности.

Перспективы развития информационных спутниковых систем в России связаны с созданием негерметичных космических аппаратов. Такие аппараты уже вошли в состав глобальной навигационной системы ГЛОНАСС и в недалеком будущем станут ее основой [4, 5]. Одновременно идет разработка новых моделей КА с увеличенной мощностью более 5 кВт, сроком активного существования более 12 лет и с повышенными точностными навигационно-временными характеристиками. Одной из главных проблем является обеспечение оптимального теплового режима радиоэлектронной аппаратуры (РЭА) на борту КА. В условиях постоянно возрастающей мощности бортовой аппаратуры и необходимости уменьшения ее объема и массы обеспечение работы КА возможно только за счет увеличения эффективности работы систем отвода тепла. Основной принцип функционирования системы обеспечения теплового режима заключается в поддержании требуемого диапазона температур на посадочных местах тепловыделяющего оборудования космического аппарата КА при заданных энергопотреблениях. От этого зависит долговечность и надежность функционирования спутника в целом.

Обеспечение теплового режима современных КА негерметичного исполнения, например спутников связи с увеличенным сроком активного существования, достигается с помощью тепловых труб. Для минимизации массоэнергетических параметров системы целесообразно использовать принцип естественной, нерегулируемой передачи тепловой мощности с более высокого температурного уровня на низкий. Это обеспечивается отбором тепловой мощности, выделяемой аппаратурой, от ее посадочных мест на термоплатах (панелях), передачей этой мощности на радиационный теплообменник (РТО) и отводом ее с РТО в окружающее пространство. Наиболее предпочтительным средством реализации этого принципа являются тепловые трубы (ТТ), работающие на основе замкнутого испарительно-конденсационного цикла. ТТ отличаются высокой эффективной теплопроводностью, в десятки раз превышающей теплопроводность металлов [6, 7]. Они обеспечивают эффективный отвод тепла от теплонагруженных электрорадиоизделий (ЭРИ), позволяют трансформировать плотность тепловых потоков, разнести в пространстве источник и приемник теплоты, стабилизировать температуру и уменьшить неравномерность температурного поля по конструкции радиоэлектронной аппаратуры. В отличие от систем, имеющих жидкостный контур охлаждения с принудительной циркуляцией теплоносителя, системы из тепловых труб не потребляют электроэнергию, значительно выигрывают в массе и надежности. Поэтому одним из перспективных научно-технических направлений в развитии конструкции современной РЭА КА признано внедрение тепловых труб. В настоящее время разработан новый класс плоских ТТ, встраиваемых в несущую конструк-

цию блока РЭА, – гипертеплопроводящая секция (ГТПС), отличающаяся от прочих ТТ оригинальной конструкцией корпуса. По сути все современные научные работы в данной области направлены на переработку материала 1960–70-х годов, увеличение отводимой мощности от ЭРИ обеспечивают за счет параллельного соединения ТТ либо за счет увеличения объема пористой структуры ТТ. Зависимость максимально отводимой мощности от длины ТТ является нелинейной, поэтому при определенных параметрах последовательные и последовательно-параллельные схемы соединения ТТ превосходят схемы прямого одиночного или параллельного соединения ТТ. Это позволяет оптимально решать многие инженерные задачи, связанные с передачей тепла с минимальными потерями, охлаждением и термостатированием или термостабилизацией различных объектов, использующихся как на Земле, так и в космическом пространстве. Важно также развитие методов экспериментального исследования гидродинамики двухфазного газожидкостного течения в микроканале, получение закономерностей режимов течения и определение границ режимов течения, определение потерь на трение для каналов с различной ориентацией относительно вектора силы тяжести [8]. Современные искусственные спутники Земли для связи и телерадиовещания представляют собой КА, оснащенные крупногабаритным негерметичным приборным отсеком в виде блочно-модульной конструкции на основе плоских прямоугольных сотовых панелей [9], несущих на себе теплонагруженные приборы радиоэлектронной бортовой аппаратуры (БА) [10].

Отсутствие в конструкциях ТТ движущихся механических частей, использование для движения теплоносителя капиллярных сил, высокая плотность передаваемого теплового потока при минимальных перепадах температур (термических сопротивлениях) и автономность работы каждой из них, возможность резервирования, минимальное обслуживание и малый удельный вес, бесшумная работа создают им преимущества и обеспечивают надежность и долговечность перед иными способами термостатирования заданного объекта на борту КА. Панели с вмонтированными в них ТТ – надежная защита от ударов микрометеоритов [5]. Изотермализирующая природа ТТ уменьшает температуры мощных компонентов тепловыделяющего оборудования, увеличивая таким образом надежность их работы. Выигрыш в массе дает возможность распределения массы КА в пользу систем энергопитания, двигателей и полезной нагрузки [11, 12]. Существуют различные методы проверки работоспособности ТТ – термовакуумные испытания (ТВИ) каждого образца, экспресс-контроль в составе РЭА и т.п. В этой связи важно совершенствование испытательного оборудования, обеспечивающего высокую точность определения характеристик ТТ, что в итоге обеспечит надежность и долговечность работы КА на орбите [13–15].

Основная идея данной работы заключается в разработке новой методики уменьшения массогабаритных характеристик приборов КА, основанного на применении новой математической модели ТТ для описания термодинамических характеристик систем, состоящих из ТТ. Главное отличие новой математической модели от существующих, например изложенной в [16–18], в том, что критерием увеличения ТТ в системе ТТ является уменьшение массы системы ТТ при добавлении ТТ и уменьшение температурного запаса ЭРИ. Если конструктив рамки отработан и унифицирован, то большой температурный запас ($> 5^\circ\text{C}$ с учетом срока активного существования (САС КА) для ЭРИ во время наземной экспериментальной отработки БА может означать только одно – избыточную массу рамки. Для обеспечения тепловых режимов ЭРИ в блоках с

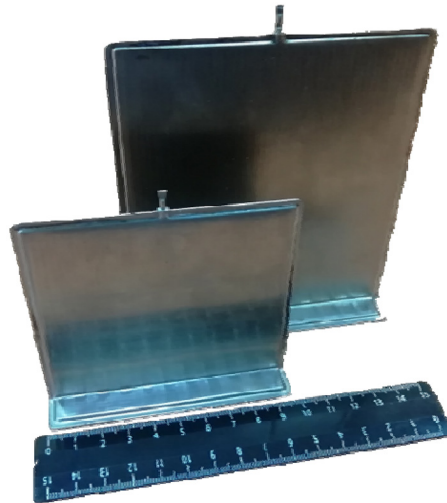


Рис. 1. Внешний вид ГТПС

Fig. 1. External appearance of HHCE

тепловыделением 16–160 Вт в АО «ИСС» разработан конструктив рамок со встроенными гипертеплопроводящими секциями (ГТПС) [19].

Результаты расчета математической модели подтверждены экспериментально на вновь созданной системе ТТ (состоящей из двух ГТПС). Разработанный в итоге блок прибора КА обладает превосходными массогабаритными характеристиками. Система термостабилизации (СТР) современных КА, выпускаемых АО «ИСС», обеспечивает температуры посадочных мест БА в диапазоне от минус 10 до плюс 40 °С. Максимальная рабочая температур ЭРИ определена техническими условиями (ТУ) ЭРИ производителем, также производителем определена максимальная рабочая температура ЭРИ с учетом срока активного существования (САС) КА. Конструкция БА должна обеспечивать тепловые режимы всех ЭРИ с учетом САС. Масса ТТ увеличивается непропорционально длине ТТ, что можно заметить на рис. 1, построенном по математической модели Чи [18, 20].

Существующие математические модели ТТ, нелинейная зависимость отводимой тепловой мощности от длины ТТ

Стационарное ламинарное течение несжимаемой жидкости с постоянной вязкостью μ в круглой трубе радиуса a описывается уравнением Хагена–Пуазейля [4]. Это уравнение связывает скорость жидкости v_r на радиусе r с перепадом давления $P_2 - P_1$ на участке трубы длиной ℓ :

$$v_r = \frac{a}{4\mu} \left[1 - \left(\frac{r}{a} \right)^2 \right] \frac{P_2 - P_1}{\ell}. \quad (1)$$

Скорость по радиусу изменяется по закону параболы от максимального значения на оси трубы до нулевого на стенке. Средняя по сечению скорость равна:

$$v = \frac{a^2}{8\mu} \frac{(P_2 - P_1)}{\ell}. \quad (2)$$

Массовый расход $\dot{m}$, протекающий через трубу за секунду, равен:

$$\dot{m} = \rho S = \rho v \pi a^2 = \frac{\rho \pi a^4 (P_2 - P_1)}{8\mu \ell}, \quad (3)$$

где S – объемный расход.

Режим течения в жидкой фазе в тепловой трубе почти всегда ламинарный. Поскольку каналы для прохода жидкости в общем случае не будут прямолинейны, не будут иметь круглое поперечное сечение и, кроме того, будут соединяться между собой, то уравнение Хагена–Пуазейля должно быть модифицировано с учетом этих обстоятельств.

$$\dot{m} = \frac{\pi(r_w^2 - r_v^2) \varepsilon r_c^2 \rho_l \Delta P_l}{8\mu_l \ell_{\text{eff}}} \quad (4)$$

где ε – пористость фитиля; r_w – радиус до стенки ТТ; r_v – радиус газового канала ТТ; r_c – эффективный радиус поры; ℓ_{eff} – полная эффективная длина канала для прохода жидкости. Связывая $\dot{m}$ с тепловым потоком соотношением $Q = \dot{m}L$, где L – скрытая теплота испарения, получаем:

$$\Delta P_l = \frac{8\mu_l Q \ell_{\text{eff}}}{\pi(r_w^2 - r_v^2) \varepsilon r_c^2 \rho_l L} \quad (5)$$

Для пористой среды уравнение (5) обычно записывают в виде

$$\Delta P_l = \frac{b \mu_l Q \ell_{\text{eff}}}{\pi(r_w^2 - r_v^2) \varepsilon r_c^2 \rho_l L}, \quad (6)$$

где b – безразмерная постоянная, учитывающая поправку на извилистость каналов, равная примерно 10–20. Это уравнение содержит три постоянные – b , r и ε , каждую из которых трудно измерить. Поэтому обычно при расчетах ΔP_l в подобного типа фитилях используют формулу Дарси, которая записывается как

$$\Delta P_l = \frac{\mu_l \ell_{\text{eff}} \dot{m}}{\rho_l K A}, \quad (7)$$

где K – проницаемость фитиля; A – поперечное сечение.

Формула Дарси представляет собой уравнение Хагена–Пуазейля, содержащее поправочные члены, объединенные параметром K , учитывающим размер пор, распределение и извилистость каналов. Проницаемость K легко поддается измерению.

Капиллярное ограничение (ограничение по смачиваемости фитиля) [4]. Для того чтобы ТТ работала, необходимо, чтобы удовлетворялось соотношение:

$$\Delta P_c \geq \Delta P_l + \Delta P_v + \Delta P_g, \quad (8.1)$$

$$\Delta P_g = \rho_l g \ell_{\text{eff}} \sin \varphi, \quad (8.2)$$

$$\Delta P_c = \frac{2\sigma \cos \theta}{r_c}, \quad (8.3)$$

$$\Delta P_v = \frac{8\mu_v \ell_{\text{eff}} \dot{m}}{\pi r_v^4}, \quad (8.4)$$

$$\Delta P_l = \frac{\mu_l \ell_{\text{eff}} \dot{Q}}{\rho_l L A K}, \quad (8.5)$$

где φ – угол наклона ТТ; g – ускорение свободного падения; θ – угол смачивания; σ – поверхностная энергия; μ_v – динамическая вязкость пара; $\dot{Q}$ – максимально отводимая тепловая мощность.

ность. Формулу (8.1) можно переписать в более простом виде, если принять следующие допущения:

- 1) ТТ находится в горизонтальном положении или в условиях невесомости;
- 2) перепадом давления в паровом потоке можно пренебречь;
- 3) свойства жидкости не меняются вдоль трубы;
- 4) фитиль является однородным.

$$\Delta P_c = \Delta P_1 \quad (9.1)$$

или

$$\frac{2\sigma \cos \theta}{r_c} = \frac{\mu_1 \ell_{\text{eff}} \dot{Q}}{\rho_1 L A K}. \quad (9.2)$$

Перепишем уравнение (9.1) таким образом, чтобы выделить характер зависимости отводимой тепловой мощности от длины ТТ.

$$\dot{Q} = \frac{C}{\ell_{\text{eff}}}, \quad (10)$$

где

$$C = \frac{2\sigma \cos \theta \rho_1 L A K}{\mu_1 r_c}.$$

Соотношение (10) показывает обратную пропорциональность отводимой тепловой мощности от длины ТТ, т.е. зависимость нелинейная. Очевидно, что уравнение (10) представляет собой уравнение равнобочной гиперболы. В работе [5] предложена математическая модель оптимизации последовательного соединения одномерных (цилиндрических) ТТ, данную модель также можно применить к плоским ТТ в случае равномерного подвода и отвода тепловой мощности.

Поскольку в формуле (8.1) все величины справа суммируются, а параметр ℓ_{eff} находится в числителе, отмена допущений, принятых для вывода соотношения (10), увеличит нелинейную зависимость отводимой тепловой мощности от длины ТТ. Также из формул (8.1)–(8.5) следует, что скорость продвижения фронта жидкости в процессе заполнения фитиля будет уменьшаться по мере уменьшения разницы давления между максимальным капиллярным давлением и текущим давлением в капилляре. Эффективная теплопроводность капиллярных ТТ в 10–100 раз превышает теплопроводность металлов, и потенциально ТТ могут стать основой высокоэффективного теплопередающего тракта в задачах современного приборостроения, а также для передачи тепловой энергии в глобальных масштабах (ТЭЦ и пр.).

Существующая математическая модель ГТПС, программный комплекс для расчета предельных характеристик

Прорывным научно-техническим решением, которое обеспечило эффективный отвод тепла от всех ЭРИ бортовой РЭА, является ГТПС [19]. Новый класс тепловых труб представляет собой плоскую тонкую герметичную конструкцию, внутри которой находится фитиль из спеченного металлического порошка, заполненный жидким теплоносителем (рис. 1).

В фитиле также располагаются каналы для движения пара. Фитиль и паровые каналы обеспечивают движение теплоносителя в любом направлении в плоскости тепловой трубы. На

поверхности тепловой трубы произвольным образом могут располагаться источники и стоки тепла. В местах подвода тепла жидкость испаряется и движется по паровым каналам к области охлаждения, где пар конденсируется и движется обратно по фитилю. Скрытая теплота парообразования теплоносителя обеспечивает высокую эффективность передачи тепла. Движение рабочего вещества осуществляется за счет капиллярных сил.

Для обеспечения срока активного существования (САС) 140000 часов (15 лет) необходимо, чтобы применяемые в аппаратуре ЭРИ функционировали при температуре не более 55 °С при том, что на установочном месте бортовой РЭА гарантируется температура не более 40 °С. На рис. 2 представлена конструктивная реализация ГТПС в бортовой РЭА КА.

В ИВМ СО РАН по заказу АО «ИСС» был разработан программный комплекс моделирования бортовой РЭА, который обеспечивает полный тепловой расчет бортовой РЭА, содержащей в своем составе блоки со встроенными ГТПС. Входными данными являются геометрические и теплофизические характеристики узлов прибора, расположение и мощность тепловыделяющих элементов, параметры тепловых контактов, характеристики для учета теплообмена за счет излучения и теплообмена с окружающей средой. При использовании ГТПС учитываются характеристики теплоносителя и материалов фитиля и корпуса тепловой трубы, параметры и геометрия пористой структуры. Предусмотрены различные варианты внешних условий и теплоотвода, соответствующие условиям испытаний РЭА при отработке или функционировании в составе КА на орбите: испытания отдельного блока или прибора в сборе, наличие атмосферы или вакуум, наличие гравитации. В качестве теплоотвода учитываются различные варианты: заданная температура основания, сотовая панель с охлаждающими магистралями, пластина с жидкостными каналами.

Выходными данными программного комплекса служат температуры элементов, тепловые поля конструкций блоков и стенок прибора, распределение температур поверхности теплоотводящего основания, изменение температуры жидкости по длине охлаждающих магистралей.

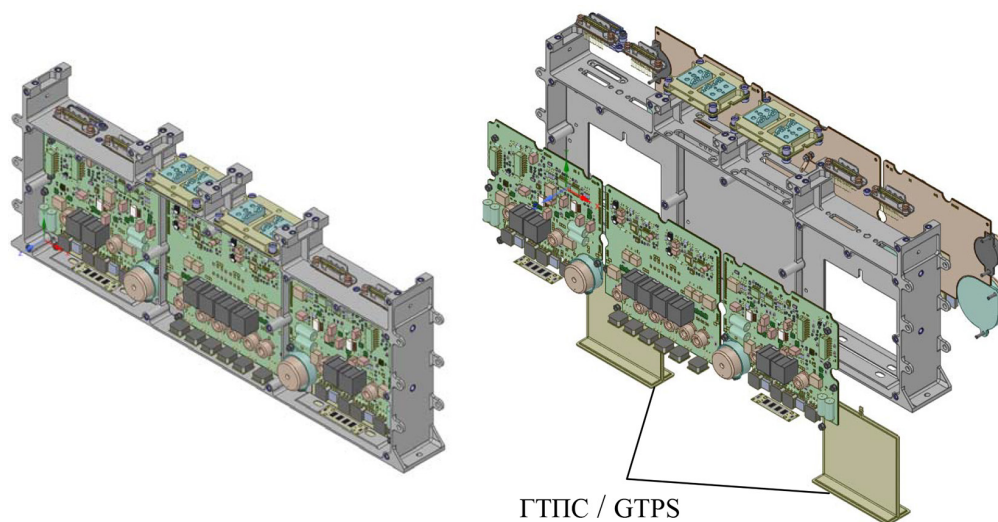


Рис. 2. Модель блока бортовой РЭА с интегрированными ГТПС

Fig. 2. Model of the on-board REA unit with integrated GTPS

При наличии ГТПС определяются распределения давлений и скоростей паровой и жидкостной фаз теплоносителя, наличие зон осушения или замерзания теплоносителя.

Расчетный модуль программного комплекса использует в работе набор различных математических моделей для решения тепловой задачи. Моделирование теплопередачи в конструкциях блока и прибора без ГТПС сводится к совместному итерационному решению стационарных уравнений теплопроводности и уравнений лучистого теплообмена (при учете излучения). Для плоских тепловых труб были разработаны более сложные модели и алгоритмы, основанные на совместном решении двухмерных уравнений теплопроводности, уравнений сохранения массы жидкости и пара, дополненных уравнениями Дарси. В модели используются усредненные характеристики, которые отражают проницаемость внутренней структуры плоской тепловой трубы для пара и жидкости.

При функционировании ГТПС обычно конвективный механизм переноса тепла является доминирующим. Однако требуется учитывать случаи, когда конвективный перенос тепла становится неэффективным (при температурах теплоносителя, близких к точке замерзания) или в случае прекращения движения теплоносителя (осушение фитиля, замерзание теплоносителя или блокирование паровых каналов неконденсирующимися газами). В этом случае необходимо учитывать перенос тепла за счет теплопроводности конструкции ГТПС (корпуса и фитиля).

Система уравнений в области ГТПС имеет вид:

$$\operatorname{div}(-d\lambda \nabla T(x, y)) + g(x, y)T(x, y) + g_c(x, y) = f(x, y), \quad (11.1)$$

$$\operatorname{div}\left(d_{hp} \frac{\rho_v}{\mu_v} K_v \nabla P_v\right) = -\frac{q(x, y)}{L}, \quad (11.2)$$

$$\operatorname{div}\left(d_{hp} \frac{\rho_l}{\mu_l} K_l \nabla P_l\right) = \frac{q(x, y)}{L}, \quad (11.3)$$

где $T(x, y)$ – распределение температуры; $d\lambda$ – произведение толщины и эффективной теплопроводности конструкции тепловой трубы (при отсутствии циркуляции теплоносителя); $g(x, y)$ и $f(x, y)$ – коэффициенты, учитывающие внешние потоки тепла (тепловыделение ЭРИ, сток тепла, слагаемые для радиационных потоков тепла и пр.); $q(x, y)$ – поглощаемое испаряющимся теплоносителем в тепловой трубе тепло (Вт/м^2); $P_l(x, y)$ и $P_v(x, y)$ – давления в жидкостной и паровой фазах теплоносителя; L – скрытая теплота парообразования теплоносителя; μ и ρ – вязкость и плотность фаз теплоносителя; K_l, K_v – коэффициенты (в общем случае тензоры), определяющие проницаемость капиллярной структуры тепловой трубы для жидкости и пара.

Для решения системы (11.1)–(11.3) дополнительно используется соотношение $\nabla P_v = \frac{\partial P_v}{\partial T_v} \nabla T_v$, указывающее, что пар внутри тепловой трубы находится на линии насыщения. При этом зависимость производной давления насыщенного пара по температуре может задаваться как отдельная характеристика теплоносителя. Величина $q(x, y)$ в общем случае сложным образом зависит от состояния теплоносителя и в том числе от распределения температуры $T(x, y)$. То есть уравнение (6) нелинейное, поэтому его решение является сложной задачей. Система уравнений (11.1)–(11.3) решается итерационно, при этом на каждой итерации после расчета распределения давлений жидкости и пара проверяется следующее условие:

$$P_v(x, y) - P_l(x, y) < P_c, \quad P_c = \frac{2\sigma \cos \theta}{r_c}, \quad (12)$$

где r_c – радиус пор фитиля; σ – коэффициент поверхностного натяжения; θ – предельный угол смачивания материала фитиля теплоносителем. В области, где условие (12) не выполняется, фитиль осушается и поглощение тепла при испарении прекращается. Величина q в этой области принимается равной нулю для последующих итераций. Аналогично учитывается условие на замерзание теплоносителя: $T(x, y) > T_0$, где T_0 – температура замерзания.

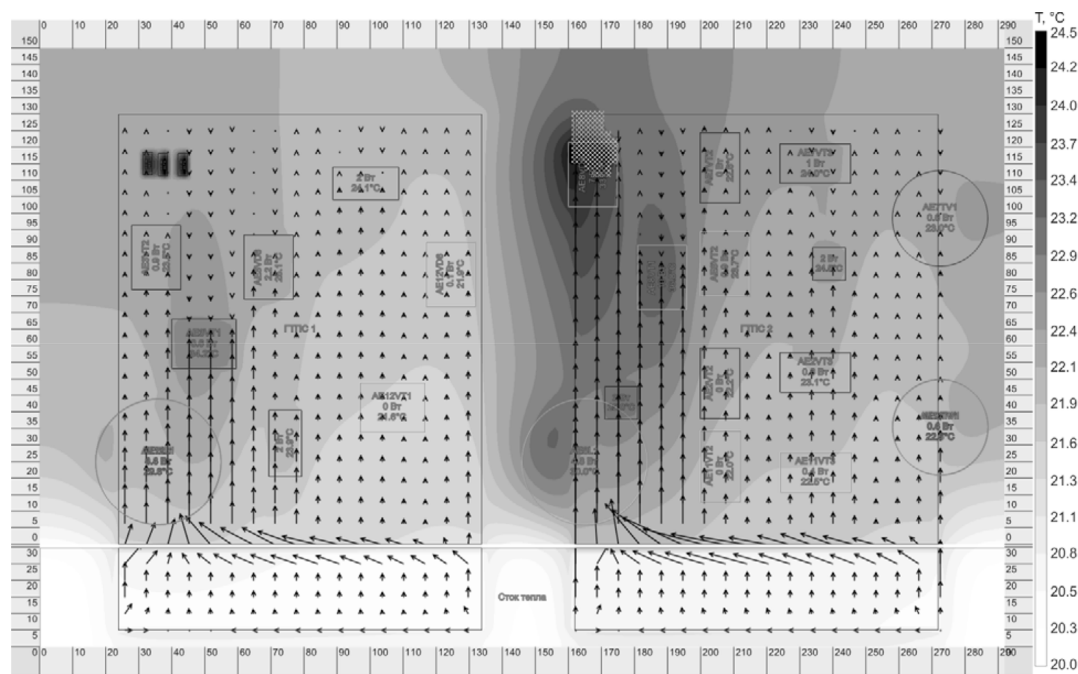


Рис. 3. Температура поверхности блока РЭА и поле скоростей жидкости в фитиле ГТПС

Fig. 3. Surface temperature of the CEA unit and the field of fluid velocities in the GTPS wick

Разработанный программный комплекс оснащен графическим интерфейсом, обеспечивающим удобную работу с программой, задание входных параметров, получение и анализ результатов расчетов. С целью увеличения точности расчета по результатам экспериментальной проверки ГТПС уточняются значения параметров математической модели (пористость, проницаемость и пр.). На рис. 3 показан пример расчета теплового поля поверхности блока РЭА со встроенными плоскими тепловыми трубами. Дополнительно показано поле скоростей жидкости в капиллярных структурах. На правой тепловой трубе (в левом верхнем углу) выделена область осушения фитиля, которое приводит к локальному увеличению температуры.

Предельные характеристики плоских ТТ и их последовательное соединение

В работе [4] проведен ряд экспериментов по определению максимального значения мощности и плотности мощности, которая может быть отведена с помощью ГТПС, при сконцентрированном подводе тепла, при различном расположении области подвода тепла. В качестве ис-

точника тепла использовался транзистор, способный выделять тепловую мощность до 100 Вт и имеющий размер 14 мм × 16 мм (площадь 2,2 см²). Эксперименты проведены для различных вариантов размещения источника тепла на поверхности тепловой трубы. При центральном расположении нагревателя расстояние до холодильника составляло 60 мм, при расположении в углу – 105 мм. Эксперименты проведены для горизонтальной ориентации и при температуре зоны конденсации минус 27 °С.

При расположенном в центре нагревателе осушение фитиля появилось при мощности нагревателя 24 Вт. Температура поверхности тепловой трубы составляла 35 °С. Дальнейшее увеличение мощности нагревателя вызывает линейный рост температуры 1 °С/Вт. Для расположенного в углу нагревателя осушение фитиля обнаружено при 13 Вт при температуре поверхности тепловой трубы 35 °С. Дальнейшее увеличение мощности нагревателя вызывает линейный рост температуры 1,2 °С/Вт.

Для вертикально ориентированной ГТПС отводимая от нагревателя мощность до осушения будет значительно меньше, что следует из уравнения (8.1). Также известно, что с уменьшением температуры возрастает динамическая вязкость жидкостей, а для воды в рабочем диапазоне температур РЭА КА существует точка фазового перехода, из чего следует значительное снижение отводимой от нагревателя мощности с уменьшением температуры.

Последовательное соединение плоских ТТ теоретически должно перераспределить тепловые потоки от ЭРИ. В случае частичного осушения границы соединения ТТ тепловой поток будет проводить металлический корпус, верхняя ТТ будет работать при более высокой температуре, что увеличит отводимую от нагревателя локальную мощность. Системное взаимное влияние ТТ на разных уровнях при последовательной и последовательно-параллельной схеме соединения позволяет определить новый термин – *система тепловых труб* (СТТ). В программном комплексе была смоделирована одиночная плоская ТТ (медная) с пористой структурой в виде столбиков и СТТ, состоящая из двух и трех уровней, соединенных встык (без увеличения толщины). Схемы расположения ТТ, зон отвода тепла и нагреватель показаны на рис. 4.

Условия моделирования

В области 100 × 100 мм на максимальном расстоянии от зоны охлаждения располагается локальный нагреватель, имеющий размер 10 × 20 мм (площадь 2 см²). Тепловое сопротивление под нагревателем принято равным 0,28 Вт/К, что соответствует толщине клея 0,1 мм с теплопроводностью 1,8 Вт/м·К. Граница соединения ТТ имеет толщину 1·10⁻³ м и теплопроводность 120 Вт/м·К. Поскольку в реальной топологии блока РЭА вблизи теплонегруженных ЭРИ (транзисторы, диоды, шунтирующие резисторы и пр.) располагаются прочие ЭРИ (резисторы, конденсаторы), необходимо учитывать, чтобы все ЭРИ имели запас по температуре. Пассивные ЭРИ расположены на расстоянии ≈ 5·10⁻³ м от теплонегруженных ЭРИ. В случае осушения ТТ вблизи теплонегруженного ЭРИ появляется область высокой температуры.

Тепловыделяющие ЭРИ имеют максимальную рабочую температуру порядка 80 °С для САС 140000 ч, а пассивные ЭРИ имеют рабочую температуру порядка 55 °С для САС 140000 ч. Поэтому сравнивать необходимо при одновременном выполнении двух условий: тепловыделяющее ЭРИ и пассивные ЭРИ должны находиться в рабочем диапазоне температур. Эксперименты проведены для вертикальной ориентации в поле действия гравитационных сил. Схема,

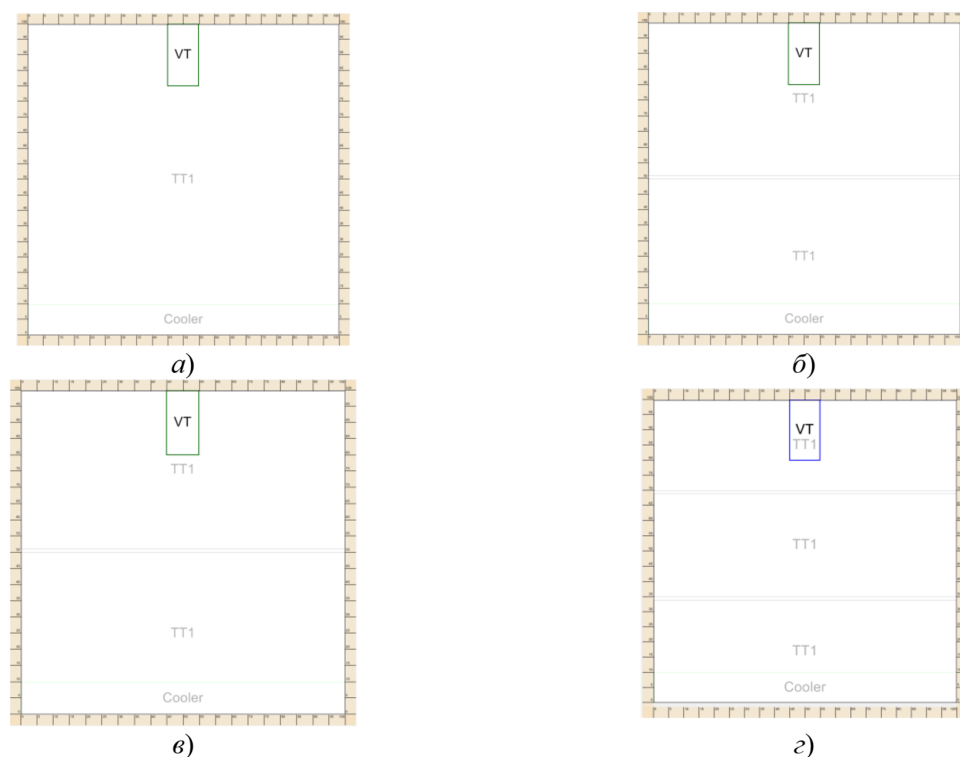


Рис. 4. Схемы расположения ТТ: а – одиночная плоская ТТ; б – СТТ 2-го уровня, оптимизированная под воду; в – СТТ 2-го уровня, оптимизированная под ацетон; г – СТТ 3-го уровня

Fig. 4. Layouts of TT: а – single flat TT; б – CTT of the 2nd level, optimized for water; в – CTT level 2, optimized for acetone; г – CTT level 3

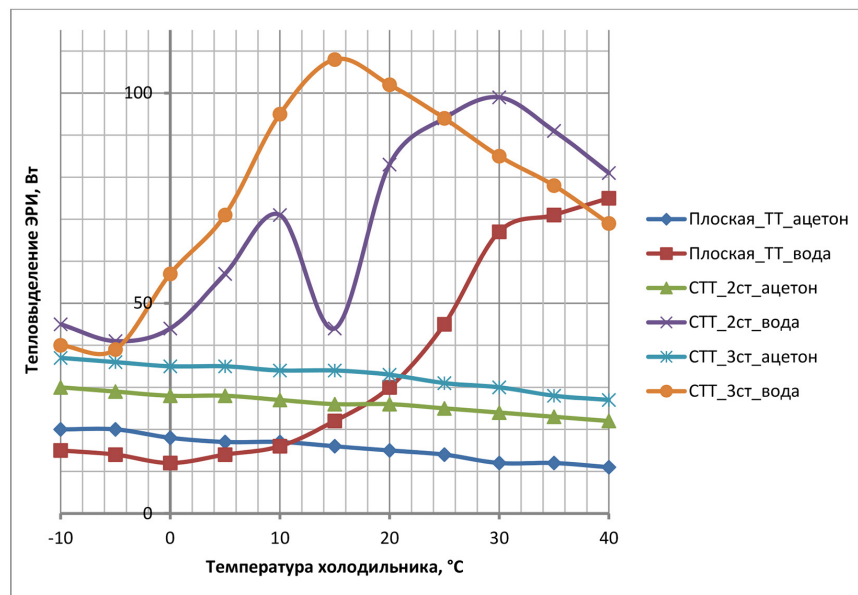


Рис. 5. Зависимость отводимой тепловой мощности нагревателя от температуры зоны охлаждения для разных схем соединения ТТ

Fig. 5. Thermal flux from the heater versus cooling zone temperature for various options of HP connection

представленная на рис. 4б, была оптимизирована для воды методом перебора во всем диапазоне температур (рис. 5).

Заключение

Из графика для одиночной плоской ТТ с водой в качестве теплоносителя видно, что во всем интервале температура гарантированно обеспечивает тепловой режим ЭРИ с тепловыделением не более 12 Вт, поскольку при низкой температуре теплоноситель перемерзает. Плоская ТТ с ацетоном в качестве теплоносителя гарантированно обеспечивает тепловой режим ЭРИ с тепловыделением не более 10 Вт во всем диапазоне температур. Двухуровневая и трехуровневая СТТ с водой в качестве теплоносителя гарантированно обеспечивает тепловой режим ЭРИ с тепловыделением не более 40 Вт, что в 4 раза превышает характеристики одиночной ТТ. Трехуровневая СТТ с ацетоном в качестве теплоносителя обеспечивает тепловой режим ЭРИ с тепловыделением не более 28 Вт.

В результате проведенных исследований были установлены предельные значения отводимой тепловой мощности одиночной ТТ, двухуровневой и трехуровневой СТТ с разными теплоносителями. Подтверждена универсальность математической модели, представленной в работе [5], дополненной методом оптимизации.

Список литературы / References

- [1] Amir Faghri. *Frontiers in Heat Pipes (FHP)*, 2014, 5, 1. Global Digital Central, ISSN: 2155-658X. DOI: 10.5098/fhp.5.1.
- [2] Shukla K.N. Heat Pipe for Aerospace Applications – An Overview. *Journal of Electronics Cooling and Thermal Control*, 2015 5, 1–14. <http://dx.doi.org/10.4236/jectc.2015.51001>.
- [3] Zohuri B. Application of Heat Pipe in Industry. *Heat Pipe Design and Technology*. Springer, Cham., 2016. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-29841-2>.
- [4] Дан П.Д., Рей Д.А. *Тепловые трубы*: пер. с англ. М.: Энергия, 1979. 272 с. [Dan P.D., Ray D.A. *Heat Pipes*. (transl. from English). М., Energiya, 1979. 272 p. (in Russian)]
- [5] Деревянко В.А., Нестеров Д.А., Косенко В.Е. и др. Плоские тепловые трубы для отвода тепла от электронной аппаратуры в космических аппаратах. *Вестник СибГАУ*, 2013, 6(52), 111–116 [Derevyanko V.A., Nesterov D.A., Kosenko V.E., et al. Flat heat pipes for cooling spacecraft electronics, *Vestnik SibGAU*, 2013, 6(52), 111–116 (in Russian)]
- [6] Лукс А.Л., Матвеев А.Г. Анализ основных расчетных и экспериментальных теплофизических характеристик аммиачных тепловых труб повышенной тепловой проводимости из алюминиевых сплавов. *Вестник СамГУ. Естественнонаучная серия*. 2008, 3(62), 331–357 [Luks A.L., Matveyev A.G. Comparative analysis of basic calculated and experimental thermal and physical characteristics of ammonia-Al alloy heat pipes with enhanced thermal conductivity, *Vestnik SamGU. Natural science series*, 2008, 3(62), 331–357 (in Russian)]
- [7] Лукс А.Л., Матвеев А.Г., Зеленцов Д.В. Методика расчета тепловых труб, отводящих тепло от тепловыделяющей поверхности. *Градостроительство и архитектура*, 2018, 8, 1(30), 35–39 [Luks A.L., Matveyev A.G., Zelentsov D.V. Procedure to calculate heat pipes transporting heat from heat dissipating surface, *Gradostroitelstvo i arkhitektura*, 2018, 8, 1(30), 35–39 (in Russian)]

- [8] Козулин И.А. *Экспериментальное исследование газожидкостного течения в микроканалах с различной ориентацией*. Автореф. дис. ... канд. физ.-мат. наук. Новосибирск, 2013. 23 с. [Kozulin I.A. *Experimental study of gas-liquid flow in microchannels with various orientations*. Synopsis of thesis ... cand. phys.-math. Science. Novosibirsk, 2013. 23 p. (in Russian)]
- [9] Кузнецов Г.В. Санду С.Ф. Численное моделирование теплофизических процессов в приборных отсеках современных искусственных спутниках Земли. *Теплофизика и аэромеханика*, 1998, 5(3) 469–477 [Kuznetsov G.V., Sandu S.F. Numerical modeling of thermal physical processes in instrument compartments of modern manmade Earth's satellites. *Thermal Physics and Aeromechanics*, 1998, 5(3), 469–477 (in Russian)]
- [10] Kuznetsov G.V., Sandu S.F. Special features of the thermophysical modeling of instrument cubicles of spacecraft. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2001, 74(6), 1431–1436.
- [11] Китаев А.И., Лукс А.Л., Порядин А.В. Тепловые трубы повышенной тепловой проводимости – как базовые элементы системы терморегулирования в аэрокосмической технике. *Вестник СамГУ*, 2009, 3-2(19), 98–101 [Kitayev A.I., Luks A.L., Poryadin A.V. Heat pipees with enhanced thermal conductivity as basic elements of a thermal control system in aerospace equipment, *Vestnik SamGU*, 2009, 3-2(19), 98–101 (in Russian)]
- [12] Бирюк В.В., Китаев А.И. Применение тепловых труб для охлаждения РЭА. *Вестник СамГУ*, 2009, 3-2(19), 342–345 [Biryuk V.V., Kitayev A.I. Heat pipe application in electronics cooling Применение тепловых труб для охлаждения РЭА, *Vestnik SamGU*, 2009, 3-2(19), 342–345 (in Russian)]
- [13] Кулагин В.А., Соколов Н.Ю. Разработка оборудования для тестирования тепловых труб. *Журнал Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии*, 2015, 8(6), 774–785. DOI: 10.17516/1999-494X-2015-8-6-774-785 [Kulagin V.A., Sokolov N.Yu. Development of equipment to test heat pipes *J. Sib. Fed. Univ. Eng. technol.* 2015, 8(6), 774–785. DOI: 10.17516/1999-494X-2015-8-6-774–785 (in Russian)].
- [14] Кулагин В.А., Соколов Н.Ю. Совершенствование оборудования для проверки Т-образных плоских тепловых труб. *Безопасность и живучесть технических систем: Материалы и доклады V Всероссийской конференции: в 3 т.* (Красноярск, 12–16 октября 2015 года). Красноярск: Сиб. федер. ун-т, 2015. Т. 2. 10–21 [Kulagin V.A., Sokolov N.Yu. Upgrading of testing equipment for T-shaped flat heat pipes. *Safety and Survivability of Engineering Systems: Materials and Proceedings of V All-Russian conference: in 3 volumes.* (Krasnoyarsk, October 12–16, 2015). Krasnoyarsk: Sib. Fed. Univ. 2015. V. 2. 10–21 (in Russian)]
- [15] Kulagin V.A., Sokolov N.Yu. Improving the of thermophysical characteristics of heat pipes. *J. Sib. Fed. Univ. Eng. technol.* 2017, 10(3), 372–376. DOI: 10.17516/1999-494X-2017-10-3-372-376 [Kulagin V.A., Sokolov N.Yu. Improving thermophysical characteristics of heat pipes. *J. Sib. Fed. Univ. Eng. technol.* 2017, 10(3), 372–376. DOI: 10.17516/1999-494X-2017-10-3-372–376. (in Russian)].
- [16] Кулагин В.А., Соколов Н.Ю. Численное исследование характеристик тепловых труб в составе радиоэлектронного оборудования космических аппаратов. *Журнал Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии*, 2015, 8(6), 769–773. DOI: 10.17516/1999-494X-2015-8-6-769-773 [Kulagin V.A., Sokolov N.Yu. Numerical analysis of characteristics of heat pipes in spacecraft electronics. *J. Sib. Fed. Univ. Eng. technol.* 2015, 8(6), 769–773. DOI: 10.17516/1999-494X-2015-8-6-769-773 (in Russian)]

[17] Кулагин В.А., Соколов Н.Ю. Математическое моделирование режимов работы тепловых труб в составе радиоэлектронного оборудования космических аппаратов. *Безопасность и живучесть технических систем: Матер. и докл. V Всерос. конф.: в 3 т.* (Красноярск, 12–16 октября 2015 года). Красноярск: Сиб. федер. ун-т, 2015. Т. 2. 6–10 [Kulagin V.A., Sokolov N.Yu. Mathematical modeling of operating modes of heat pipes in the composition of radio-electronic equipment of spacecraft, *Safety and survivability of technical systems: Mater. and reports. V All-Russian Conf.: in 3 vol.* (Krasnoyarsk, October 12–16, 2015). Krasnoyarsk: Sib. Feder. un-t, 2015. T. 2. 6–10 (in Russian)]

[18] Кулагин В.А., Соколов Н.Ю. Физико-математическое моделирование предельных характеристик системы тепловых труб в составе радиоэлектронного оборудования космических аппаратов. *Безопасность и мониторинг техногенных и природных систем. Матер. и докл. VI Всерос. конф.* (Красноярск, 18–21 сент. 2018 г.), Красноярск: СФУ, 2018. 205–210 [Kulagin V.A., Sokolov N.Yu. Physical mathematical modeling of operating limits of a system of heat pipes in spacecraft electronics. *Safety and monitoring of technogenic and natural systems: Materials and Proceedings of VI All-Russian Conf.* (Krasnoyarsk, Sept.18–21, 2018), Krasnoyarsk: SFU, 2018. 205–210 (in Russian)]

[19] Пат. 2403692 РФ, МПК H05K 1/00, H05K 7/20. *Модуль радиоэлектронной аппаратуры с гипертеплопроводящим основанием.* Сунцов С.Б., Косенко В.Е., Деревянко В.А.; заявитель и патентообладатель Открытое акционерное общество «Информационные спутниковые системы» имени академика М.Ф. Решетнева». – № 2009116488/07; заявл. 29.04.2009; опубл. 10.11.2010, Бюл. № 31 [Patent 2403692 RF, МПК H05K 1/00, H05K 7/20. Radio electronic module with a hyper-heat-conducting base frame. Suntsov S.B., Kosenko V.E., Derevyanko V.A. Applicant and patent holder: M.F. Reshetnev «Information Satellite Systems» Open Joint-Stock Company. – No. 2009116488/07; Appl. 29.04.2009; Publ. 10.11.2010, Bul. № 31 (in Russian)]

[20] Чи С. *Тепловые трубы: теория и практика.* М.: Машиностроение, 1981. 207 с. [Chi S. *Heat pipes: theory and practice.* M., Mashinostroyeniye, 1981. 207 p. (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0318

УДК 539.621

Thermal Conducting Properties of Metal-fluoroplastic Material Determined by Tribological Method

Vasily N. Kornopoltsev^a and Bair B. Damdinov^{*b}

^a*Baikal Institute of Nature Management SB RAS
Ulan-Ude, Russian Federation*

^b*Siberian Federal University
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 12.04.2021, received in revised form 11.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. The work is devoted to considering the possibility of using the Fourier law and the data of tribological tests for the approximate determination of the thermophysical characteristics of the sheet metal-fluoroplastic material on a steel substrate. The thermal conductivity coefficient of two different fluoroplastic materials was determined by tribological method using the temperature difference in the friction zone. It was shown that friction conditions change from viscoelastic to plastic.

