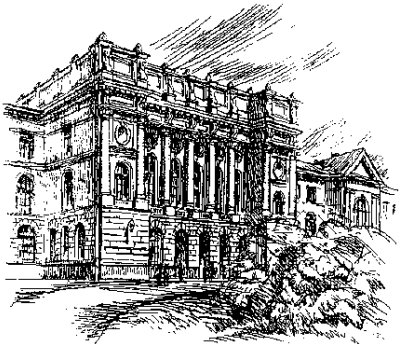
4(207)/2014



# Научно-технические ведомости СПбГПУ

Санкт-Петербург. Издательство Политехнического университета

Министерство образования и науки РФ

Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

# НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ

*(прежнее название «Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование»)*


**РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА**

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

*Алферов Ж.И.*, академик РАН;

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

*Костюк В.В.*, академик РАН;

*Лагарьков А.Н.*, академик РАН;

*Лопота В.А.*, чл.-корр. РАН;

*Окрепилов В.В.*, академик РАН;

*Патон Б.Е.*, академик НАН Украины и РАН;

*Примаков Е.М.*, академик РАН;

*Рудской А.И.*, чл.-корр. РАН;

*Тендлер М.Б.*, ин. член РАН (Швеция);

*Федоров М.П.*, академик РАН

**EDITORIAL COUNCIL**

*Vasiliev Yu.S.*— full member of the Russian Academy of Sciences, Scientific director of the St.Petersburg State Polytechnical University (head of the editorial council);

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

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

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

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

*Lopota V.A.* — corresponding member of the Russian Academy of Sciences;

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

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

*Primakov E.M.* — full member of the Russian Academy of Sciences;

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

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

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

**РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ ЖУРНАЛА**

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

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

*Аксёнов Л.Б.*, д-р техн. наук, профессор;

*Башкарёв А.Я.*, д-р техн. наук, профессор;

*Боронин В.Н.*, д-р техн. наук, профессор;

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

*Гуменюк В.И.*, д-р техн. наук, профессор;

*Дегтярева Р.В.*, д-р ист. наук, профессор;

*Иванов А.В.*, д-р техн. наук;

*Кириллов А.И.*, д-р техн. наук, профессор;

*Титков В.В.*, д-р техн. наук, профессор;

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

**JOURNAL EDITORIAL BOARD**

*Vasiliev Yu.S.* — full member of the Russian Academy of Sciences, President of the St.Petersburg State Polytechnical University (editor-in-chief);

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

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

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

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

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

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

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

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

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

*Titkov V.V.* — Dr.Sc. (tech.), prof.;

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



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

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

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

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

Подписной индекс **18390** в каталоге «Газеты. Журналы» агентства «Роспечать».

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

При перепечатке материалов ссылка на журнал обязательна.

Точка зрения редакции может не совпадать с мнением авторов статей.

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



© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

# Содержание

## Энергетика

**Бочаров Ю.Н., Жук В.В., Пыльнева А.И.** *Компактные композитные опоры с изолирующими стойками для высоковольтных воздушных линий* ..... 7

**Кириллов А.И., Галаев С.А., Исупов В.Ю., Смирнов Е.М.** *Применение вихреразрешающих методов к расчету трехмерного течения в выходном диффузоре газовой турбины* ..... 16

**Петриченко М.Р., Харьков Н.С., Немова Д.В.** *Гидравлическая версия модели Буссинеска свободноконвективного движения в вертикальных щелях* ..... 26

**Забелин Н.А., Котлов Д.А., Рассохин В.А., Фокин Г.А.** *Малорасходная турбина в установках для автономного энергоснабжения газораспределительных пунктов* ..... 40

**Андреев Р.В.** *Ветроэнергетическая установка для автономного электротехнического комплекса малой мощности* ..... 49

**Тринченко А.А.** *Внедрение низкотемпературной вихревой технологии сжигания в энергетических котлах как способ повышения их экологических показателей* ..... 61

**Наими А., Рассохин В.А.** *Численное моделирование и технико-экономическое обоснование тепловых опреснительных установок* ..... 71

**Минаев О.П.** *Эффективный метод защиты зданий и сооружений от вибродинамического воздействия при уплотнении грунтов близлежащих оснований* ..... 81

## Электротехника

**Гуменюк В.И., Гренчук А.М.** *Диагностика и анализ больших переходных сопротивлений для обеспечения пожарной безопасности электрических контактов* ..... 92

**Коровкин Н.В., Нетреба К.И.** *Влияние активно-индуктивных свойств заземляющего устройства на уровни перенапряжений при ударе молнии в опору ЛЭП* ..... 100

## Металлургия

**Рудской А.И., Соколов Ю.А., Копаев В.Н.** *Моделирование процесса охлаждения частиц распыленного металла в газовой смеси гелия и* аргона ..... 104