Keywords: tribology, thermal physics, thermal conductivity coefficient, viscoelasticity, rheology, sheet metal-fluoroplastic material.

Citation: Kornopoltsev V. N., Damdinov B. B. Thermal conducting properties of metal-fluoroplastic material determined by tribological method, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 378–384. DOI: 10.17516/1999-494X-0318

Определение теплопроводных свойств металлофторопластового материала трибологическим методом

В. Н. Корнопольцев^а, Б. Б. Дамдинов^б

^аБайкальский институт природопользования СО РАН
Российская Федерация, Улан-Удэ

^бСибирский федеральный университет
Российская Федерация, Красноярск

Аннотация. Работа посвящена рассмотрению возможности использования закона Фурье и данных триботехнических испытаний для определения теплофизических характеристик листового металлофторопластового материала на стальной подложке. Определен коэффициент теплопроводности двух различных металлофторопластовых материалов, учитывая разницу температур в зоне трения и с обратной стороны вкладыша в критический (переходный) период трения. Показано изменение условий трения от вязкоупругого к пластическому.

Ключевые слова: трибология, теплофизика, коэффициент теплопроводности, вязкоупругость, реология, листовой металлофторопластовый материал.

Цитирование: Корнопольцев, В. Н. Определение теплопроводных свойств металлофторопластового материала трибологическим методом / В. Н. Корнопольцев, Б. Б. Дамдинов // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 378–384. DOI: 10.17516/1999-494X-0318

Введение

При разработке новых материалов триботехнического назначения всегда остаются нерешенные задачи в определении более полных характеристик материалов. В работах [1, 2] был предложен метод получения листового металлофторопластового материала (ЛМФМ), разработан способ управления триботехническими и физико-механическими характеристиками рабочего слоя за счет формирования на стальной подложке пористого бронзового слоя заданной структуры в зависимости от нагрузочно-скоростного фактора эксплуатации будущей опоры скольжения. В работе [2] показано, что для преодоления допустимой скорости скольжения при трении без смазочных материалов опор скольжения из ЛМФМ необходимо уменьшать в рабочем слое объем бронзовой составляющей. Этого можно достичь получением на стальной подложке «столбчатого» слоя, отвечающего принципу Шарпи. Получен материал, у которого в рабочем слое объем бронзовой составляющей занимает 10–15 %. Установлено [2], что при этом рабочий слой сохраняет достаточную несущую способность, а допустимая скорость скольжения увеличивается более чем в 3 раза.

Однако возникает вопрос, как изменяется коэффициент теплопроводности материала с уменьшением объема бронзы. Целью данной работы стала попытка использования экспериментальных данных триботехнических испытаний для ориентировочного определения теплофизических характеристик нового материала.

Материалы и методы

Испытанию подвергали два листовых металлофторопластовых материала на подложке, толщиной 1 мм, из низкоуглеродистой стали 20:

1) с пористым бронзовым слоем, сформированным предварительным припеканием бронзолатунной сетки. Толщина слоя на момент снятия показаний для построения зависимостей температуры и коэффициента трения составляла 0,50 мм;

2) с пористым бронзовым слоем, сформированным в виде упорядоченных столбцов из спекаемой смеси высокодисперсных порошков меди и олова (85*15 масс.%). Толщина слоя на момент снятия показаний составляла 0,20 мм. Объем, занимаемый бронзовым каркасом в рабочем слое, не превышает 15 %.

Свободное пространство бронзового слоя в обоих случаях заполнено композицией на основе ПТФЭ со свинцом (65*35 масс.%).

Трибоиспытания проводили по схеме вращающийся вал – неподвижный частичный вкладыш на машине трения СМТ-1 ($V = 3$ м/с). В качестве контртела использовалась диффузионно-борирующая втулка из стали 45. Показания снимали на 2-й час работы при установившихся параметрах трения с последующим увеличением нагрузки.

Дифференциально-сканирующая калориметрия проведена на синхронном термоанализаторе STA 449 C Jupiter фирмы NETZSCH (Германия).

Обсуждение

В работе [3] показано, что ленточный металлофторопластовый материал промышленного производства, бронзовый слой которого формируют припеканием свободно насыпанного слоя из сферической бронзы, имеет пористость до 30 об.% и теплопроводность материала по мере износа изменяется от 17 до 32 Вт/м град. В данной работе рассматриваются материалы с иной структурой бронзового слоя, которая позволила в отличие от промышленного аналога провести длительные испытания материалов на износ с выявлением определенных параметров в возможности управления эксплуатационными свойствами ЛМФМ. Так, в работе [2] показано, что при соблюдении принципа Шарпи материал (№ 2) имеет величину нагрузочно-скоростного фактора, определенную по предельно допустимой температуре трения 523 К, на порядок выше, чем у промышленного аналога марки DU [4].

Весьма интересным результатом исследований стало определение зависимости коэффициентов трения и температуры с обратной стороны вкладыша разработанных материалов (рис. 1).

Как видно на рис. 1, зависимости коэффициентов трения от нагрузки имеют минимумы. Снижение коэффициента трения при увеличении нагрузки, как известно [4, 5], связано с природой ПТФЭ, а минимум и рост коэффициента трения с последующим увеличением давления обусловлен переходом условий трения от вязко-упругого до пластического [6], а также возможным эффектом сплавления [7]. По нашему мнению, это связано с исчезновением в зоне сопряжения промежуточного слоя из продуктов трибодеструкции ПТФЭ-композиции, образование которого в момент устойчивого трения при температурах ниже 530 К подтверждается ИК-спектральными и рентгенофазовыми исследованиями [8].

Дополнительные ТГ исследования продуктов износа, собранных с поверхности трения ЛМФМ в период устойчивого трения (рис. 2), показали, что первая интенсивная потеря массы навески начинается при температуре 543 К, при температуре 583 К наблюдается экзотермический пик фазового перехода второго рода. По рис. 1 можно определить, что минимум коэффициентов

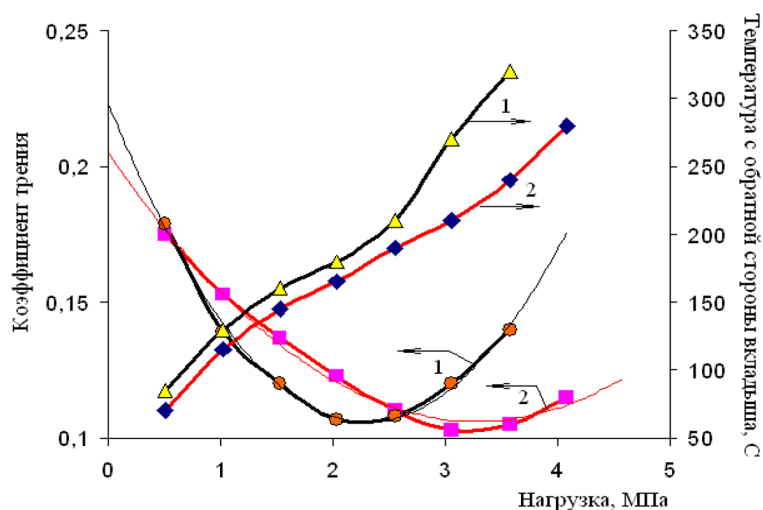


Рис. 1. Триботехнические испытания разработанных ЛиАМ ($V=3$ м/с): 1 – ЛиАМ с пористым бронзовым слоем из бронзолатунной сетки; 2 – ЛиАМ с пористым бронзовым слоем столбчатой структуры, полученный синтезом медь-оловянной (85:15) смеси

Fig. 1. Tribotechnical tests developed by ASM ($V = 3$ m / s): 1 – ASM with a porous bronze layer of brass-brass mesh; 2 – ASM with a porous bronze layer of a columnar structure, obtained by the synthesis of a copper-tin (85:15) mixture

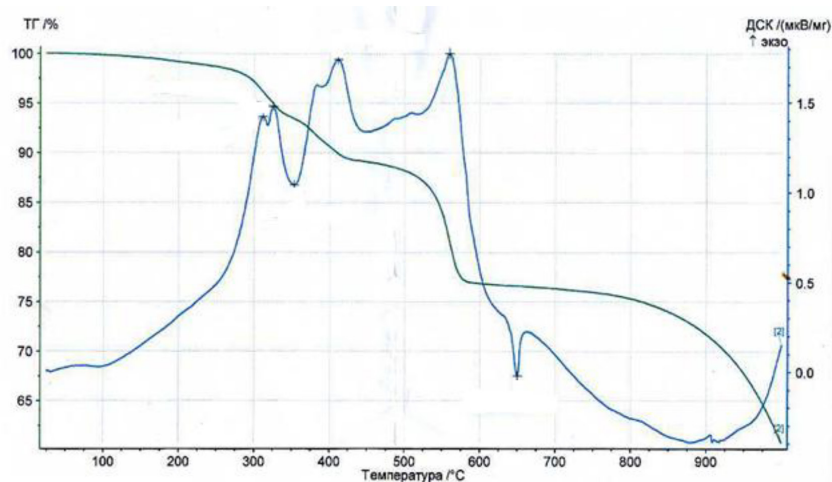


Рис. 2. График термического анализа и дифференциально-сканирующей калориметрии продуктов износа ЛМФМ желтого цвета, собранных в период устойчивого трения

Fig. 2. Graph of thermal analysis and differential scanning calorimetry of yellow ShAM wear products collected during a period of stable friction

трения при переходе от упругого трения к пластическому наблюдается при температуре с обратной стороны вкладышей (T_2) в области 468 и 493 К соответственно для двух материалов.

Очевидна взаимосвязь температур в переходный период как разница между температурой в зоне трения и температурой с обратной стороны вкладыша. Как известно, уравнение Фурье связывает разницу температур и толщину материала коэффициентом теплопроводности, и, ис-

пользуя полученные данные, в первом приближении можно определить коэффициент теплопроводности металлофторопластового вкладыша.

Постановка тепловой задачи трения

ЛМФМ в отличие от полимерных подшипников лишены недостатков высокого линейного расширения и низкой теплопроводности, которые могут существенно повлиять на характеристики контакта и распределения давления, поэтому для подшипников из ЛМФМ большее значение имеет стационарный режим при установившемся трении.

Рассмотрим трибосистему, состоящую из металлофторопластового вкладыша и стального вала, как контртела. Для решения задачи сделаем следующие допущения:

- За счет малой толщины вкладыша из ЛМФМ (h) рассматривается одномерная линейная задача распределения тепла через вкладыш и стальной вал.
- Так как на поверхности стального контртела в результате массопереноса фторопластовой композиции образуется устойчивая пленка, выглаживающая шероховатую поверхность металла, общая номинальная (геометрическая) площадь контакта принимается за расчетную.
- В расчете рассматривается один слой трибосистемы, т. е. принимается допущение, что теплопроводность материала, включающего стальную подложку и рабочий слой, однородна по толщине слоя, т.е. определяется теплопроводность материала в целом.
- Так как трибосистема при трении стремится к уравниванию, то и градиенты температуры должны уравниваться. При трении представленной системы в этом немаловажную роль играет пленка массопереноса, которая усредняет величины отвода тепла через стальной вал и подшипник из ЛМФМ. В данном случае ее можно рассматривать как теплоизоляционную. Причем РФА продуктов массопереноса [8], собранных с поверхности трения стального контртела, показывают преобладающее наличие чистого ПТФЭ ($\lambda=0,25$ Вт/м К). Можно сделать смелое предположение, что направление массопереноса тесно связано с разницей градиентов температуры и коэффициента распределения тепловых потоков между деталями сопряженной пары. Эффект безызносности достигается при сбалансировании этих параметров, т. е. в расчетах коэффициент распределения теплового потока α принимается равным 0,5.

Итак, при трении предлагаемой трибосистемы при установившемся трении уравнение Фурье запишется в виде

$$\sum_{k=1}^n \lambda_{1k} \frac{\partial T_{1k}}{\partial x_{1k}} = \sum_{i=1}^n \lambda_{2i} \frac{\partial T_{2i}}{\partial x_{2i}} = -\frac{fpv}{2}.$$

При $n=1$ $\lambda = fpvh/2\Delta T$.

Для расчета использовали две ближайшие точки переходного периода с учетом температур в зоне трения (T_1), соответствующих началу и концу деструкции фторопластовой композиции промежуточного «третьего тела» в зоне трения (рис. 2). Данные расчетов сведены табл. 1.

Заключение

Данные расчетов показывают вполне объективные результаты. Разницу коэффициентов теплопроводности у двух различных по конструкции ЛМФМ можно объяснить с учетом раз-

Таблица 1. Расчетные параметры и величина теплопроводности ЛМФМ

Table 1. Calculated parameters and value of thermal conductivity of ShAM

№ ЛМФМ	$p\nu$ МПа м/с	T_1 К	T_2 К	ΔT К	h , м	f	λ , Вт/м К
1	2,3	543	453	90	0,0015	0,11	5,86
	2,5,3	583	483	100		0,115	6,19
2	3,3	543	483	60	0,0012	0,1	9,0
	3,5,3	583	513	70		0,105	9,45

ницы толщин рабочих слоев исследованных материалов. Увеличение коэффициента теплопроводности при увеличении нагрузки может свидетельствовать о влиянии наличия и отсутствия промежуточного третьего тела на процесс теплообмена. При его отсутствии увеличивается контакт металлов бронзовых выступов рабочего слоя ЛМФМ и стального контртела.

Благодарности / Acknowledgements

Работа выполнена в рамках госзадания БИП СО РАН № 0273–2021–0007 и при поддержке РФФИ грант № 20–42–240015 p_a_Красноярск.

The work was carried out within the framework of the state assignment of the BIP SB RAS No. 0273–2021–0007 and with the support of the Russian Foundation for Basic Research, grant No. 20–42–240015 r_a_Krasnoyarsk.

Список литературы / References

- [1] Корнопольцев В. Н., Корнопольцев Н. В., Могнонов Д. М. Испытания металлофторопластовых листовых антифрикционных материалов при скоростях скольжения до 3 м/с. *Трение и износ* 2009, 30(4), 385–389. [Kornopoltsev V. N., Kornopoltsev N. V., Mognonov D. M. Testing of Metal–Fluoroplastic Sheet Antifricition Materials at up to 3 mps Sliding Velocities. *Friction and wear* 2009, 30(4), 281–284 (in Russian)]
- [2] Корнопольцев В. Н. Листовой антифрикционный материал с заданной структурой припеченного пористого слоя. *Трение и износ* 2010, 31(5), 479–484 [Kornopoltsev V. N. Sheet Antifricition Materials with Specified Structure. *Friction and wear* 2010, 31(5), 479–484 (in Russian)]
- [3] Семенов А. П., Савинский Ю. В. *Металлофторопластовые подшипники*. М.: Машиностроение, 1976. 192 с. [Semenov A. P., Savinsky Yu. V. *Fluoroplastic bearings*. M., Mashinostorenie, 1976. 192 p. (in Russian)]
- [4] Боуден Ф.П., Тейбор Д. *Трение и смазка*. Пер. с англ.; под ред. И. В. Крагельского. М.: Машгиз, 1969. 542 с. [Bowden F. P., Tabor D. *The Friction and Lubrication of Solids*. New York, Oxford Univ. Press, 1950. 337 p. (in Russian)]
- [5] Чегодаев Д. Д. *Фторопласты*. Л.: Госхимиздат, 1956. 86 с. [Chegodaev D. D. *Fluoroplastics*. L., Goskhimizdat, 1956. 86 p. (in Russian)]
- [6] Гаркунов Д. Н. *Триботехника*. 2-е изд. М.: Машиностроение, 1989. 328 с. [Garkunov D. N. *Tribotechnics: a textbook for students of technical colleges*. 2nd ed. M., Mechanical engineering, 1989. 328 p. (in Russian)]

[7] Sagdoldina Zh.B. et al. The study of the fine structure of Ti-Al coating on the surface of Ti obtained by mechanical alloying. *Journal of Siberian Federal University. Mathematics and Physics*. 2020, 13(4), 459–465.

[8] Kornopoltsev V.N., Mognonov D.M., Ayurova O. Zh. Investigation of tribological properties of sheet metalfluoroplastic materials. *Letters on materials* 2018, 8(3), 235–239.

DOI: 10.17516/1999-494X-0319

УДК 532.5

Thermodynamic and Chemical Analysis of Water-Coal Fuel Ignition and Combustion in Adiabatic Combustion Chamber

Viktor I. Karpenok^a, Vasily I. Murko^{*a},
Vera P. Mastikhina^a and Yulia A. Loboda^b

^a*Siberian State Industrial University
Novokuznetsk, Russian Federation*

^b*Tomsk State University
Tomsk, Russian Federation*

Received 12.04.2021, received in revised form 11.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. The article presents results of improvement of physicochemical model of coal-water fuel ignition and combustion processes, taking into account ash content and release of volatile substances of solid phase. In this case, model of ignition and combustion of two systems of atomized coal-water fuel: drops and pure coal particles is taken as a basis. As a result of the analysis, the influence of ash content of coal-water fuel on output of combustible gases and content of water vapor in furnace atmosphere was established. Based on comparison of the diffusion coefficients of gases and the calculated values of equilibrium constants of reaction in combustion zone, conclusion has been of the leading role of water vapor oxidation of carbon in vortex adiabatic furnace. Performed numerical calculations have shown that combustion process of the above inhomogeneous systems (droplets and particles) in an adiabatic furnace within a short time becomes identical. Concentrations of volatile substances, oxygen (O₂) and carbon dioxide (CO₂) in various sections of the furnace have been established.

Keywords: coal-water slurry, coal-water fuel, vortex adiabatic combustion chamber, thermodynamic and chemical analysis, combustion.

Citation: Karpenok V.I., Murko V.I., Mastikhina V.P., Loboda Yu. A. Thermodynamic and chemical analysis of water-coal fuel ignition and combustion in adiabatic combustion chamber, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 385–398. DOI: 10.17516/1999-494X-0319

Термодинамический и химический анализ процессов воспламенения и горения водоугольного топлива в адиабатической камере сжигания

В. И. Карпенко^а, В. И. Мурко^а,
В. П. Мاستихина^а, Ю. А. Лобода^б

^аСибирский государственный индустриальный университет
Российская Федерация, Новокузнецк

^бТомский государственный университет
Российская Федерация, Томск

Аннотация. В статье приводятся результаты совершенствования физико-химической модели процессов воспламенения и горения водоугольного топлива с учетом зольности и выхода летучих веществ твердой фазы. При этом за основу принята модель воспламенения и горения распыленного водоугольного топлива в виде двух систем: каплей и чистых угольных частиц. В результате проведенного анализа установлено влияние зольности водоугольного топлива на выход горючих газов и содержание водяного пара в атмосфере топки. На основании сравнения коэффициентов диффузии газов и рассчитанных значений констант равновесия реакции в зоне горения сделан вывод о ведущей роли реакции окисления углерода водяным паром в вихревой адиабатической топке. Выполненные численные расчеты показали, что процесс горения указанных выше неоднородных систем (капель и частиц) в адиабатической топке в течение короткого времени становится идентичным. При этом установлены концентрации летучих веществ, кислорода (O_2) и диоксида углерода (CO_2) в различных сечениях топки.

Ключевые слова: водоугольная суспензия, водоугольное топливо, вихревая адиабатическая камера сжигания, термодинамический и химический анализ, горение.

Цитирование: Карпенко, В. И. Термодинамический и химический анализ процессов воспламенения и горения водоугольного топлива в адиабатической камере сжигания / В. И. Карпенко, В. И. Мурко, В. П. Мастихина, Ю. А. Лобода // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 385–398. DOI: 10.17516/1999-494X-0319

Постановка проблемы

В настоящее время наиболее эффективным и распространенным способом сжигания водоугольных суспензий (ВУС) признан вихревой способ сжигания [1–5]. Известны отдельные публикации о сжигании ВУС в псевдооживленном (кипящем) слое [6, 7], однако практического применения данная технология для котлов малой и средней мощности не получила.

Одним из основных элементов при вихревом сжигании водоугольного топлива (ВУТ) является адиабатическая камера сжигания, которая либо встраивается в топочное пространство котла (для котлов средней мощности), либо устанавливается рядом с котлом-утилизатором (для котлов малой мощности).

От правильного выбора конструкции камеры сжигания и технологических параметров горения зависит успешность применения суспензионного водоугольного топлива, поскольку оно забалластрировано значительным количеством влаги и минеральных компонентов.

Известно также, что для эффективного зажигания и стабильного факельного горения водоугольного топлива в топочном пространстве котла, в том числе вихревой адиабатической топке, необходимо выполнение следующих условий:

- качественное распыление водоугольного топлива;
- максимально возможный подвод высокотемпературных газов к корню распыленного факела ВУТ;
- достаточное время нахождения капель распыленного топлива и угольных частиц в камере сжигания.

Организация вихревого сжигания распыленного водоугольного топлива в адиабатическом или близком к нему режиме позволяет обеспечить соблюдение указанных выше условий за счет того, что подача топлива (диспергированной водоугольной суспензии) осуществляется по касательной к условной окружности внутри топки и поток горячих топочных газов непрерывно поступает к корню факела распыла. Таким образом, в момент попадания в пространство вихревой топки диспергированные частицы (как чисто угольные, так и капли) практически мгновенно вовлекаются в вихревой горячий поток. Вихревое движение газов и распыленного топлива приводит к тому, что центробежные силы удерживают частицы и капли в пространстве топки до тех пор, пока не выгорит их горючая часть. В результате выделяющаяся минеральная часть становится легкой, смещается к оси вихря и выносится из топки с дымовыми газами.

Ранее в работах [8–10] было установлено, что существенное значение для организации стабильного горения ВУТ имеет содержание летучих веществ и зольности в частицах твердой фазы ВУТ. В научно-технической литературе этому вопросу посвящено незначительное количество работ, особенно теоретического плана. Поэтому целью данной работы явилось определение влияния основных характеристик водоугольного топлива, приготовленного на основе угольных шламов, на стабильность процессов воспламенения и горения угольных частиц и капель ВУТ с привлечением методов термодинамического и химического анализа.

Основная часть

Рассмотрим физико-химическую модель горения ВУТ с точки зрения термодинамического анализа, который позволяет оценить в комплексе влияние всех термохимических реакций, протекающих в зоне горения ВУТ. На рис. 1 представлена схема расположения различных зон при горении капли ВУТ и угольной частицы.

Попавшая в высокотемпературное пространство частица суспензии через малое время приходит в состояние, которое на рис. 1а обозначено следующим образом. Сердцевина, зона 1, представляет исходное топливо. Это суспензия, то есть смесь, совокупность воды и мелких частичек угля. Вода в этой части капли жидкая, если даже нагрета до температуры кипения. Граница между зоной 1 и зоной 2 являет собой поверхность, на которой происходит испарение воды.

Зона 2 – это расположенная поверх суспензии область высохшего топлива, то есть это частички сухого угля, между которыми находится водяной пар при температуре, превышающей температуру кипения (насыщения), то есть сухой пар. Вскоре после появления капли распыленного топлива в горячей зоне появляется разделение капли на указанные зоны. В первые

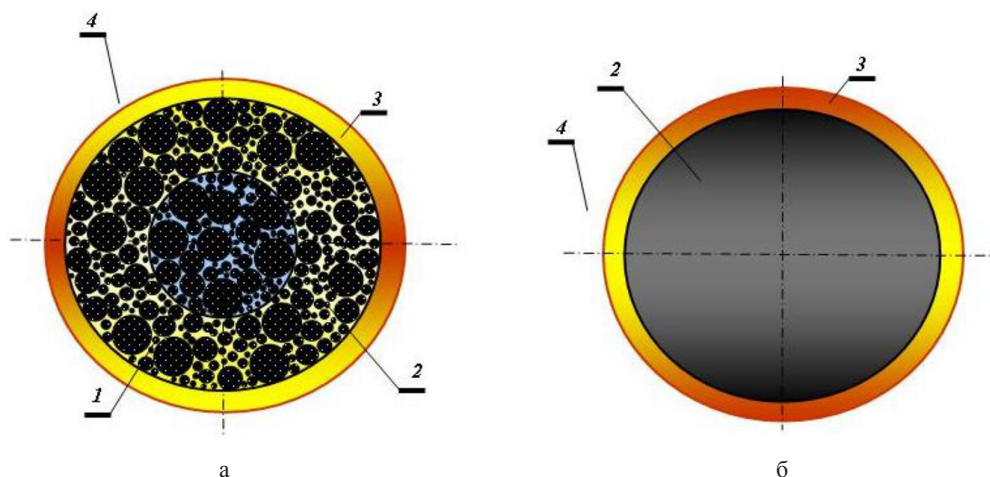


Рис. 1. Расположение зон в модели горения диспергированных капель ВУТ (а) и угольных частиц (б)

Fig. 1. Location of zones in the combustion model of dispersed CWF drops (а) and coal particles (б)

мгновения толщина зоны 2 крайне мала, но с течением времени радиус зоны 1 уменьшается, а толщина зоны 2 увеличивается.

Рассматривая крупные частицы (рис. 1б), которые не являются каплями, но были выделены из суспензии при распылении в форсунке, с которых потоком воздуха сорваны не только мелкие угольные частицы, но и водяная пленка, мы получим вариант, когда вся частица представляет собой зону 2. Данные частицы имеют размер 0,09–0,35 мм. В этом случае имеется нулевая концентрация водяного пара во всем объеме частицы (зона 2), а картина взаимодействия (химического и физического) поверхности частицы с зоной 3 и зоной 4 аналогична схеме на рис. 1а.

Таким образом, в случаях горения как подсохших капель ВУС (рис. 1а), так и угольных частиц (рис. 1б) мы имеем совершенно идентичные условия, а именно горение угольных частиц (пористых в случае высохших капель и сплошных в случае угольных частиц), окруженных зоной 3, за дальней границей которой находится зона 4.

Зона 3 – это зона, расположенная в непосредственной близости от поверхности капли в пространстве топki. Зона 4 – это область, удаленная от поверхности капли, то есть это пространство топki.

Рассмотрим состав газовой смеси в топочном пространстве.

Очевидно, что при повышении зольности углей количество воздуха, необходимого для сгорания 1 кг угля, уменьшается, поскольку с увеличением зольности уменьшается содержание органической массы.

В табл. 1 приведены рассчитанные количества воздуха и образующихся газов при сжигании 1 м³ суспензии, приготовленной из углей с различной зольностью при содержании твердой фазы в суспензии 52 % и коэффициенте избытка воздуха $\alpha = 1$. При этом количество водяного пара постоянно и составляет 647 нм³.

Расчетные значения параметров, приведенные в табл. 1, соответствуют гипотетическим условиям, когда поступающие в топочное пространство материалы уже прогрелись, топли-

во диспергировано, вода превратилась в пар, все компоненты перемешаны между собой, но не смешаны с продуктами горения. Наряду с необходимым количеством воздуха рассчитаны концентрации кислорода и водяного пара, которые соответствуют тем же условиям, что и данные табл. 1 (рис. 2).

Как видно на рис. 2, концентрация водяного пара в атмосфере топочного пространства превысит значение половины концентрации кислорода при сжигании суспензий из угля с зольностью 20 %. При сжигании водоугольных суспензий с более высокими значениями зольности концентрация водяного пара оказывается еще больше (при $A^d = 50$ % и выше), а концентрации кислорода и водяного пара разнятся незначительно.

После смешивания газового потока в топочном пространстве в газовой смеси существенно уменьшается концентрация кислорода. В пространстве топки он расходуется на окисление углерода, летучих компонентов угля и промежуточных продуктов горения, и несущественно

Таблица 1. Количество необходимого воздуха и образующихся газов при сжигании 1 м³ ВУТ

Table 1. Amount of required air and gases formed during combustion of 1 m³ of CWF

Зольность, %	Необходимое количество воздуха, нм ³	Общее количество газов, нм ³
0	7800	8447
10	7020	7667
20	6240	6887
30	5460	6107
40	4680	5327
50	3900	4547
60	3120	3767
70	2574	3221

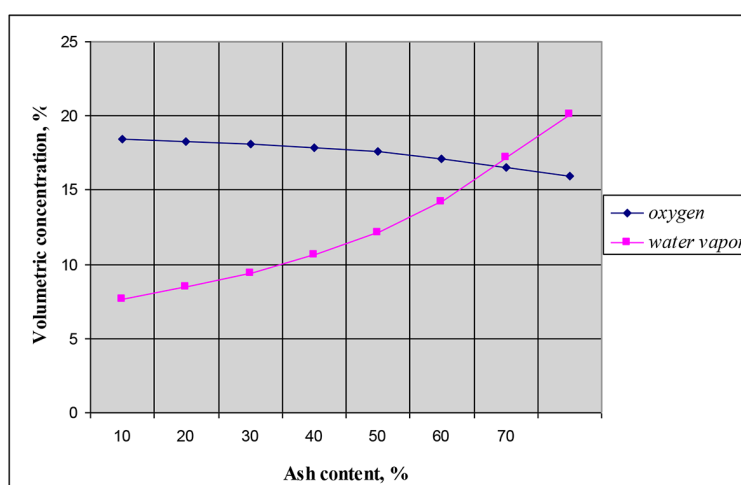


Рис. 2. Зависимость содержания кислорода и водяного пара в газовой фазе топки от зольности топлива

Fig. 2. Dependence of oxygen and water vapor content in the gas phase in furnace on ash content of the fuel

изменяется концентрация водяного пара. При этом концентрация водяного пара в пространстве топки достаточно высока (не менее 10 % при сжигании суспензий из углей с зольностью 30 % и выше), а для обеспечения устойчивого горения на практике потребуются повышать концентрацию кислорода, то есть повышать коэффициент избытка воздуха α .

Если непосредственно после появления капли в высокотемпературном топочном пространстве концентрацию любого газа вблизи поверхности капли можно считать равной его концентрации в зоне 4 (на удалении от капли), то уже через малое время образуется зона 3, обладающая особыми свойствами. Рассмотрим состав газовой фазы в зоне 3. В зоне 3 протекают различные реакции: догорают H_2 и CO , сгорают летучие, выделяющиеся из частичек угля, в этой зоне находятся самые разные вещества, как диффундирующие к поверхности капли из зоны 4, так и движущиеся от горячей поверхности в зону 4 продукты горения. Зона 3 находится в непосредственной близости от поверхности капли, и передача тепла к поверхности в пределах этой зоны осуществляется излучением и кондукцией. Из зоны 4 тепло к поверхностям капли и угольной частицы передается излучением, причем лучистый поток энергии оказывается достаточно мощным, поскольку все пространство топки заполнено горящими каплями, угольными частицами и горячими частицами золы (неизбежного компонента продуктов сгорания угля). Не нарушая общности и логики рассуждений, можно принять, что температура на поверхности горячей капли (или горячей частицы угля) быстро становится равной температуре в пространстве топки.

Как только температура поверхности частицы (или подсохшей капли) достигнет значения 250–350 °С, из угля начинают выделяться летучие компоненты. Их количество существенно зависит от степени метаморфизма угля. Выделение летучих веществ из угля влияет на состав газовой фазы в зоне 3 и на интенсивность процесса горения, а вследствие этого на температурные пределы устойчивости топочного процесса при сжигании суспензионного топлива из углей различных марок.

На этой стадии существенное значение приобретают процессы массообмена, обусловленные законами диффузии.

Рассмотрим вероятность протекания различных реакций. Коэффициенты диффузии газообразных веществ согласно [11] зависят от температуры следующим образом:

$$D(T) = D_0 \cdot \left(\frac{T}{273} \right)^{1,5}, \quad (1)$$

где D_0 – коэффициент диффузии при стандартной температуре, m^2/c ; T – температура, К.

То есть от температуры коэффициенты диффузии различных газов зависят одинаково. Из этого следует, что

$$\frac{D_i(T)}{D_j(T)} = \left(\frac{D_{0i}}{D_{0j}} \right), \quad (2)$$

где D_i , D_{0i} , D_j , D_{0j} – коэффициенты диффузии отдельных газов, m^2/c .

Согласно (1) газы, которые выступают окислителями для углерода, имеют следующие значения коэффициентов диффузии D_0 (табл. 2).

Как видно из табл. 2, величина коэффициента диффузии у водяного пара (H_2O) в 1,54 раза выше, чем у кислорода (O_2) и (CO), и в 2,85 раза выше, чем у углекислого газа (CO_2). Как сле-

Таблица 2. Коэффициенты диффузии компонентов газовой смеси

Table 2. Diffusion coefficients of the components of the gas mixture

Газ	CO ₂	CO	O ₂	H ₂ O
D ₀ , м ² /с	0,097	0,175	0,18	0,277

дует из соотношения (2), эти соотношения сохраняются при других значениях температуры. Таким образом, интенсивность диффузии водяного пара существенно превышает интенсивность диффузии кислорода и особенно углекислого газа. Это в совокупности с достаточно высокой концентрацией водяного пара в топочном пространстве обеспечивает на высохшей поверхности капли или горячей угольной частицы взаимодействие углерода практически только с водяным паром. Кислород «срабатывается на ближних подступах» к поверхности капли в реакциях окисления летучих, CO и H₂ в зоне 3. Реакция взаимодействия углерода с CO₂ крайне маловероятна из-за малого значения коэффициента диффузии CO₂ и вследствие этого крайне низкой вероятности присутствия CO₂ вблизи поверхностей капли и угольных частиц.

Таким образом, на границе зоны 2 и зоны 3, а также в зоне 3 протекают следующие реакции:



Из числа приведенных реакций первые три являются гетерогенными и протекают на горячей поверхности частицы, а реакции (6) и (7) гомогенные и протекают в зоне 3 на некотором расстоянии (возможно, ничтожно малом, но все-таки расстоянии) от поверхности. Оценим скорости протекания реакций (3–7).

При оценке возможности протекания той или иной реакции на поверхности горячей капли следует учитывать не только гетерогенные реакции собственно окисления углерода, но и гомогенные реакции горения продуктов газификации, которые протекают в зоне 3 вблизи поверхности капли. При этом отметим, что константа равновесия реакции пропорциональна отношению концентрации продуктов реакции к концентрации исходных веществ в состоянии равновесия. Поэтому о полноте протекания химической реакции необходимо судить с учетом величины константы равновесия.

Как известно, мерой химического сродства, определяющего протекание реакции, принято считать величину изобарно-изотермического потенциала [12]:

$$Z = H - T \cdot S, \quad (8)$$

который связан с константой равновесия реакции соотношением

$$Z = -R \cdot T \cdot \ln K_p, \quad (9)$$

где Z – изобарно-изотермический потенциал; H – энтальпия совокупности компонентов реакции; S – энтропия совокупности компонентов реакции; K_p – константа равновесия реакции.

Рассчитанные величины констант равновесия реакций (3, 4, 5, 6, 7) приведены в табл. 3.

При анализе данных табл. 2 и 3 видим следующее:

- коэффициент диффузии CO_2 имеет самое низкое значение из числа рассматриваемых газообразных веществ;
- реакция (4) при любой температуре приводит к состоянию равновесия при существенно более низких концентрациях продуктов, чем любая другая реакция из числа рассматриваемых;
- равновесные концентрации продуктов окисления CO и H_2 , представляющие собой CO_2 и H_2O (эти реакции протекают в зоне 3), достаточно велики, что косвенно свидетельствует о высоких значениях скоростей этих реакций, а также о том, что кислород практически весь «сработается» в зоне 3, не достигнув поверхности капли. К поверхности капли будет передаваться только тепловая энергия, выделившаяся при реакциях горения CO , H_2 и летучих компонентов угля;
- константа равновесия реакции углерода с кислородом (реакция 6) многократно превышает значения констант реакции 7 и реакции 8, но гомогенные реакции (9 и 10) в зоне 3 характеризуются такими значениями констант равновесия, что вероятность диффузии кислорода к поверхности частицы (или капли) попросту сводится к нулю;
- реакция (4) характеризуется самыми низкими значениями константы равновесия из трех сравниваемых гетерогенных реакций. Углекислый газ имеет не только самый низкий коэффициент диффузии из трех рассматриваемых окислителей, но и самую низкую скорость взаимодействия с углеродом во всем диапазоне рассматриваемых значений температуры.

На основании выполненного анализа можно утверждать, что на поверхности угольных частиц (и высохших капель) наиболее вероятной является реакция (8), то есть окисление углерода водяным паром. Продукты этой реакции проникают по зоне 3 к границе зоны 3 и далее в зону 4 (данная граница не может быть выделена четко) и сгорают при встрече с диффундирующим навстречу кислородом. Образующиеся H_2O и CO_2 характеризуются коэффициентами диффузии, различающимися почти в три раза. Поэтому водяной пар диффундирует к поверхности капли и угольных частиц существенно быстрее, чем углекислый газ. Состав газовой

Таблица 3. Константы равновесия реакций, протекающих при горении топлива

Table 3. Equilibrium constants of reactions occurring during fuel combustion

Температура, К для реакции	700	900	1100	1300
3	$1,2 \cdot 10^{24}$	$4,0 \cdot 10^{20}$	$1,3 \cdot 10^{18}$	$3,3 \cdot 10^{16}$
4	$1,05 \cdot 10^{-5}$	$8,9 \cdot 10^{-3}$	$4,7 \cdot 10^{-1}$	8,0
5	$3,7 \cdot 10^{-4}$	$8,6 \cdot 10^{-2}$	1,05	20,7
6	$1,99 \cdot 10^{11}$	$3,13 \cdot 10^6$	$2,5 \cdot 10^3$	19,07
7	$8,51 \cdot 10^{30}$	$5,48 \cdot 10^{22}$	$1,19 \cdot 10^{18}$	$7,73 \cdot 10^{13}$

фазы в зоне 4 также характеризуется высокими значениями концентрации водяного пара. Эндотермичность реакции окисления углерода водяным паром не имеет решающего значения, поскольку тепловыделение от вторичных реакций (от сгорания летучих, CO и H₂) происходит в крайней близости от поверхности в зоне 3.

Сделанные выводы подтверждаются результатами численного моделирования процессов горения водоугольных суспензий в адиабатической вихревой топке [13, 14]. Численные расчеты выполнены с использованием мощного программного продукта трехмерного моделирования ANSYS FLUENT, позволяющего моделировать процесс горения с учетом турбулентности, теплообмена и химических реакций. Возможности программы позволили получить расчеты полей скоростей в топочной камере, траекторий частиц, спрогнозировать температуру в различных сечениях топки.

На рис. 3 и 4 приведены сравнения изменения температуры и содержания летучих веществ в угольной частице и капле ВУТ в зависимости от длины пути частицы и капли соответственно.

Анализ представленных на рис. 3 данных показывает, что в отличие от плавного увеличения температуры угольной частицы (particle 1) при ее движении температура капли ВУТ (particle 2) после повышения до температуры испарения жидкой фазы остается постоянной на протяжении всего процесса испарения. Затем начинаются процессы горения твердой фазы капли ВУТ с выделением теплоты, и наблюдается резкое повышение температуры.

На рис. 4 видно, что содержание летучих веществ для угольной частицы (particle 1) в начале процесса остается неизменным и уменьшается только при нагреве частицы до температуры выделения летучих веществ. Для капель ВУТ (particle 2) наблюдается увеличение содержания летучих веществ за счет испарения воды. В процессе испарения температура твердой фазы капли ВУТ повышается, и содержание летучих веществ достигает аналогичного значения для твердой угольной частицы. Стабильность процесса сохраняется в течение значительно меньшего времени за счет повышения температуры твердой фазы капли ВУТ в процессе испарения воды.

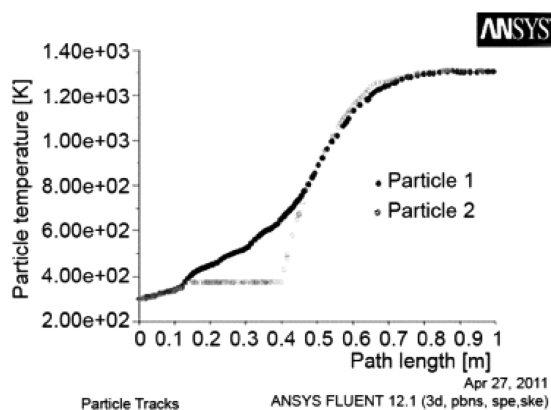


Рис. 3. Сравнение изменения температуры угольной частицы (particle 1) и капли ВУТ (particle 2) в зависимости от длины пути частицы и капли

Fig. 3. Comparison of change in temperature of a coal particle (particle 1) and a CWF drop (particle 2) depending on length of path of a particle and a drop

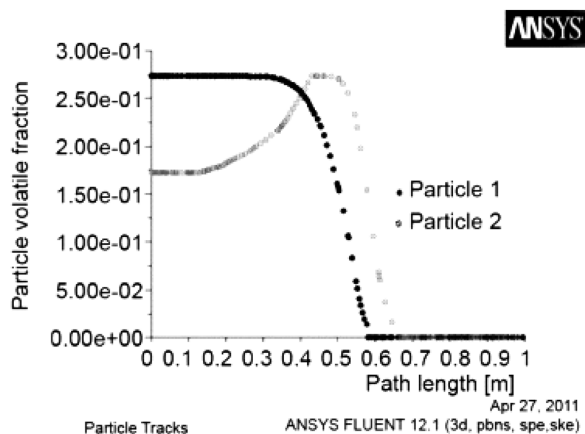


Рис. 4. Сравнение изменения содержания летучих веществ в угольной частице (particle 1) и капле ВУТ (particle 2) в зависимости от длины пути частицы и капли

Fig. 4. Comparison of changes in content of volatiles in a coal particle (particle 1) and a CWF droplet (particle 2), depending on path length of a particle and a droplet

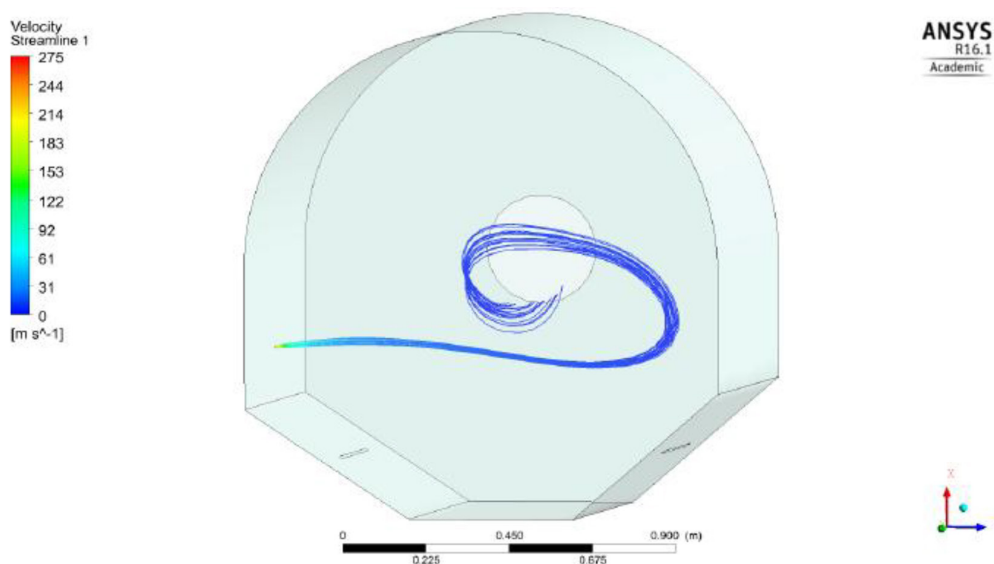


Рис. 5. Траектории частиц топлива

Fig. 5. Trajectories of fuel particles

На рис. 5 изображены траектории частиц топлива. Анализ траекторий частиц показывает, что полученные траектории имеют форму спиралей. При этом выявлено, что время нахождения горящих частиц и капель ВУТ в вихревой топке пропорционально их диаметру, что позволяет обеспечить их эффективное выгорание.

Таким образом, организация сжигания ВУТ в вихревой топке позволяет обеспечить повышенное время удержания горящих частиц топлива в топочном пространстве, при этом в топочном объеме образуются локальные вихревые потоки. Оптимальный уровень температур составляет 800–1250 °C (рис. 6).

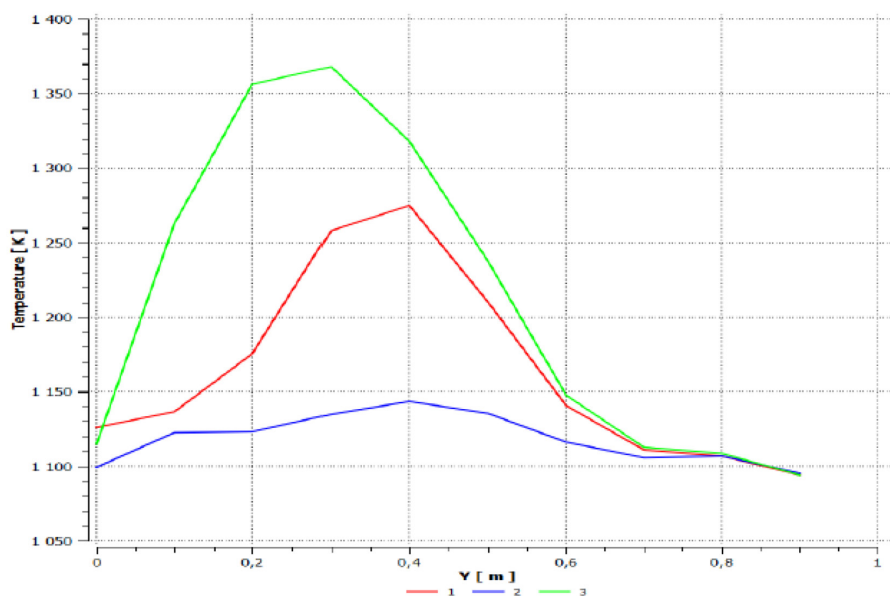
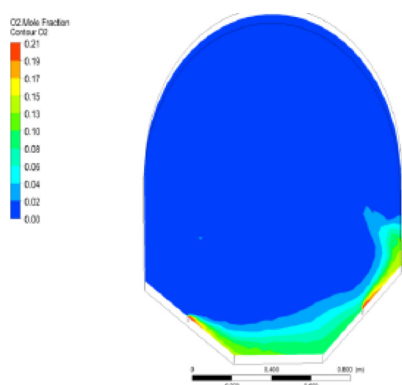
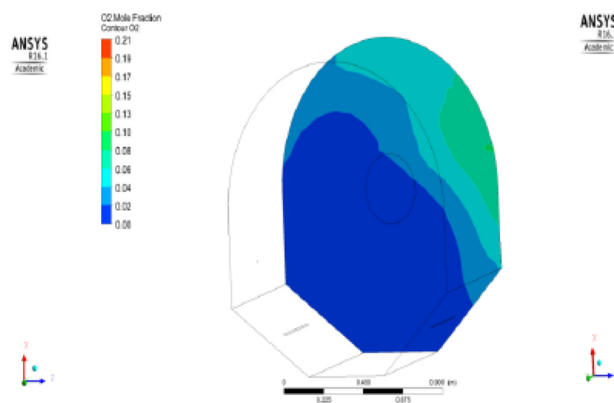


Рис. 6. Распределение температуры по глубине топки на различной высоте

Fig. 6. Temperature distribution over the depth of the furnace at different heights

Рис. 7. Концентрация O_2 в сечении горелкиFig. 7. O_2 concentration in the burner sectionРис. 8. Концентрация O_2 у задней стенки топкиFig. 8. O_2 concentration at the back furnace wall

На рис. 7–10 представлены результаты расчетов концентрации кислорода O_2 и диоксида углерода CO_2 в направлении к задней стенке топки.

Анализ результатов (рис. 7–10) показывает, что к выходу топки наблюдается снижение концентрации O_2 и увеличение концентрации CO_2 . Содержание летучих веществ также уменьшается.

Закключение

В результате выполненного анализа установлено влияние зольности водоугольного топлива на выход горючих газов и содержание водяного пара в атмосфере топки. На основании срав-

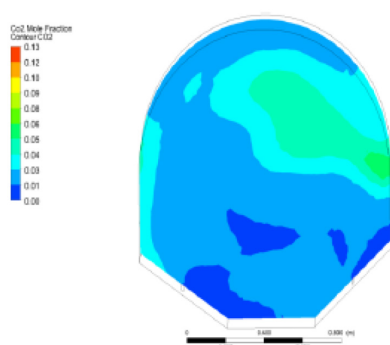


Рис. 9. Концентрация CO_2 в сечении горелки
Fig. 9. CO_2 concentration in the burner section

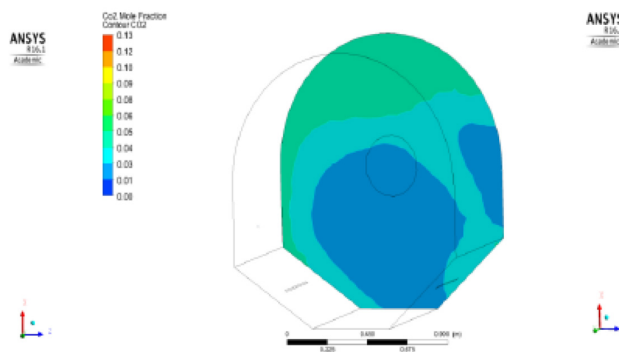


Рис. 10. Концентрация CO_2 у задней стенки топке
Fig. 10. CO_2 concentration at the back furnace wall

нения коэффициентов диффузии газов и рассчитанных значений констант равновесия реакции в зоне горения сделан вывод о ведущей роли реакции окисления углерода водяным паром в вихревой адиабатической топке.

Выполненные численные расчеты демонстрируют, что процесс горения указанных неоднородных систем: капель и чисто угольных частиц в адиабатической топке в течение короткого времени становится идентичным. При этом установлены концентрации кислорода (O_2), диоксида углерода (CO_2) и летучих веществ в различных сечениях топке. Выполненный анализ и численное моделирование процесса сжигания тонкодисперсных водоугольных суспензий в вихревой камере сжигания позволили иметь полную картину газодинамических и тепловых процессов в топочном объеме. Полученные данные свидетельствуют о работоспособности и высокой эффективности использования адиабатической вихревой топке для сжигания ВУТ в котлах малой и средней мощности.

Благодарности / Acknowledgments

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 20–43–420016/20.

The study was carried out with the financial support of the Russian Foundation for Basic Research in the framework of scientific project No. 20–43–420016/20.

Список литературы / References

- [1] Murko V. I., Karpenok V. I., Fedyaev V. I., Puzyryov E. M., Baranova M. P. The usage of boilers with a vortex furnace for burning enrichment products and deballasting coal. *XVIII International Coal Preparation Congress. Conference proceedings*. 2016, 345–350.
- [2] Пузырев Е. М., Мурко В. И. и др. Результаты опытно-промышленных испытаний работы котла ДКВР 6,5/13 на водоугольном топливе. *Теплоэнергетика*, 2001, 2, 69. [Puzyrev E. M., Murko V. I. et al. Results of experimental-industrial tests of the DKVR6,5/13 boiler on water-coal fuel. *Heat Power Engineering*, 2001, 2, 69 (in Russian)]
- [3] Мурко В. И., Федяев В. И., Карпенко В. И., Мاستихина В. П., Айнетдинов Х. Л., Яковенко А. В., Бугров В. А., Воскобойников П. С. Разработка и создание технологического ком-

плекса по сжиганию тонкодисперсных отходов углеобогащения в котельной ОАО «Междуречье». *Уголь Кузбасса*, 2010, 4, 102. [Murko V.I., Fedyaev V.I., Karpenok V.I., Mastikhina V.P., Ainetdinov H.L., Yakovenko A.V., Bugrov V.A., Voskoboinikov P.S. Development and creation of technological complex for combustion of fine-dispersed waste of coal preparation in the boiler unit of «Mezhdurechye» JSC. *Coal of Kuzbass*, 2010, 4, 102 (in Russian)]

[4] Мурко В.И., Федяев В.И., Прошунин Ю.Е., Почечуев А.А., Карпенко В.И., Хямяляйнен В.А. Результаты сжигания суспензионного водоугольного топлива в котле типа «Теплотрон». *Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технологии*, 2018, 11(5), 560–566. [Murko V.I., Fedyaev V.I., Proshunin Y.E., Pochechuev I.A., Karpenok V.I., Khyamyalyainen V.A. The Combustion Results of Suspension Water Coal Fuel in the «Teplotron» Type Boiler. *Journal of Siberian Federal University. Engineering & Technologies*, 2018, 11(5), 560–566 (in Russian)]

[5] Мурко В.И., Федяев В.И., Карпенко В.И., Шаньшин А.Е., Мухтаров А.Т. О возможности использования тонкодисперсных отходов углеобогащения ОФ «Энергетическая» в качестве основы для котельного топлива. *Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технологии*, 2020, 13(6), 657–669. [Murko V.I., Fedyaev V.I., Karpenok V.I., Shanshin A.E., Mukhtarov A.T. On the Possibility of Using Fine Coal Waste of the Processing Plant «Energeticheskaya» as a Basis for Boiler Fuel. *Journal of Siberian Federal University. Engineering & Technologies*, 2020, 13(6), 657–669 (in Russian)]

[6] Банойдзе П.А., Белых Б.Н., Власов Е.Л. и др. Перевод жидкотопливных отопительных котельных на сжигание водоугольного топлива. *Энергетик*, 1997, 2, 14–16. [Banoidze P.A., Belykh B.N., Vlasov E.L. et al. Transfer of liquid fuel heating boilers to the combustion of water-coal fuel. *Energetic*, 1997, 2, 14–16 (in Russian)]

[7] Мурко В.И., Федяев В.И., Хямяляйнен В.А. *Физико-технические основы водоугольного топлива*. Кемерово: Кузбассвуиздат, 2009, 195 с. [Murko V.I., Fedyaev V.I., Hämmäläinen V.A. *Physical and technical foundations of coal-water fuel*. Kemerovo: Kuzbassvuzizdat, 2009, 195 p. (in Russian)]

[8] Сенчурова Ю.А. *Совершенствование технологии сжигания водоугольного топлива в вихревых топках*, автореф. дис. ... канд. техн. наук. Кемерово, 2008, 20 с. [Senchurova Yu.A. *Improvement of the technology of combustion of coal-water fuel in vortex furnaces*, abstract of dis. for the degree of Cand. tech. sciences. Kemerovo, 2008, 20 p. (in Russian)]

[9] Murko V.I., Fedyaev V.I., Karpenok V.I., Zasyrkin I.M., Senchurova Yu.A., Riesterer A. Investigation of the spraying mechanism and combustion of the suspended coal fuel. *Thermal Science*, 2015, 19 / 1.243–251.

[10] Pinchuk V., Sharabura T.A., Moumane M., Kuzmin A. Experimental investigation of the influence of temperature, coal metamorphic stage, and of the size of coal–water fuel drop on the fuel drop combustion process. *Inter. J. Energy Clean Environ*, 2019, 20, 43–62.

[11] Григорьева И.С., Мейлихова Е.З. *Физические величины*: Справочник. М., Энергоатомиздат, 1991, 1232 с. [Grigorieva I.S., Meilikhova E.Z. *Physical quantities*: Reference book. M., Energoatomizdat, 1991, 1232 p. (in Russian)]

[12] Крестовников А.Н., Вигдорович В.Н. *Химическая термодинамика*, изд-е 2. М.: Металлургия, 1973, 566 с. [Krestovnikov A.N., Vigdorovich V.N. *Chemical thermodynamics*. 2nd ed., M., Metallurgy, 1973, 566 p. (in Russian)]

[13] Мурко В. И., Риестерер А., Цецорина С. А., Федяев В. И., Карпенко В. И. Результаты численного моделирования процесса сжигания водоугольного топлива. *Ползуновский Вестник*, 2011, 2/1, 230–234. [Murko V. I., Riesterer A., Tsetsorina S. A., Fedyaev V. I., Karpenok V. I. Results of numerical modeling of the process of combustion of water-coal fuel. *Polzunovskiy Vestnik*, 2011, 2/1, 230–234 (in Russian)]

[14] Мурко В. И., Карпенко В. И., Сенчурова Ю. А. Моделирование процесса распыления и сжигания тонкодисперсных водоугольных суспензий. *Горение топлива: теория, эксперимент, приложения: тез. докл. IX Всерос. конф. с междунар. участием*, Новосибирск, 2015, 99. [Murko V. I., Karpenok V. I., Senchurova Yu. A. Simulation of the process of spraying and combustion of finely dispersed coal-water suspensions. *Combustion of fuel: theory, experiment, applications: report at IX All-Russia. conf. with int. participation*, Novosibirsk, 2015, 99 (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0320

УДК 662.732

Thermal Processing of Thermal Coal Under Pressure to Produce Semi-Coke and Thermal Energy

**Dmitry A. Loginov,
Artem P. Chernykh and Sergey R. Islamov***
*Branch of Sibniigleobogashchenie LLC in Krasnoyarsk
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 05.04.2021, received in revised form 03.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. The process of thermal processing of brown coals of grades 1B and 2B under external overpressure of gases in the range of 0–4.0 MPa is investigated. The dependences of the main characteristics of the obtained products – semi-coke and combustible gas – on the pressure are established. The material and energy balances of the process of thermal processing of both coal grades are given.

Keywords: combined production, brown coal semi-coke, pressure, thermal treatment, moisture, ash content, yield of volatile matter, strength, water absorption, porosity, heat of combustion.

Citation: Loginov D. A., Chernykh A. P., Islamov S. R. Thermal processing of thermal coal under pressure to produce semi-coke and thermal energy, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 399–407. DOI: 10.17516/1999-494X-0320

Термическая переработка энергетического угля под давлением с получением полукокса и тепловой энергии

Д. А. Логинов, А. П. Черных, С. Р. Исламов
*Филиал ООО «Сибнииглеобогащение» в Красноярске
Российская Федерация, Красноярск*

Аннотация. Исследован процесс термической переработки бурых углей марок 1Б и 2Б под внешним избыточным давлением газов в диапазоне 0–4,0 МПа. Установлены зависимости основных характеристик получаемых продуктов – полукокса и горючего газа – от давления. Приведены материальные и энергетические балансы процесса термической переработки обеих марок угля.

© Siberian Federal University. All rights reserved

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-Non Commercial 4.0 International License (CC BY-NC4.0).

* Corresponding author E-mail address: LoginovDA@suek.ru, ChernykhAP@suek.ru, IslamovSR@suek.ru

Ключевые слова: комбинированное производство, буроугольный полукокс, давление, термообработка, влага, зольность, выход летучих веществ, прочность, водопоглощение, пористость, теплота сгорания.

Цитирование: Логинов, Д.А. Термическая переработка энергетического угля под давлением с получением полукокса и тепловой энергии / Д.А. Логинов, А.П. Черных, С.Р. Исламов // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 399–407. DOI: 10.17516/1999-494X-0320

Введение

Бурые угли являются важнейшей составляющей топливной базы тепло- и электроэнергетики России. На долю бурых углей приходится более половины – 52,4 % (101,2 млрд т) разведанных запасов страны. Однако из-за нерентабельности транспортировки на дальние расстояния вследствие низкой теплоты сгорания возможности использования бурых углей очень ограничены. Указанная проблема все более обостряется по мере роста тарифов на железнодорожные перевозки угля.

Одним из путей решения проблемы является энерготехнологическая переработка низкосортных бурых углей в высокомаржинальный продукт – полукокс [1] с параллельным производством полезной тепловой энергии. Полукокс применяется в качестве углеродистого восстановителя [2] в металлургических процессах производства ферросплавов, высокотемпературного обжига руд и нерудных материалов, а также в других приложениях, требующих использования твердого топлива с высокой теплотой сгорания [3]. В настоящее время в России внедрены технологии термической переработки бурых углей, разработанные компанией «Сибтермо» [4, 5]. В технологии «Термококс–С» бурый уголь перерабатывается в шахтном аппарате в плотном слое с обращенным воздушным дутьем при температурах 700–900 °С. В технологии «Термококс–КС» термическая переработка угля происходит в модифицированном котельном агрегате. И в том и в другом случае осуществляется комбинированное производство двух энергоносителей: тепловой энергии (горючего газа) и среднетемпературного кокса. Одним из недостатков существующих технологий получения кокса из бурого угля является мелкий размер частиц получаемого продукта, что затрудняет его транспортировку, а при необходимости использования в кусковом виде требует введения дополнительной стадии – брикетирования, что неизбежно приводит к удорожанию.

В работе исследован теплотехнологический процесс производства кускового полукокса (торговая марка – ПКВД-1) из бурого угля, который заключается в термообработке исходного угля в реакторе при повышенном давлении. В процессе нагрева угольная матрица размягчается и под воздействием внешнего давления сжимается, в результате чего снижается общий объем пор кусков угля. При этом получается кусковой продукт, обладающий механической прочностью, сопоставимой с прочностью исходного угля, высокой низшей теплотой сгорания, сниженным водопоглощением, высокой реакционной способностью и большим удельным электросопротивлением. Также выполнено сравнение с аналогичным продуктом (ПКВД-2), полученным из угля марки 2Б, исследованным ранее [6].

Описание экспериментальной установки

Эксперименты проводили на лабораторной установке (рис. 1), представляющей собой реактор из нержавеющей стали 1, рассчитанный на давление до 5,0 МПа, нагреваемый при

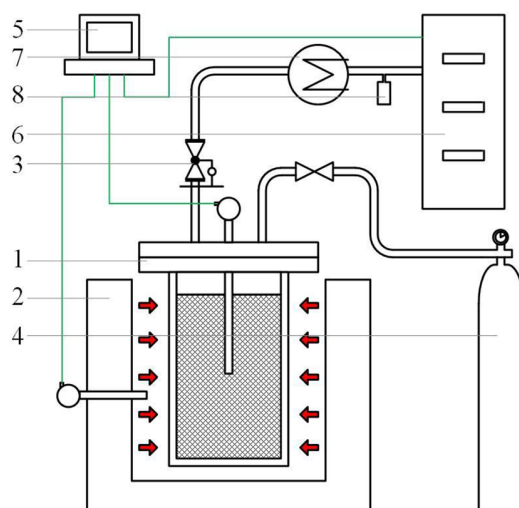


Рис. 1. Схема лабораторной установки: 1 – реактор; 2 – электропечь; 3 – регулятор давления; 4 – газовый баллон; 5 – компьютер; 6 – газоанализатор; 7 – теплообменник; 8 – отводчик

Fig. 1. Laboratory setup diagram: 1 – reactor; 2 – electric furnace; 3 – pressure regulator; 4 – gas cylinder; 5 – computer; 6 – gas analyzer; 7 – heat exchanger; 8 – tap

помощи электропечи 2. Реактор оснащен системой автоматического поддержания необходимого давления 3. В начальный момент времени необходимое давление создается при помощи баллона с инертным газом 4. Выходящий из реактора газ направляли на блок газового анализа 6 через теплообменник 7, оснащенный сборником конденсата 8. Термодатчики и газоанализатор подключены к компьютеру 5 с возможностью фиксирования показаний в режиме реального времени.

Результаты исследований

В качестве сырья был взят бурый уголь марки 1Б АО «Приморскуголь». Типичные характеристики использованного в экспериментах угля приведены в табл. 1.

На первом этапе работ при атмосферном давлении была определена зависимость остаточного выхода летучих веществ из получаемого полукокса от температуры нагрева. Работы вели с углем класса крупности 20–25 мм. Засыпку угля помещали реактор, нагревали в электропечи до различных температур. Результаты представлены на рис. 2.

На втором этапе с целью определения влияния режимных параметров процесса на технические характеристики полукокса были выполнены поисковые работы в диапазоне давлений 0,0–4,0 МПа. Процесс получения полукокса включает в себя такие последовательные стадии:

Таблица 1. Технический и элементный состав исходного угля марки 1Б

Table 1. Technical and elemental composition of the initial coal grade 1B

$W_t^r, \%$	$A^d, \%$	$V^{daf}, \%$	$C^{daf}, \%$	$H^{daf}, \%$	$N^{daf}, \%$	$O^{daf}, \%$	$S_t^d, \%$	$Q_t^r, \text{МДж/кг}$
42,3	7,9	55,4	64,2	6,2	1,1	28,2	0,3	13,4

загрузка угля в реактор, установка реактора в электропечь, повышение давления внутри реактора инертным газом, нагрев до заданной температуры. Охлаждение и подготовку проб проводили так же, как и на первом этапе работ. Далее было выполнено исследование ряда наиболее важных свойств полученных продуктов.

На рис. 3 и 4 приведены зависимости водопоглощения (ГОСТ 21290–70) ПКВД-1 и ПКВД-2 и объема пор по воде (ГОСТ 17219–71) от давления процесса. Определение прочности на истирание полученных при различном давлении образцов полукоксов проводили, как указано в [6]. Результаты представлены на рис. 5.

На основании проведенных исследований был определен оптимальный режим получения полукоксов из угля марки 1Б. В табл. 2 даны характеристики оптимальных режимов, свойства полукоксов, состав горючих газов, получаемых в процессе пиролиза угля обеих марок. Материальный и энергетический балансы представлены в табл. 3. Типичные термограммы оптимальных режимов для получения ПКВД-1 и ПКВД-2 отображены на рис. 6.

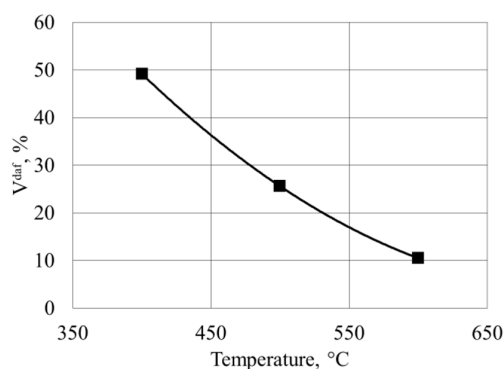


Рис. 2. Зависимость выхода летучих веществ от температуры

Fig. 2. Dependence of the yield of volatile substances on temperature

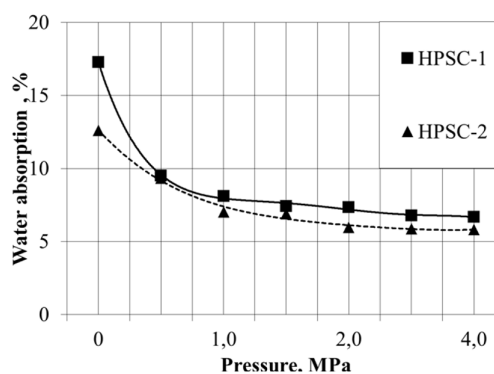


Рис. 3. Зависимость водопоглощения полукоксов от давления

Fig. 3. Dependence of water absorption of semi-cokes on pressure

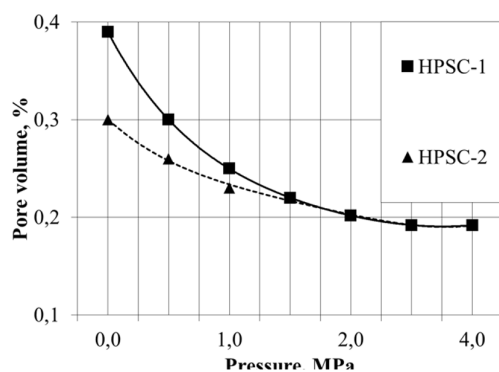


Рис. 4. Зависимость объема пор полукоксов от давления

Fig. 4. Dependence of the pore volume of semi-cokes on the pressure

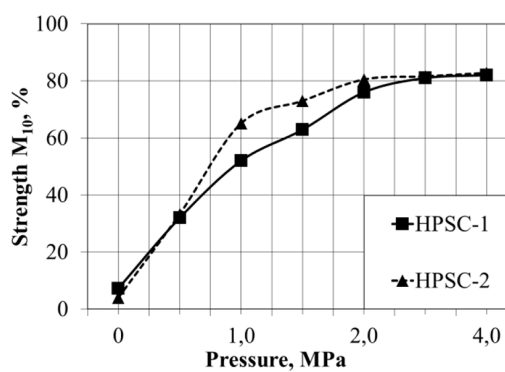


Рис. 5. Зависимость прочности M10 полученного продукта от давления

Fig. 5. Dependence of the strength M10 of the resulting product on the pressure

Таблица 2. Характеристики оптимальных процессов получения ПКВД-1 и ПКВД-2

Table 2. Characteristics of optimal processes for obtaining HPSC-1 and HPSC-2

Параметр	ПКВД-1	ПКВД-2
Марка угля	1Б	2Б
Температура нагрева, °С	570	570
Избыточное давление, МПа	2,0	3,0
Относительный выход полукокса, %	35	50
Технический и элементный анализ полукокса, %		
W^r	3,0	1,1
A^d	16,1	7,0
V^{daf}	13,5	11,9
C^{daf}	88,3	90,7
H^{daf}	2,9	5,0
N^{daf}	1,1	1,3
O^{daf}	7,2	2,8
S^d	0,24	0,19
Низшая удельная теплота сгорания, МДж/кг	26,9	31,3
Насыпная плотность, кг/м ³	500	500
Водопоглощение, %	6,0	6,0
Объем пор по воде, см ³ /г	0,19	0,19
Прочность M_{10} , %	80	80
Удельное электросопротивление, Ом·см	40,5	41,0
Реакционная способность CRI, %	90,0	89,6
Средний элементный состав газа, %		
H_2	3,1	1,8
CO	11,4	10,1
CO_2	5,5	8,3
CH_4	8,9	5,4
N_2	1,2	1,4
H_2O	69,7	72,8
Теплота сгорания газа, МДж/нм ³	4,63	3,18

Обсуждение результатов

Уровень выхода летучих веществ полукокса V^{daf} около 15 % при использовании в электро-металлургических печах обеспечивает снижение склонности колошникового слоя шихты к спеканию и, как следствие, повышение его газопроницаемости и снижение удельного расхода электроэнергии [7]. Для определения температуры нагрева, требуемой для получения продукта с выходом летучих веществ V^{daf} не более 15 %, поисковые опыты вели в диапазоне температур 400–600 °С. Как видно на рис. 2, искомый показатель составляет 570 °С, и второй этап исследований производился с нагревом угля до этой температуры.

Водопоглощение ПКВД-1 при повышении давления с 0,0 до 4,0 МПа уменьшается почти в 2,5 раза (с 17 до 7 %), тогда как для ПКВД-2 наблюдается уменьшение этого показателя вдвое

Таблица 3. Материальный и энергетический балансы оптимальных процессов получения ПКВД-1 и ПКВД-2

Table 3. Material and energy balances of optimal processes for obtaining HPSC-1 and HPSC-2

Наименование	ПКВД-1		ПКВД-2	
Материальный баланс				
	кг	%	кг	%
Приход				
Уголь	1000	100,0	1000	100,0
Расход				
Термококс	350	35,0	500	50,0
Газ	650	65,0	500	50,0
Итого	1000	100,0	1000	100,0
Энергетический баланс				
	ГДж	%	ГДж	%
Приход				
Теплота сгорания угля	13,4	89,6	17,59	92,5
Теплоподвод для нагрева угля	1,55	10,4	1,42	7,5
Итого	14,95	100,0	19,01	100,0
Расход				
Теплота сгорания кокса	9,43	63,0	15,66	82,4
Тепловая энергия от сжигания газа, из нее:	4,56	30,6	2,47	13,0
на нагрев угля	1,55	10,4	1,42	7,5
для реализации	3,01	20,2	1,05	5,5
Теплопотери	0,96	6,4	0,88	4,6
Итого	14,95	100,0	19,01	100,0

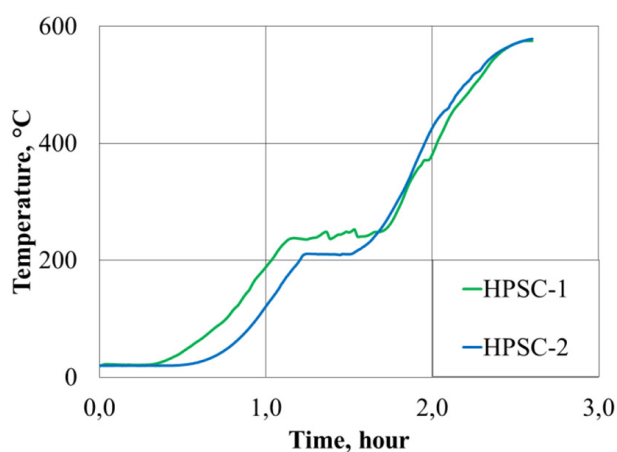


Рис. 6. Типичная термограмма оптимальных режимов процесса получения ПКВД-1 и ПКВД-2

Fig. 6. A typical thermogram of the optimal modes of the process of obtaining HPSC-1 and HPSC-2

(с 12 до 6 %). При этом для обоих продуктов резкое снижение водопоглощения происходит в диапазоне давлений от 0,0 до 1,5 МПа, после чего практически не изменяется.

Аналогичная зависимость наблюдается и для общего объема пор полукоксов. Увеличение внешнего давления позволяет достичь снижения общего объема пор вдвое (с 0,37 до 0,19 см³/г) для ПКВД-1 и полуторакратного снижения (с 0,3 до 0,19 см³/г) для ПКВД-2.

Исследования показали, что относительный выход и насыпная плотность ПКВД-1 не зависят от давления процесса. При этом повышенное содержание влаги и летучих веществ в угле марки 1Б приводит к снижению относительного выхода полукокса при одной и той же насыпной плотности. Относительный выход ПКВД-1 составляет 35 % от массы угля, ПКВД-2—50 %. Значение насыпной плотности полукоксов из обеих марок угля равно 500 кг/м³.

На рис. 4 видно, что ПКВД-1 в диапазоне давлений до 2,0 МПа имеет заметно более низкую прочность, чем ПКВД-2, однако при повышении давления до 3,0 МПа показатели прочности обоих полукоксов практически совпадают и при дальнейшем увеличении давления почти не возрастают.

Горизонтальный участок термограммы на рис. 6 соответствует температурам испарения влаги из угля. При этом при термообработке угля 1Б она на 30 °С выше, чем для бурого угля, так как процесс проводится при более высоком давлении.

В качестве оптимального режима получения ПКВД-1 был выбран режим со следующими характеристиками: температура нагрева засыпки – 570 °С, избыточное давление процесса – 3,0 МПа. При указанных параметрах удельная теплота сгорания получаемого горючего газа составляет 4,16 МДж/нм³, что позволяет сжигать его в топках энергетических котлов без применения дополнительного «подсветочного» топлива.

Организовать непрерывно работающее предприятие комбинированного получения тепловой энергии и углеродистого восстановителя возможно путем установки нескольких реакторов циклического действия. В этом случае из нескольких реакторов, находящихся в различных стадиях нагрева угля, выходит горючий газ усредненного состава. Часть этого газа сжигается в камерной топке теплогенератора для получения высокотемпературных дымовых газов с целью дальнейшего нагрева других реакторов. Оставшаяся часть утилизируется в энергетических котлах для получения полезной тепловой энергии (горячей воды или пара), что позволяет получить дополнительную экономическую выгоду.

Выводы

В результате исследования процесса полукоксования бурого угля марки 1Б под внешним избыточным давлением газов были установлены зависимости характеристик получаемого продукта от давления и температуры. Выполнено сравнение с аналогичными зависимостями указанных характеристик для полукокса из угля 2Б. Установлено, что для получения полукокса из бурого угля 1Б с прочностью, сопоставимой с исходным углем, требуется давление в 1,5 раза выше, чем при использовании угля 2Б. Низкие значения водопоглощения и объема пор позволяют осуществлять транспортировку навалом в открытых вагонах без снижения качественных характеристик.

Получаемый полукоккс также рекомендуется для использования в качестве углеродистого восстановителя в металлургических процессах производства ферросплавов, высокотемператур-

ного обжига руд и нерудных материалов, бездымного бытового топлива. Он может быть использован в качестве высококалорийного топлива для вдувания в домны, а также в современных энергоустановках по получению пара с суперкритическими параметрами.

Предложена схема реализации непрерывного комбинированного производства полукокса и тепловой энергии. При этом часть вырабатываемого газового топлива используется для нагрева угля, а часть – сжигается в энергетических котлах.

Список литературы / References

- [1] Галевский Г.В., Аникин А.Е., Руднева В.В., Галевский С.Г. Применение бурого-гольных полукоков в металлургии: технологическая и экономическая оценка, *Научно-технические ведомости СПбПУ*, 2016, 2, 114–123. [Galevsky G. V., Anikin A. E., Rudneva V. V., Galevsky S. G. Application of brown coal semi-cokes in metallurgy: technological and economic assessment, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 2016, 2, 114–123 (in Russian)]
- [2] Исламов С.Р. *Частичная газификация угля*. М.: Горное дело ООО «Киммерийский центр», 2017. 382 с. [Islamov S. R. *Partial gasification of coal*, Moscow, Gornoe Delo of LLC «Kimmeriysky center», 2017, 382 p. (in Russian)]
- [3] Мизин В.Г., Серов Г.В. *Углеродистые восстановители для ферросплавов*, М.: Металлургия, 1976, 272 с. [Mizin V. G., Serov G. V. *Carbon reducing agents for ferroalloys*, Moscow, Metallurgiya, 1976, 272 p. (in Russian)]
- [4] Евразийский патент 007798. МПК C10B 49/10 *Способ слоевой газификации угля*, С.Р. Исламов, С.Г. Степанов, А.Б. Морозов (РФ).– № 200801920; Заявлено 25.10.2005; Опубл. 27.02.2007, Бюл. ЕАПО 1. [Eurasian patent 007798. IPC C10B49/10 *Method of layered coal gasification*, S. R. Islamov, S. G. Stepanov, A. B. Morozov (RF). – No. 200801920; Declared 25.10.2005; Publ. 27.02.2007, ЕАПО Byul. 1 (in Russian)]
- [5] Исламов С.Р., Степанов С.Г. *Способ получения металлургического среднетемпературного кокса*, Патент 2285715 РФ, 2006, Б.И. 29. [Islamov S. R., Stepanov S. G. *A method for producing metallurgical medium-temperature coke*, Patent 2285715 of the Russian Federation, 2006, B. I. 29 (in Russian)]
- [6] Логинов Д. А., Черных А. П., Исламов С. Р. Экспериментальное исследование влияния давления на процесс полукоксования бурого угля, *Химия твердого топлива*, 2021, 2, 67–70. [Loginov D. A., Chernykh A. P., Islamov S. R. Experimental study of the influence of pressure on the process of semi-coking of brown coal, *Solid Fuel Chemistry*, 2021, 2, 67–70 (in Russian)]
- [7] Ким В.А. Новые виды углеродистых восстановителей для выплавки технического кремния, *Химия и металлургия комплексной переработки минерального сырья: материалы междунар. науч.-практ. конф.*, Караганда, 2015, 292–297. [Kim V. A. New types of carbon-based reducing agents for the smelting of technical silicon, *Chemistry and metallurgy of complex processing of mineral raw materials: materials of the International Scientific and Practical Conference*, Karaganda, 2015, 292–297 (in Russian)]
- [8] Грязнов Н.С. *Пиролиз углей в процессе коксования*, М.: Металлургия, 1983, 184 с. [Gryaznov N. S. *Pyrolysis of coals in the process of coking*, Moscow, Metallurgiya, 1983, 184 p. (in Russian)]

- [9] Исламов С.Р., Логинов Д.А., Черных А.П. *Способ получения кускового карбонизата*, Патент 2725792 РФ, 2020, Б.И. 19. [Islamov S.R., Loginov D.A., Chernykh A.P. *Method for obtaining lump carbonizate*, Patent 2725792 of the Russian Federation, 2020, B. I. 19 (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0321

УДК 662.732

Increasing the Efficiency of the Autothermal Processing of Coal in a Fluidized Bed

**Dmitry A. Loginov,
Sergey V. Demenchuk and Sergey R. Islamov***
*Branch of Sibniugleobogashenie LLC in Krasnoyarsk
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 07.04.2021, received in revised form 12.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. The results of work on increasing the efficiency of heat energy production in standard boiler units using the «TERMOKOKS-KS» technology by intensifying the energy-technological processing of coal in a fluidized bed are presented. A significant increase in productivity has been established when removing small grades from coal and subsequent drying of coal, which makes it possible to reduce the cost of the obtained heat energy. The coarsening of the particles of the obtained browncoal coke with a decrease in the moisture content of the coal was revealed, which increases its transport characteristics. The range of temperatures of stable operation of the fluidized bed has been increased, due to which the product range of the «TERMOKOKS-KS» process has been expanded. The heat and material balances of the processes of combined production of heat energy and carbon-containing products are presented.

Keywords: fluidized bed, Termokoks, browncoal coke, semi-coke.

Citation: Loginov D. A., Demenchuk S. V., Islamov S. R. Increasing the efficiency of the autothermal processing of coal in a fluidized bed, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 408–415. DOI: 10.17516/1999-494X-0321

Повышение эффективности процесса автотермической переработки угля в кипящем слое

Д. А. Логинов, С. В. Деменчук, С. Р. Исламов
*Филиал ООО «Сибниуглеобогащение» в Красноярске
Российская Федерация, Красноярск*

Аннотация. В статье приведены результаты работ по повышению эффективности производства тепловой энергии в типовых котельных агрегатах по технологии «ТЕРМОКОКС-КС» путем интенсификации энерготехнологической переработки угля в кипящем слое. Установлено

© Siberian Federal University. All rights reserved

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

* Corresponding author E-mail address: LoginovDA@suek.ru, IslamovSR@suek.ru

значительное повышение производительности при удалении из угля мелких классов и последующем подсушивании угля, что позволяет снизить себестоимость получаемой тепловой энергии. Выявлено укрупнение частиц получаемого буроугольного кокса при уменьшении влаги угля, что повышает его транспортные характеристики. Увеличен диапазон температур стабильной работы кипящего слоя, благодаря чему расширена номенклатура продукции процесса «ТЕРМОКОКС-КС». Представлены тепловые и материальные балансы процессов комбинированного производства тепловой энергии и углеродсодержащих продуктов.

Ключевые слова: кипящий слой, термококс, буроугольный кокс, полукокс.

Цитирование: Логинов, Д. А. Повышение эффективности процесса автотермической переработки угля в кипящем слое / Д. А. Логинов, С. В. Деменчук, С. Р. Исламов // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 408–415. DOI: 10.17516/1999-494X-0321

Введение

Технологический принцип производства тепловой энергии путем прямого сжигания угля остается неизменным со времен промышленной революции в Европе и по сути достиг своего предела экономической и экологической эффективности. Адаптация используемых в настоящее время энергетических котлов под современные экологические реалии трудно реализуема и требует значительных вложений на закупку очистных устройств и утилизацию золошлаковых отходов, что в конечном счете сказывается на себестоимости энергетической продукции. В связи с этим особенно актуальна задача разработки и внедрения принципиально новых, энергетически и экономически эффективных, экологически безопасных и высокопроизводительных способов производства энергии [1]. Высокая экономическая эффективность может быть достигнута только при использовании принципа комбинированного производства энергоносителей с высокой потребительской стоимостью.

В области энергетического использования угля огромный потенциал имеет технология автотермической переработки угля в кипящем слое «ТЕРМОКОКС-КС» [2], в рамках которой возможно осуществление комбинированного производства тепловой энергии и углеродистых материалов.

На текущий момент технология реализована на котельной АО «Разрез Березовский» (г. Шарыпово, Красноярский край) путем встраивания реактора с кипящим слоем в топку типовых котельных агрегатов (КТВС-20). После модификации котла одновременно осуществляются процессы частичной газификации угля со сжиганием образующегося газового топлива для получения тепловой энергии и параллельного получения буроугольного кокса (БК) [3]. Котельный агрегат, сохраняя паспортные энергетические характеристики, имеет улучшенные экологические показатели по газовым выбросам, а вместо золошлаковых отходов производит ценный энергетический продукт, который используется для производства брикетов металлургического назначения, бездымного топлива, а также в ряде других приложений, например, в качестве сорбента в технологии гидрокрекинга.

Технология «ТЕРМОКОКС-КС» разработана относительно недавно, поэтому ее технико-экономический потенциал раскрыт не полностью. В настоящей работе приводятся способы повышения эффективности производства тепловой энергии в котельном агрегате при автотермической переработке угля в кипящем слое. С экономической точки зрения целесообразно увеличение доли буроугольного кокса в составе производимой энергетической продукции (буроугольный кокс + тепловая энергия). При этом эксплуатационные затраты возможно отнести

на себестоимость дорогостоящего БК и радикально снизить себестоимость получаемой тепловой энергии.

Материалы и методы исследований

На первом этапе на экспериментальном стенде [4] были проведены сравнительные испытания березовского угля различных классов крупности. С целью повышения удельной производительности процесса по БК в расчете на единицу товарной тепловой энергии на экспериментальном стенде были проведены испытания по термической переработке березовского угля с предварительным удалением мелкого класса. В промышленных условиях технически осуществимым представляется удаление из потока угля мелочи менее 5 мм, поэтому в дальнейших испытаниях применялся уголь крупностью 5–15 мм.

Типичные характеристики угля, использованного в экспериментах, отражены в табл. 1.

На рис. 1 приведена зависимость удельной производительности от температуры кипящего слоя. На рис. 2 показаны гранулометрические кривые, полученные в результате ситового анализа полученных образцов БК. В табл. 2 приведены характеристики получаемого кокса, в табл. 3 представлен материальный и энергетический баланс процесса с применением угля 5–15 мм при температуре 700 °С.

В работе [5] было показано, что применение угля Бородинского месторождения с пониженной влажностью приводит к увеличению относительного выхода производимой в котле кипящего слоя продукции с сопутствующим укрупнением продукта. Далее с целью определения

Таблица 1. Технический и элементный анализ исходного угля

Table 1. Technical and elemental analysis the original coal

W_t^r	A^d	V^{daf}	C^{daf}	O^{daf}	H^{daf}	N^{daf}	S_t^d	Q_i^r
%								МДж/кг
33,8	4,9	47,6	71,1	23,1	4,9	0,7	0,15	15,9

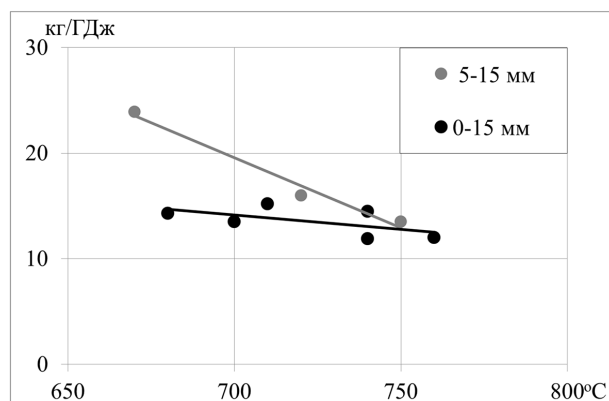


Рис. 1. Зависимость удельной производительности от температуры кипящего слоя

Fig. 1. Dependence of specific productivity on fluidized bed temperature

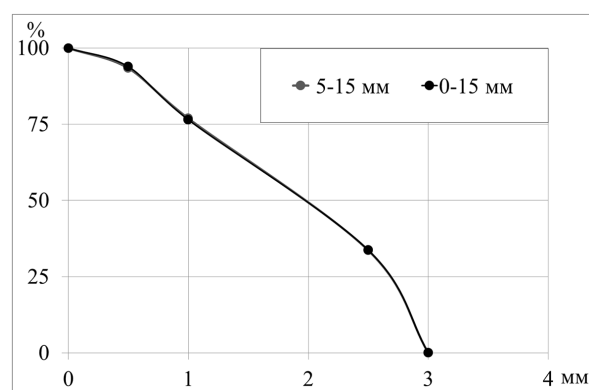


Рис. 2. Гранулометрический состав БК

Fig. 2. Granulometric composition of BC

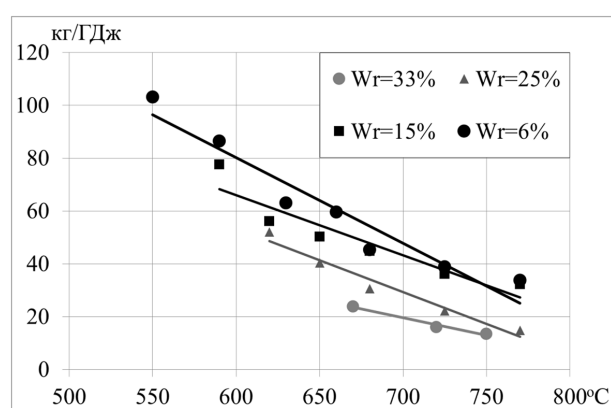


Рис. 3. Зависимость удельной производительности от температуры кипящего слоя

Fig. 3. Dependence of specific productivity on fluidized bed temperature

Таблица 2. Характеристики получаемых твердых продуктов

Table 2. Characteristics of the obtained solid products

Параметр	Значение							
Класс крупности угля, мм	5–15							0–15
Общая влага угля, %	6,0		15,0		25,0		33,8	
Температура, °C	680	560	680	610	680	630	680	680
Технический анализ БК/БПК, %								
W ^r	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
A ^d	8,1	6,7	9,0	7,4	8,3	7,0	9,7	10,0
V ^{daf}	5,7	20,1	4,1	15,4	6,6	10,1	6,5	5,5
Q ^r , МДж/кг	29,6	28,4	29,5	28,1	29,0	28,0	29,4	29,0

Таблица 3. Материальный и энергетический баланс процессов

Table 3. Material and energy balance of processes

Параметр	Температура кипящего слоя, °С					
	680		670		550	
Класс крупности угля, мм	5–15					
Общая влага угля, %	33,8		6,0		6,0	
Материальный баланс						
	т	м³	т	м³	т	м³
Приход						
Уголь	1,0	-	1,0	-	1,0	-
из него в кипящий слой	1,0	-	0,7	-	0,7	-
Воздух	3,62	2806,3	2,05	1593,6	1,479	1146,3
Итого	4,62	2806,3	2,75	1593,6	2,179	1146,3
Расход						
Термококс	0,20	-	0,35	-	0,42	-
Дымовые газы	4,42	3487,6	2,40	1877,7	1,754	1379,8
Итого	4,62	3487,6	2,75	1877,7	2,179	1379,8
Энергетический баланс						
	ГДж	%	ГДж	%	ГДж	%
Приход	15,9	100,0	16,5	100,0	16,5	100,0
Итого	15,9	100,0	16,5	100,0	16,5	100,0
Расход						
Теплота сгорания термококса	5,7	36,0	10,3	62,6	12,1	73,1
Тепловая энергия сгорания летучих	9,9	62,5	5,7	34,9	4,0	23,9
Энтальпия термококса	0,3	1,5	0,4	2,5	0,5	3,0
Итого	15,9	100,0	16,5	100,0	16,5	100,0

влияния влажности топлива на характеристики процесса, свойства получаемых продуктов, материальный и энергетический балансы в экспериментах использован предварительно подсушенный березовский уголь с различной исходной влагой (6, 15, 25, 33 %). Результаты отражены на рис. 3–6. В табл. 2 можно видеть характеристики получаемого БК, в табл. 3 – материальный и энергетический баланс процесса получения БК и буроугольного полукокса (БПК) из угля 5–15 мм с влагой $W_t = 6,0$ % при температурах 700 и 550 °С.

Обсуждение результатов

В результате экспериментальных исследований установлено (рис. 1), что удельный выход буроугольного кокса с требуемыми характеристиками при использовании угля класса крупности 5–15 мм увеличился с 14 до 23 кг/ГДж. При этом температурный интервал термической переработки для обеспечения показателей зольности A^d и выхода летучих веществ V^{daf} на уровне 10 % составил 670–700 °С. При попытках снижения температуры наблюдалось нарушение стабильности функционирования кипящего слоя.

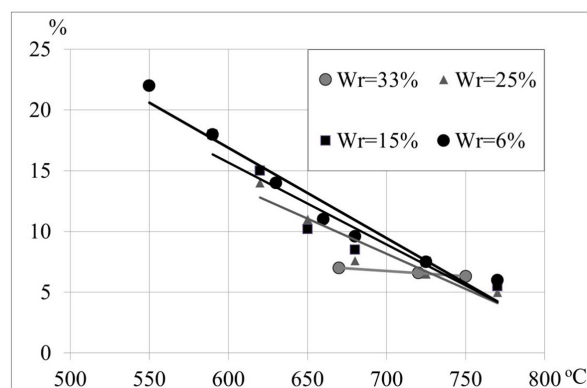


Рис. 4. Зависимость выхода летучих веществ БК от температуры кипящего слоя

Fig. 4. Dependence of the yield of volatile substances of BC on the temperature of the fluidized bed

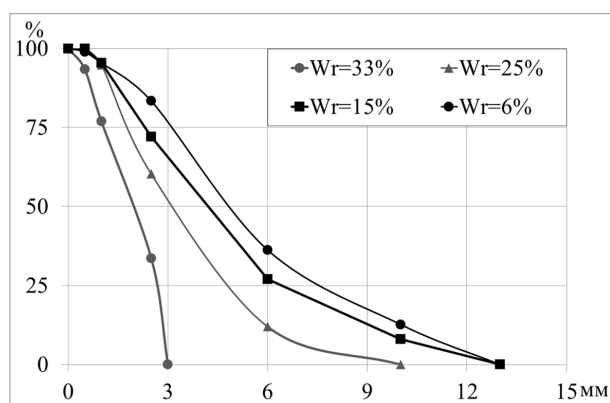


Рис. 5. Средний гранулометрический состав БК из угля с различной влагой в диапазоне температур 670–700 °C

Fig. 5. Average granulometric composition of BC made of coal with different moisture in the temperature range 670–700 °C

Также выявлено, что гранулометрический состав получаемого БК в проведенных экспериментах не зависит от класса крупности применяемого угля (рис. 2). Эффект термодробления при попадании частиц топлива в зону высоких температур кипящего слоя оказывает определяющее влияние на гранулометрический состав кокса. Таким образом, даже удаление из сырого угля мелких классов не позволяет получить в кипящем слое кокс с более крупным размером частиц.

Как видно на рис. 3, предварительная сушка угля позволила более чем вдвое увеличить удельный выход БК – с 23 до 55 кг/ГДж в рекомендованном ранее температурном интервале (670–700 °C). Зольность A^d и выход летучих V^{daf} в этом диапазоне также остались ниже 10 % (рис. 4). Гранулометрический состав кокса также изменился в сторону укрупнения частиц (рис. 5), так как эффект термодробления теперь не оказывает столь значительного влияния на измельчение угля.

Применение подсушенного угля позволило также обеспечить стабильное функционирование кипящего слоя вплоть до температуры 550 °C. В диапазоне 550–680 °C, соответствующих

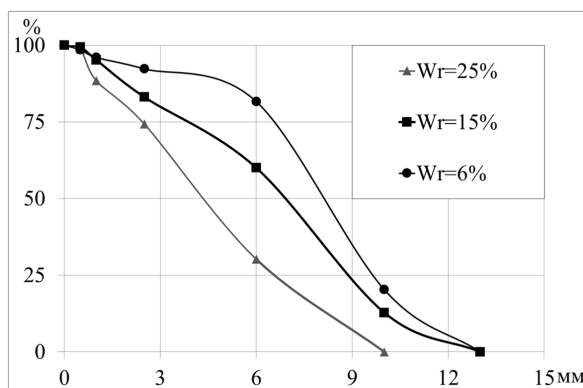


Рис. 6. Средний гранулометрический состав БПК из угля с различной влагой в диапазоне температур 550–670 °C

Fig. 6. Average granulometric composition of BSC made of coal with different moisture in the temperature range 550–670 °C

температурам полукоксования, получен буроугольный полукок с выходом летучих веществ в пределах 10–22 % (рис. 4). Такой уровень выхода летучих соответствует характеристикам углей марок Т и СС, используемых для вдувания в доменные печи предприятий черной металлургии. Удельный выход полукокса из подсушенного угля достигает 103 кг/ГДж. Помимо этого, как видно на рис. 6, при снижении температуры обработки угля крупность частиц получаемого полукокса возрастает в еще большей степени.

Выводы

В результате исследований установлена возможность повышения экономической эффективности производства тепловой энергии в типовых котельных агрегатах путем интенсификации энерготехнологической переработки угля в кипящем слое как удалением из угля мелких классов, так и путем его предварительного подсушивания. Удаление мелочи позволяет повысить удельную производительность процесса по твердому продукту в расчете на единицу товарной тепловой энергии более, чем на 50 % (отн.). Подсушивание угля обеспечивает еще большую интенсификацию процесса термической переработки и повышает удельный выход буроугольного кокса более чем в два раза. При этом радикально снижается стоимость получения тепловой энергии, так как эксплуатационные затраты на ее производство могут быть отнесены на себестоимость дорогостоящего буроугольного кокса.

Кроме того, предварительная сушка угля позволяет расширить номенклатуру выпускаемой в процессе «ТЕРМОКОКС-КС» продукции – от среднетемпературного кокса с значением выхода летучих веществ 7 % до полукокса с летучими 20 %. К тому же ввиду уменьшения влияния эффекта термодробления, возможно получение буроугольного кокса повышенной крупности с улучшенными транспортными характеристиками.

Список литературы / References

- [1] Исламов С.Р. Будущее угля: в поисках новой парадигмы. *Уголь*, 2018, 9, 26–32 [Islamov S.R. The future of coal: in search of a new paradigm, *Coal*, 2018, 9, 26–32 (in Russian)]

[2] Исламов С.Р., Степанов С.Г. Пат. 2359006 РФ, *Способ переработки угля*, 26.06.2009, бюл. № 17 [Islamov S. R., Stepanov S. R. Pat. 2359006 RF, *Coal processing method*, 26.06.2009, bul. № 17 (in Russian)]

[3] Исламов С.Р., Баякин С.Г., Михалев И. О. Экологические аспекты современных технологий энерготехнологической переработки угля. *Вестник Международной академии наук экологии и безопасности*, 2009, 14 (6), 185–189 [Islamov S. R., Bayakin S. G., Mihalev I. O. Environmental aspects of modern technologies for energy-technological processing of coal. *Bulletin of the international academy of sciences of ecology and safety*, 2009, 14 (6), 185–189 (in Russian)]

[4] Логинов Д.А., Исламов С.Р. Развитие технологии комбинированного использования угля в котлах с кипящим слоем. *Промышленная энергетика*, 2011, 4, 12–14 [Loginov D. A., Islamov S. R. Development of technology for the combined use of coal in fluidized bed boilers. *Industrial energy*, 2011, 4, 12–14 (in Russian)]

[5] Логинов Д.А., Деменчук С.В., Исламов С.Р. Новые возможности технологии карбонизации угля в кипящем слое. *Кокс и химия*, 2020, 11, 9–11 [Loginov D. A., Demenchuk S. V., Islamov S. R. New opportunities fluidized bed carbonization technology. *Coke and chemistry*, 2020, 11, 9–11 (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0322

УДК 537.32

Regulation of Cooling Mode of Thermoelectric Bloc

Evgeniy N. Vasil'ev*

*Institute of Computational Modelling SB RAS
Krasnoyarsk, Russian Federation*

Received 06.04.2021, received in revised form 11.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. With the help of a computational model, the cooling modes of a block of a thermoelectric refrigeration unit designed for ship's provision and freezing chambers are studied. The computational model, based on the numerical solution of a system of nonlinear algebraic equations, takes into account the operating characteristics of a serial thermoelectric module and the thermal resistances of heat removal and supply devices. The dependences of the cooling power and the coefficient of performance of the block on the supply current of the thermoelectric modules are calculated. The analysis of the cooling modes of the thermoelectric block is carried out and recommendations for regulating the current strength depending on the current temperature conditions in the provision and freezing chambers are developed.

Keywords: thermoelectric module, cooling power, coefficient of performance, heat exchange, thermal conductivity.

Citation: Vasil'ev E. N. Regulation of cooling mode of thermoelectric bloc, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 416–423. DOI: 10.17516/1999-494X-0322

Регулирование режима охлаждения термоэлектрического блока

Е. Н. Васильев

*Институт вычислительного моделирования СО РАН
Российская Федерация, Красноярск*

Аннотация. С помощью вычислительной модели исследованы режимы охлаждения блока термоэлектрической холодильной установки, предназначенной для судовых провизионной и морозильной камер. Вычислительная модель, основанная на численном решении системы нелинейных алгебраических уравнений, учитывает рабочие характеристики серийного

© Siberian Federal University. All rights reserved

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

* Corresponding author E-mail address: ven@icm.krasn.ru

термоэлектрического модуля и термические сопротивления устройств отвода и подвода теплоты. Рассчитаны зависимости холодопроизводительности и холодильного коэффициента блока от силы тока питания термоэлектрических модулей. Проведен анализ режимов охлаждения термоэлектрического блока и выработаны рекомендации по регулированию величины силы тока в зависимости от текущих температурных условий в провизионной и морозильной камерах.

Ключевые слова: термоэлектрический модуль, холодопроизводительность, холодильный коэффициент, теплообмен, теплопроводность.

Цитирование: Васильев, Е.Н. Регулирование режима охлаждения термоэлектрического блока / Е.Н. Васильев // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 416–423. DOI: 10.17516/1999-494X-0322

Введение

Термоэлектрические устройства активно применяются в современной технике для охлаждения как миниатюрных объектов, так и холодильных камер большого объема [1, 2]. Преимуществом термоэлектрического способа охлаждения по сравнению с традиционным компрессорным методом является компактность, надежность, экологичность и бесшумность, основной недостаток – сравнительно низкий холодильный коэффициент. В работах [3, 4] представлена оригинальная конструкция блока термоэлектрической холодильной установки (ТЭХУ) для провизионных и морозильных камер корабельного назначения. В конструкции блока ТЭХУ использованы технические решения, обеспечивающие повышение эффективности охлаждения за счет снижения температурных перепадов на термических сопротивлениях элементов конструкции и максимальное использование потенциала существующих термоэлектрических модулей (ТЭМ). В настоящей работе проведен расчет и анализ характеристик процесса охлаждения с целью выбора оптимальных режимов работы блока ТЭХУ в зависимости от текущих значений температуры в провизионной и морозильной камерах.

1. Описание и характеристики блока термоэлектрической холодильной установки

Предложенная в [3] конструкция ТЭХУ имеет блочную структуру, при этом полагается, что провизионные и морозильные камеры будут оснащены однотипными блоками охлаждения. Каждый блок содержит в себе восемь термоэлектрических модулей, к каждому из которых присоединены устройства подвода и отвода теплоты. Устройство подвода теплоты осуществляет теплопередачу из охлаждаемого объема к холодной стороне ТЭМ и состоит из воздушного пластинчатого радиатора и термосифонов. От горячей стороны ТЭМ теплота отводится с помощью жидкостного теплообменника, охлаждаемого забортной водой.

Охлаждение камер обеспечивают термоэлектрические модули, создающие отрицательный температурный перепад на своих границах. Процесс теплопередачи в устройствах подвода и отвода теплоты сопровождается потерями температурного перепада, снижающими эффективность охлаждения блока ТЭХУ. Величина потерь в устройствах подвода и отвода теплоты прямо пропорциональна их термическим сопротивлениям. Исследование влияния термических сопротивлений на характеристики термоэлектрического охлаждения было проведено в работах [5–8]. Одним из путей повышения эффективности блока ТЭХУ является оптимизация режимов его работы. Регулирование работы блока осуществляется с помощью

управления силой тока питания ТЭМ, которая определяет основные характеристики процесса охлаждения.

Основными характеристиками, определяющими выбор режимов работы блока ТЭХУ, являются холодопроизводительность Q и холодильный коэффициент ε . Холодопроизводительность характеризует мощность охлаждения, а холодильный коэффициент определяет экономичность процесса. Холодильный коэффициент равен отношению холодопроизводительности блока к потребляемой им электрической мощности W :

$$\varepsilon = \frac{Q}{W}.$$

Холодильный коэффициент блока ТЭХУ зависит от эффективности ТЭМ, характеризуемой величиной COP (coefficient of performance), также на него оказывают влияние потери температурного перепада в устройствах подвода и отвода теплоты.

В компрессорных холодильниках распространена релейная схема управления режимом охлаждения, когда холодильный агрегат периодически включается и выключается для поддержания заданной температуры в объеме камеры. Такая схема управления неприемлема для блока ТЭХУ, поскольку ТЭМ имеют ограниченный ресурс на количество циклов «включение-выключение». Поэтому управление режимом охлаждения блока ТЭХУ должно производиться путем плавного изменения силы тока питания ТЭМ. Для оптимального управления режимами необходимо установить зависимости характеристик охлаждения от силы тока с учетом значения температуры в продуктовых камерах.

Расчет характеристик охлаждения блока ТЭХУ проводили с учетом рабочих характеристик ТЭМ с помощью соотношения, связывающего общий температурный перепад $\Delta T_e = T_1 - T_0$ с перепадами температур на отдельных элементах блока:

$$\Delta T_e = R_T Q + R_S (Q + W) - \Delta T_{\text{ТЭМ}} = (R_S + R_T) Q + R_S U(I, Q) I - \Delta T_{\text{ТЭМ}}(I, Q).$$

Здесь T_1 , T_0 – значения температуры воздуха в камере и заборной воды, $\Delta T_{\text{ТЭМ}}$ – перепад температуры между горячей и холодной сторонами ТЭМ, U , I – напряжение и сила тока электропитания ТЭМ. Рабочие характеристики термоэлектрического модуля $Q(\Delta T_{\text{ТЭМ}})$ и $U(\Delta T_{\text{ТЭМ}})$ являются исходными данными для определения зависимостей $U(I, Q)$ и $\Delta T_{\text{ТЭМ}}(I, Q)$ с помощью интерполяционных многочленов, методика расчета этих зависимостей приведена в [5]. Решение нелинейной алгебраической системы уравнений для заданных значений R_S , R_T , ΔT_e и I позволяет рассчитать величины Q , W и ε .

Исследование режимов охлаждения провизионной и морозильной камер основано на анализе зависимостей $Q(I)$ и $\varepsilon(I)$. Расчет этих зависимостей производили для значений температуры $T_p = 3^\circ\text{C}$ в провизионной камере и $T_f = \text{минус } 18^\circ\text{C}$ в морозильной камере, температуры заборной воды $T_0 = 20^\circ\text{C}$. Термические сопротивления воздушного и жидкостного теплообменников предварительно были определены из численного моделирования по методике [9], термическое сопротивление термосифонов было установлено в экспериментах [4]. При этом характерное значение термического сопротивления для устройства теплоподвода не превышает $0,5 \text{ K/Вт}$, для устройства теплоотвода – $0,1 \text{ K/Вт}$. Для анализа влияния термических сопротивлений устройств подвода и отвода теплоты на характеристики охлаждения были проведены расчеты при значениях $R_T = 0,4$ и $0,5 \text{ K/Вт}$, $R_S = 0,08$ и $0,1 \text{ K/Вт}$, имеющих одинаковую относительную

разницу между собой. Расчеты и анализ осуществлены для серийного термоэлектрического модуля «S-199–14–11» с максимальными значениями температурного перепада $\Delta T_{\text{ТЭМ}} = 72,5^\circ\text{C}$ и холодопроизводительности $Q = 124,2\text{ W}$ при максимальной силе тока $I_{\text{max}} = 7,9\text{ A}$.

Выбор величины силы тока питания ТЭМ в зависимости от текущей температуры в провизионной и морозильной камерах является основной задачей регулирования, поскольку именно от силы тока зависят характеристики охлаждения блока ТЭХУ. Производители термоэлектрических систем в сопроводительной документации обычно предлагают в качестве оптимального параметра электропитания ТЭМ уровень 0.75 от максимальных значений тока или напряжения без учета специфики режимов охлаждения и термических сопротивлений. Зависимости $\epsilon(I)$ и $Q(I)$, рассчитанные с учетом термических сопротивлений устройств подвода и отвода теплоты, служат основой для выработки алгоритма оптимального управления величиной силы тока с целью поддержания заданных значений температуры в провизионной и морозильной камерах.

2. Регулирование режима охлаждения в провизионной камере

Для температурных условий в провизионной камере ($T_p = 3^\circ\text{C}$) зависимости $Q(I)$ рассчитаны для одного ТЭМ и изображены на рис. 1. Графики $Q(I)$ соответствуют следующим значениям: $R_T = 0,5\text{ K/W}$, $R_S = 0,1\text{ K/W}$ (линия 1), $R_T = 0,4\text{ K/W}$, $R_S = 0,1\text{ K/W}$ (линия 2), $R_T = 0,5\text{ K/W}$, $R_S = 0,08\text{ K/W}$ (линия 3). Зависимости $Q(I)$ принимают положительное значение, начиная со значения $I_1 \approx 0,8\text{ A}$, также они характеризуются наличием максимумов, отличающихся расположением и величиной. Зависимости ходильного коэффициента $\epsilon(I)$ для провизионной камеры приведены на рис. 2. Зависимости $\epsilon(I)$ тоже принимают положительное значение при $I > 0,8\text{ A}$ и имеют максимумы при сравнительно низких значениях силы тока $I_2 = 1,6\text{--}1,7\text{ A}$.

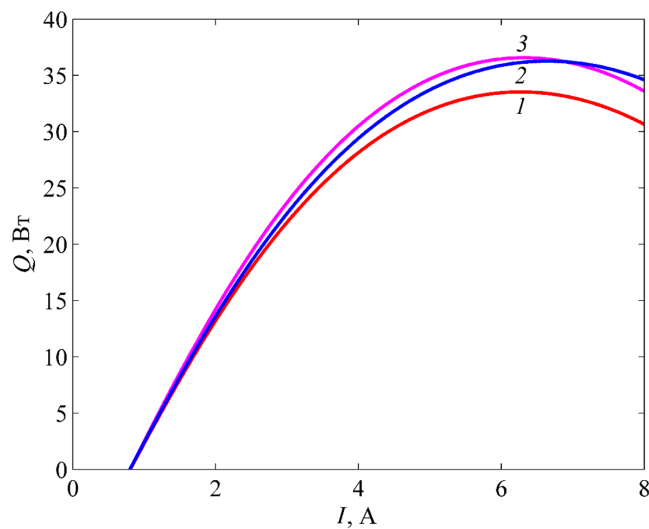


Рис. 1. Зависимости холодопроизводительности $Q(I)$ для провизионной камеры при следующих значениях термических сопротивлений: 1 – $R_T = 0,5\text{ K/W}$, $R_S = 0,1\text{ K/W}$; 2 – $R_T = 0,4\text{ K/W}$, $R_S = 0,1\text{ K/W}$; 3 – $R_T = 0,5\text{ K/W}$, $R_S = 0,08\text{ K/W}$

Fig. 1. Dependences of cooling power $Q(I)$ for a provision chamber with the following values of thermal resistance: 1 – $R_T = 0,5\text{ K/W}$, $R_S = 0,1\text{ K/W}$; 2 – $R_T = 0,4\text{ K/W}$, $R_S = 0,1\text{ K/W}$; 3 – $R_T = 0,5\text{ K/W}$, $R_S = 0,08\text{ K/W}$

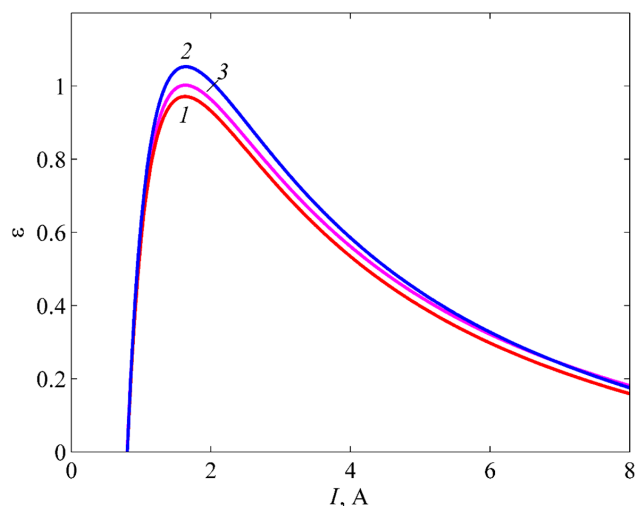


Рис. 2. Зависимости холодильного коэффициента $\varepsilon(I)$ для провизионной камеры при следующих значениях термических сопротивлений: 1 – $R_T = 0,5$ К/Вт, $R_S = 0,1$ К/Вт; 2 – $R_T = 0,4$ К/Вт, $R_S = 0,1$ К/Вт; 3 – $R_T = 0,5$ К/Вт, $R_S = 0,08$ К/Вт

Fig. 2. Dependences of cooling coefficient $\varepsilon(I)$ for a provision chamber with the following values of thermal resistance: 1 – $R_T = 0,5$ K/W, $R_S = 0,1$ K/W; 2 – $R_T = 0,4$ K/W, $R_S = 0,1$ K/W; 3 – $R_T = 0,5$ K/W, $R_S = 0,08$ K/W

Проведем анализ режимов охлаждения при значениях термического сопротивления $R_T = 0,4$ К/В и $R_S = 0,1$ К/Вт для провизионной камеры, в которой должна поддерживаться заданная температура $T_p = 3$ °С ($\Delta T_e =$ минус 17 °С). Во всем диапазоне возможных значений силы тока (0–7,9 А) для рассматриваемого ТЭМ выделим три характерных значения. При силе тока, превышающей значение $I_1 = 0,8$ А, зависимость $Q(I)$ принимает положительные значения (рис. 1, линия 2). Холодильный коэффициент достигает максимального значения $\varepsilon_{\max} = 1,05$ при $I_2 = 1,64$ А (рис. 2). Режиму максимальной холодопроизводительности соответствует значение силы тока $I_3 = 6,31$ А, при этом для одного ТЭМ $Q_{\max} = 36,6$ Вт, а суммарная холодопроизводительность блока составляет 292,8 Вт. Интервал значений $I_1 - I_3$ определяет рабочий диапазон токов питания ТЭМ, поскольку при значениях $I > I_3$ холодопроизводительность ТЭМ снижается в сочетании с одновременным ростом потребляемой мощности, а при $I < I_1$ охлаждение вообще сменяется на нагрев.

Выбор величины тока производится в диапазоне $I_1 - I_3$ и зависит от среднего значения температуры в провизионной камере. Режим максимальной холодопроизводительности требует самых высоких значений тока и потребляемой мощности. Такой режим должен задаваться только в случае, когда необходимо наиболее интенсивное охлаждение объема провизионной камеры, например при загрузке новой партии продуктов. В обычных условиях для эксплуатации блока ТЭХУ целесообразны более экономичные режимы работы. Пологий характер зависимости $Q(I)$ позволяет существенно повысить экономичность охлаждения при незначительном снижении холодопроизводительности. Так, величина $Q = 0,9$, $Q_{\max} = 32,9$ Вт обеспечивается при силе тока $I = 4,36$ А, при этом значение холодильного коэффициента возрастет на 77 % (с 0,3 при $I = 6,31$ А до 0,53). Температурные условия в объеме провизионной камеры характеризуются величиной $\Delta T_p = T_1 - T_p$, определяющей отклонение текущей средней температуры от заданного

значения $T_p = 3\text{ }^{\circ}\text{C}$. По мере уменьшения ΔT_p силу тока следует плавно уменьшать до значения $I_2 = 1,64\text{ A}$, соответствующего режиму работы блока с максимальным холодильным коэффициентом. Этот режим оптимален при малых положительных значениях $\Delta T_p \approx 0\text{--}2\text{ }^{\circ}\text{C}$, величина этого интервала может меняться в зависимости от технических требований к провизионной камере. Близкие к нулю и отрицательные температуры недопустимы для хранения многих продуктов (овощи, фрукты и др.), поэтому при достижении значения температуры $T_1 = T_p$ величина силы тока должна быть уменьшена вплоть до значения I_1 , при котором дальнейшее охлаждение и снижение температуры в провизионной камере прекращается.

3. Регулирование режима охлаждения в морозильной камере

Морозильная камера, в которой поддерживается температура $T_f = \text{минус } 18\text{ }^{\circ}\text{C}$, характеризуется существенно большей температурной разницей $\Delta T_e = \text{минус } 38\text{ }^{\circ}\text{C}$, что обуславливает снижение как холодопроизводительности блока, так и его холодильного коэффициента. На рис. 3 приведены зависимости $Q(I)$, рассчитанные для одного ТЭМ при различных значениях термических сопротивлений R_T и R_S . В целом характер зависимостей $Q(I)$ для морозильной камеры имеет аналогичный вид, однако уровень значений холодопроизводительности снизился в 1,5–2 раза по сравнению с провизионной камерой. Положительные значения зависимости $Q(I)$ на рис. 3 принимают, начиная с более высокого значения силы тока ($I \approx 2,2\text{ A}$). Зависимости холодильного коэффициента $\epsilon(I)$ для морозильной камеры приведены на рис. 4. Максимальные значения ϵ для морозильной камеры примерно в 4 раза ниже, чем для провизионной, а сами максимумы достигаются при более высоких значениях силы тока.

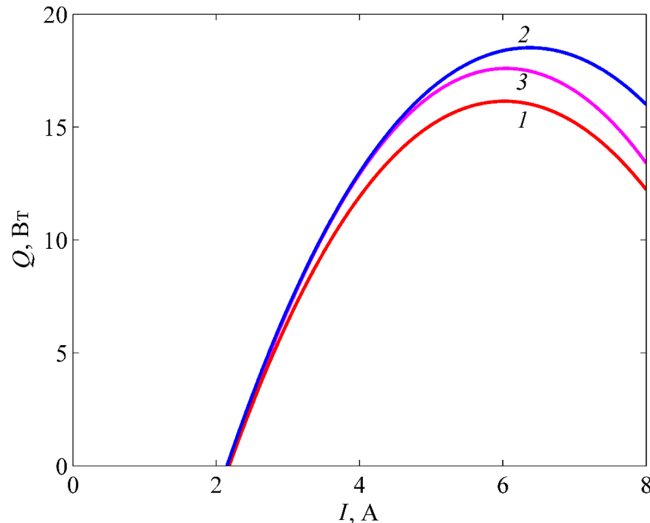


Рис. 3. Зависимости холодопроизводительности $Q(I)$ для морозильной камеры при следующих значениях термических сопротивлений: 1 – $R_T = 0,5\text{ K/Вт}$, $R_S = 0,1\text{ K/Вт}$; 2 – $R_T = 0,4\text{ K/Вт}$, $R_S = 0,1\text{ K/Вт}$; 3 – $R_T = 0,5\text{ K/Вт}$, $R_S = 0,08\text{ K/Вт}$

Fig. 3. Dependences of cooling power $Q(I)$ for a freezing chamber with the following values of thermal resistance: 1 – $R_T = 0,5\text{ K/W}$, $R_S = 0,1\text{ K/W}$; 2 – $R_T = 0,4\text{ K/W}$, $R_S = 0,1\text{ K/W}$; 3 – $R_T = 0,5\text{ K/W}$, $R_S = 0,08\text{ K/W}$

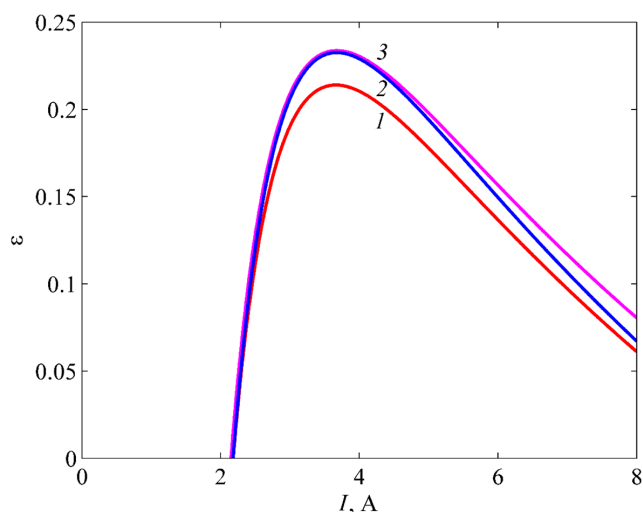


Рис. 4. Зависимости холодильного коэффициента $\varepsilon(I)$ для морозильной камеры при следующих значениях термических сопротивлений: 1 – $R_T = 0,5$ К/Вт, $R_S = 0,1$ К/Вт; 2 – $R_T = 0,4$ К/Вт, $R_S = 0,1$ К/Вт; 3 – $R_T = 0,5$ К/Вт, $R_S = 0,08$ К/Вт

Fig. 4. Dependences of cooling coefficient $\varepsilon(I)$ for a freezing chamber with the following values of thermal resistance: 1 – $R_T = 0,5$ K/W, $R_S = 0,1$ K/W; 2 – $R_T = 0,4$ K/W, $R_S = 0,1$ K/W; 3 – $R_T = 0,5$ K/W, $R_S = 0,08$ K/W

Анализ режимов охлаждения морозильной камеры также проведен для значений термического сопротивления $R_T = 0,4$ К/Вт и $R_S = 0,1$ К/Вт. Характерные величины силы тока I_1 , I_2 и I_3 для условий работы блока в морозильной камере имеют более высокие значения. Режим охлаждения реализуется при $I > I_1 = 2,18$ А, максимум холодильного коэффициента $\varepsilon_{\max} = 0,23$ достигается при $I_2 = 3,67$ А (рис. 4, линия 2), максимальная холодопроизводительность для отдельного ТЭМ $Q_{\max} = 17,6$ Вт при $I_3 = 6,04$ А (рис. 3, линия 2), а суммарная холодопроизводительность блока при этом равна 140,8 Вт. Режим максимальной холодопроизводительности требует наиболее высоких затрат энергии и характеризуется сравнительно низким холодильным коэффициентом 0,15. Такой режим целесообразен при больших положительных отклонениях средней температуры в объеме камеры от заданного значения $T_f = \text{минус } 18^\circ\text{C}$. Более экономичному режиму работы ТЭМ без существенного снижения холодопроизводительности соответствует значение силы тока $I = 4,78$ А, определенное по уровню $Q = 0,9$, $Q_{\max} = 15,84$ Вт, холодильный коэффициент в этом случае увеличивается на 37 % до 0,2. Работа термоэлектрического блока при температуре в камере, близкой к заданному значению T_f , оптимальна при силе тока I_2 , когда обеспечивается максимальный холодильный коэффициент.

При достижении заданного значения T_f возможны два варианта работы термоэлектрического блока. В первом варианте устанавливается сила тока $I = I_1$, в данном режиме охлаждение камеры прекратится ($Q = 0$), а энергопотребление блока будет на минимальном уровне. Во втором варианте работа блока продолжается при $I = I_2$ с возможностью дальнейшего снижения температуры. Для морозильной камеры дополнительное снижение температуры не является негативным фактором, поскольку при этом улучшается сохранность продуктов и увеличивается длительность их хранения. Выбор варианта работы блока при значениях текущей температуры $T_1 \geq T_f$ должен задаваться техническими требованиями к морозильной камере.

Заключение

Рассчитаны зависимости $Q(I)$ и $\varepsilon(I)$ с учетом термических сопротивлений устройств подвода и отвода теплоты термоэлектрического блока охлаждения. По полученным зависимостям определены значения силы тока, при которых реализуются режимы максимального холодильного коэффициента, а также минимальной и максимальной холодопроизводительности. Анализ режимов блока ТЭХУ был направлен на выбор оптимальной величины силы тока в зависимости от температурных условий в провизионной и морозильной камерах с целью поддержания заданной температуры и повышения эффективности охлаждения.

Список литературы / References

- [1] Zhao D., Tan G. A review of thermoelectric cooling: materials, modeling and applications, *Applied Thermal Engineering*, 2014, 66, 15–24.
- [2] Анатычук Л. И., Вихор Л. Н., Николаенко Ю. Е., Рассамкин Б. М., Розвер Ю. Ю. Крупноформатный термоэлектрический модуль охлаждения с тепловыми трубами, *Термоэлектричество*, 2011, (1), 53–59 [Anatychuk L. I., Vichor L. N., Nikolaenko Yu. Ye. Rassamakin B. M., Rozver Yu. Yu. Large-sized thermoelectric module with heat pipes. *Journal of Thermoelectricity*, 2011, (1), 50–55].
- [3] Патент 2511922 (РФ) от 10.04.14 г, МПК F25B21/02. Термоэлектрический блок охлаждения / Деревянко В. А., Гладущенко В. Н., Гейнц Э. Р., Коков Е. Г., Васильев Е. Н., Руссков В. В. [Patent 2511922 (RF), dated 10.04.14, MPK F25B21/02. Thermoelectric cooling unit. / Derevyanko V. A., Gladushchenko V. N., Gejnts E. R., Kokov E. G., Vasil'ev E. N., Russkov V. V. (in Russian)].
- [4] Васильев Е. Н., Гейнц Э. Р., Деревянко В. А., Коков Е. Г., Кукушкин С. В. Термоэлектрический блок охлаждения. *Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии*, 2019, 12(2), 146–152. [Vasil'ev E. N., Gejnts E. R., Derevyanko V. A., Kokov E. G., Kukushkin S. V. Thermoelectric cooling block, *J. Sib. Fed. Univ. Eng. technol.*, 2019, 12(2), 146–152 (in Russian)].
- [5] Васильев Е. Н. Термоэлектрическое охлаждение теплонагруженных элементов электроники. *Микроэлектроника*. 2020, 49(2), 133–141. [Vasil'ev E. N., Thermoelectric cooling of heat-loaded electronics, *Russian Microelectronics.*, 2020, 49(2), 123–131].
- [6] Васильев Е. Н. Определение режимов термоэлектрического охлаждения теплонагруженных элементов электроники. *Микроэлектроника*. 2020, 49(4), 297–303 [Vasil'ev E. N., Determination of thermoelectric cooling modes of heat-loaded electronics, *Russian Microelectronics*, 2020, 49(4), 278–284].
- [7] Васильев Е. Н. Влияние термических сопротивлений на холодильный коэффициент термоэлектрической системы охлаждения. *Журнал технической физики*, 2021, 91(5), 743–747 [Vasil'ev E. N. Effect of thermal resistances on the coefficient of performance of a thermoelectric cooling system. *Technical Physics*, 2021, 66(5), 720–724].
- [8] Васильев Е. Н. Расчет термического сопротивления теплораспределителя системы охлаждения теплонагруженного элемента. *Журнал технической физики*, 2018, 88(4), 487–491 [Vasil'ev E. N. Calculation of the Thermal Resistance of a Heat Distributer in the Cooling System of a Heat-Loaded Element. *Technical Physics*, Tech. Phys. 2018, 63(4), 471–475].
- [9] Васильев Е. Н. Моделирование теплообмена в ребрах охлаждения. *Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии*, 2020, 13(6), 669–676 [Vasil'ev E. N. Heat Exchange Modeling in Cooling Fins. *J. Sib. Fed. Univ. Eng. technol.* 2020, 13(6), 669–676 (in Russian)].

DOI: 10.17516/1999-494X-0323

УДК 678.742.2:678.4

Influence of Chemically Modified Ultra-High Molecular Weight Polyethylene on the Properties of Butadiene Nitrile Rubber

**Nikolay V. Shadrinov,
Vladimir D. Gogolev and Tatyana A. Isakova***
*Institute of Oil and Gas Problems of the SB RAS
Yakutsk, Russian Federation*

Received 02.04.2021, received in revised form 12.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. For the manufacture of frost-resistant oil and petrol-resistant rubber products, one of the most widely used rubbers is nitrile-butadiene rubber (NBR) with a low acrylonitrile content of 17–20 %. However, the technical properties of its vulcanizates do not always meet all high performance requirements. Therefore, the study of the possibility of improving the technical characteristics of vulcanizates based on frost-resistant NBR is an urgent task. This paper presents the results of studying nitrile-butadiene rubber BNKS-18AMN filled with ultra-high molecular weight polyethylene (UHMWPE). A feature of this work is the study of the possibility of increasing the technical properties of the obtained elastomeric composites by increasing the interaction between chemically inert UHMWPE and BNKS-18AMN using the chemical modification of UHMWPE. The modification of UHMWPE was carried out by chemical etching in a solution of chromic acid for 3 and 20 hours. A complex of laboratory studies of the obtained samples was carried out. The influence of the duration of chemical etching of UHMWPE on the rheological and vulcanization properties has been studied on the analyzer of the processing of rubber. It is shown that the filling of UHMWPE into BNKS-18AMN, in general, leads to an increase in the viscosity of the rubber compound. Chemical etching of UHMWPE leads to a decrease in the rate of vulcanization and the density of the three-dimensional spatial structure of the vulcanizate. The study of the physical and mechanical properties in tension, wear resistance during abrasion and swelling in standard hydrocarbon liquid for testing rubbers SZR-3 showed that chemical etching of UHMWPE leads to a decrease in strength characteristics, but at the same time leads to an increase in resistance to abrasion and has no significant effect on swelling. The study of changes in the properties of samples after heat exposure showed that chemical etching of UHMWPE significantly reduces the resistance to thermal oxidative destruction in the presence of atmospheric oxygen, but does not affect the resistance to thermal aging in the SZR-3 hydrocarbon environment.

Keywords: ultra-high molecular weight polyethylene, chemical etching, chromic acid, butadiene-nitrile rubber, physical and mechanical properties, wear resistance, heat aging.

Citation: Shadrinov N. V., Gogolev V. D., Isakova T. A. Influence of chemically modified ultra-high molecular weight polyethylene on the properties of butadiene nitrile rubber, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 424–432. DOI: 10.17516/1999-494X-0323

© Siberian Federal University. All rights reserved

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

* Corresponding author E-mail address: tanchik1985@mail.ru

Влияние химически модифицированного сверхвысокомолекулярного полиэтилена на свойства бутадиен-нитрильного каучука

Н. В. Шадрин, В. Д. Гоголев, Т. А. Исакова

Институт проблем нефти и газа СО РАН

Российская Федерация, Якутск

Аннотация. Для изготовления морозостойких маслбензостойких резинотехнических изделий одним из наиболее широко применяемых каучуков является бутадиен-нитрильный каучук (БНК) с низким содержанием акрилонитрила 17–20 %. Однако технические свойства его вулканизатов не всегда удовлетворяют всем высоким эксплуатационным требованиям. Поэтому исследование возможности улучшения технических характеристик вулканизатов на основе морозостойкого БНК является актуальной задачей. В данной работе представлены результаты исследования бутадиен-нитрильной резины БНКС-18АМН, наполненной сверхвысокомолекулярным полиэтиленом (СВМПЭ). Особенностью работы является изучение возможности увеличения технических свойств получаемых эластомерных композитов за счет повышения взаимодействия между химически инертным СВМПЭ и БНКС-18АМН с помощью химической модификации СВМПЭ. Модификация СВМПЭ проведена путем химического травления в растворе хромовой кислоты в течение 3 и 20 ч. Проведен комплекс лабораторных исследований полученных образцов. На анализаторе перерабатываемости резин исследовано влияние продолжительности химического травления СВМПЭ на реологические и вулканизационные свойства. Показано, что введение СВМПЭ в БНКС-18АМН в целом приводит к увеличению вязкости резиновой смеси, а химическое травление СВМПЭ – к уменьшению скорости протекания вулканизации и плотности трехмерной пространственной структуры вулканизата. Исследование физико-механических свойств при растяжении, износостойкости, при абразивном истирании и набухании в стандартной углеводородной жидкости для испытания резин СЖР-3 показало, что химическое травление СВМПЭ вызывает уменьшение прочностных показателей, но в то же время повышает стойкость к абразивному истиранию и не имеет существенного влияния на набухание. Исследование изменения свойств образцов после теплового воздействия показало, что химическое травление СВМПЭ существенно снижает стойкость к термоокислительной деструкции в условиях доступа кислорода воздуха, но не влияет на стойкость к тепловому старению в углеводородной среде СЖР-3.

Ключевые слова: сверхвысокомолекулярный полиэтилен, химическое травление, хромовая кислота, бутадиен-нитрильный каучук, физико-механические свойства, износостойкость, тепловое старение.

Цитирование: Шадрин, Н. В. Влияние химически модифицированного сверхвысокомолекулярного полиэтилена на свойства бутадиен-нитрильного каучука / Н. В. Шадрин, В. Д. Гоголев, Т. А. Исакова // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 424–432. DOI: 10.17516/1999-494X-0323

Введение

В настоящее время для изготовления маслбензостойких резинотехнических изделий (РТИ) одним из наиболее широко применяемых каучуков признан бутадиен-нитрильный каучук (БНК), который является продуктом сополимеризации бутадиена с акрилонитрилом (НАК). Свойства сополимера зависят от содержания НАК [1, 2], чем выше содержание нитрила в полимере, тем выше его устойчивость к действию масел и алифатических углеводородов,

но ниже упруго-прочностные характеристики и морозостойкость. Поэтому зачастую технические характеристики резин на основе морозостойкого БНК с содержанием акрилонитрила 17–20 % не всегда удовлетворяют всем высоким требованиям, которые предъявляются к РТИ, применяющихся в узлах техники, эксплуатируемой в климатических условиях Севера.

Изучению возможности повышения тех или иных свойств морозостойкого БНК с помощью различных способов объемной и поверхностной, физической и химической модификации посвящено множество работ. Наиболее часто встречаемые работы по объемной модификации морозостойкого БНК связаны с исследованием влияния углеродных [3, 4], волокнистых [5] и других [6] наполнителей и пластификаторов [7, 8] на его агрессивностойкость, морозостойкость, физико-механические и структурные свойства.

Вследствие наличия ненасыщенных двойных связей в молекуле БНК подвержен протеканию термоокислительных процессов, приводящих к потере эксплуатационных свойств РТИ, изготовленных на его основе. Одним из эффективных способов повышения стойкости БНК к термодеструкции является смешение с насыщенными полимерами [9–11]. При создании такого рода смесевых композиций важным фактором для достижения высоких упруго-прочностных и других механических свойств выступает совместимость смешиваемых полимеров. Плохая межфазная адгезия между полимерными матрицами может стать причиной низких свойств таких композитов.

В представленной работе для повышения взаимодействия между морозостойким БНК с содержанием акрилонитрила 17–23 % и сверхвысокомолекулярным полиэтиленом (СВМПЭ) [12–14] рассмотрен способ химического травления поверхности СВМПЭ. В частности, исследовано влияние химически модифицированного СВМПЭ на комплекс свойств резины на основе БНК.

Экспериментальная часть

В качестве бутадиен-нитрильного каучука использован БНК-18АМН с содержанием акрилонитрильной группы 17–23 % производства ОАО «Красноярский завод СК» (ТУ 38.30313–2006), в качестве СВМПЭ – GUR-4113 с молекулярной массой $3,9 \times 10^6$ г/моль производства Тисона (Германия). Образцы для исследования изготовлены на основе стандартной резиновой смеси, включающей 100 мас. ч. БНК-18АМН, 5–15 мас. ч. СВМПЭ, 50 мас. ч. технического углерода марки П803, 2,5 мас. ч. оксида цинка, 1,5 мас. ч. стеариновой кислоты, 2,5 мас. ч. серы и 1,5 мас. ч. альтакса.

Химическое травление поверхности СВМПЭ проведено в растворе хромовой смеси, приготовленном смешением $K_2Cr_2O_7$, H_2SO_4 и H_2O в соотношении 7:150:12 соответственно [15, 16]. Для этого СВМПЭ помещен в травильный раствор при комнатной температуре в течение 3 и 20 ч. После травления СВМПЭ промывали сначала проточной дистиллированной водой в течение 2 мин, а потом этанолом в течение 2 мин. Затем травленный СВМПЭ профильтрован и просушен в вакуумной печи при комнатной температуре в течение 12 ч. При этом реакция поверхностного окисления порошка СВМПЭ раствором дихромата калия может протекать по следующей схеме (рис. 1).

Смешение резиновой смеси произведено на лабораторных вальцах См350 150/150 (Китай) в течение 30 мин. Образцы для исследований вулканизованы в гидравлическом прессе 100–400 2Э (Россия) при температуре 155 °С в течение 20 мин.

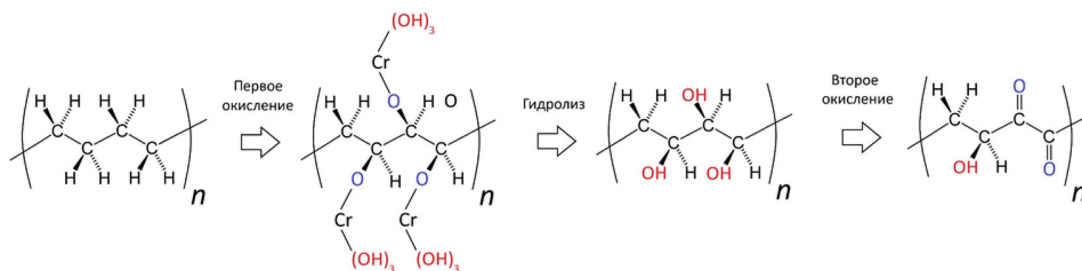


Рис. 1. Схема реакции окисления СВМПЭ раствором дихромата калия

Fig. 1. Scheme of the oxidation reaction of UHMWPE with a solution of potassium dichromate

Исследование вулканизационных характеристик резиновой смеси проведено на безроторном анализаторе перерабатываемости резин RPA 2000 фирмы Alpha Technologies (США) согласно ГОСТ Р 54547–2011. Исследование упруго-прочностных свойств при растяжении осуществлено на испытательной машине UTS-20K (Германия) согласно ГОСТ 270–75. Абразивостойкость резин оценивали по методу определения сопротивления истиранию в соответствии с ГОСТ 23509–79 на машине трения AP-40 (Россия). Твердость по Шору А и степень набухания в стандартной жидкости СЖР-3 определены согласно ГОСТ 263–75 и ГОСТ 9.030–74 соответственно. Исследование изменения свойств после термического старения на открытом воздухе и в среде СЖР-3 при 100 °С в течение 72 ч проведены согласно ГОСТ 9.024–74.

Результаты и их обсуждения

Анализ вулканизационных характеристик резиновых смесей показал (табл. 1), что введение и увеличение концентрации СВМПЭ приводит к постепенному уменьшению максимального крутящего момента ($S'_{\text{макс}}$) и увеличению минимального крутящего момента ($S'_{\text{мин}}$), что свидетельствует об увеличении вязкости резиновой смеси [17]. С увеличением содержания СВМПЭ разница между максимальным и минимальным крутящими моментами ($S'_{\text{макс}} - S'_{\text{мин}}$), характеризующая густоту сшивки в резине [18, 19], уменьшается. Обнаружено, что по сравнению с образцами, содержащими исходный СВМПЭ, у образцов с травленным СВМПЭ, показатель густоты сшивки ниже. Уменьшение показателя густоты сшивки при введении СВМПЭ связано со снижением $S'_{\text{макс}}$, что, в свою очередь, возможно, связано с тем, что СВМПЭ, находящийся в виде микрообъемов в резиновой смеси, локально препятствует (экранирует) процесс сшивки макромолекул каучука через серные мостики. Травление СВМПЭ привело к уменьшению густоты сшивки образцов на 11–14 % по сравнению с образцами с исходным СВМПЭ.

При введении СВМПЭ и увеличении его содержания в эластомерной матрице наблюдается увеличение времени начала (T_s) подвулканизации и времени достижения оптимума вулканизации (T_{90}). Существенного влияния травления СВМПЭ на изменение времени подвулканизации не обнаружено. Наблюдаемые изменения не превышают 6 %. Однако обнаружено, что травление СВМПЭ существенно увеличивает время достижения оптимума вулканизации. Увеличение времени достижения оптимума вулканизации при введении травленного СВМПЭ, возможно, связано с тем, что вследствие увеличения химической активности СВМПЭ начинает вступать во взаимодействие не только с макромолекулами каучука через разрушение двой-

Таблица 1. Вулканизационные характеристики БНКС-18АМН, наполненного СВМПЭ

Table 1. Vulcanization characteristics of UHMWPE filled BNRS-18AMN

№	Свойства	Содержание СВМПЭ в БНКС-18АМН (в мас. ч.)									
		0	5	10	15	5	10	15	5	10	15
			Исходный			3 ч травл.			20 ч травл.		
1	S' макс, дН·м	27,57	27,04	25,32	24,79	24,31	23,25	22,33	25,02	24,04	23,29
2	S' мин, дН·м	2,37	2,47	2,63	2,70	2,51	2,61	2,76	2,46	2,64	2,81
3	S' макс-S' мин, дН·м	25,20	24,57	22,69	22,09	21,80	20,64	19,57	22,56	21,40	20,48
4	T5, мин	4,31	4,56	4,88	4,86	4,61	4,48	4,28	4,83	4,88	4,80
5	T90, мин	13,90	14,58	16,03	15,80	18,58	20,44	21,51	17,88	19,24	20,14
6	Rv, мин-1	10,4	12,9	11,7	11,9	8,9	7,5	6,9	9,7	8,7	8,0

ной связи, но и с серой, что можно отнести к конкурирующему к сшивке резины через серные мостики процессу. Увеличение времени достижения оптимума вулканизации в случае использования травленного СВМПЭ отражается на показателе скорости вулканизации R_V , который рассчитывается по формуле:

$$R_V = \frac{100}{T_{90} - T_5}, (\text{мин}^{-1})$$

По сравнению с образцами с исходным СВМПЭ у образцов с травленным СВМПЭ R_V – ниже.

Для всех образцов увеличение содержания СВМПЭ приводит к понижению прочности при растяжении (f_p) и относительному удлинению при разрыве (ϵ_p), но при этом повышает модуль при 100%-ном удлинении (f_{100}), что свидетельствует об увеличении жесткости резины (табл. 2). Травление СВМПЭ в течение 3 ч привело к уменьшению прочности при растяжении на 24, 20 и 15 % и модуля при 100%-ном удлинении на 33, 31 и 25 % для образцов с 5, 10 и 15 мас. ч. СВМПЭ соответственно. При этом относительное удлинение при разрыве остается практически неизменным. Одной из причин снижения прочности при растяжении может быть уменьшение густоты сшивки в резине при введении СВМПЭ, которое было зафиксировано при определении вулканизационных характеристик. Травление СВМПЭ в течение 20 ч привело к уменьшению прочности при растяжении на 3, 7 и 12 % и модуля при 100%-ном удлинении на 18, 20 и 32 % для образцов с 5, 10 и 15 мас. ч. СВМПЭ соответственно. В отличие от образцов резин с травлением СВМПЭ в течение 3 ч наблюдается обратная картина, т. е. с увеличением содержания травленного в течение 20 ч СВМПЭ разница между прочностными характеристиками между образцами с исходным и травленным СВМПЭ увеличивается. Причем у всех образцов с травленным в течение 20 ч СВМПЭ относительное удлинение при разрыве выше по сравнению со всеми исследованными образцами, включая исходную резину. Существенного влияния введения СВМПЭ, а также его травления на коэффициент морозостойкости БНКС-18АМН при минус 40 °С (K_m , минус 40 °С) не обнаружено.

Каждое увеличение содержания СВМПЭ в БНКС-18АМН на 5 мас. ч. увеличивает твердость на 1 усл. ед. По сравнению с образцами, содержащими исходный СВМПЭ, образцы с травленным СВМПЭ менее твердые. Увеличение продолжительности травления приводит

Таблица 2. Свойства образцов БНКС-18АМН, наполненных СВМПЭ

Table 2. Properties of the samples of UHMWPE filled BNRS-18AMN

№	Свойства	Содержание СВМПЭ в БНКС-18АМН (в мас. ч.)									
		0	5	10	15	5	10	15	5	10	15
			Исходный			3 ч травл.			20 ч травл.		
1	f _p , МПа	13,2	12,6	11,1	9,8	9,5	8,9	8,3	12,2	10,3	8,6
2	f ₁₀₀ , МПа	2,6	2,7	2,9	3,1	1,8	2,0	2,3	2,2	2,3	2,1
3	ε _p , %	517	500	480	440	500	480	480	550	520	500
4	K _m , –40 °С	0,17	0,19	0,20	0,22	0,17	0,18	0,17	0,18	0,17	0,18
5	Твердость, Шор А	58	61	62	63	58	59	60	59	60	61
6	Набухание, %	29,3	28,5	28,0	28,6	30,0	29,6	29,9	29,9	30,0	30,5
После старения на воздухе при 100 °С в теч. 72 ч											
1	f _p , %	+15	+9	+12	+15	+17	+19	+32	+41	+40	+35
2	ε _p , %	-34	-24	-22	-25	-41	-39	-37	-34	-39	-45
3	Твердость, Шор А	+4	+3	+3	+4	+4	+5	+6	+8	+6	+7
После старения в СЖР-3 при 100 °С в теч. 72 ч											
1	f _p , %	-13	-9	-13	-14	+11	+1	-17	-13	-6	+0
2	ε _p , %	-6	-5	-11	-10	-10	-16	-14	-18	-16	-16
3	Твердость, Шор А	-17	-18	-17	-16	-12	-15	-15	-17	-17	-17

к небольшому увеличению твердости образцов. По сравнению с резинами, содержащими СВМПЭ, травленного в течение 3 ч, у резин с СВМПЭ, травленного в течение 20 ч, твердость на 1 усл. ед. выше.

Существенного влияния СВМПЭ на набухание образцов при температуре 100 °С в течение 72 ч в СЖР-3 не обнаружено. Все исследованные образцы набухают примерно на 28–30 %, с разбросом ± 2 %. У образцов с травленным СВМПЭ, по сравнению с образцами с исходным СВМПЭ, наблюдается небольшое увеличение набухания (на 1–2 %), что в большей степени связано с уменьшением густоты шивки в резине.

Исследование потери физико-механических свойств и твердости образцов резин после старения на открытом воздухе показало, что при введении исходного СВМПЭ признаки термоокислительной деструкции проявляются меньше. В частности, уменьшается изменение прочности при растяжении (f_p , %), относительного удлинения при разрыве (ϵ_p , %) и твердости по Шору А (ΔH). Однако установлено, что травление СВМПЭ приводит к заметному ухудшению стойкости к тепловому старению в условиях доступа кислорода воздуха. Наибольшему изменению подвергается прочность при растяжении. Так, например, у образцов, содержащих 5 мас. ч. СВМПЭ, травленного в течение 20 ч, разница в прочности при растяжении по сравнению с ненаполненной резиной и резиной, наполненной 5 мас. ч. исходным СВМПЭ, составляет 25,9 и 31,8 МПа соответственно. Ухудшение термической стойкости в условиях доступа кислорода, возможно, объясняется тем, что кислородсодержащие группы, которые образуются при окислении СВМПЭ, в условиях длительного термического воздействия способствуют дополнительной шивке резины, что приводит к увеличению ее прочности и охрупчиванию.

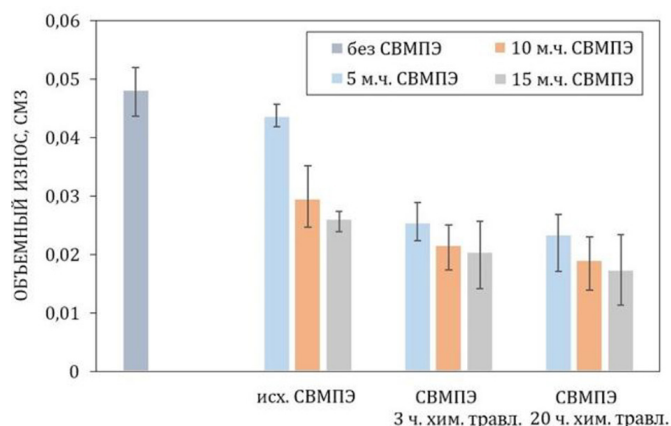


Рис. 2. Объемный износ образцов БНКС-18АМН, наполненных СВМПЭ

Fig. 2. Bulk wear of the samples of UHMWPE filled BNRS-18AMN

В отличие от старения в условиях открытого доступа кислорода воздуха при старении в среде СЖР-3 при температуре 100 °С в течение 72 ч вследствие проникновения молекул жидкости в резину наблюдается уменьшение прочности при растяжении (f_p , %) и твердости образцов (ΔH). Влияние травления СВМПЭ на стойкость к термическому старению в углеводородной среде не обнаружено. Наблюдается увеличение разброса показателей изменения физико-механических свойств, что, видимо, связано с неравномерностью распределения химической модификации СВМПЭ.

Исследование стойкости образцов к абразивному истиранию показало, что введение СВМПЭ и увеличение его содержания приводят к уменьшению объемного износа, т. е. к повышению стойкости к абразивному истиранию (рис. 2). Образцы с травленным СВМПЭ по сравнению с образцами с исходным СВМПЭ более износостойкие. Существенных отличий между образцами с продолжительностью травления СВМПЭ в течение 3 и 20 ч не наблюдается. Однако все же у образцов с травлением в течение 20 ч объемный износ на 8–15 % меньше по сравнению с образцами с травлением в течение 3 ч.

Заключение

Химическое травление СВМПЭ может быть использовано как способ воздействия на реологические и вулканизационные свойства эластомерных композитов на основе БНКС-18АМН, наполненных СВМПЭ. В частности, химическое травление СВМПЭ приводит к уменьшению вязкости резиновой смеси, уменьшению скорости вулканизации и увеличению времени достижения оптимума вулканизации, а также уменьшению плотности образования трехмерной пространственной структуры в резине.

Прочностные показатели резины на основе БНКС-18АМН при введении травленного СВМПЭ снижаются, но при этом увеличивается стойкость к абразивному истиранию. Травление СВМПЭ негативно влияет на стойкость к термическому старению в условиях доступа кислорода воздуха, а на набухание и сохранение свойств после термического воздействия в углеводородной среде существенного влияния не имеет.

Список литературы / References

- [1] Папков В.Н., Гусев Ю.К., Ривин Э.М., Блинов Е.В. *Бутадиен-нитрильные каучуки. Синтез и свойства*, Воронеж: ВГУИТ, 2014, 218 с. [Papkov V.N., Gusev Yu.K., Rivin E.M., Blinov E.V. *Nitrile butadiene rubbers. Synthesis and properties*, Voronezh, VGUIT, 2014, 218 p. (in Russian)].
- [2] Mammadov S.M., Rzayeva S.A., Garibov A.A., Akperov O.N., Gojayeva T.F., Mammadov J.S., Hajiyeva N.M. Study of Influence of Copolymer Vinyl Chloride and Vinyl Acetate on the Properties of Butadiene Nitrile Rubber, *International Journal of Composite Materials*, 2012, 2(6), p. 137–141. DOI: 10.5923/j.comaterials.20120206.04.
- [3] Zhang J., Zhang H., Chen F., Liu M. Improving Stability of Mechanical Properties for Nitrile Butadiene Rubber Composite by Carbon Nanotube with Antioxidant Loading Distribution, *Polymer Composites*, 2018, 40(52), E1172–1180, DOI: 10.1002/pc.24929.
- [4] Вишнеvский К.В., Шашок Ж.С. Использование высокодисперсной углеродной добавки в эластомерных композициях на основе каучуков различного назначения, *Труды БГТУ*, 2012, 4, 56–60. [Vishnevsky K. V., Shashok Zh.S. Use of a highly dispersed carbon additive in elastomeric compositions based on rubbers for various purposes, *Proceedings of BSTU*, 2012, 4, 56–60 (in Russian)].
- [5] Шашок Ж.С., Усс Е.П., Кротова О.А., Круглик Н.В. Свойства эластомерных композиций с волокнистыми модифицирующими добавками, *Труды БГТУ*, 2018, серия 2, 1, 86–91. [Shashok Zh.S., Uss E.P., Krotova O.A., Kruglik N.V. Properties of elastomeric compositions with fibrous modifying additives, *Proceedings of BSTU*, 2018, Series 2, 1, 86–91 (in Russian)].
- [6] Юловская В.Д., Монахова Т.М., Петрова В.С., Карпова С.Г. Влияние состава резиновой смеси на стойкость к старению вулканизатов на основе бутадиен-нитрильных каучуков разной полярности, *Каучук и резина*, 2017, 76(1), 32–34. [Yulovskaya V.D., Monakhova T.M., Petrova V.S., Karpova S.G. The influence of the composition of the rubber mixture on the aging resistance of vulcanizates based on butadiene-nitrile rubbers of different polarity, *Kauchuk i rezina*, 2017, 76(1), 32–34 (in Russian)].
- [7] Шевченко Т.А., Шевченко Н.М. Повышение маслбензостойкости вулканизатов на основе нитрильного каучука, *Каучук и резина*, 2000, 5, 19–22. [Shevchenko T.A., Shevchenko N.M. Increasing the oil and petrol resistance of vulcanizates based on nitrile rubber, *Kauchuk i rezina*, 2000, 5, 19–22 (in Russian)].
- [8] Слободкина К.Н., Макаров Т.В., Сираева Р.Ф., Вольфсон С.И. Особенности вулканизации и упруго-прочностные свойства композиций на основе смеси бутадиен-нитрильного каучука и тиокола, *Вестник Казанского технологического университета*, 2011, 14, 114–118. [Slobodkina K. N., Makarov T. V., Siraeva R. F., Wolfson S. I. Features of vulcanization and elastic-strength properties of compositions based on a mixture of butadiene-nitrile rubber and Thiokol, *Bulletin of the Kazan Technological University*, 2011, 14, 114–118 (in Russian)].
- [9] Ливанова Н.М., Попов А.А. Внутри- и межфазное сшивание в композитах бутадиен-нитрильных каучуков с поливинилхлоридом и их озоностойкость, *Химическая физика*, 2019, 38(3), 64–69. [Livanova N.M., Popov A.A. Intra- and interfacial crosslinking in composites of butadiene-nitrile rubbers with polyvinyl chloride and their ozone resistance, *Chemical Physics*, 2019, 38(3), 64–69. DOI: 10.1134/S0207401X19020109 (in Russian)].

[10] Вольфсон С.И., Охотина Н.А., Нигматуллина А.И., Сабиров Р.К. Исследование упруго-гистерезисных характеристик динамических термоэластопластов, *Вестник Казанского технологического университета*, 2012, 15(11), 100–101. [Wolfson C.I., Okhotina N.A., Nigmatullina A.I., Sabirov R.K. Investigation of elastic-hysteresis characteristics of dynamic thermoplastic elastomers, *Bulletin of the Kazan Technological University*, 2012, 15(11), 100–101 (in Russian)].

[11] Заикин А.Е., Бобров Г.Б. Влияние содержания акрилонитрила в бутадиен-нитрильном каучуке на свойства динамических термоэластопластов на его основе, *Вестник Казанского технологического университета*, 2014, 17(16), 105–109. [Zaikin A.E., Bobrov G.B. The effect of acrylonitrile content in nitrile butadiene rubber on the properties of dynamic thermoplastic elastomers based on it, *Bulletin of the Kazan Technological University*, 2014, 17(16), 105–109 (in Russian)].

[12] Shadrinov N.V., Sokolova M.D., Okhlopko A.A., Lee Jungkeun, Jeong Dae-Yong, Shim Ee Le, Cho Jin-Ho. Enhancement of Compatibility Between Ultrahigh-Molecular-Weight Polyethylene Particles and Butadiene–Nitrile Rubber Matrix with Nanoscale Ceramic Particles and Characterization of Evolving Layer, *Bulletin of the Korean Chemical Society*, 2013, 34(12), 3762–3766. DOI:10.5012/bkcs.2013.34.12.3762.

[13] Шадрин Н.В., Соколова М.Д., Давыдова М.Л. Разработка морозостойких эластомерных композитов, опытно-промышленные испытания и внедрение в промышленность Республики Саха (Якутия), *Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал)*, 2017, S24, 319–328. [Shadrinov N.V., Sokolova M.D., Davydova M.L. Development of frost-resistant elastomeric composites, experimental-industrial tests and introduction into the industry of the Republic of Sakha (Yakutia), *Mining information and analytical bulletin (scientific and technical journal)*, 2017, S24, 319–328. DOI: 10.25018/0236–1493–2017–11–24–319–328 (in Russian)].

[14] Соколова М.Д., Давыдова М.Л., Шадрин Н.В. Модифицирование поверхности дисперсных наполнителей для их использования в полимерэластомерных композитах, *Физико-химия поверхности и защита материалов*, 2018, 54(5), 1–9. [Sokolova M.D., Davydova M.L., Shadrinov N.V. Modification of the surface of dispersed fillers for their use in polymer-elastomeric composites, *Physical chemistry of surfaces and protection of materials*, 2018, 54(5), 1–9. DOI: 10.1134/S0044185618050315 (in Russian)].

[15] Li W., Meng L., Wang L., Mu J., Pan Q. Surface modification of ultra-high molecular weight polyethylene fibers by chromic acid. *Surf. Interface Anal.*, 2016, 48, 1316–1319. DOI: 10.1002/sia.6040.

[16] Silverstein M.S., Breuer O. Relationship between surface properties and adhesion for etched ultra-high-molecular-weight polyethylene fibers, *Composites Science and Technology*, 1993, 48(1–4), 151–157. ISSN0266–3538, [https://doi.org/10.1016/0266–3538\(93\)90131-Y](https://doi.org/10.1016/0266–3538(93)90131-Y).

[17] Yahaya L.E., Adebawale K.O., Olu-Owolabi B.I. Cure Characteristics and Rheological Properties of Modified Kaolin-natural Rubber Composites, *American Chemical Science Journal*, 2014, 4(4), 472–480. DOI:10.9734/ACSJ/2014/6575.

[18] Honorato L., Lopes Dias M., Azuma C., Reis Nunes R.C. Rheological properties and curing features of natural rubber compositions filled with fluoromica ME100, *Polimeros*, 2016, 26(3), 249–253. DOI:10.1590/0104–1428.2352.

[19] Lopez-Manchado M.A., Arroyo M.A., Herrero M.B., Biagiotti J. Vulcanization kinetics of natural rubber-organoclay nanocomposites, *Journal of Applied Polymer Science*, 2003, 89(1), 1–15. DOI:10.1002/app.12082.

DOI: 10.17516/1999-494X-0324

УДК 669.21

Gold Leaching by Various Solutions, Alternative of Cyanide and Their Prospects in the Future

**Kholmahmad I. Kholov^{*a},
Nasim T. Sharifboev^b, Shonavruz R. Samikhov^a,
Sherzod R. Dzhurakulov^a and Mahjuba S. Zarifova^a**

*^aV.I. Nikitin Institute of Chemistry, Academy
of Sciences of the Republic of Tajikistan
Dushanbe, Republic of Tajikistan*

*^bMining-metallurgy Institute of Tajikistan
Buston, Republic of Tajikistan*

Received 02.04.2021, received in revised form 11.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. The article discusses four alternative cyanide substitutes for the recovery of gold from ores and concentrates. Cyanide has been the premier gold leach reagent for over 100 years due to its high recovery, low cost and reliability. However, environmental damage from improper management has led to widespread research aimed at identifying and developing less toxic leaching agents. The article discusses the most widely researched cyanide substitutes, but it is clear that none of them has yet made any significant incursion into the dominance of cyanide as the preferred reagent in the vast majority of gold mines around the world.

Keywords: gold, leaching, cyanide, thiourea, thiosulfate, thiocyanate, halides.

Citation: Kholov Kh.I., Sharifboev N. T., Rahimovich Sh.R., Dzhurakulov Sh.R., Zarifova M. S. Gold Leaching by various solutions, alternative of cyanide and their prospects in the future, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 433–447. DOI: 10.17516/1999–494X-0324

Выщелачивание золота различными растворами, заменители цианида и их перспективы в будущем

Х. И. Холов^а, Н. Т. Шарифбоев^б,
Ш. Р. Самихов^а, Ш. Р. Джуракулов^а, М. С. Зарифова^а

^аИнститут химии имени В. И. Никитина НАН Таджикистана
Республика Таджикистан, Душанбе

^бГорно-металлургический институт Таджикистан
Республика Таджикистан, Бустон

Аннотация. В статье рассматриваются четыре альтернативных заменителя цианида для извлечения золота из руд и концентратов. Цианид был лучшим реагентом для выщелачивания золота, на протяжении более 100 лет, из-за его высокого извлечения, низкой стоимости и надежности. Однако ущерб, наносимый им окружающей среде в результате неправильного управления, привел к повсеместным исследованиям, направленным на выявление и разработку менее токсичных выщелачивающих реагентов. В статье рассматриваются наиболее широко исследованные заменители цианида, но очевидно, что ни один из них еще не внес значительных результатов в доминирующее положение цианида, как предпочтительного реагента на подавляющем большинстве золотых приисков по всему миру.

Ключевые слова: золото, выщелачивание, цианид, тиомочевина, тиосульфат, тиоцианат, галогениды.

Цитирование: Холов, Х. И. Выщелачивание золота различными растворами, заменители цианида и их перспективы в будущем / Х. И. Холов, Н. Т. Шарифбоев, Ш. Р. Самихов, Ш. Р. Джуракулов, М. С. Зарифова // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 433–447. DOI: 10.17516/1999-494X-0324

Введение

Цианирование являлось преобладающим методом выщелачивания золота с тех пор, как оно было впервые предложено Джоном Стюартом Макартуром в 1880-х годах [1] из-за простоты процесса и низкой стоимости. Однако, к сожалению, цианид очень токсичен, и во всем мире произошло несколько серьезных экологических аварий, вызванных утечкой цианида с металлургических заводов [1–3]. Например, в Гайане около 2,9 млн м³ хвостов и сточных вод с примесью цианида было сброшено в результате обрушения дамбы хвостохранилища на руднике Омай в ночь на 19 августа 1995 года, что привело к загрязнению реки Омай. Подобная по масштабу катастрофа произошла 30 января 2000 года в Бая-Маре, Румынии, где была прорвана дамба хвостохранилища Augul, в результате чего сточные воды, содержащие до 100 тонн цианида, попали в реку Дунай (см. дополнительные примеры и их последствия в табл. 1 и работе [4]).

Из-за экологических проблем выщелачивание цианида в настоящее время запрещено во многих регионах. Кроме того, период выщелачивания цианированием обычно составляет 24 часа [3], и золото не может быть эффективно выщелочено из упорных золотых руд. Таким образом, в последние годы все больше внимания уделяется альтернативным выщелачивателям золота. Среди этих выщелачивающих средств наибольшее внимание привлекли хлориды, тиомочевина и тиосульфат. Развитию хлоридного выщелачивания препятствуют в основном,

Таблица 1. Примеры аварий на шахтах, связанных с цианидами, и их воздействия на окружающую среду

Table 1. Examples of cyanide-related mine accidents and their impact on the environment

Шахта		Место и дата	Воздействия
1.	Шахта Саммитвилля	Колорадо, США, 1992 г.	Вызвал серьезные экологические проблемы на 17-мильном участке реки Аламаса
2.	Рудник Зортман-Ландуски	Монтана, США, 1997 г.	Сильное загрязнение грунтовых вод, существенная гибель диких животных
3.	Золотой рудник Эхо Бэй Майнс	Невада, США, 1989 и 1990 гг.	Восемь утечек цианида за двухлетний период выбросили в окружающую среду почти 900 фунтов цианида
4.	Кумтор	Кыргызстан, 1998 г.	Почти две тонны цианида натрия случайно попали в поверхностные воды
5.	Рудник Омай	Гайана, 1995 г.	Сброс более 860 миллионов галлонов хвостов, содержащих цианид, в крупную реку

опасная рабочая среда, плохая селективность реакции и высокие требования к защите оборудования от коррозии. Будущее выщелачивания тиомочевина не является привлекательным, поскольку потребление и цена тиомочевина высоки, и, кроме того, она является предполагаемым канцерогеном [2]. Выщелачивание тиосульфатом широко рассматривается, как наиболее многообещающий альтернативный метод из-за его пониженного риска для окружающей среды, высокой селективности реакции, низкой коррозионной активности выщелачивающего раствора, дешевых реагентов и т. д. [5].

Разработки по замене цианида в производстве золота

Основная проблема при разработке заменителей цианида заключается в обеспечении соответствия конкретных металлургических процессов, выбранных для извлечения золота и характеристикам руды. Альтернативные выщелачивающие средства должны быть [5]: селективными, нетоксичными, совместимы с последующими процессами восстановления, недорогими и пригодными для вторичной переработки.

В таблице 2 приведены дополнительные критерии, которые необходимо учитывать в отношении выщелачивателей золота [6].

На протяжении более ста лет цианид натрия был преобладающим реагентом для выщелачивания золота из-за его превосходных характеристик для выщелачивания большого разнообразия руд и относительно низкой стоимости [7]. Более того, несмотря на то, что цианид является потенциально смертельным ядом при проглатывании в высоких дозах, он не вызывает хронических проблем со здоровьем или окружающей средой, если присутствует в низких концентрациях [3]. Он широко распространен в природе, продуцируется широким кругом микроорганизмов и более чем 2500 видами растений в рамках их нормального метаболизма [7]. Низкие концентрации цианида, используемые при измельчении золота и кучном выщелачивании, быстро разлагаются: цианид далеко не так вреден, как другие природные токсины (например, столбняк, стрихнин – $C_{21}H_{22}N_2O_2$), потому что он легко превращается естественными физическими, химическими и биологическими процессами в менее токсичные или нетоксичные формы.

Таблица 2. Критерии, которые следует учитывать в отношении выщелачивателей золота

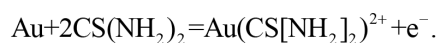
Table 2. Criteria to be considered for gold leachate

Разделы критериев		Виды критериев
1.	Экономические показатели	Капитальные затраты
		Затраты на добычу
		Доступность
		Затраты на детоксикацию / переработку
2.	Токсичность	Выбросы
		Простота использования
		Влияние на экологию
3.	Применимость процесса	Ограничения (тип руды, селективность, контроль, разделение и т. д.)
		Возможность вторичной переработки
		Детоксифицируемость
		Доступность в большом масштабе

Поэтому, основная задача при разработке подходящего заменителя цианида при обработке золота заключается в разработке столь же эффективного и разлагаемого реагента для выщелачивания, который не является стойким токсином окружающей среды. Поскольку скорость цианирования золота относительно низкая, отрасль занимается поиском более быстрых реакций выщелачивания золота, способных обеспечить высокие скорости извлечения металла. Несмотря на то, что были проведены исследования по разработке вероятных заменителей, обусловленные в основном экономическими соображениями, список эффективных вариантов ограничен, поскольку большинство из них относятся к упорным рудам и не поддаются простому цианидному выщелачиванию [7]. В последующем обсуждении рассматриваются наиболее многообещающие альтернативы.

Обзор по тиомочевинному выщелачиванию золота

Использование тиомочевины (NH_2CSNH_2) в качестве выщелачивателя для извлечения золота показало большие перспективы. Тиомочевинный раствор в кислых условиях растворяет золото, образуя катионный комплекс, реакция протекает быстро и извлечение золота может достигать 99 % [8]. Анодная реакция следует уравнению:



Реагент, однако, следует использовать в относительно ограниченных условиях, так как он термодинамически достаточно стабилен в кислых и нейтральных средах, но быстро разлагается в основных растворах [9]. Выщелачивание обычно проводят в диапазоне pH 1–2, и его успешное применение зависит от тщательной оптимизации и контроля pH, окислительно-восстановительного потенциала, концентрации тиомочевины и времени выщелачивания. В таблице 3 приведены критические параметры выщелачивания тиомочевины [10].

В ряде источников утверждается [8, 10, 11], что работы советских ученых Плаксина и Кожуховой [12, 13] были пионерским исследованием в этой области, но потенциал тиомочевины

Таблица 3. Критические параметры выщелачивания золота

Table 3. Critical gold leaching parameters

Параметры выщелачивания	Значения параметров выщелачивания
pH:	1.4 скорректированное соответственно H ₂ SO ₄
Редокс-потенциал	Макс. 250 мВ и мин. 150 мВ
Концентрация тиомочевины	1 %
Потребление тиомочевины	2 кг/т
Время выщелачивания	10–15 минут

для растворения золота был признан гораздо раньше. Мойром [9], который в 1906 г. опубликовал статью «Тиокарбамид – новый растворитель для золота» [14] были проведены эксперименты, в которых, он растворял кусочки сусального золота в растворах тиомочевины (тогда называемого тиокарбамидом). Он показал, что необходимы кислотные условия и что реакция протекает быстро в присутствии подходящих окислителей. Однако в то время цианид уже был признан предпочтительным реагентом для обработки золотых руд, и поэтому открытие Мойра осталось без внимания более полувека. Тиомочевина серьезно рассматривалась, как альтернатива цианиду, только в последние 20 лет [12]. Это привлекательный вариант для обработки упорных руд и флотационных концентратов, хотя есть надежда, что при дальнейших исследованиях он может быть применен для обработки руд с более низким содержанием золота [10].

Во всестороннем обзоре Самихов Ш. Р., Зинченко З. А. и Бобомуродов О. М. [15] определили следующее о кинетике тиомочевины: использование иона трехвалентного железа в серной кислоте – наиболее эффективная система; скорость выщелачивания зависит от концентрации тиомочевины и окислителя; ион трехвалентного железа связывает тиомочевину в комплексах железо-тиомочевина; скорость растворения золота во многом определяется pH.

Как правило, золото может быть извлечено из тиомочевины путем цементации (с использованием железного порошка или алюминия) или путем абсорбции на активированном угле, или электролитическим извлечением, или с помощью ионообменных смол. По сравнению с цианидом, тиомочевина имеет определенные преимущества, в том числе низкую чувствительность к основным металлам (Pb, Cu, Zn, As); низкую чувствительность к остаточной сере в кальцинах; высокое извлечение золота из пиритовых и халькопиритовых концентратов; и удовлетворительное извлечение золота из углеродистых (упорных) руд [16]. Она также представляет меньшую угрозу для окружающей среды. Сама по себе тиомочевина имеет более низкую токсичность и более высокую скорость растворения золота и серебра, чем цианид [17]. Более того, при использовании цианида для обработки тугоплавких сульфидных золотосодержащих руд, которые были предварительно окислены для высвобождения золота, полученные высококислотные растворы необходимо нейтрализовать перед цианированием, тогда как тиомочевину можно использовать напрямую, поскольку выщелачивание золота происходит в кислых растворах [18].

Несмотря на доказанную эффективность тиомочевины в качестве реагента для выщелачивания золота [16, 19–21], существует еще несколько полномасштабных операций. Ее внедрению

препятствовали следующие три фактора [22]: она дороже цианида, ее потребление при обработке золота велико и стадия извлечения золота требует дальнейшего развития.

Расход реагентов чрезвычайно высок, поскольку тиомочевина легко окисляется в растворе и, как предполагает Тремблей и др. [23], высокие затраты, связанные с выщелачиванием, вероятно, обусловлены тем, что процесс получения тиомочевины все еще находится на начальной стадии. Предыдущие попытки внедрить этот реагент привели к чрезмерному потреблению и увеличению производственных затрат. Также растет озабоченность по поводу его воздействия на окружающую среду. Несмотря на заявления о том, что тиомочевина менее токсична, чем цианид, предполагается, что она является канцерогеном, поэтому к ней следует относиться с осторожностью [20].

Эффективность тиомочевины в качестве заменителя цианида подтверждена обширными экспериментальными работами. Как сообщает Гонен [24], с точки зрения ее применимости в качестве реагента для выщелачивания, Шульц первоначально утверждал в своей работе, что добавление диоксида серы во время выщелачивания тиомочевины предотвращает его химическое разложение, что приводит к снижению расхода реагента [25, 26]. Автор предположил, что образование пузырьков диоксида серы во время выщелачивания тиомочевинной драгоценных металлов предотвращает разложение дисульфида формамидина, которое может привести к покрытию золотых поверхностей тонкодисперсной адгезивной серой – продуктом разложения.

Совсем недавно Ш. Р. Самихов и др. [27] провели дальнейшие лабораторные исследования для оценки возможности выщелачивания тиомочевинной. Золото извлекали из выщелачивающих растворов путем адсорбции на активированном угле; золото элюировали углем с использованием смесей вода/спирт, а окончательное извлечение золота из элюирующих растворов осуществляли электролитическим извлечением. Авторы сообщили об общем выходе золота 82 % при низком расходе реагентов (исходя из 85 % извлечения золота при комнатной температуре и 99 % извлечения после фаз адсорбции, десорбции и электровыделения). Гоненом и др. [24] были проведены более конкретные исследования, которые изучали влияние тиомочевины и типа окислителя, pH, времени перемешивания и размера частиц на извлечение золота из руды Гюмушане-Мастра (Gumushane-Mastra) в Турции. Было определено, что при коротком времени выщелачивания и низких значениях pH количество окислителя и расход тиомочевины уменьшаются. Экстракция золота 75 % была достигнута с использованием частиц размером 150 меш при времени перемешивания в течение пяти часов.

Мирослав и др. [28] исследовали возможность извлечения тиомочевинной золота из медных шламов в Ковохуты Кромпачи (Kovohutny Krompachy), Словения. Авторы сообщили, что тиомочевина извлекала из остатков около 80 % золота. Орги и Аталай [29] сообщили о схожих результатах. При попытке извлечь золото из золотоносной руды Каймаз (Au 4 г/т) с использованием тиомочевины и сульфата железа (III) в качестве окислителя при комнатной температуре удалось получить 80 % извлечения золота за шесть часов. Это вещество также оказалось успешным нетоксичным растворителем для золота в России [30].

Тиомочевина выщелачивает золото быстрее, чем цианид, и является менее токсичной; образует катионные комплексы; и может использоваться на рудах, устойчивых к цианиду, при кучном и подземном выщелачивании [31]. Однако, как объяснялось ранее, пробелы в исследовании

дованиях и затраты препятствовали ее широкому внедрению в качестве выщелачивающего реагента в золотодобывающей промышленности. Стоимость может быть непомерной из-за необходимого количества реагента. Как указывают Лакост-Буше и др. [32], высокий расход тиомочевины и низкая скорость растворения объясняются ингибирующим покрытием серы на поверхности золотых частиц, образующимся из-за разложения тиомочевины. Однако было предложено, что добавление диоксида серы к выщелачивающим растворам могло бы регулировать окислительно-восстановительную пару между тиомочевинной и ее первым продуктом разложения – формамидинсульфидом, тем самым сводя образование серы к абсолютному минимуму.

Наиболее значительные коммерческие разработки с использованием тиомочевины, произведенные на сегодняшний день в западноевропейских странах, на сурьмяных рудниках Новой Англии в Новом Южном Уэльсе, Австралии, были введены в эксплуатацию в 1982 году. Как объясняет Свамнатан [31], из-за толерантности тиомочевины к стибниту, компания смогла извлечь 50–80 % золота из стибнитового концентрата с использованием тиомочевинного выщелачивания с последующим извлечением золота на активированный уголь. Совсем недавно Лакост-Буше и др. [32] использовали тиомочевину для выщелачивания золота из руды, содержащей 0,4 % Cu и 5,6 г/т Au, полученной на руднике Валь д'Ор (Val d'Or) в Квебеке. С использованием тиомочевины из расчета 3,9 г/т получали 89 % извлеченного золота.

Применение тиоцианата при выщелачивании золота

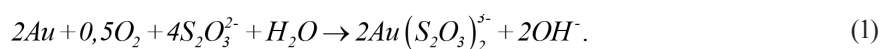
В 1906 году Уайт [33] впервые продемонстрировал, что тиоцианат эффективно растворяет золото в присутствии подходящего окислителя; однако работа с этим реагентом не велась до тех пор, пока Флеминг вновь не продолжил данные исследования в 1986 году [34]. Как объясняют Барбоса и Монхемиус [35], выщелачивание золота тиоцианатом, если оно проводится при pH от 1 до 2, позволяет использовать железо (III) в качестве окислителя. Во время растворения золота тиоцианатом железа (III) Fe^{III} восстанавливается до Fe^{II} при окислении SCN^- , образуя несколько промежуточных частиц, включая $(\text{SCN})_3^-$ и $(\text{SCN})_2$, которые могут как окислять, так и образовывать комплексное золото. В водных растворах подкисленный тиоцианат может растворять золото с образованием комплексов Au (I) и Au (II) [44].

Что касается соответствующих исследований, Барбоса-Филхо и Монхемиус [35] описывают аспекты химии и термодинамики тиоцианата, а Бродхерст и Дю Пре [36] описывают видообразование системы золото-тиоцианат. В последующей экспериментальной работе, проведенной Барбоса-Филхо и Монхемиусом [37, 40] с растворами Fe^{III} -тиоцианата, который восстанавливается от Fe^{III} до Fe^{II} с окислением SCN^- , было показано, что в результате реакции самовосстановления образуются оба иона $(\text{SNC})_3^-$ и $(\text{SNC})_2$, которые были фундаментальными в механизме тиоцианатного растворения золота. Авторы пришли к выводу, что тиоцианат является «эффективным выщелачивателем золота в кислых условиях, обеспечивающим скорость растворения, сравнимую со скоростью растворения, полученного с тиомочевинной, но при этом предлагая преимущество гораздо большей стабильности против окислительного разложения». Холмогоров и др. [41] извлекли более 95 % золота из слабокислых растворов, извлекая тиоцианатные комплексы на углеродных адсорбентах и ионообменниках. Дальнейшие исследования

были выполнены в лабораторном масштабе Монхемиусом и Боллом, которые использовали растворы тиоцианата, катализируемые йодом, для выщелачивания золотых руд, добытых в Доминиканской Республике [34]. Эти исследователи пришли к выводу, что использованная тиоцианатная система дала результаты, сопоставимые с результатами цианидной системы, и продемонстрировала значительно большую эффективность, чем тиомочевина.

Выщелачивание тиосульфатом

Тиосульфат ($S_2O_3^{2-}$), химикат, широко используемый в фотографии и в фармацевтической промышленности, также был предложен в качестве замены цианида. Как объясняет Кузугуденли [42], золото медленно растворяется в щелочном тиосульфате. Скорость растворения зависит от концентрации тиосульфата и растворенного кислорода, температуры процесса и может быть увеличена добавлением ионов меди [44]. Золото образует стабильный анионный комплекс с тиосульфатом в соответствии со следующей реакцией:



Хотя комплекс тиосульфата золота после образования является довольно стабильным, необходимы щелочные условия, чтобы предотвратить разложение тиосульфата кислотой [31]. Как объясняет Эйлмор [43], процесс выщелачивания тиосульфата катализируется медью и имеет ряд преимуществ по сравнению с обычным процессом цианирования, несмотря на его медленную скорость. Приемлемые скорости выщелачивания золота с использованием тиосульфата достигаются в присутствии аммиака вместе с медью [44]. В последние годы этот реагент серьезно рассматривался, как потенциальный заменитель цианида, поскольку он обычно вызывает меньшее воздействие на окружающую среду: выщелачивание тиосульфата оказывает меньшее влияние на посторонние катионы и вызывает меньше опасений по поводу загрязнения [45, 46].

Использование тиосульфата в качестве выщелачивающего реагента при обработке золота было впервые предложено в начале 1900-х годов. Как объясняют Эйлмор и Мьюир [47], в процессе, известном как «*Von Patera Process*», золотые и серебряные руды, сначала подвергнутые хлорированному обжигу, выщелачивались тиосульфатом. Перед Второй мировой войной богатые серебром сульфидные руды в Южной Америке и руда мексиканского рудника ЛеКолорадо подвергались коммерческому выщелачиванию тиосульфатом после хлорирования [48, 49]. В течение 1980-х годов процедура была усовершенствована, в первую очередь за счет добавления ионов меди и стабилизации тиосульфата путем добавления SO_2 или бисульфита [45].

С тех пор было предпринято несколько многообещающих экспериментальных исследований [50, 51]. Большая часть этих работ проводилась с комплексными рудами, содержащими медь, углеродистые руды или руды, содержащие высокие концентрации свинца, цинка или марганца. Например, Йен и др. [52] использовали умеренно тугоплавкую золотую руду, содержащую пирит и халькопирит, для определения возможности использования тиосульфата в качестве альтернативной технологии кучного выщелачивания. Авторы сообщают, что извлечение золота на уровне 72 % было достигнуто за 50 дней. Горное управление США использовало статистические экспериментальные методы для определения возможности выщелачива-

ния тиосульфата. Извлечение золота до 62 % достигалось при выщелачивании низкосортных углеродистых руд [53].

Ряд недавних исследований был направлен на разработку стратегий предварительной обработки с целью улучшения восстановления тиосульфатом. Балаз и др. [54] исследовали использование механически активированного флотационного концентрата из сложной медно-свинцово-цинковой руды из Банска-Ходруса, Словакия. Механическая активация концентрата была достигнута ультратонким измельчением, и было доказано, что оно оказывает положительное влияние на скорость извлечения золота с использованием тиосульфата аммония в присутствии ионов меди. Авторы указывают, что 90 % извлечение золота было достигнуто всего за несколько минут, по сравнению с 54 % извлечением, достигнутым в эквивалентных условиях для необработанного концентрата. Ш. Р. Самихов и др. [55] сообщили, что губчатое золото чистотой 99,92 % было произведено выщелачиванием тиосульфатом аммония, хотя было обнаружено, что добавление сульфата меди не только ускоряет скорость выщелачивания золота, но и увеличивает потребление тиосульфата. Панайотов [56] описывает схожие результаты, указав, что при использовании тиосульфата можно достичь 91 % извлечения золота, если концентрат предварительно окислить. В коммерческой практике тиосульфат успешно использовался Компанией Ньюмонта (Newmont and Consolidated Empire Gold Inc.) при кучном выщелачивании золотой руды.

Основная проблема при выщелачивании тиосульфата – большой расход реагента при экстракции [54]. Более того, процесс обычно медленный, хотя приемлемые скорости выщелачивания могут быть достигнуты в присутствии аммиака с использованием меди (II) в качестве окислителя [51, 53]. Тем не менее высокий расход реагентов делает большинство тиосульфатных систем в целом неэкономичными, несмотря на их потенциальные экологические преимущества. В настоящее время не существует простого и доступного метода извлечения золота из растворов тиосульфатного выщелачивания [10].

Применение галогенидов в процессе выщелачивания

Использование галогенидных (фтор, хлор, бром, йод и астат) систем для растворения золота предшествовало цианированию [57]. За исключением фтора и астата, все галогены были протестированы и/или использовались для извлечения золота [58]. До появления цианида хлор широко использовался в качестве выщелачивающего реагента для извлечения золота из кальцинов, руд и концентратов. Хлор может образовываться в суспензиях и растворах путем электролиза раствора NaCl или добавлением MnO_2 к соляной кислоте [59]:



Золото быстро выщелачивается хлором при низком pH:



Скорость хлорирования поддерживается низким pH, высоким содержанием хлоридов и хлора, повышенными температурами и большой площадью поверхности руды [60, 61]. Хотя растворение золота с хлором происходит значительно быстрее, чем с цианидом, низкие концентрации сульфидов или других реактивных компонентов в руде могут привести к чрезмерному расходу реагентов и восстановить $AuCl_4^-$ до металлического золота.

Было проведено несколько исследований для определения эффективности хлора [58, 60]. Исторически AuCl_4^- извлекался из хлоридных выщелачивающих растворов в виде металлического золота путем естественного восстановления на углероде или древесном угле, после чего «загруженный» углерод сжигался для получения золота. Сегодня комплекс хлорида золота восстанавливается на активированном угле в виде металлического золота, что обычно приводит к потере золота в хвосты из-за истирания мелких частиц золота с поверхности частиц активированного угля. Однако извлечение хлорида золота труднее, чем извлечение цианида, по ряду причин:

- требуется специальное оборудование из нержавеющей стали и с резиновым покрытием, способное выдерживать сильные коррозионные кислотные и окислительные условия;
- газообразный хлор очень ядовит и должен содержаться в замкнутом цикле как в целях оптимального использования газа, так и во избежание любого риска для здоровья;
- хотя хлорирование применялось для предварительной обработки тугоплавких и углеродистых руд на нескольких заводах в Соединенных Штатах в 1980-х годах, с тех пор сообщалось о нескольких экспериментальных или демонстрационных исследованиях использования этих систем [62, 63].

Бром был впервые идентифицирован как потенциальный растворитель для золота в 1846 году; скорость выщелачивания золота увеличивается в присутствии протонного катиона [15]. Однако несмотря на то, что его давно признали мощным экстрагентом золота, его применение начало рассматриваться серьезно только недавно. Бром обладает рядом преимуществ, включая быструю экстракцию, нетоксичность и приспособляемость к широкому диапазону значений pH.

Хотя высокая скорость растворения дает ему определенное преимущество перед цианидом, при использовании брома часто наблюдается высокий расход реагентов, и поскольку он может объединяться с другими элементарными частицами с образованием токсичных соединений, затраты на строительные материалы для выдерживания жестких условий и результирующее воздействие на здоровье может быть непомерным. Однако, как отмечает Тран и др. [63], система бромид-бром привлекает все большее внимание, особенно после того, как Корпорация Великих озер (Great Lakes Corporation) запатентовала процесс выщелачивания золота на основе брома, который основан на патентованном соединении дибром-диметилгидантоине (DBDMH).

Скорость выщелачивания золота в растворах йодида также намного выше, чем при цианировании. Несмотря на то, что комплексы йодида золота наиболее устойчивы в водных растворах (среди галогенов), йод по-прежнему недостаточно используется и недостаточно изучен как выщелачивающий агент золота. Во многом это связано с его стоимостью [64].

В настоящее время галогенидные системы имеют ограниченный потенциал в качестве заменителей цианида, который сам заменил выщелачивающие агенты, такие как хлор, в первую очередь. Как объясняет Тремблай [23], галогенидные системы в настоящее время ограничены аналитическими приложениями, где способность одновременного разрушения сульфидов и скорость растворения более важны, чем расход реагентов. Более того, галогенидные комплексы золота обычно нестабильны, и критики по-прежнему скептически относятся к их широкому использованию из-за значительного химического и технологического контроля, необходимого во время обработки для поддержания золота в растворе [64].

Выводы

В статье рассмотрены альтернативные заменители цианиду, агенты выщелачивания золота. Несмотря на то что в лабораторных масштабах были предприняты значительные исследования, оказалось, что большинство, если не все, из выявленных альтернативных агентов имеют ограничения, препятствующие их широкому применению в золотодобывающей промышленности. Например, применение тиомочевины, несмотря на то, что данная технология является проверенной и подходит для упорных руд, связана с высокими затратами на детоксикацию, имеет ограниченную возможность вторичного использования и отличается такими параметрами процесса, которые трудно контролировать. Тиосульфат обладает теми же преимуществами, но он очень нестабилен, а также требует высоких затрат на детоксикацию и имеет ограниченную возможность вторичной переработки. Тиоцианат, будучи более стабильным, чем два первых реагента, недостаточно изучен, поэтому необходимо преодолеть значительные препятствия, прежде чем его можно будет рассматривать, как жизнеспособную альтернативу цианиду. Наконец, галогениды, которые использовались в этом контексте в прошлом, трудны в обращении и контроле, а также являются дорогостоящими.

Несмотря на решительную оппозицию со стороны части экологического движения, цианид в золотодобывающей промышленности, если дальнейшие исследования и разработки не сделают один или несколько альтернативных выщелачиваний экономически конкурентоспособными, останется единственным практичным реагентом для выщелачивания в крупномасштабных процессах извлечения золота. Однако следует понимать, что большая часть возражений против использования цианида в горнодобывающей промышленности основана на относительно небольшом количестве широко разрекламированных инцидентов, связанных с загрязнением, большинство из которых были вызваны либо плохой конструкцией, либо неправильной работой по добыче золота. Процесс цианирования уже более века используется на золотых приисках по всему миру, что является неопровержимым доказательством того, что при хорошо спроектированных и должным образом управляемых операциях по добыче цианида, можно безопасно использовать его в качестве реагента для выщелачивания золота без значительного риска для жизни человека или окружающей среды.

Список литературы / References

- [1] Muir D.M. A review of the selective leaching of gold from oxidised copper-gold ores with ammonia-cyanide and new insights for plant control and operation. *Miner. Eng.* 2011, 24, 576–582.
- [2] Самихов Ш. Р., Зинченко З. А., Бобохонов Б. А. Изучение кинетики процесса цианирования золотосодержащих руд Таджикистана. *Известия НАНТ, Отд. физ.-мат., геол. и техн. наук.* 2012, № 1, 85–91 [Samikhov Sh.R., Zinchenko Z.A., Bobokhonov B.A. Study of the kinetics of the cyanidation process of gold-bearing ores in Tajikistan. *Proceeding NANT, Department of Physics and Mathematics, chem., geol. and tech. sciences*, 2012, № 1, 85–91 (In Russian)]
- [3] Young C.A. Cyanide: Just the Facts, in Cyanide. *Minerals and Materials Society, New Orleans*. 2001, 99–114.
- [4] Hilson G., Monhemius A.J. Alternatives to cyanide in the gold mining industry: What prospects for the future? *J. Clean. Prod.* 2006, 14, 1158–1167.

- [3] Korte G., Coulston F. From Single-Substance Evaluation to Ecological Process Concept: The Dilemma of Processing Gold with Cyanide. *Ecotoxicology and Environmental Safety*, 1998, № 32, 96–101.
- [4] Moran R. Cyanide Uncertainties: Observations on the Chemistry, Toxicity, and Analysis of Cyanide in Mining-Related Waters. *MPC Issue Paper*. Mineral Policy Center, Washington. № 1, 1998.
- [5] Mine Action. Cyanide Alternatives: Alternatives for Cyanide in the Gold Mining Industry. *Great Basin Mine Watch*, Reno, 2000.
- [6] Moran R. More Cyanide Uncertainties: Lessons from the Baia Mare, Romania, *MPC Issue Paper*, 2001, № 3.
- [7] Mosher J. B., Figueroa L. Biological Oxidation of Cyanide: A Viable Treatment Option for the Minerals Processing Industry? *Minerals Engineering*, 1996, 9(5), 573–581.
- [8] Лодейщиков В. В., Шамис Л. А., Каковский И. А., Хмельницкая О. Д. Исследование кинетики растворения серебра в водных растворах тиомочевины. *Известия ВУЗов. Цветная металлургия*, 1975, № 2, 77–81 [Lodeyshchikov V. V. Shamis L. A., Kakovsky I. A., Khmel'nitskaya O. D. Investigation of the kinetics of silver dissolution in aqueous solutions of thiourea. *Izvestiya VUZov. Non-ferrous metallurgy*, 1975, № 2, 77–81 (In Russian)]
- [9] Groenwald T. Potential applications of thiourea in the processing of gold. *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, 1977, № 77, 217–223.
- [10] Haas L. A. Thiourea leaching of carbonaceous gold ores. *Mining Eng.*, 1983, 462.
- [11] Горностаева Т. Д., Хмельницкая О. Д., Панченко А. Ф., Лодейщиков В. В. Исследование тиомочевинных комплексов серебра в серноокислых растворах потенциометрическим методом. *Журнал неорганической химии*, 1986, № 31, 115–118 [Gornostaeva T. D., Khmel'nitskaya O. D., Panchenko A. F., Lodeyshchikov V. V. Study of thiourea complexes of silver in sulfuric acid solutions by potentiometric method. *Journal of Inorganic Chemistry*, 1986, № 31, 115–118 (In Russian)]
- [12] Пласкин И. Н., Кожухова М. Растворимость золота и серебра в тиомочевине. *Доклад АН СССР*, 1941, № 31, 671–674 [Plaskin I. N., Kozhukhova M. The solubility of gold and silver in thiourea. *Dok. AS SSR*, 1941, № 31, 671–674 (In Russian)]
- [13] Пласкин И. Н., Кожухова М. Растворение золота и серебра в растворах тиомочевины. *Сб. науч. труд. Инс. цвет. мет.*, 1960, № 33, 107 [Plaskin I. N., Kozhukhova M. Dissolution of gold and silver in solutions of thiourea. *Sb. Nauch. Tr. Ins. Tsvt. Met.*, 1960, 33, 107 (In Russian)]
- [14] Moir J. Thiocarbamide – a new solvent for gold. *Journal of the Chem. Met. Mining Soc. S. Africa*, 1906, 332–336.
- [15] Самихов Ш. Р., Зинченко З. А., Бобомуродов О. М. Разработка технологии тиомочевинного выщелачивания золота и серебра из концентратов месторождения Чоре. *Цветные металлы*, 2014, № 2, 62–66 [Samikhov Sh. R., Zinchenko Z. A., Bobomurodov O. M. Development of technology for thiourea leaching of gold and silver from concentrates of the Chore deposit. *Non-ferrous metals*, 2014, № 2, 62–66 (In Russian)]
- [16] Ubaldini S., Fornari P., Massidda R., Abbruzzese C. An innovative thiourea gold leaching process. *Hydrometallurgy*, 1998, № 48, 113–124.
- [17] Lee H. Y., Kim S. G., Oh J. K. Cementation behaviour of gold and silver onto Zn, Al, and Fe Powders from Acid Thiourea Solutions. *Canadian Metallurgical Quarterly*, 1997, № 36, 149–155.
- [18] Schultz R. G. Thiourea leaching of precious metals. *Erzmetall*, 1986, № 39(2), 57–59.

- [19] Juarez C. M., Dutra A. J. B. Gold Electrowinning from Thiourea Solutions. *Minerals Engineering*, 2000, № 13 (10–11), 1083–1096.
- [20] Chen C. K., Lung T. N., Wan C. C. Thiourea leaching cupriferous concentrate containing gold, *Hydrometallurgy*, 1982, № 5, 207–219.
- [21] Панченко А. Ф., Бывальцев В. Я., Лодейщиков В. В. Тиокарбамидное выщелачивание золота из сурьмяных концентратов, *Цветная металлургия*, 1987, № 4, 27–29 [Panchenko A. F., Byvaltsev V. Y., Lodeyshchikov V. V. Thiocarbamide leaching of gold from antimony concentrates, *Nonferrous metallurgy*, 1987, No. 4, 27–29 (In Russian)]
- [22] Deng T. L., Liao M. X., Wang M. H., Chen Y. M., Belzile N. Enhancement of gold extraction from biooxidation residues using an acidic sodium sulphite-thiourea system. *Minerals Engineering* 2001, № 14 (2), 263–268.
- [23] Tremblay L., Deschenes G. E., McMullen J., Lanouette M. *International Journal of Mineral Processing*, № 48, 225–244.
- [24] Gonen N., Kecec K., Kizilkaya B., Yildirim M. Leaching of Gumushane-Mstra ore with thiourea, in *Proceedings of the 7th International Mineral Processing Symposium*, Turkey, 1998, 561–565.
- [25] Schultz R. G. New aspects of thiourea leaching of precious metals. *Journal of Metals*, 1984, № 36, 62–65.
- [26] Лодейщиков В. В., Панченко А. Ф., Хмельницкая О. Д. Тиокарбамидное выщелачивание золотых и серебряных руд. *Гидрометаллургия золота*, Москва, 1980, 26–35 [Lodeyshchikov V. V., Panchenko A. F., Khmel'nitskaya O. D. Thiocarbamide leaching of gold and silver ores. *Hydrometallurgy of gold*, Moscow, 1980, 26–35 (In Russian)]
- [27] Самихов Ш. Р., Зинченко З. А. Исследование и разработка технологии тиомочевинного выщелачивания благородных металлов из рудного сырья. *Материалы Международной научно-практической конференции «Передовые технологии на карьерах»*, Бишкек, 2012, 92–95 [Samikhov Sh. R. Research and development of technology for thiourea leaching of precious metals from ore raw materials. *Materials of the International Scientific and Practical Conference «Advanced Technologies in Open Pits»*, Bishkek, 2012, 92–95 (In Russian)]
- [28] Miroslav S., Magdalena S., Jarmila H. Thiourea in gold leaching from copper slimes, in *Metallurgy East-West'97*, Slovakia, 1997, 142–147.
- [29] Orgui S., Atalay U. Gold extraction from Kaymaz gold ore by thiourea leaching, *Proceedings of the XXI International Mineral Processing Congress*, Rome, 2000, 22–28.
- [30] Абрамов А. А. Технология извлечения золота из руд в России, *Материалы 7-го Международного симпозиума по переработке полезных ископаемых*, Турция, 1998, 503–508 [Abramov A. A. Technology of gold recovery from ores in Russia, *Proceedings of the 7th International Mineral Processing Symposium*, Turkey, 1998, 503–508 (In Russian)]
- [31] Swaminathan C., Pyke P., Johnston R. F. Reagent Trends in the Gold Extraction Industry. *Minerals Engineering*, 1993, № 6 (1), 1–16.
- [32] Lacoste-Bouchet P., Deschenes G., Ghali E. Thiourea leaching of a copper-gold ore using statistic design. *Hydrometallurgy*, 1998, № 47, 189–203.
- [33] White H. A. The solubility of gold in thiosulphates and thiocyanates. *Journal of the Chemical, Metallurgical and Mining Society of South Africa*, 1905, № 6, 109–111.

- [34] Barbosa-Filho O., Monhemius A.J. Leaching of gold in thiocyanate solutions – Part 1: chemistry and thermodynamics. *Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy*, 1994, № 103, 105–110.
- [35] Fleming C. A. A process for simultaneous recovery of gold and uranium from South African ores, in *Gold 100-Proceeding of the International Conference on Gold. Vol. 2: Extractive Metallurgy of Gold*, South African Institution of Mining and Metallurgy, Johannesburg. 1986. 301–309.
- [36] Broadhurst J.L., du Preez J.G.H. A thermodynamic study of the dissolution of gold in the acidic aqueous thiocyanate medium using iron(III) sulphate as an oxidant. *Hydrometallurgy*, 1993, № 32, 317–344.
- [37] Barbosa-Filho O., Monhemius A.J. Iodine-thiocyanate leaching system for gold, in *Hydrometallurgy'94*, Institution of Mining and Metallurgy, UK, 1994, 425–440.
- [38] Масленицкий Н.М., Чугаев Л.В., Борбат В.Ф., Никитин М.В., Стрижко Л.С. Металлургия благородных металлов, *Металлургия*, 1987, 432 [Maslenitsky N.M., Chugaev L.V., Borbat V.F., Nikitin M.V., Strizhko L.S. Metallurgy of noble metals, *Metallurgy*, 1987, 432 (In Russian)]
- [39] Barbosa-Filho O., Monhemius A.J. Leaching of gold in thiocyanate solutions – Part 2: redox processes in iron(III)-thiocyanate solutions. *Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy*, 1994, № 103, 111–116.
- [40] Barbosa-Filho O., Monhemius A.J. Leaching of gold in thiocyanate solutions – Part 3: rates and mechanism of gold dissolution. *Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy*, 1994, № 103, 117–125.
- [41] Холмогоров А.Г., Кононова О.Н., Пашков Г.Л., Кононов Ю.С. Тиоцианатные растворы в золотой технологии. *Гидрометаллургия*, 2002, № 64, 43–48 [Kholmogorov A.G., Kononova O.N., Pashkov G.L., Kononov Y.S. Thiocyanate solutions in gold technology. *Hydrometallurgy*, 2002, № 64, 43–48 (In Russian)]
- [42] Kuzugudenli O.E., Kantar C. Alternatives to gold recovery by cyanide leaching. *Erc. Univ. Fen Bil. Derg.*, 1999, № 15 (1–2), 119–127.
- [43] Aylmore M.G. Treatment of a Refractory Gold-Copper Sulphide Concentrate by Copper Ammoniacal Thiosulfate Leaching. *Minerals Engineering*, 2001, № 14(6), 615–637.
- [44] Самихов Ш.Р., Зинченко З.А. Изучение разработки технологии тиосульфатного выщелачивания золота, серебра и меди из руды и концентратов месторождения Тарор. *Вестник ТНУ*, 2016, № 1 (196), 160–165 [Samikhov Sh.R., Zinchenko Z.A. Study of the technology of thiosulfate leaching of gold, copper and copper from ore and concentrates of the Taror deposit. *Bulletin TNU*, 2016, № 1 (196), 160–165 (In Russian)]
- [45] Abbruzzese C., Fornari P., Massidda R., Vegliò F., Ubaldini S. Thiosulphate leaching for gold hydrometallurgy. *Hydrometallurgy*, 1995, № 39, 265–276.
- [46] Feng D., Van Deventer J.S.J. Leaching behaviour of sulphides in ammoniacal thiosulphate systems. *Hydrometallurgy*, 2002, № 63, 189–200.
- [47] Aylmore M.G., Muir D.M. Thiosulfate Leaching of Gold – A Review. *Minerals Engineering*, 2001, № 14(2), 135–174.
- [48] Von Michaelis H. Thiosulfate leaching of gold and silver. Randol Phase IV Report, Randol International, Golden, Colorado, № 12, 158–164.

- [49] Gelves G. A., Arias V. A., Pedraza J. E. Recovering of refractory gold using ammonium thiosulphate solutions, *Clean Technology for the mining industry*, University of Concepcion. 1996, 477–487.
- [50] Wan R. Y. Importance of solution chemistry for thiosulphate leaching of gold, *World Gold'97*, Australian IMM, Victoria, 1997, 159–162.
- [51] Navarro P., Vargas P. C., Villarroel A., Alguacil F. J. On the use of ammonical/ammonium thiosulfate for gold extraction from a concentrate. *Hydrometallurgy*. 2002, № 65, 37–42.
- [52] Yen W. T., Guo H., Deschenes G. Development in percolation leaching with ammonium thiosulphate for gold extraction of a mild refractory ore, in *Proceedings of a symposium held in San Diego, California*, Minerals, Metals and Materials Society, Pennsylvania, 1999, 441–455.
- [53] Langhans J. W., Blake B. D. Gold extraction from low grade carbonaceous ore using thiosulphate, *Practical aspects of international management and processing*, Society for Mining, Metallurgy and Exploration, Colorado, 1996, 85–96.
- [54] Balaz P., Ficeriova J., Boldizarova E., Haber M., Jelen S., Kammel R. Thiosulphate leaching of gold from a mechanochemically pretreated complex sulphide concentrate, *Proceedings of the XXI International Mineal Processing Congress*, Rome, 2000, A6–74 – A6–81.
- [55] Самихов Ш. Р., Зинченко З. А. Исследования процесса тиосульфатного выщелачивания золотых мышьяксодержащих руд месторождения Чоре. *Доклад НАНТ*, 2014, № 2, 145–150 [Samikhov Sh. R., Zinchenko Z. A. Research of the thiosulfate leaching process of gold arsenic-bearing ores of the Chore deposit, *Report NAST*. 2014, № 2, 145–150 (In Russian)]
- [56] Panayotov V. T. A technology for thiosulphate leaching of Au and Ag from pyrite concentrates, *Proceedings of the 6th international mineral processing symposium*, A. A. Balkema, Rotterdam, 1996, 563–565.
- [57] Самихов Ш. Р., Зинченко З. А. Кинетика процесса хлоридовозгонки концентрата месторождения Чоре. *Вестник ТНУ*, 2013, № 1 (106), 181–184 [Samikhov Sh. R., Zinchenko Z. A. Kinetics of the process of chloride sublimation of the Chore deposit concentrate. *Bulletin TNU*, 2013, № 1 (106), 181–184 (In Russian)]
- [58] Ramadorai G. Use of chlorine in the processing of gold ores, *Precious Metals 1993*, International Precious Metals Institute, Pennsylvania, 1993, 265–279.
- [59] Jena P. K., Brocchi E. A. Metal Extraction Through Chlorine Metallurgy. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review*, № 16, 1997, 211–217.
- [60] Ximing L., Jiajun K., Xinhui M., Bin L. Chlorine leaching of gold-bearing sulphide concentrate and its calcine. *Hydrometallurgy*, 1992, № 29, 205–215.
- [61] Huff R. V., Boughman D. R. Chloride process for precious metals recovery, *In Situ Recovery of Minerals II*, New York, 1994, 657–664.
- [62] Tan T., Davis A., Song J. Extraction of gold in halide media, *Extractive Metallurgy of Gold and Base Metals*, Australian Institute of Mining and Metallurgy, Victoria, 1992, 323–327.
- [63] Tran T., Davis A. Fundamental aspects on the leaching of gold in halide media, in *EPD Congress 1992*, Minerals, Metals and Materials Society, USA, 1992, 99–113.
- [64] Marsden J., House I. *The Chemistry of Gold Extraction*, E. Horwood Ltd., England, 1992, 4–8.

DOI: 10.17516/1999-494X-0325

УДК 621.311, 621.331

Research of Operation of Predictive Controllers of Distributed Generation Plant in Power Supply System with Energy Storage

Yuri N. Bulatov^{*a},
Andrey V. Kryukov^{b, c} and Konstantin V. Suslov^c

^a*Bratsk State University*

Bratsk, Russian Federation

^b*Irkutsk State Transport University*

Irkutsk, Russian Federation

^c*Irkutsk National Research Technical University*

Irkutsk, Russian Federation

Received 12.04.2021, received in revised form 11.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. The article discusses the power supply system of an industrial enterprise, which included a turbine generator plant operating on the basis of a synchronous generator equipped with predictive voltage and rotor speed controllers, as well as a high-power electric energy storage device. A description of the models of this plant, predictive controllers and energy storage, as well as the results of modeling when the system goes into an isolated mode of operation are given. Simulation was performed in MATLAB environment using Simulink and SimPowerSystems packages. The purpose of the work was to study the behavior of the proposed predictive controllers during the transition of the power supply system to the island (isolated) mode. Based on the results of computer simulation, it was concluded that the use of predictive controllers improves the damping properties of the system. The use of an energy storage device that is automatically connected to the network when the voltage drops, allows to reduce the overvoltage at the terminals of the generator during its unloading, as well as to reduce the required mechanical power on the turbine shaft in comparison with a permanently connected device. Predictive controllers can be recommended to increase the stability of distributed generation plants when switching to an isolated mode. It is advisable to conduct further research in the direction of creating algorithms for coordinated operation of controllers.

Keywords: distributed generation plants, power supply systems, energy storage, isolated mode, asynchronous load, automatic voltage controller, automatic speed controller, simulation.

Citation: Bulatov Yu.N., Kryukov A.V., Suslov K.V. Research of operation of predictive controllers of distributed generation plant in power supply system with energy storage, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 448–458. DOI: 10.17516/1999-494X-0325

© Siberian Federal University. All rights reserved

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

* Corresponding author E-mail address: bulatovyura@yandex.ru

Исследование работы прогностических регуляторов установки распределенной генерации в системе электроснабжения с мощным накопителем электроэнергии

Ю. Н. Булатов^а, А. В. Крюков^{б, в}, К. В. Суслов^в

^аБратский государственный университет

Российская Федерация, Братск

^бИркутский государственный университет путей сообщения

Российская Федерация, Иркутск

^вИркутский национальный

исследовательский технический университет

Российская Федерация, Иркутск

Аннотация. В статье рассматривается система электроснабжения промышленного предприятия, в состав которой входила турбогенераторная установка, работающая на основе синхронного генератора, оснащенного прогностическими регуляторами напряжения и скорости вращения ротора, а также накопитель электроэнергии большой мощности. Приведено описание моделей этой установки, прогностических регуляторов и накопителя энергии, а также результаты моделирования при переходе системы в изолированный режим работы. Моделирование выполнено в среде MATLAB с использованием пакетов Simulink и SimPowerSystems. Цель работы состояла в исследовании поведения предлагаемых прогностических регуляторов при переходе системы электроснабжения в островной (изолированный) режим. По результатам компьютерного моделирования сделан вывод, что использование прогностических регуляторов позволяет улучшить демпфирующие свойства системы. Применение накопителя энергии, автоматически подключаемого к сети при снижении напряжения, позволяет уменьшить перенапряжение на зажимах генератора при его разгрузке, а также снизить необходимую механическую мощность на валу турбины в сравнении с постоянно подключенным устройством. Прогностические регуляторы могут быть рекомендованы для повышения устойчивости работы установок распределенной генерации при переходе в изолированный режим. Целесообразно проведение дальнейших исследований в направлении создания алгоритмов согласованной работы регуляторов.

Ключевые слова: установки распределенной генерации, системы электроснабжения, накопители электроэнергии, изолированный режим, асинхронная нагрузка, автоматический регулятор возбуждения, автоматический регулятор скорости, моделирование.

Цитирование: Булатов, Ю. Н. Исследование работы прогностических регуляторов установки распределенной генерации в системе электроснабжения с мощным накопителем электроэнергии / Ю. Н. Булатов, А. В. Крюков, К. В. Суслов // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 448–458. DOI: 10.17516/1999-494X-0325

Введение

При развитии и модернизации систем электроснабжения (СЭС) в современных условиях целесообразно применять установки распределенной генерации (РГ) [1], позволяющие повысить надежность электроснабжения потребителей и уменьшить потери при передаче электроэнергии [2]. Кроме этого, использование установок РГ оказывает положительное влияние на качество электроэнергии в СЭС [3, 4].

В режиме параллельной работы установок РГ и электроэнергетической системы (ЭЭС) большой мощности повышается надежность электроснабжения и эффективность стабилизации напряжения и частоты при различных возмущениях. В то же время такой режим приводит к увеличению токов короткого замыкания, усложнению устройств релейной защиты и задач управления режимами. В аварийных ситуациях целесообразно использовать островной (изолированный) режим, когда установки РГ выделяются в кластеры для питания части ответственных потребителей [5, 6]. С целью повышения надежности функционирования СЭС необходимо решить ряд задач, в число которых входит оптимальное управление установками РГ при переходе в изолированный режим работы [7]; при этом необходимо учитывать типы используемых установок РГ и их генераторов, ограничения по максимальной мощности потребителей, характер нагрузки, а также влияние на генерирующие установки резкого повышения или понижения нагрузки.

Установки РГ, работающие на основе синхронных турбо- и гидрогенераторов, позволяют получить достаточную мощность для питания промышленных потребителей. Повысить устойчивость работы генераторов позволяют автоматические регуляторы возбуждения (АРВ) и скорости (АРС) вращения ротора. Задачи построения и настройки регуляторов установок РГ, работающих в СЭС при различных режимах, могут быть решены с использованием накопителей электроэнергии [8] и интеллектуальных технологий управления [9, 10].

Проведенные исследования показывают, что эффективным способом управления синхронными генераторами является использование нечетких регуляторов [11, 12] и прогностических алгоритмов [13, 14], позволяющих создавать адаптивные системы. Однако для практического применения таких систем требуются трудоемкие исследования на сложных моделях с учетом большого числа возможных режимов работы для определения их влияния на параметры регулирования и показатели качества процесса управления.

Целью данной работы является исследование поведения предлагаемых прогностических АРВ и АРС при переходе СЭС с мощной асинхронной нагрузкой в островной (изолированный) режим. Исследования проводили для СЭС промышленного предприятия с турбогенераторной установкой (ТГУ) и накопителем электроэнергии (НЭ) большой мощности. Моделирование выполняли в системе MATLAB с использованием пакетов Simulink и SimPowerSystems. Ниже представлено описание используемой модели СЭС с установкой РГ и НЭ, а также результатов моделирования.

Описание используемой модели СЭС с установкой РГ и НЭ

Схема исследуемой СЭС промышленного предприятия, показанная на рис. 1, имела связь с ЭЭС через два трансформатора (Т-1 и Т-2) 110/10 кВ мощностью по 6300 кВ·А каждый. Основными потребителями электроэнергии в рассматриваемой СЭС являются асинхронные двигатели (АД): два высоковольтных АД мощностью по 670 кВт каждый, а также большое количество низковольтных АД, учитываемых в модели в виде эквивалентных блоков мощностью 930 и 1485 кВт соответственно, с трансформаторами и кабельными линиями, получающими питание от разных секций шин (рис. 1). В состав СЭС входит ТГУ мощностью 3125 кВ·А и НЭ большой мощности. Схема имитационной модели СЭС в MATLAB представлена на рис. 2.

Fig. 1. Scheme of the investigated power supply system (PSS) of an industrial enterprise: CL – cable line

$$T_T \cdot \frac{dP_T}{dt} + P_T = \mu, \quad (1)$$

Система возбуждения генератора ТГУ моделировалась аperiodическим звеном первого порядка с передаточной функцией вида [15]

$$\frac{1}{0.001s + 1},$$

– 451 –

Для повышения устойчивости синхронного генератора ТГУ в модели применялись АРВ и АРС с использованием прогностических звеньев или без них. В качестве регулятора возбуждения синхронного генератора ТГУ предлагалось использовать прогностический АРВ, структурная схема Simulink-модели которого представлена на рис. 3. Схема используемой Simulink-модели прогностического АРС показана на рис. 4 [14]. Из схем, приведенных на рис. 3 и 4, видно, что на выходе регуляторов подключается линейное прогнозирующее звено с передаточной функцией $T_p s + 1$ [16] и последовательно соединенным с ним электронным усилителем с передаточной функцией $\frac{K_a}{T_a s + 1}$. При моделировании принимались следующие числовые значения параметров: $K_a=1$; $T_a=0,001$ с.

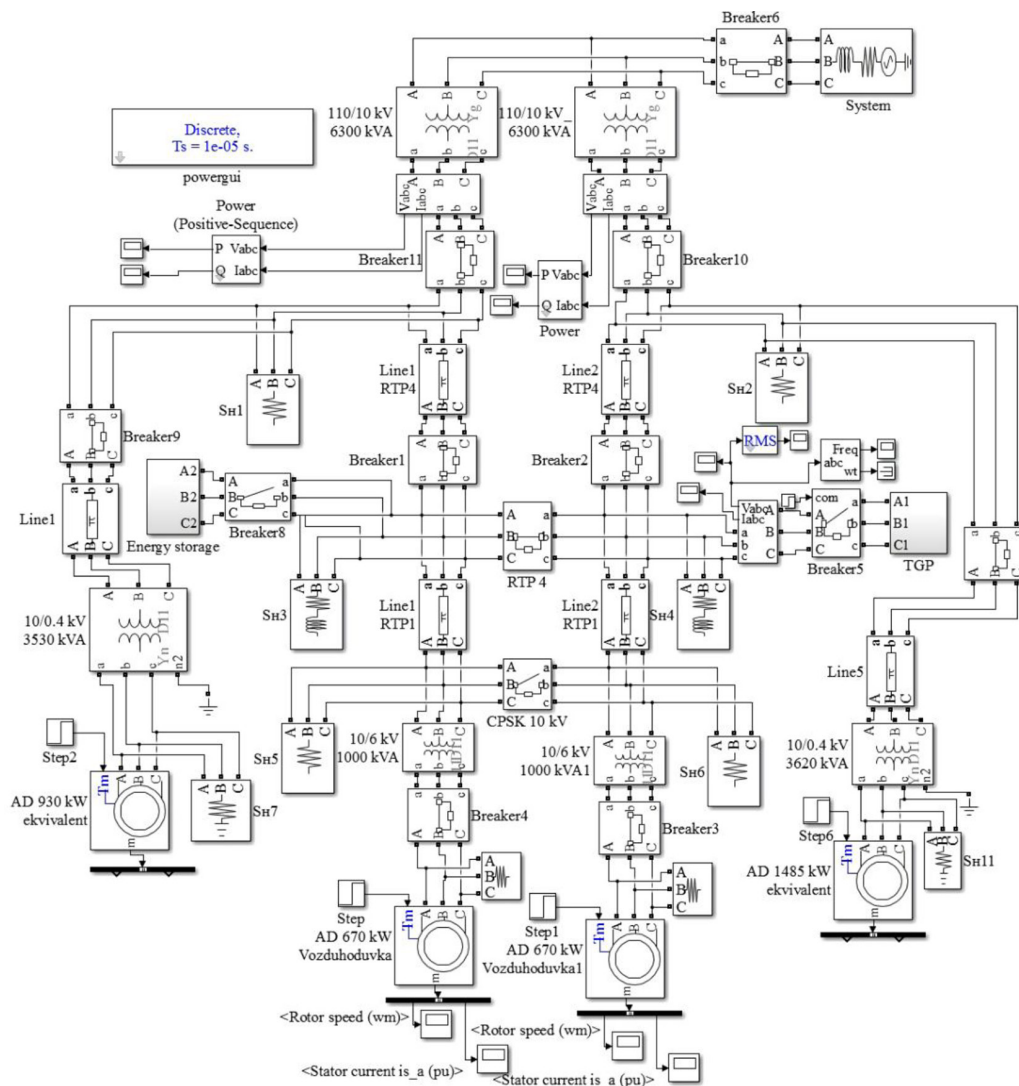


Рис. 2. Схема имитационной модели в MATLAB

Fig. 2. Simulation model diagram in MATLAB

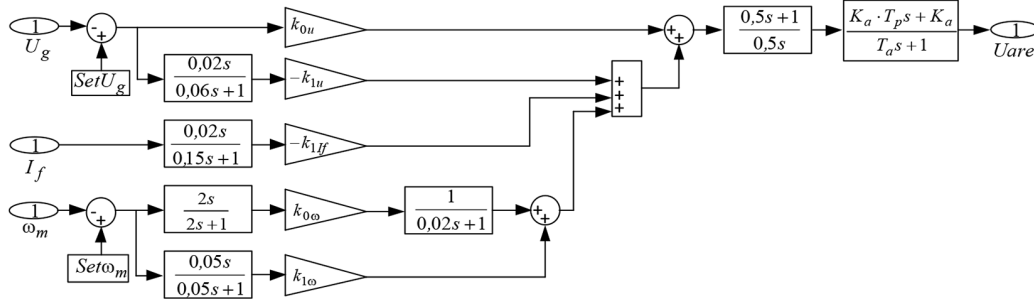


Рис. 3. Схема Simulink-модели прогностического АРВ: U_g – текущее значение напряжения генератора; $SetU_g$ – заданное значение напряжения генератора; I_f – ток возбуждения генератора; ω_m – текущее значение частоты вращения ротора генератора; $Set\omega_m$ – заданное значение частоты вращения ротора генератора; k_{0u} , k_{1u} , k_{1If} , $k_{0\omega}$, $k_{1\omega}$ – коэффициенты настройки АРВ; T_p – постоянная времени прогностического звена

Fig. 3. Simulink diagram of predictive AVC model: U_g – an instantaneous value of generator voltage; $SetU_g$ – a set value of generator voltage; I_f – generator excitation current; ω_m – a generator rotor speed instantaneous value; $Set\omega_m$ – a generator rotor speed set value; k_{0u} , k_{1u} , k_{1If} , $k_{0\omega}$, $k_{1\omega}$ – tuning coefficients of AVC; T_p – the prognostic link time constant

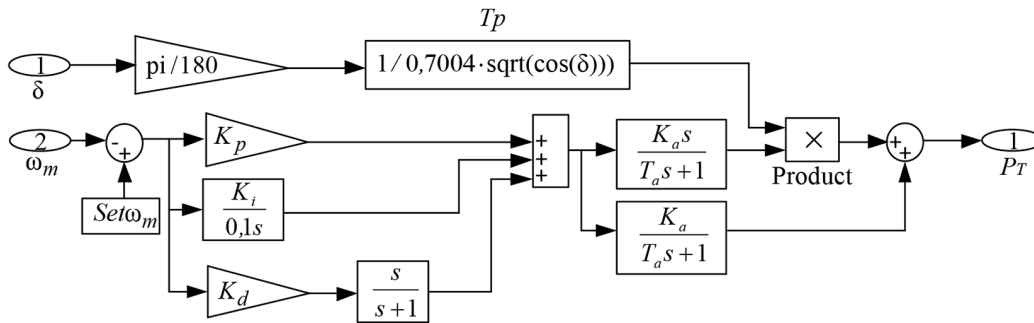


Рис. 4. Схема Simulink-модели прогностического АРС: K_p , K_i , K_d – коэффициенты настройки АРС

Fig. 4. Simulink diagram of predictive ASC model: K_p , K_i , K_d – tuning coefficients of ASC

Коэффициенты настройки АРВ и АРС определялись из практических соображений и принимались одинаковыми для классических ПИД регуляторов и устройств с прогностическим звеном. Постоянная времени прогноза для АРС определялась автоматически [14] и изменялась в зависимости от угла нагрузки генератора δ согласно следующей функции:

$$T_p^{APC} = \frac{1}{f_p(\delta)} = \frac{1,428}{\sqrt{\cos \delta}}. \quad (2)$$

Постоянная времени прогностического звена для АРВ T_p^{APB} определялась в соответствии с методикой, описанной в [14], и принималась равной 0,125 с. Следует отметить, что используемая методика является универсальной и может применяться в схемах с любым количеством генераторов и потребителей электроэнергии.

В исследуемой СЭС предполагалось использование литий-ионных аккумуляторных батарей в связи с их преимуществами перед другими типами НЭ [17]. В качестве модели литий-ионных аккумуляторных батарей использовался блок Battery пакета SimPowerSystems системы

MATLAB, который подключался к трехфазной сети переменного тока через инвертор и LC-фильтр. Зарядка НЭ, мощность которого при моделировании составляла 3 МВт, может осуществляться от ЭЭС или от ТГУ в часы минимальных нагрузок.

Результаты моделирования

Исследования проводили при переходе СЭС в изолированный режим работы при следующей технической оснащённости установок РГ:

- использование ТГУ с прогностическими АРВ и АРС [14] или с классическими регуляторами;
- использование в СЭС НЭ большой мощности, постоянно подключенного или подключаемого автоматически при снижении напряжения.

Начальная загрузка генератора ТГУ составляла 80 %, и при переходе в островной режим работы генератор оказывался перегруженным. Длительное время такой режим не может существовать, поэтому для компенсации дефицита генерирующей мощности в СЭС использовался НЭ, мощность и ёмкость которого была достаточна для длительного питания потребителей. Результаты моделирования перехода СЭС в изолированный режим работы в виде временных зависимостей мощности на валу турбины ТГУ, скорости вращения ротора и напряжения генератора показаны на рис. 5.

На рис. 6 изображены временные зависимости частоты в СЭС в указанном режиме работы. По представленным на рис. 5 и 6 временным зависимостям видно, что использование в СЭС НЭ большой мощности позволяет разгрузить генератор ТГУ и эффективнее стабилизировать частоту в сети при переходе СЭС в изолированный режим. Однако при этом наблюдается увеличение перерегулирования, колебательности и времени переходного процесса для скорости вращения ротора и напряжения генератора ТГУ.

Можно отметить, что использование прогностических АРВ и АРС позволяет улучшить демпферные свойства системы без применения процедур оптимизации настроек регуляторов: снижается величина перерегулирования, колебательность и время переходного процесса для скорости вращения ротора генератора, мощности на валу турбины и частоты напряжения в сети. В рассматриваемом режиме на характер изменения амплитуд напряжения генератора ТГУ прогностический АРВ влияния практически не оказывает.

Дополнительно было выполнено моделирование перехода СЭС в изолированный режим работы при отключенном НЭ, который подключался автоматически при снижении напряжения. На рис. 7 показаны результаты моделирования в виде параметров ТГУ и частоты в сети СЭС.

Сравнительный анализ результатов моделирования перехода СЭС в изолированный режим работы позволяет сделать вывод об эффективности применения НЭ большой мощности для повышения надёжности электроснабжения потребителей и недопущения режима перегрузки используемой установки РГ. По сравнению с ситуацией, когда НЭ отключен, наблюдаются несколько большие отклонения и колебания напряжения и скорости вращения ротора генератора ТГУ, что может быть сведено к минимуму благодаря использованию прогностических АРВ и АРС.

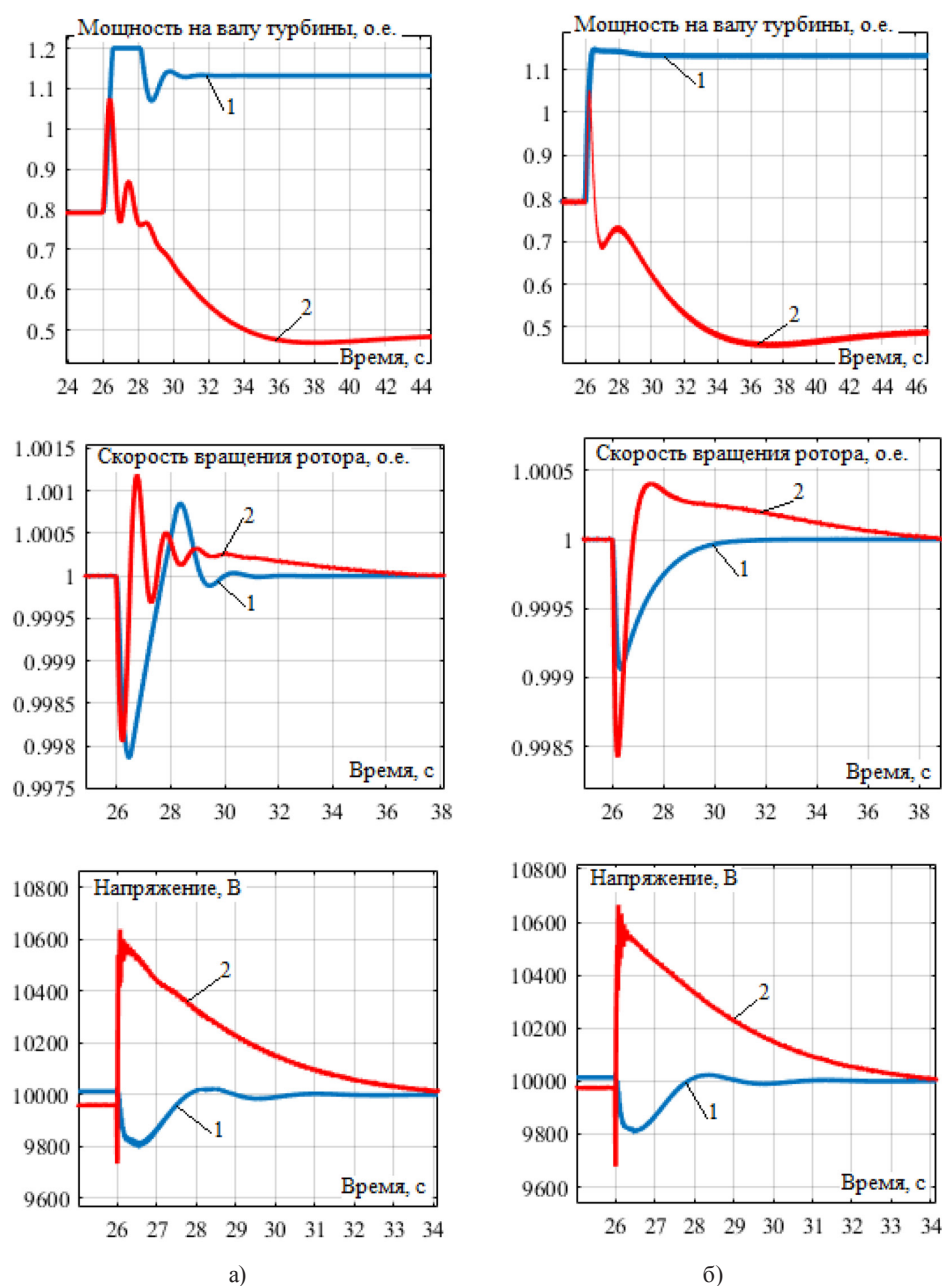


Рис. 5. Параметры ТГУ при переходе в островной (изолированный) режим работы СЭС: а – использовались классические АРВ и АРС; б – использовались прогностические АРВ и АРС; 1 – НЭ отключен; 2 – НЭ всегда включен

Fig. 5. Parameters of the TGP during the transition to the island (isolated) operation mode of the PSS: а – classic AVC and ASC were used; б – predictive AVC and ASC were used; 1 – energy storage (ES) is disabled; 2 – ES is always on

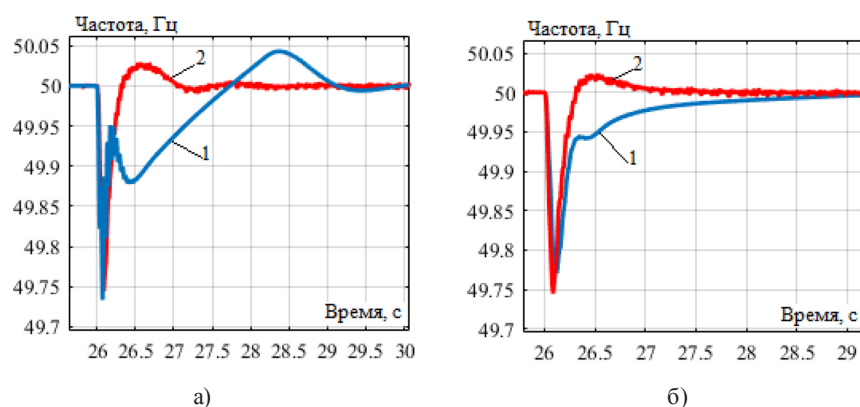


Рис. 6. Частота в сети при переходе СЭС в островной (изолированный) режим работы: А – использовались классические АРВ и АРС; б – использовались прогностические АРВ и АРС; 1 – НЭ отключен; 2 – НЭ всегда включен

Fig. 6. The frequency in the mains during the PSS transition to the island (isolated) operation mode: а – classic AVC and ASC were used; б – predictive AVC and ASC were used; 1 – ES is disabled; 2 – ES is always on

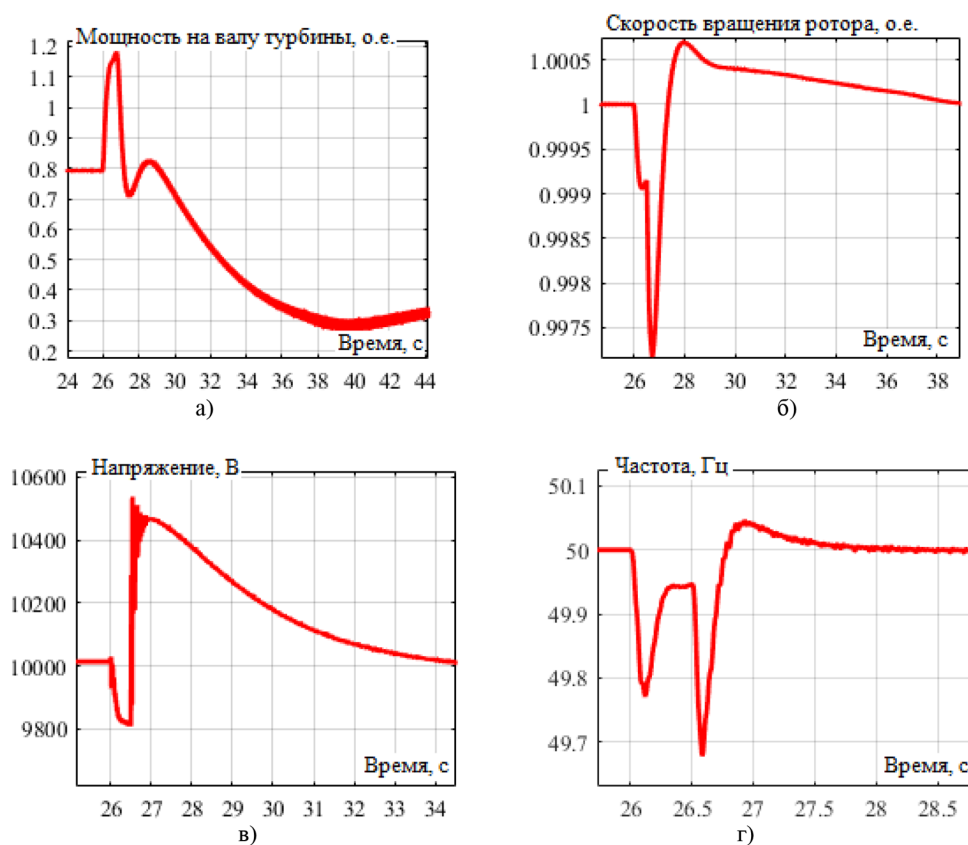


Рис. 7. Параметры ТГУ с прогностическими АРВ и АРС (а, б, в) и частота в сети (г) при переходе СЭС в изолированный режим работы: НЭ подключался автоматически при снижении напряжения

Fig. 7. TGP parameters with predictive AVC and ASC (а, б, в) and frequency in the mains (г) when the PSS transition to an isolated operation mode: ES is connected automatically when the voltage drops

Заключение

По результатам компьютерного моделирования можно сделать следующие выводы:

1. Использование накопителей энергии большой мощности позволяет разгрузить генератор ТГУ и не отключать важных потребителей, что особенно актуально для СЭС с дефицитом генерирующих установок.
2. Применение накопителей во всех рассматриваемых режимах дает возможность более эффективно стабилизировать частоту в сети, однако при этом наблюдается увеличение перерегулирования, колебательности и времени переходного процесса для скорости вращения ротора и напряжения генератора ТГУ. Возникающее перенапряжение на зажимах генератора при переходе в островной режим работы объясняется резким сбросом нагрузки ТГУ при перераспределении питания потребителей.
3. Использование прогностического АРС генератора ТГУ даже без применения процедур оптимизации настроек регуляторов позволяет снизить величину перерегулирования, колебательность и время переходного процесса для скорости вращения ротора генератора, мощности на валу турбины и частоты напряжения в сети. На изменение амплитуд напряжения генератора ТГУ в рассматриваемом режиме прогностический АРВ влияния практически не оказывает.
4. Использование НЭ, автоматически подключаемого к сети СЭС при снижении напряжения, дает возможность несколько уменьшить перенапряжение на зажимах генератора при его разгрузке, а также больше снизить необходимую механическую мощность на валу турбины ТГУ в сравнении с постоянно подключенным НЭ.
5. Предлагаемые прогностические регуляторы синхронных генераторов могут быть рекомендованы для повышения устойчивости установок РГ при переходе в изолированный режим. Целесообразно проведение дальнейших исследований в направлении создания алгоритмов согласованной работы регуляторов установки РГ и накопителя электроэнергии.

Благодарности / Acknowledgements

Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (проект № 0667–2020–0039).

The work was carried out within the framework of the state assignment of the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation (project No. 0667–2020–0039).

Список литературы / References

- [1] Ackermann T., Anderson G., and Söder L. Distributed generation: a definition, *Electric Power Systems Research*, 2001, 57, 195–204.
- [2] Rugthaicharoencheep N., Auchariyamet S. Technical and Economic Impacts of Distributed Generation on Distribution System, *International Journal of Electrical, Computer, Energetic, Electronic and Communication Engineering*, 2012, 6(4), 385–389.
- [3] Sikorski T., Rezmer J. *Distributed Generation and Its Impact on Power Quality in Low-Voltage Distribution Networks*, Power Quality Issues in Distributed Generation, Dr. Jaroslaw Luszcz (Ed.), InTech, 2015, DOI: 10.5772/61172.
- [4] Hariri A., Faruque M. O. Impacts of distributed generation on power quality, *North American Power Symposium (NAPS)*, 2014, 1–6.

- [5] Martinez-Cid R., O'Neill-Carrillo E. Sustainable microgrids for isolated systems, *Transmission and Distribution Conference and Exposition*, 2010. IEEE PES New Orleans, LA, USA 19–22 April 2010
- [6] Saleh M. S., Althaibani A., Esa Y., and Mhandi Y. Impact of clustering microgrids on their stability and resilience during blackouts, *Proc. on Int. Conf. on Smart Grid and Clean Energy Technologies*, 2015, 195–200.
- [7] Arai J., Yamazaki S., Ishikawa M., Ito T. Study on a new power control of distributed generation in an isolated microgrid, *Power & Energy Society General Meeting*, 2009. PES '09. IEEE26–30 July 2009. Calgary Canada
- [8] Lombardi P., Styczynski Z. A., Sokolnikova T., Suslov K. Use of energy storage in Isolated Micro Grids, *Power Systems Computation Conference (PSCC)*, IEEE Conference Publications, 2014, 1–6. DOI: 10.1109/PSCC.2014.7038361.
- [9] Magdi S. Mahmoud, Fouad M. AL-Sunni, *Control and Optimization of Distributed Generation Systems*, Cham: Springer International Publishing: Imprint: Springer, 2015. 578 p.
- [10] Wang R., Wang P., Xiao G. *Intelligent Microgrid Management and EV Control Under Uncertainties in Smart Grid*, Springer, 2018. 218 p.
- [11] Voropai N. I., Etingov P. V. Two-Stage Adaptive Fuzzy PSS Application to Power Systems, *Proc. of International Conference on Electrical Engineering ICEE'2001*, July 22–26, Xi'an, China, 2001, 1, 314–318.
- [12] Kryukov A. V., Kargapol'cev S. K., Bulatov Yu. N., Skrypnik O. N., Kuznetsov B. F. Intelligent control of the regulators adjustment of the distributed generation installation, *Far East Journal of Electronics and Communications*, 2017, 17(5), 1127–1140.
- [13] Camacho E. F., Bordons C. *Model Predictive Control*, 2nd edition Springer, 2007. 405 p.
- [14] Bulatov Y. N., Kryukov A. V., Nguen V. H. Automatic Prognostic Regulators of Distributed Generators, *Int. Multi-Conf. on Industrial Engineering and Modern Technologies*, 2018, 1–4. DOI: 10.1109/FarEastCon.2018.8602718
- [15] Anderson P. M., Fouad A. A. *Power System Control and Stability*, Second Edition. IEEE Press, 2003. 688 p.
- [16] Pikina G. A., Pashchenko F. F., Pashchenko A. F. Synthesis, Research and Comparative Analysis of Predictive Control Algorithms, *2020 International Multi-Conference on Industrial Engineering and Modern Technologies (FarEastCon)*, 2020, 1–5. DOI: 10.1109/FarEastCon50210.2020.9271646
- [17] Yoshio Nishi Lithium ion secondary batteries; past 10 years and the future, *Journal of Power Sources*, 2001, 100, 101–106.

DOI: 10.17516/1999-494X-0326

УДК 666.1.031.222–712:005.591.1

Efficiency Criteria for Thermal Insulation Structures of Glass Furnaces

David V. Becnazaryan^{*a},
Georgij E. Kanewets^b and Konstantin V. Strogonov^c

^a*HIMMASH-APPARAT limited liability company
Dubna, Russian Federation*

^b*Academy of Sciences of Technological Cybernetics of Ukraine
Kharkov, Ukraine*

^c*Research University «Moscow Power Engineering Institute»
Moscow, Russian Federation*

Received 11.04.2021, received in revised form 02.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. The optimal operation of high temperature reactors such as glass furnaces requires many factors to be considered. These are, for example, the duration of the campaign, operating costs, heat losses, trouble-free operation of units and many others, presented in the article. The aim of this study is to synthesize an efficiency criterion for optimizing the heat-insulating construction of a glass-melting furnace (HICGF), as well as obtaining the optimal values of the efficiency criterion for HICGF, which for the furnace under study are about 3.8 billion rubles. In the course of the study, the phenomenological heuristic-evolutionary optimization method by G.E. Kanevets (PHEOM.GEK), which has a number of advantages over other evolutionary methods. As the main generalizing criterion, taking into account the most significant production (volume, cost of the produced glass mass) and financial (costs for the construction and operation of the HICGF, the monetary equivalent of heat losses) indicators, the maximum gross income for the furnace campaign was adopted, which differs from prototypes in that it allows to take into account most fully the peculiarities of the work of the insulated side fence of the glass furnace. Using the software complex created on the basis of PHEOM.GEK complex systems for the side fence of a glass-melting furnace, the optimal set (sequence of location and thickness) of thermal insulation materials HICGF was determined, which allow maximizing the furnace campaign with minimal heat losses. The reliability of the data obtained is achieved by the correct use of the theory of heat and mass transfer and PHEOM.GEK. An efficiency criterion is proposed, which, by solving an optimization problem, made it possible to determine the optimal HICGF. The solution of the optimization problem in conjunction with the calculation of the duration of the furnace campaign makes it possible to form recommendations for the development of optimal HICGFs in the construction of new and cold repair of existing glass furnaces by specialized institutes and industrial companies.

Keywords: glass furnace, thermal insulation construction, optimization, efficiency criterion.

© Siberian Federal University. All rights reserved

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

* Corresponding author E-mail address: david_beck@mail.ru, gekan37@gmail.com, strogonovkv@yandex.ru

Критерии эффективности теплоизоляционных конструкций стекловаренных печей

Д. В. Бекназарян^а, Г. Е. Каневец^б, К. В. Строгонов^в

^аООО «ХИММАШ-АППАРАТ»

Российская Федерация, Дубна

^бАкадемия наук технологической кибернетики Украины

Украина, Харьков

^вНациональный исследовательский университет «МЭИ»

Российская Федерация, Москва

Аннотация. Оптимальная работа высокотемпературных реакторов, таких как стекловаренные печи, требует учета множества факторов. Это, например, длительность кампании, эксплуатационные расходы, тепловые потери, безаварийная работа агрегатов и множество других, представленных в статье. Целью настоящего исследования является синтез критерия эффективности для проведения оптимизации теплоизоляционной конструкции стекловаренной печи (ТКСП), а также получение оптимальных значений критерия эффективности для ТКСП, которые для исследуемой печи составляют 3,8 млрд руб. В процессе исследования в качестве метода оптимизации ТКСП применен феноменологический эвристико-эволюционный метод оптимизации Г. Е. Каневца (ФЭЭМО.ГЕК), который обладает рядом преимуществ по сравнению с иными эволюционными методами. В качестве основного обобщающего критерия, учитывающего наиболее значимые производственные (объем, стоимость выпускаемой стекломассы) и финансовые (затраты на сооружение и эксплуатацию ТКСП, денежный эквивалент тепловых потерь) показатели, принят максимальный валовой доход за кампанию печи, который отличается от прототипов тем, что позволяет наиболее полно учесть особенности работы именно теплоизолированного бокового ограждения стекловаренной печи. Используя созданный на основе ФЭЭМО.ГЕК сложный программный комплекс применительно к боковому ограждению стекловаренной печи, определен оптимальный набор (последовательность расположения и толщины) теплоизоляционных материалов ТКСП, которые дают возможность максимально продлить кампанию печи при минимальных тепловых потерях. Достоверность полученных данных достигается корректным использованием теории тепломассобмена и ФЭЭМО.ГЕК.

Предложен критерий эффективности, который посредством решения оптимизационной задачи позволил определить оптимальную ТКСП. Решение оптимизационной задачи в комплексе с расчетом длительности кампании печи помогает формировать рекомендации по освоению оптимальных ТКСП при сооружении новых и холодном ремонте существующих стекловаренных печей профильными институтами и промышленными компаниями.

Ключевые слова: стекловаренная печь, теплоизоляционная конструкция, оптимизация, критерий эффективности.

Цитирование: Бекназарян, Д. В. Критерии эффективности теплоизоляционных конструкций стекловаренных печей / Д. В. Бекназарян, Г. Е. Каневец, К. В. Строгонов // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 459–471. DOI: 10.17516/1999-494X-0326

Введение. Высокая эффективность основных технологических установок стекольной промышленности (стекловаренных печей) зависит от значительного количества факторов. В работах [1–3] В.Я. Дзюзером приведены данные о конструировании эффективных, в тепловом отношении, ограждений стекловаренных печей. Работы [4, 5] посвящены применению новых теплоизоляционных материалов в высокотемпературных агрегатах. В работах [6, 7] отражены данные о способе минимизации тепловых потерь через боковое ограждение стекловаренной печи, а также об оптимальном режиме работы системы принудительного воздушного охлаждения бокового ограждения стекловаренной печи.

По данным [8], методы поиска экстремума критериев эффективности сложных систем делят на три большие группы: а) прямые; б) декомпозиционные; в) методы структурной оптимизации. Наряду с перечисленными, в современной практике широко реализуются эволюционные методы, в частности биологический (метод нейронных сетей и генетические методы). В работах В.В. Курейчика [9] рассмотрено применение некоторых эволюционных и генетических методов оптимизации.

Выбор нами в настоящем исследовании феноменологического эвристико-эволюционного метода оптимизации Г.Е. Каневца (ФЭЭМО.ГЕК) связан с рядом преимуществ (некоторые из них перечислены в [10]): позволяет рассматривать элементы системы, учитывая их внутреннюю структуру, избегать необходимости преобразования информации об элементах системы из внешнего представления во внутреннее и наоборот. ФЭЭМО.ГЕК по сравнению с биологическими методами обучается при помощи заранее разработанных эвристик и не зависит от числа выполненных ранее оптимизаций и выбранных для этого примеров.

Для вновь проектируемых объектов перед конструкторами и технологами стоит сложная задача выбора наилучшего варианта конструктивного исполнения и режима работы установки из имеющейся базы зарекомендовавших себя решений с возможным внедрением собственных подходов в данных направлениях. Достижение поставленных целей осуществляется с помощью оптимизации (поиска наилучшего варианта) на этапе конструкторских работ и составления технологии реализации процесса стекловарения. Критерий, который путем обобщения всех свойств объекта (показателей эффективности – параметров, количественно определяющих меру соответствия данного свойства его целевому предназначению) позволяет количественно оценить уровень его эффективности в целом, называется критерием эффективности (или целевой функцией). Известно пять видов критериев эффективности: термодинамические, энергетические, комбинированные (удельные), экономические, натуральные [11]. Как правило, наиболее полную информацию об исследуемом объекте несут критерии, основанные на экономических показателях. Многослойная теплоизоляционная конструкция бокового ограждения печи дает возможность минимизировать тепловые потери агрегата, тем самым уменьшить затраты на варку стекломассы (из-за снижения расхода топлива). Вместе с тем применение изоляции ведет к повышению температуры огнеупорных брусев, что способствует резкому росту скорости физико-химической коррозии в зоне контакта расплав–огнеупорный брус. Это приводит к сокращению срока службы ограждения и останову печи на холодный ремонт. Поэтому для оценки эффективности теплоизоляционной конструкции стенового ограждения необходимо синтезировать критерий эффективности, который позволит объединить параметры, влияющие на дли-

тельности кампании печи, ее тепловую эффективность и экономические показатели работы агрегата.

Функциональная классификация критериев эффективности. Обоснование критериев эффективности является решающей стадией формулирования целей функционирования оборудования и установок. Для этого необходимо учитывать все особенности и свойства системы, ее подсистем и элементов, условия их функционирования, взаимодействия внутри системы и с внешней средой.

Известно, что любая сложная система имеет иерархическую структуру. Эффективность элементов на нижних уровнях иерархии иногда оценивается с помощью натуральных (технических, технологических) критериев. Более универсальными являются экономические критерии. Они более объективны, так как с помощью денежных эквивалентов трансформируют, сводят воедино качественные и количественные характеристики систем и их элементов, множество частных показателей эффективности.

Эффективность любого объекта выражает соотношение полученного результата и затрат для его достижения. В общем случае требуются такие крупные характеристики, как капитальные вложения, обеспечивающие создание объекта (по всем этапам «жизненного» цикла), ежегодные текущие затраты, необходимые для нормального функционирования объекта, и потребительский, народнохозяйственный эффект, выражающий результат использования объекта.

Все критерии можно разделить на две группы:

1. Критерии отдельных элементов систем и подсистем.
2. Критерии систем и подсистем.

Критерии и показатели эффективности химико- и энерготехнологических систем и их элементов подробно рассмотрены в монографиях Г.Е. Каневца [11–19]. Они систематизируются по главным классификационным признакам:

- виду (например, натуральный, энергетический, термодинамический, экономический);
- структуре (абсолютный, удельный, относительный, свернутый);
- уровню (глобальный, локальный, обобщенный);
- приложению (относительно этапов «жизненного» цикла);
- масштабу использования (народное хозяйство, отрасль, промышленное объединение);
- сроку действия (оперативный, годовой, пятилетний, долгосрочный).

Классификацию структуры критериев можно расширить следующими позициями: простой, аддитивный, мультипликативный, комплексный. Такая классификация носит общий характер и, естественно, является укрупненной.

Технико-экономические критерии эффективности энерготехнологических объектов. Технико-экономические критерии более объективны, так как они посредством денежных эквивалентов объединяют качественно различные свойства объекта, характеризуют соотношение экономического результата и затрат, вызвавших данный результат.

Для наиболее полной оценки эффективности объекта, как правило, необходимо использовать обобщенные экономические критерии эффективности, которые должны учитывать как себестоимость и качество продукции, так и производительность системы и т. д. К таким обобщенным экономическим критериям относятся: средняя прибыль, средняя рентабельность, приведенный доход, приведенные затраты и т. д.

Экономические критерии эффективности технических систем, как правило, являются аддитивными, то есть представляют собой сумму критериев эффективности элементов. Поэтому основная сложность и подавляющая часть трудоемкости расчета критериев технико-экономической эффективности технических систем находится на уровне расчета критериев эффективности элементов.

Ниже приведены критерии и показатели экономической эффективности [11], которые могут быть использованы при оптимизации стекловаренной печи в целом или ее элементов:

1. Суммарные капитальные вложения в элемент (стремятся к минимуму)

$$K = K_z + K_n + K_o + K_\phi + K_{mk} + K_{kna} \rightarrow \min, \quad (1)$$

где K_z – стоимость элемента, его транспортировки, монтажа, капитальных ремонтов (может также учитываться приходящаяся на элемент часть стоимости зданий, сооружений, накладных расходов и т. п.), руб.; K_n , K_o , K_ϕ , K_{mk} , K_{kna} – аналогичные стоимостные характеристики для изоляции, обвязки, фундаментов, металлоконструкций, КИП и автоматики, руб.

2. Используются различные приемы калькуляции цены оборудования. Среди них чаще всего применяются следующие показатели эффективности:

$$Ц = C_n + \rho L \rightarrow \min, \quad (2)$$

$$Ц = C_n(1 + \rho) \rightarrow \min, \quad (3)$$

$$Ц = C_n + \rho K_{oo} \rightarrow \min, \quad (4)$$

где C_n – себестоимость изготовления оборудования, руб.; ρ – отраслевая норма прибавочного продукта, руб.; L – суммарные затраты живого труда (заработная плата), руб.; K_{oo} – объем основных и оборотных средств, руб.

3. Цена энергии

$$Ц_E \rightarrow \min. \quad (5)$$

4. Себестоимость функционирования оборудования

$$C = f(K, Ц_E, Ц_{cp}, a, p) \rightarrow \min, \quad (6)$$

где K – капитальные вложения в оборудование, руб.; $Ц_{cp}$ – цена рабочих сред, руб.; a , p – отчисления на амортизацию, текущий ремонт и содержание оборудования, руб.

5. Приведенные затраты (показатель сравнительной экономической эффективности)

$$З_{пр} = C + E_n \cdot K \rightarrow \min, \quad (7)$$

где E_n – нормативный коэффициент экономической эффективности ($\approx 0,15-0,3$), обратный нормативному сроку окупаемости $T_n = 1/E_n$ дополнительных капитальных вложений, лет.

6. Годовой экономический эффект (показатель сравнительной экономической эффективности)

$$\mathcal{E}_Г = З_{пр.б} - З_{пр.н} \rightarrow \max, \quad (8)$$

где $Z_{пр.б}$, $Z_{пр.н}$ – приведенные затраты, соответственно, базового (исходного) и нового вариантов, руб. В случае $Z_{пр.б} = \text{const}$ данный критерий превращается в $Z_{пр}$ (7).

7. Коэффициент общей (абсолютной) народнохозяйственной эффективности

$$\mathcal{Q}_a = \sum \mathcal{Q}_i / K \rightarrow \text{макс}, \quad (9)$$

где $\sum \mathcal{Q}_i$ – сумма положительных эффектов, вызываемых внедрением оборудования, руб.

8. Коэффициент хозрасчетной абсолютной эффективности

$$\mathcal{Q}_{ax} = (I - C) / K \rightarrow \text{макс}, \quad (10)$$

где C – объем выпуска продукции в денежном выражении, руб.

9. Народнохозяйственный доход

$$D_3 = \sum \Pi_{lp} G_p - \sum \Pi_{ls} G_s - Z_{пр} \rightarrow \text{макс}, \quad (11)$$

где Π_{lp} – цена продукции p -того вида продукции при использовании оборудования, руб.; G_p – объем выпуска p -того вида продукции, т; Π_{ls} , G_s – аналогичные показатели для сырья.

10. Безразмерный коэффициент экономической эффективности

$$\eta = Z_{пр} / Z_{пр.э} \rightarrow \text{мин}, \quad (12)$$

где $Z_{пр.э}$ – приведенные затраты эталонного оборудования, относительно которого оценивается эффективность исследуемого оборудования.

11. Параметр нейтральной эффективности (характеризует эффективность процесса в элементе при единичных затратах)

$$Q_3 = Q / Z_{пр} \rightarrow \text{макс}, \quad (13)$$

где Q – количество производимой элементом продукции (например, тепла, мощности, веществ) в натуральном выражении.

Для теплоизоляционных конструкций данный параметр имеет аналогичную математическую формулировку, но стремится к минимуму

$$Q_3 = Q / Z_{пр} \rightarrow \text{макс}, \quad (14)$$

где Q – количество теплоты, теряемое с 1 м погонного теплоизоляционной конструкции, Вт.

12. Интегральные приведенные затраты (затраты за весь «жизненный» цикл оборудования как показатель сравнительной эффективности)

$$Z_{пр}^{\text{инт}} = \sum_{\tau=1}^{\tau=\tau_{жц}} (C_{\tau} + E_n K_{\tau} - a_{\tau}) b_{\tau} \rightarrow \text{мин}, \quad (15)$$

где $\tau_{жц}$ – общая продолжительность всех этапов «жизненного» цикла оборудования; a_{τ} – амортизационные расходы τ -го года; b_{τ} – коэффициент приведения τ -го года к начальному.

13. Интегральный экономический эффект (показатель сравнительной эффективности)

$$\mathcal{Q}_{пр}^{\text{инт}} = \sum_{\tau=1}^{\tau=\tau_{жц}} \sum_p \Pi_{lp\tau} G_{p\tau} - Z_{пр}^{\text{инт}} \rightarrow \text{макс}, \quad (16)$$

где все составляющие данного критерия приведены выше. В $Z_{пр}^{\text{инт}}$ здесь входит также стоимость все видов сырья $\sum \Pi_{ls} G_s$.

Как видно из приведенных формул, среди экономических критериев по структуре встречаются как удельные, так и комбинированные.

Ввиду того, что суточная производительность печи на протяжении кампании остается неизменной, то вычитаемое в уравнении (3) является постоянной величиной и ее можно не рассматривать в критерии эффективности.

Окончательно в качестве критерия эффективности можно принять годовые затраты на эксплуатацию теплоизоляционной конструкции, руб.:

$$Z_{\text{ЭТКСП}}^{\text{год}} = \left(\mathcal{E}_{\text{год}} + \frac{K}{\tau_3} + \frac{Q_{\text{потерь}}}{Q_{\text{н}}^{\text{р}}} \cdot \Pi_{\text{пр.г}} \right), \quad (17)$$

где – время эксплуатации стекловаренной печи до остановки агрегата на холодный ремонт, лет.

Технико-экономические критерии эффективности, применимые к стекловаренной печи. Размерность оптимизационной задачи зависит от факторов, влияющих на выбранный критерий эффективности. Расчет скорости коррозии, а следовательно, и продолжительности срока службы огнеупорного бруса варочного бассейна зависит от уровня температуры на границе расплав стекломассы–огнеупорный материал. Данная температура, в свою очередь, зависит от геометрических, начальных и граничных условий, типов огнеупорных и теплоизоляционных материалов, используемых в боковых ограждениях, интенсивности теплообмена при естественной и вынужденной конвекции на наружных поверхностях стеновых брусьев и теплоизоляционных панелей.

При наложении тепловой изоляции на наружную поверхность стеновых брусьев рабочего пространства и варочного бассейна происходит существенное повышение температуры внутренней поверхности огнеупорного бруса. В варочной зоне это вызывает интенсификацию коррозионных процессов на границе расплав стекломассы – стеновой брус. При этом в случае применения системы принудительного воздушного охлаждения для наружной поверхности бруса на линии зеркала стекломассы зона максимальной интенсивности коррозионных процессов смещается с границы раздела трех фаз (огнеупорный материал – расплав стекломассы – пламенное пространство) в глубину бассейна, покрытую тепловой изоляцией.

Таим образом, целесообразно рассмотреть задачу минимизации тепловых потерь через боковое ограждение печи при максимальном периоде работы огнеупорных брусьев в случае использования принудительного воздушного охлаждения наружной поверхности варочного бассейна на линии зеркала стекломассы. Снижение тепловых потерь через боковое ограждение достигается применением различных вариантов компоновки теплоизоляционных панелей зоны варочного бассейна путем изменения толщины и марки теплоизоляционных материалов, составляющих теплоизоляционную панель.

Экономическое обоснование целесообразности использования какого-либо варианта изоляционных панелей требует ввода в обиход критерия эффективности, позволяющего сопоставить затраты на тепловую изоляцию и затраты за счет тепловых потерь через теплоизоляционную конструкцию, имеющих место при эксплуатации ограждения с данным набором изоляционных материалов.

В качестве критерия эффективности предложено использовать величину максимального валового дохода за кампанию печи, руб.

Значение ежегодного максимального валового дохода:

$$D_{\text{вал.мах}}^{\text{год}} = G_{\text{год}} I_{\text{ст}} - \left(\varepsilon_{\text{год}} + \frac{K}{\tau_{\varepsilon}} + \frac{Q_{\text{потерь}}}{Q_{\text{н}}^{\text{р}}} \cdot I_{\text{пр.г}} \right), \quad (18)$$

где – время эксплуатации стекловаренной печи отпуска до остановки агрегата на холодный ремонт (кампания печи), лет/кампания;

- годовое количество выпускаемой продукции, т/год;
- средняя цена тонны стекломассы при отпуске с предприятия, руб./т;
- стоимость природного газа, руб./м³;
- годовые затраты на эксплуатацию бокового ограждения (в том числе на систему принудительного охлаждения), руб./год;
- капитальные вложения в ограждение, руб./кампания;
- среднеинтегральное значение тепловых потерь изоляционной конструкции в год, кВт/год.

Помножив левую и правую части на время эксплуатации стекловаренной печи, получаем:

$$D_{\text{вал.мах}}^{\text{год}} \tau_{\varepsilon} = G_{\text{год}} I_{\text{ст}} \tau_{\varepsilon} - \left(\varepsilon_{\text{год}} \tau_{\varepsilon} + K + \frac{Q_{\text{потерь}}}{Q_{\text{н}}^{\text{р}}} \cdot I_{\text{пр.г}} \tau_{\varepsilon} \right). \quad (19)$$

Итоговый вид критерия эффективности (максимальный валовой доход за кампанию печи) после преобразований:

$$D_{\text{вал.мах}} = G_{\text{год}} I_{\text{ст}} \tau_{\varepsilon} - \left(\varepsilon_{\text{год}} \tau_{\varepsilon} + K + \frac{Q_{\text{потерь}}}{Q_{\text{н}}^{\text{р}}} \cdot I_{\text{пр.г}} \tau_{\varepsilon} \right). \quad (20)$$

Оптимальным вариантом ТКСП является такая комбинация теплоизоляционных материалов соответствующей толщины, которая обеспечит максимальное значение критерия эффективности.

Параметры, от которых зависит критерий эффективности, выбраны исходя из реальных технологических условий, оказывающих наибольшее влияние на процесс варки стекломассы. Такие параметры приведены ниже в характерных для современных стекловаренных печей диапазонах. Среди них: перепад температуры по глубине бассейна; температура рабочего пространства; температура зеркала стекломассы; коэффициенты теплообмена, обеспечиваемые системой принудительного воздушного охлаждения; толщина теплоизоляционных материалов зоны варочного бассейна; стоимость теплоизоляционных материалов; стоимость природного газа.

В качестве независимых переменных взяты следующие параметры [19, 20]:

I режимные

1) изменение перепада температуры по глубине варочного бассейна, °C:

1 $\Delta t = 150$;

2 $\Delta t = 130$;

3 $\Delta t = 110$;

4 $\Delta t = 90$;

2) изменение температуры варки на поверхности стекломассы и соответствующая ей температура пламенного пространства, °C:

1 $t_{\text{зер}} = 1475$; $t_{\text{пл. пр}} = 1525$;

2 $t_{\text{зер}} = 1500$; $t_{\text{пл. пр}} = 1550$;

$$3 \ t_{\text{зер}} = 1525; t_{\text{пл. пр}} = 1575;$$

$$4 \ t_{\text{зер}} = 1550; t_{\text{пл. пр}} = 1600;$$

3) интенсивность принудительного воздушного охлаждения, Вт/(м²К) [19, 21]:

$$1 \ \alpha_{\text{возд. прин.}} = 200;$$

$$2 \ \alpha_{\text{возд. прин.}} = 240;$$

$$3 \ \alpha_{\text{возд. прин.}} = 300;$$

$$4 \ \alpha_{\text{возд. прин.}} = 360;$$

II конструктивные

1) изменение толщины теплоизоляционной панели КПД-400 в зоне варки, мм:

$$1 \ \delta_{\text{КПД-400}} = 230;$$

$$2 \ \delta_{\text{КПД-400}} = 114;$$

$$3 \ \delta_{\text{КПД-400}} = 65;$$

2) изменение толщины теплоизоляционной панели КПД-500 в зоне варки, мм:

$$1 \ \delta_{\text{КПД-500}} = 230;$$

$$2 \ \delta_{\text{КПД-500}} = 114;$$

$$3 \ \delta_{\text{КПД-500}} = 65;$$

3) изменение толщины теплоизоляционной панели ШЛ-0,4 в зоне варки, мм:

$$1 \ \delta_{\text{ШЛ-0,4}} = 230;$$

$$2 \ \delta_{\text{ШЛ-0,4}} = 114;$$

$$3 \ \delta_{\text{ШЛ-0,4}} = 65;$$

4) изменение толщины теплоизоляционной панели ШЛ-0,9 в зоне варки, мм:

$$1 \ \delta_{\text{ШЛ-0,9}} = 230;$$

$$2 \ \delta_{\text{ШЛ-0,9}} = 114;$$

$$3 \ \delta_{\text{ШЛ-0,9}} = 65;$$

5) изменение толщины теплоизоляционной панели ШТЛ-0,6 в зоне варки, мм:

$$1 \ \delta_{\text{ШТЛ-0,6}} = 230;$$

$$2 \ \delta_{\text{ШТЛ-0,6}} = 114;$$

$$3 \ \delta_{\text{ШТЛ-0,6}} = 65;$$

6) изменение толщины материала КЛ-1.1:

$$1 \ \delta_{\text{КЛ-1.1}} = 230;$$

$$2 \ \delta_{\text{КЛ-1.1}} = 114;$$

$$3 \ \delta_{\text{КЛ-1.1}} = 65;$$

III экономические

1) цена природного газа за 1000 м³, руб.

$$1 \ C_{\text{прир.г.}} = 4946,56.$$

Итого 46 656 вариантов расчета.

С использованием синтезированного критерия эффективности были выполнены расчеты по определению оптимальной комбинации материалов ТКСП (которая обеспечит максимальную длительность кампании при минимальных тепловых потерях с наружных поверхностей стекловаренной печи).

По результатам проведенных расчетов для стекловаренной печи, габариты которой составляют 13,7×8,6×2,55 м (производительность по стеклу составляет 280 т/сут), с использовани-

ем синтезированного критерия эффективности была составлена табл. 1, в которой приведены значения параметров, которые входят в него. В табл. 2 приведены некоторые параметры, получаемые при расчете критерия эффективности.

Остаточная толщина огнеупорного бруса, контактирующего со стекломассой, для безопасной эксплуатации $\delta_{\text{ост}} = 40$ мм.

Стоимость листового стекла (толщина 4 мм) $\Pi_{\text{ст}} = 32045,8$, руб./т.

Низшая теплота сгорания природного газа $= 35,7$ МДж/м³.

Таблица 1. Параметры, входящие в критерий эффективности

Table 1. Parameters included in the performance criterion

№ п/п	Наименование параметра	Значение			
		Вариант 1 базовый	Вариант 2	Вариант 3 оптимальный	Вариант 4
1.	Длительность кампании τ , сут	427	430	438	432
2.	Общий выпуск стекломассы за кампанию печи G , т	119 560	120 400	122 640	120 960
3.	Эксплуатационные расходы Ξ , руб.	2 941 749	2 962 417	3 017 532	2 976 195
4.	Капитальные затраты на сооружение ТКСП, тыс. руб.	4 045,18	3 925,96	3 986,39	4 073,99
5.	Величина тепловых потерь с поверхности бокового ограждения за период кампании $Q_{\text{потерь}}$, ГДж	26 702,7	37 164,1	23 809, 4	35 171, 5
6.	Максимальный валовой доход за период кампании печи $D_{\text{вал. max}}$, млн руб.	3 820,23	3 846,27	3 919,22	3 846,33

Таблица 2. Расчетные величины для различных вариантов ТКСП

Table 2. Calculated values for different versions of the HIGF

№ п/п	Наименование параметра	Значение			
		Вариант 1 базовый	Вариант 2	Вариант 3 оптимальный	Вариант 4
1.	Длительность кампании τ , сут	427	430	438	432
2.	Величина тепловых потерь с поверхности бокового ограждения за период кампании в пересчете на природный газ, тыс. м ³	747,97	1 041,01	666,92	985,194
3.	Денежный эквивалент тепловых потерь, руб.	3 699 879	4 873 325	3 299 003	4 873 321
4.	Часовой расход топлива, нм ³ /ч	1 313,47	1 353,85	1 299,66	1 345,38
5.	Удельный расход топлива на тонну сваренной стекломассы, нм ³ /т	112,58	116,04	111,4	115,32

Стоимость природного газа $C_{\text{пр.г}} = 4946,56$ руб. за 1000 м^3 .

Выводы. Рассмотрена классификация критериев эффективности, а также синтезирован критерий эффективности для оптимизации ТКСП, который позволяет получить комбинацию теплоизоляционных материалов для обеспечения наибольшей длительности кампании стекловаренной печи при наименьших затратах на эксплуатацию и сооружение ТКСП. Таким критерием является валовой доход за кампанию печи с учетом затрат на сооружение ТКСП и его эксплуатацию (в том числе принудительное воздушное охлаждение). Значение максимального валового дохода за кампанию печи для оптимального варианта (№ 3) составило 3 912,22 млн руб. при длительности кампании 438 сут, общем выпуске стекломассы 122 640 т и удельном расходе топлива в количестве $111,399 \text{ нм}^3$ на 1 т сваренной стекломассы. Для ряда режимных параметров, в том числе оптимального, приведены результаты расчета ряда величин, которые позволяют оценить эффективность работы стекловаренной печи в целом.

Список литературы / References

- [1] Дзюзер В. Я. Энергоэффективные печные ограждения высокопроизводительной стекловаренной печи. *Огнеупоры и техническая керамика*, 2009, 7–8, 48–54 [Dzyuzer V. Ya. Energy-efficient oven enclosures of a high-performance glass-making furnace. *Refractories and technical ceramics*, 2009, 7–8, 48–54 (in Russian)]
- [2] Дзюзер В. Я. Эффективное применение электроплавленных бадделеитокорундовых огнеупоров в высокотемпературных стекловаренных печах. Часть 1. *Огнеупоры и техническая керамика*, 2004, 6, 45–49. [Dzyuzer V. Ya. Effective use of electrofused baddeleyite-corundum refractory materials in high-temperature glass-melting furnaces. Part 1. *Refractories and technical ceramics*, 2004, 6, 45–49 (in Russian)]
- [3] Дзюзер В. Я. Эффективное применение электроплавленных бадделеитокорундовых огнеупоров в высокотемпературных стекловаренных печах. Часть 1. *Огнеупоры и техническая керамика*, 2004, 7, 36–39. [Dzyuzer V. Ya. Effective use of electrofused baddeleyite-corundum refractory materials in high-temperature glass-melting furnaces. Part 1. *Refractories and technical ceramics*, 2004, 7, 36–39 (in Russian)]
- [4] Апкарян А. С., Христюков В. Г., Смирнов Г. В. Тепловая изоляция высокотемпературных агрегатов керамического производств. *Стекло и керамика*, 2010, 2, 18–21 [Apkarian A. S., Hristoskov V. G., Smirnov G. V. Thermal insulation of high-temperature ceramic production units. *Glass and ceramics*, 2010, 2, 18–21 (in Russian)]
- [5] Владимиров В. С., Лукин Е. С., Попова Н. А., Илюхин М. А., Мойзис С. Е., Мойзис Е. С., Артамонов М. А. Новые виды легких огнеупорных и теплоизоляционных материалов. *Стекло и керамика*, 2011, 4, 14–21. [Vladimirov V. S., Lukin E. S., Popov N. A., Lyukhin M. A., Mousis S. E., Moises E. S., Artamonov M. A. New types of light refractory and thermal insulation materials. *Glass and ceramics*, 2011, 4, 14–21 (in Russian)]
- [6] Дзюзер В. Я., Никифоров Е. А. Минимизация тепловых потерь через кладку варочного бассейна стекловаренных печей. *Огнеупоры и техническая керамика*. 2012, 3, 27–32. [Dzyuzer V. Ya., Nikiforov E. A. Minimization of heat losses through the masonry of the melting basin of glass-making furnaces. *Refractories and technical ceramics*, 2012, 3, 27–32 (in Russian)]

- [7] Семенов Б. А., Озеров Н. А. Методика и результаты оптимизации параметров системы обдува ограждений варочного бассейна стекловаренных печей. *Вестник СГТУ*, 2011, 4 (59), Вып. 1, 210–217 [Semenov B. A., Ozerov N. A. Methods and results of optimization of the parameters of the system for blowing the fencing of the melting basin of glass-making furnaces. *Vestnik SSTU*, 2011, 4 (59), Issue 1, 210–217 (in Russian)]
- [8] Бобров Д. А., Кафаров В. В., Перов В. Л. *Оптимизация химико-технологических систем*. М.: МХТИ, 1979. 49 с. [Bobrov D. A., Kafarov V. V., Perov V. L. *Optimization of chemical engineering systems*. Moscow, MHTI, 1979. 49 p. (in Russian)]
- [9] Зайцев А. А., Курейчик В. В., Полупанов А. А. Обзор эволюционных методов оптимизации на основе роевого интеллекта. *Известия ЮФУ. Технические науки*, 2010, 12 (112), 7–12 [Zaitsev A. A., Kureichik V. V., Polupanov A. A. Review of evolutionary optimization methods based on swarm intelligence *Izvestia SFU. Technical science*, 2010, 12 (112), 7–12 (in Russian)]
- [10] Каневец Г. Е., Берлин М. А. Феноменологический эвристико-эволюционный подход при комплексной оптимизации процесса подготовки нефти на промыслах. *Нефтегаз*, 2010, 1, 40–50 [Kanevets G. E., Berlin M. A. Phenomenological heuristic-evolutionary approach for complex optimization of the oil preparation process in the fields. *Neftegaz*, 2010, 1, 40–50 (in Russian)]
- [11] Каневец Г. Е. *Обобщенные методы расчета теплообменников*. Киев: Наукова думка, 1979, 352, 263–279 [Kanevets G. E. *Generalized methods for calculating heat exchangers*. Kiev: Naukova Dumka, 1979, 352, 263–279 (in Russian)]
- [12] Каневец Г. Е., Сагань И. И. *Оптимизация теплообменного оборудования пищевых производств*. Ред. Г. Е. Каневец, И. И. Сагань. Киев: Техніка, 1981, 192 с., 86–102. [Kanevets G. E., Sagan I. I. *Optimization of heat exchange equipment for food production*. Ed. Kanevets G. E., Sagan I. I. Kiev, Tekhnika, 1981, 192 p, 86–102 (in Russian)]
- [13] Kanewez G. *Berechnung von Wärmeübertragungssystemen und deren Elementen*. Berlin, Akademie Verlag, 1982, 328, 292–311.
- [14] Каневец Г. Е. Теплообменники и теплообменные системы. Киев: Наукова думка, 1982, 272, 163–189 [Kanevets G. E. Heat exchangers and heat exchange systems. Kiev, Naukova Dumka, 1982, 272, 163–189 (in Russian)]
- [15] Каневец Г. Е., Зайцев И. Д., Головач И. И. *Введение в автоматизированное проектирование теплообменного оборудования*. Киев: Наукова думка, 1985, 232, 52–58 [Kanevets G. E., Zaitsev I. D., Golovach I. I. *Introduction to computer-aided design of heat exchange equipment*. Kiev: Naukova Dumka, 1985, 232, 52–58 (in Russian)]
- [16] Каневец Г. Е. *Проблемы исследования сложных систем и их элементов. Состояние и перспективы системных исследований химико-и энерготехнологических объектов*. Киев: Наукова думка, 1986 [Kanevets G. E. *Problems of research of complex systems and their elements. The state and prospects of system research of chemical and energy technology objects*. Kiev, Naukova Dumka, 1986 (in Russian)]
- [17] Каневец Г. Е. *Пути повышения эффективности технических систем и их элементов на основе вычислительного эксперимента*. Киев: Знание, 1988, 14 [Kanevets G. E. *Ways to improve the efficiency of technical systems and their elements on the basis of a computational experiment*. Kiev, Znanie, 1988, 14 (in Russian)]

[18] Каневец Г. Е., Клименко, А. П., Рябченко, Н. П. Проектирование и оптимизация теплообменных аппаратов на ЭЦВМ. Часть 3. *Оптимизация кожухотрубчатых теплообменников*. Киев: Ин-т кибернетики АН УССР, 1970, 233 [Kanevets G. E., Klimenko A. P., Ryabchenko N. P. *Design and optimization of heat exchangers on the digital computer. Part 3. Optimization of shell and tube heat exchangers*. Kiev, Institute of Cybernetics, Academy of Sciences of Ukrainian Soviet Socialist Republic, 1970, 233 (in Russian)]

[19] Будов В. М. Продление межремонтного периода работы стекловаренных печей–резерв увеличения выпуска листового стекла. *Стекло и керамика*, 1975, 4, 4–7 [Budov V. M. Extension of the inter-repair period of glass furnaces-reserve increase in the production of sheet glass. *Glass and ceramics*, 1975, 4, 4–7 (in Russian)]

[20] Дзюзер В. Я. Огнеупоры для варочной части стекловаренных печей. *Огнеупоры и техническая керамика*, 2008, 5, 24–32 [Dzyuzer V. Ya. Firebricks for the cooking part of a glass furnace. *Refractories and technical ceramics*, 2008, 5, 24–32 (in Russian)]

[21] Дзюзер В. Я. Охлаждение окружки варочного бассейна стекловаренной печи *Огнеупоры и техническая керамика*, 2009, 8, 13–16 [Dzyuzer V. Ya. Cooling of fluxline of glass furnace pool. *Refractories and technical ceramics*, 2009, 8, 13–16 (in Russian)]

DOI: 10.17516/1999-494X-0327

УДК 626.34.004.68

Hydraulic Calculations of Earthen Channels for Reconstruction

Alisher N. Khazratov*

*Karshi Engineering Economics Institute
Karshi city, Uzbekistan*

Received 05.04.2021, received in revised form 06.05.2021, accepted 21.06.2021

Abstract. The problems in the design, operation, and reconstruction of earthen channels analyzed on the example of Mirishkor canal. The need for a new approach to the reconstruction have been defined using the results of field study and HEC-RAS modelling software. Recommendations are given for improving the hydraulic calculation of irrigation canals.

Keywords: sediment transport, channel design, dynamic stable irrigation canal, distribution of deposition on cross-sections, HEC-RAS model.

Citation: Khazratov A. N. Hydraulic calculations of earthen channels for reconstruction, J. Sib. Fed. Univ. Eng. & Technol., 2021, 14(4), 472–481. DOI: 10.17516/1999-494X-0327

Проблемы реконструкции земляных каналов

А. Н. Хазратов

*Каршинский инженерно-экономический институт
Узбекистан, Карши*

Аннотация. В данной статье анализируются проблемы проектирования, эксплуатации и реконструкции земляных каналов на примере канала Миришкор и необходимость нового подхода к реконструкции.

Ключевые слова: транспорт наносов, конструкция канала, динамически устойчивый оросительный канал, распределение отложений по сечениям, модель HEC-RAS.

Цитирование: Хазратов, А. Н. Проблемы реконструкции земляных каналов / А. Н. Хазратов // Журн. Сиб. федер. ун-та. Техника и технологии, 2021, 14(4). С. 472–481. DOI: 10.17516/1999-494X-0327

Introduction

The main task of designing earthen channels is to calculate the dimensions of a durable channel shape in which irreversible channel deformation does not occur (Fig. 1). the deformation of a channel leads to a loss of overall stability and a decrease in channel capacity [1, 2].

All methods of designing earthen channels are conventionally divided into two groups. The first is the regime theory methods, which are devoted to determining the dynamic stability of a channel, in which equilibrium of the inflow and outflow of sediment assumed during a certain period. The second is a method devoted to the concept of tractive force and minimal energy dissipation, to determine the static stability of a channel. Because large hydraulic and transport structures are connected to large and medium-sized canals, it is considered dangerous to build them by checking the dynamic stability of their construction [2, 3].

In the Republic of Uzbekistan, the method of allowable velocities based on the theory of static stability is used for the design of canals. However, the cost of operating existing earthen irrigation networks remains high. One of the main reasons for this is the observed deformation of channels since the parameters adopted during the construction and reconstruction of canals do not take into account factors such as changing nature of water and sediment consumption, canal cross-section, flow gradient during exploitation period [2–5].

Methodology

In the studies, the flow velocity and depth were measured using a GR-21M hydrometric flowmeter (Fig. 2). HEC-RAS software was used to predict channel deformation and flow parameters. The HEC-RAS modeling system was developed by the Center for Hydrological Engineering of the U.S. Army Engineering Corps, which allows performing one-dimensional steady, one and two-dimensional unsteady hydraulic modeling; sediment transport and mobile bed computations, water quality modeling, etc. [5, 6].

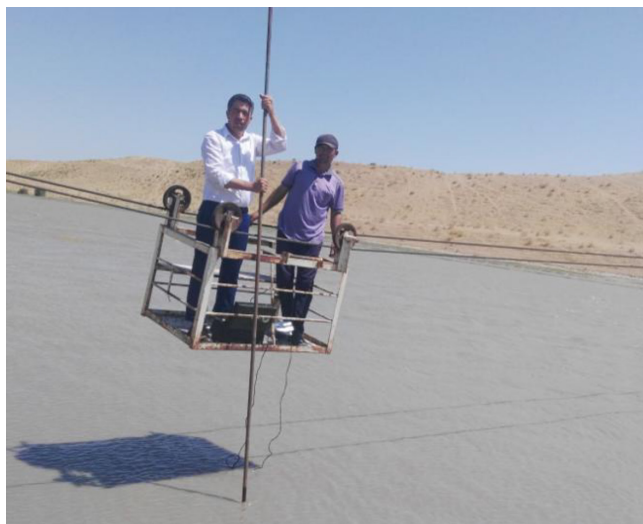


Fig. 1. Measurement process in Mirishkor channel PK245 station



Fig. 2. GR-21M hydrometric flowmeter

Field study

Currently, there are more than 196 thousand kilometers of irrigation canals for around 4,3 million hectares of irrigated lands in Uzbekistan. Cross-sectional geometry and the capacity of big irrigation canals, like Mirishkor, Karshi that deliver water from Amudarya River, has decreased due to sedimentation problems [3, 4].

In hydraulic calculations for the construction of canals and especially the reconstruction of canals (with parameters such as water consumption, turbidity concentration and fractional composition that change over a year), it is not enough to check a dynamic system such as an earthen channel for static stability with constant initial data. This is illustrated by the current poor technical condition of irrigation networks in operation, Fig. 3, 4.

From the diagram in Fig. 5, it can be seen that the designed normal water consumption at the head of the Mirishkor canal was $Q = 136,3 \text{ m}^3/\text{s}$, while the water consumption given during 2011–2013

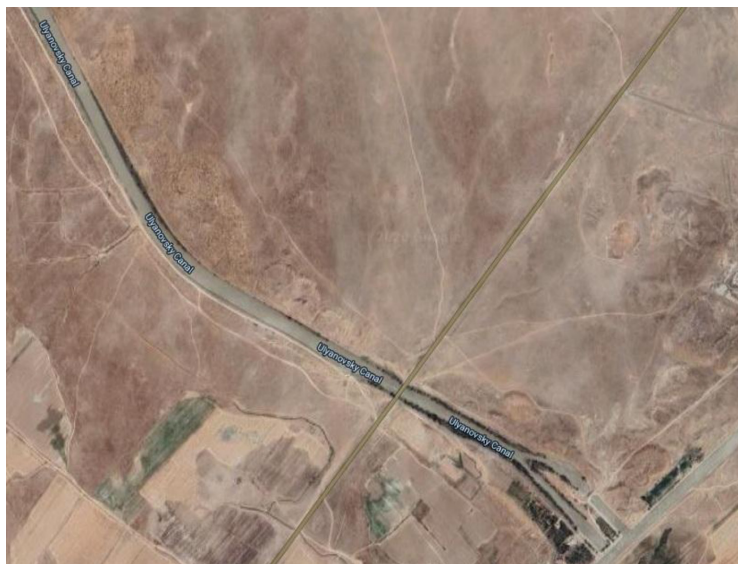


Fig. 3. Satellite image of the initial section of the Mirishkor canal



Fig. 4. General view of the Mirishkor canal in PK150 station

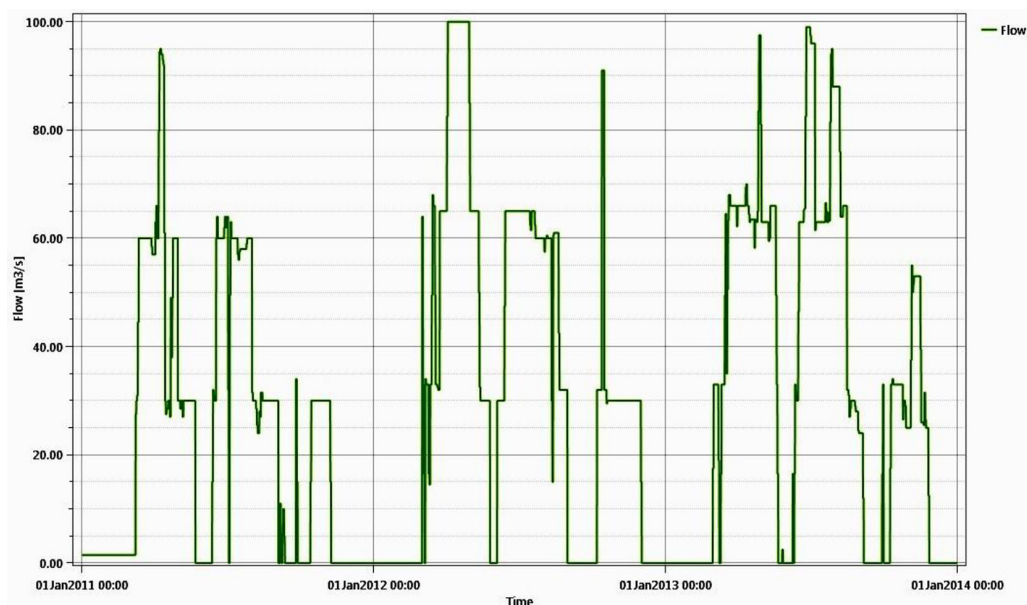


Fig. 5. Water consumption diagram of Mirishkor canal for 2011–2013

varied mainly in the range of $35\text{--}100\text{ m}^3/\text{s}$. As a result, we can say that during many years of operation, the canal has adapted to this water consumption, which has lost up to 30 % of its water capacity.

The results of flow rate and cross-sectional area measurements conducted at PK245 in 2016–2019 provided an idea of how the cross-section of the canal changes over time (Table 1).

Despite the fact that flow rate according to the measurement results of March 7, 2016 equals to $Q = 54,4\text{ m}^3/\text{s}$, flow cross-section area is $\omega = 86,96\text{ m}^2$, whereas flow rate on the 2nd April of 2018 – $Q = 52,95\text{ m}^3/\text{s}$ had bigger flow cross-section area $\omega = 92,74\text{ m}^2$. This allows us to assume that the

Table 1. Actual parameters of the channel section measured at different flow rates at PK245 station

№	Flow rate, Q , m^3/s	Width on the water surface, B , m	Maximum depth of flow, m	Flow cross-section area ω , m^2	Average flow velocity, g , m/s	Date of measurement
1	54.403	42.4	3.05	86.965	0.626	07.03.2016
2	79.873	47.4	3.32	106.49	0.75	16.07.2016
3	84.683	48.7	3.52	104.39	0.811	14.04.2017
4	55.003	44.24	3.28	97.03	0.567	10.07.2017
5	51.95	41.42	3.31	92.74	0.56	02.04.2018
6	53,179	41,12	3,24	90.86	0,585	16.08.2019

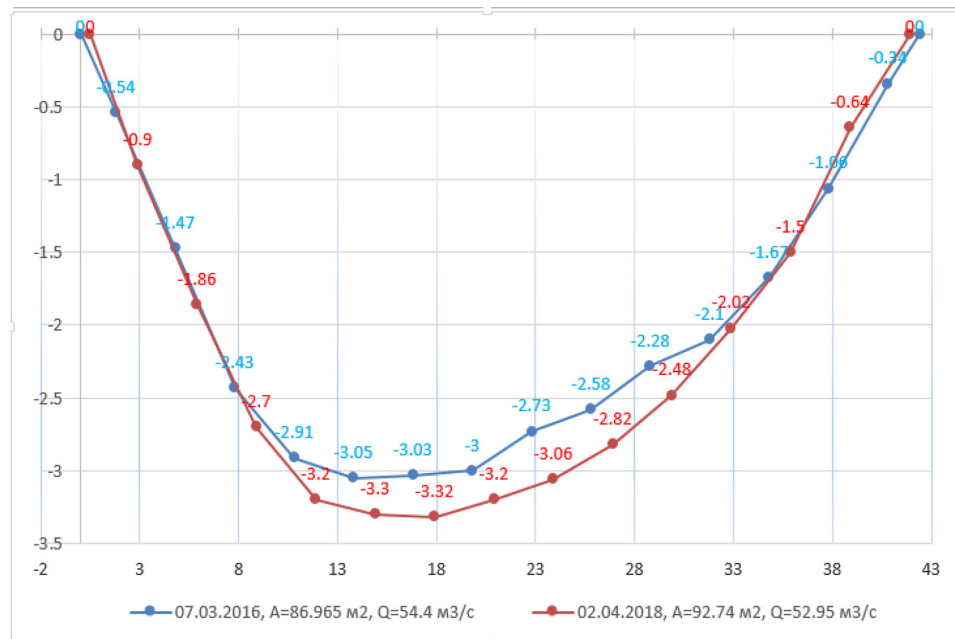
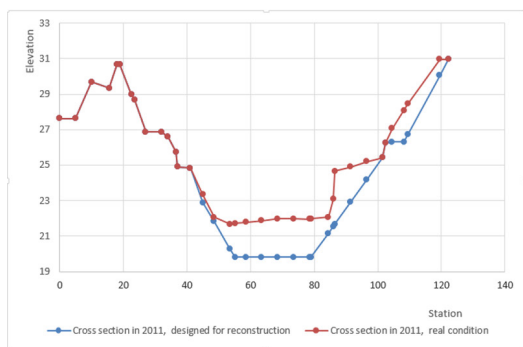


Fig. 6. Measurement results in 2016 and 2018 on Mirishkor channel PK245 station

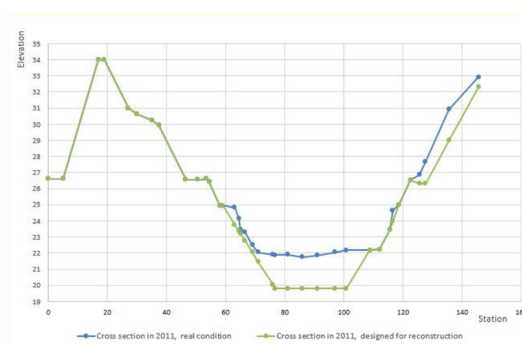
morphometric parameters of the channel change over time in response to changes in water and sediment parameters but generally achieve multi-year dynamic stability for flows in the range of 35–100, Fig. 6.

This means that in non-branched irrigation networks, such as the section of Mirishkor canal from PK0 to PK245, if the canal has sufficient capacity, there is no need for dredging during to overhaul the canal unless the maximum water consumption schedule in the subsequent canal operation does not change. Returning to the initial design parameters with a large cross-section area for a larger flow rate ($136.3 m^3/s$) than the current multi-year maximum consumption ($35\text{--}100 m^3/s$) of the canal, that will inevitably lead to a decrease in speed and a process of repeated intensive deposition.

Considering this, in the reconstruction of the channel, it is advisable to check the channel for dynamic stability, using modern modeling systems that allow predicting changes in the channel parameters during the exploitation period.



Mirishkor channel PK13



Mirishkor channel PK15

Fig. 7. Cross-sectional areas of Mirishkor canal in 2011 in their natural state and designed for reconstruction

It is also clear from Fig. 7 that in the design of the overhaul in the working project «Mirishkor canal cleaning from PK0 to PK215» developed in 2011 by the design institute «AGROMELIOMASLAHAT» mechanical cleaning for returning to initial design parameters is identified as the main task. There is no new approach to designing to reduce reconstruction costs.

Prediction of channel bed deformations using HEC-RAS modeling software

We selected a 950-meter-long canal section in the Mirishkor canal section PK9+50 to PK19 and then modeled the change in channel parameters during operation in 2011 using the HEC-RAS program based on the proposed geometric dimensions of the canal for reconstruction, Fig. 8.

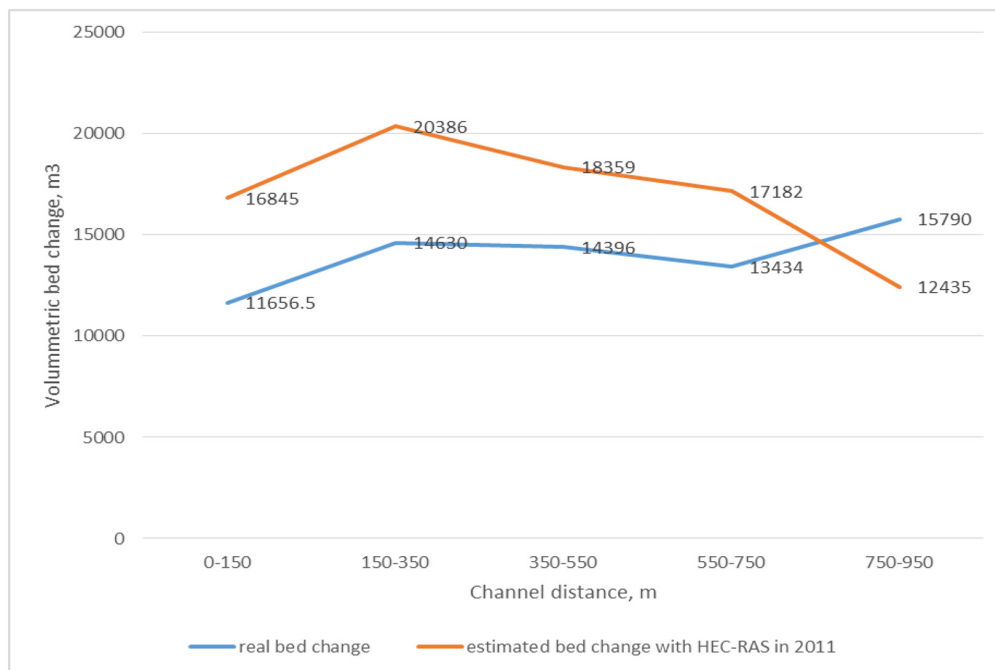


Fig. 8. Volumetric bed change of the Mirishkor channel in the section from PK9 + 50 to PK19

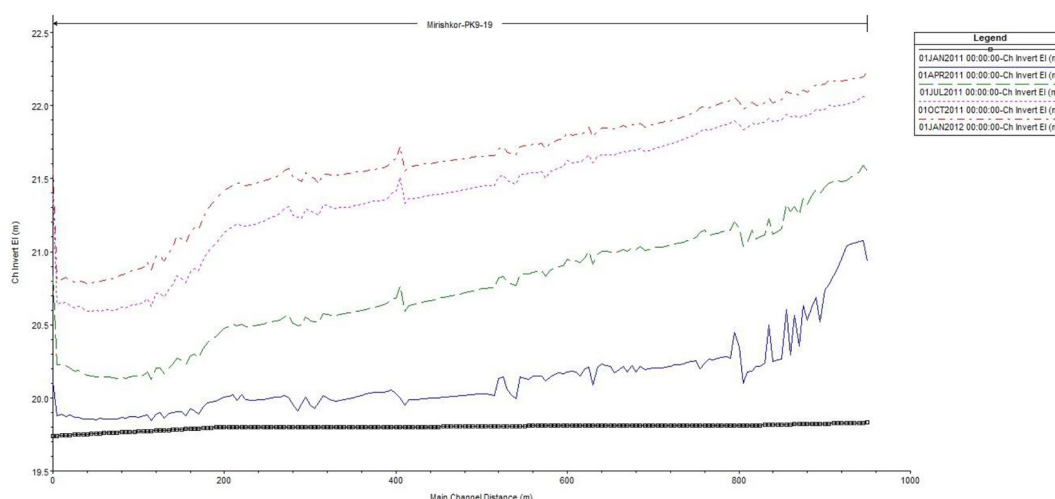


Fig. 9. Prediction of the evolutionary change of the channel invert elevation on the Mirishkor channel section from PK9 + 50 to PK19 in 2011 based on initial design values using the HEC-RAS program (flow direction from right to left)

From Fig. 8 it can be observed that the values of the volumetric bed change of the natural and modeled channel section have a general trend along with the longitudinal profile.

Figure 9 shows the results of forecasting the evolutionary change of the channel invert elevation using the HEC-RAS program based on the flow rate values observed during 2011 and the initial channel dimensions on the Mirishkor channel section from PK9+50 to PK19.

It can be seen that due to the relatively small water consumption in the canal (than initially designed flow parameters), it is possible to observe a tendency to increase the overall slope of the canal bottom in the year of intensive turbidity. That is, the channel bed evolves naturally during this time, depending on the equilibrium state of the channel transport, until the new deformation processes of the channel occur in the next high flow rate period, the slope increases.

Based on this important conclusion, it shows us that it is not necessary to set mechanical cleaning as the main goal in order to return the canal to its design values as the main task in the reconstruction of earthen channels such as Mirishkor canal. Instead, if there are no other hydraulic structures connected to the canal on the canal section or they are not adversely affected by the increase in water slope in the canal, it is necessary to reconstruct the canal by raising the canal embankment during the overhaul, Fig. 10. In this case, we will be able to increase the capacity of the canal by increasing the flow slope in the canal.

Change of channel cross-sections over time

Predicting the cross-sectional distribution of a deformed (deposited or eroded) surface during the exploitation period is accomplished by modeling programs, including the HEC-RAS program, by a uniform distribution of the deformed cross-section to the wetted perimeter, Fig. 11.

The prediction of the evolutionary change of the shape of earthen channels by empirical formulas has been studied by several scientists such as S. Kh. Abalyants, A. E. Mikhinov, S. S. Eshev [6, 7].

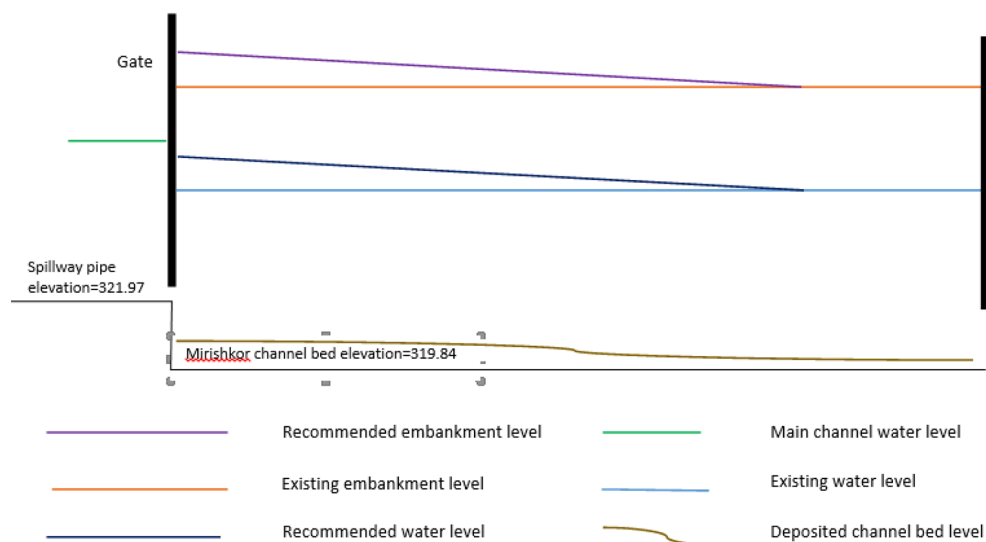


Fig. 10. Scheme for raising the canal embankment and increasing the water level gradient recommended for the reconstruction of section 1 of the Mirishkor canal

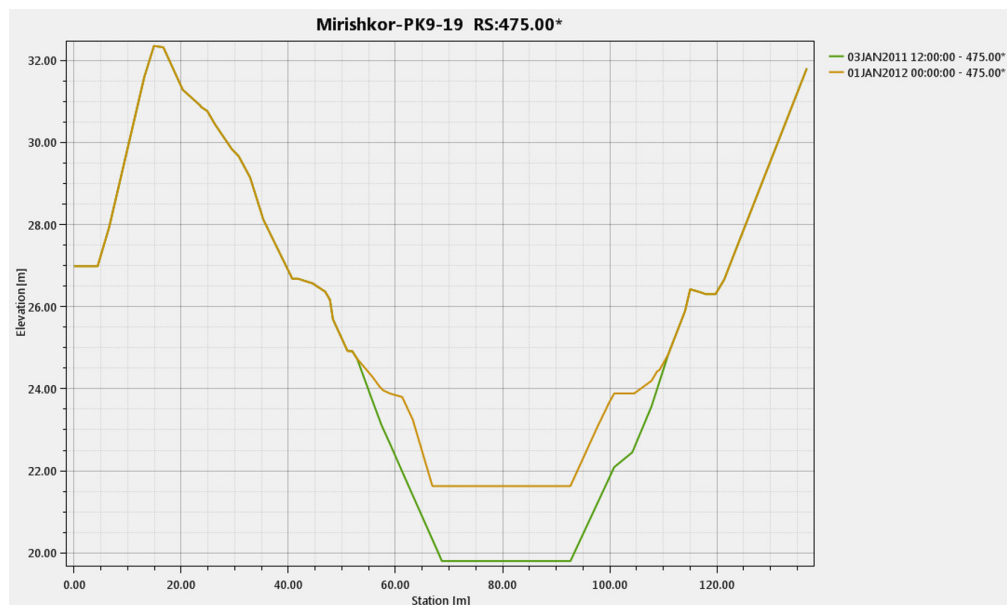


Fig. 11. Deformation of a cross-section during 2011 predicted in the HEC-RAS program in Mirishkor channel PK13 + 125 station

However, the laws of the cross-sectional distribution of deformation depend on the variable values of the shear stress across the cross-section and over time, making it difficult to predict.

Suppose that the average deformed area in a channel section can be predicted by formula (1):

$$\Delta\omega = W_{total} / l, m^2, \quad (1)$$

where W_{total} – the difference between the total deposited and eroded volumes in the channel section over time, m^3 ; l – channel section length, m .

Dividing deposited cross-section area $\Delta\omega$ to initially designed area ω , we determine the specific deformed area D :

$$D = \Delta\omega / \omega. \quad (2)$$

To determine the specific deformation depth η , we divide the depth of a deposition in any vertical of the channel cross-section Δh to the designed flow depth of this vertical h :

$$\eta = \Delta h / h. \quad (3)$$

The depth of deformation in any vertical of a channel section can be expressed by formula (4) using the direct proportionality of specific deformation depth to the specific deformed area:

$$\Delta h = A \frac{\Delta\omega \cdot h}{\omega}, \quad (4)$$

where A – distribution coefficient of deformation on cross-section. If this coefficient $A = 1$ at all verticals, then the deposited area of the cross section is evenly distributed in proportion to the flow depth.

We learned the natural conditions of cross-sections at non-curved sections of Mirishkor channel and determined the distribution coefficients of deformation on selected cross-sections, Fig. 12.

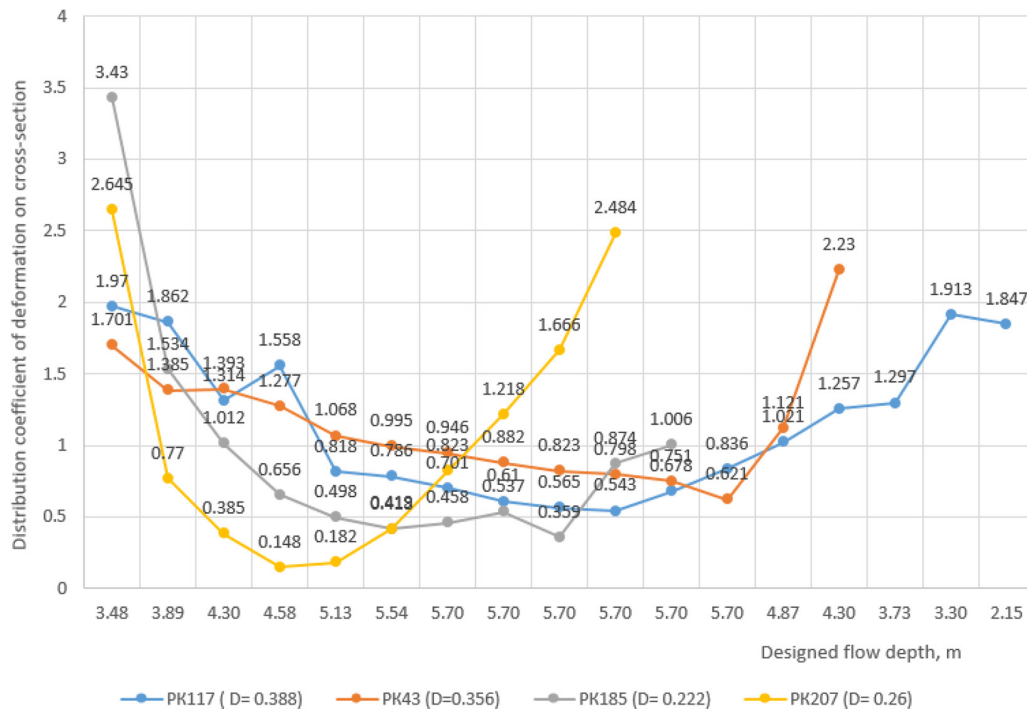


Fig. 12. Distribution coefficients of deformation on selected cross-sections at non-curved sections of Mirishkor channel

As can be seen from Fig. 12, in these sections, the cross-sectional distribution coefficient of deformation is less, at the bottom of the channel than on the sides of the channel. That is, when viewed concerning the flow depth, less deposition is observed at the bottom of the channel than to the side of the channel.

Conclusions and suggestions

1. Dredging the canal to return to its original design values should not be accepted as the main task in the reconstruction design to increase the capacity of Mirishkor canal. Reconstruction should take into account the dynamics of perennial changes in the parameters of water flow and sediments from the source, the prediction of morphological changes in the canal during the exploitation period, and the adoption of optimal channel parameters should be considered as the main task of reconstruction.

2. Given that the effect of a channel cross-section shape on a calculation of sediment transport capacity is very high, it is recommended to use the expressions we proposed above in the study of the distribution laws of deformation on cross-sections.

References

- [1] Арифжанов А. М., Фатхуллаев А., Самиев Л. *Ўзандаги жараёнлар ва дарё чўкиндилари*, Т.: ТИМИ, 2017. 247 бет. [Arifzhanov A. M., Fatkhulaev A., Samiev L. *Processes in the valley and river sediments*, Tashkent, 2017. 247 p. (in Uzbekistan)].
- [2] Ибадзаде Ю. А. *Транспортирование воды в открытых каналах*, М.: Стройиздат, 1983. 272 с. [Ibadzade Yu. A. *Transporting water in open canals*, Moscow, 1983. 272 p. (in Russian)]
- [3] Khazratov A. N. A sediment transport model for irrigation canals of Uzbekistan, *European science review*, Vienna, 2019, 3–4, 104–108. <https://ppublishing.org/ru/journals/337/issue/51477/articles/4351/>
- [4] Eshev S. S., Khazratov A. N., Rakhimov A. R., Latipov Sh. A. The study of bottom sediments in streams with mixed movement of clarified flow, *Academicia*, 2019, 9(9), 61–66. <http://www.indianjournals.com/ijor.aspx?target=ijor:aca&volume=9&issue=9&article=006>
- [5] *HEC-RAS, River Analysis System, User's Manual, US Army Corps of Engineers, Hydrologic Engineering Center, Davis, Version 5.0, 2016, 960 p.* <https://www.hec.usace.army.mil/software/hecras/documentation/HEC-RAS%205.0%20Users%20Manual.pdf>
- [6] Абальянц С. Х. *Устойчивые и переходные режимы в искусственных руслах*, Л.: Гидрометеиздат, 1981. 239 с. [Abaliants S. Kh. *Stable and transient regimes in artificial channels*, Leningrad, 1981. 239 p. (in Russian)]
- [7] Михинов А. Е., Эшев С. С. *Экспериментальное исследование формирования устойчивого поперечного профиля больших земляных каналов в нестационарных гидравлических условиях*, Деп. в ВИНТИ 1.10.1987, № 7080-В87. 39 с. [Mikhinov A. E., Eshev S. S. *Experimental formation study of a stable transverse profile for large earth channels in unsteady hydraulic conditions*, Moscow, VINITI, 1987, 39 p. (in Russian)]