**Кондратьев С.Ю., Хайдоров А.Д.** *Науглероживание стальных отливок при литье по газифицируемым моделям* ..... 117

**Морачевский А.Г.** *Отработанные свинцовые аккумуляторы — важнейший источник вторичного свинца* ..... 127

**Кононов А.А., Глухов П.А., Зотов О.Г.** *Моделирование температурного поля по сечению полосы анизотропной электротехнической стали в процессе горячей прокатки* ..... 138

## Материаловедение

**Рудской А.И., Соколов Ю.А.** *Исследование с помощью программного комплекса ANSYS WORKBENCH напряженного состояния частицы при ударе о стенку камеры* ..... 146

**Зотов О.Г., Сулягин Р.В., Кононов А.А., Шамшурин А.И.** *Исследование причин снижения вязких характеристик образцов трубной стали при испытаниях на CTOD* ..... 156

**Замотин К.Ю., Мишин М.В.** *Моделирование дефектов покрытия тонких слоев наноматериала* .... 166

**Лукьянов А.А., Соколов Ю.А.** *Механические свойства композиционных материалов, полученных методом синтеза электронным лучом* ..... 174

**Осина Ю.К., Борисова М.Э.** *Электрические и диэлектрические характеристики композиционных пленок на основе полиэтилена* ..... 181

## Машиностроение

**Лапшин К.Л.** *Проектирование осевого компрессора методом кинематического моделирования* ..... 188

**Макаров С.С., Чекмышев К.Э., Макарова Е.В.** *Математическая модель охлаждения цилиндрической заготовки одномерным нестационарным потоком воды* ..... 196

**Блажнов А.А.** *Вихревое вакуумное бесконтактное захватное устройство* ..... 203

**Забелин Н.А., Матвеев Ю.В., Фокин Г.А.** *Подшипники для малорасходных турбин автономных источников электрической энергии* ..... 210

**Скляревский А.Н., Егоршин В.П.** *Применение одноштокового гидроцилиндра в гидравлическом следящем приводе при обеспечении симметричности динамических и статических характеристик* 223

**Бажуков А.Е., Ролле В.Е.** *Влияние силы предварительного натяжения гусениц на статическое положение корпуса гусеничной машины* ..... 233

## Хроника событий

**Морачевский А.Г.** *Академик Виталий Григорьевич Хлопин (к 125-летию со дня рождения)*..... 240

# Contents

## Energetics

**Bocharov Y.N., Zhuk V.V., Pylneva A.I.** *Compact composite insulation towers for high voltage overhead transmission lines* ..... 7

**Kirillov A.I., Galaev S.A., Isupov V.Yu., Smirnov E.M.** *Application of eddy resolving methods to the calculation of three-dimensional flow in a gas turbine exhaust diffuser* ..... 16

**Petritchenko M.R., Kharkov N.S., Nemova D.V.** *Hydraulic version of the Boussinesq model of free convective motion in vertical slits* ..... 26

**Zabelin N.A., Kotlov D.A., Rassokhin V.A., Fokin G.A.** *Small flow rate turbine in installations for independent power supply of gas distribution stations* ..... 40

**Andreev R.V.** *Wind turbine for the small stand-alone electrical complex* ..... 49

**Trinchenko A.A.** *Adoption of low-temperature swirl combustion technology in power boilers as a way timproving their environmental specifications* ..... 61

**Naeimi A., Rassokhin V.A.** *Numerical simulation and feasibility study of thermal desalination plants* ..... 71

**Minaev O.P.** *The effective method to protect buildings and constructions from dynamic vibration effects by compaction of nearby bottom soils* ..... 81

## Electrical Engineering

**Gumenyuk V.I., Grenchuk A.M.** *Diagnosis and analysis of large contact intermediate resistances for providing fire safety of electrical contact connections* ..... 91

**Korovkin N.V., Netreba K.I.** *The effect of active-reactive characteristics of grounding system on overvoltage levels under lightning stroke to power transmission line support* ..... 100

## Metallurgy

**Rudskoi A.I., Sokolov Yu.A., Kopaev V.N.** *Cooling process modeling of particles of atomized metal in gas mixture of helium and argon* ..... 104

**Kondratyev S.Yu., Khaidorov A.D.** *Carburizing steel founding produced by cavityless casting* ..... 117

**Morachevskij A.G.** *Used lead acid batteries — the vital source for secondary lead* ..... 127

**Kononov A., Glukhov P.A., Zotov O.G.** *Modeling of the temperature field on the section of the strip of grain oriented silicon steel during hot rolling* ..... 138

## Materials technology

**Rudskoi A.I., Sokolov Yu.A.** *On researching the particle tension on impact with camera wall by using ANSYS WORKBENCH program complex* ..... 146

**Zotov O.G., Sulyagin R.V., Kononov A.A., Shamshurin A.I.** *On researching the reasons of a decrease of ductile characteristics of pipeline steel specimens during CTOD test* ..... 156

**Zamotin K.Y., Mishin M.V.** *Modeling of coating defects nanomaterial thin layers*..... 166

**Lukianov A.A., Sokolov Yu.A.** *Mechanical properties of the composite materials produced by sib technology*..... 174

**Osina Y.K., Borisova M.E.** *Electrical and dielectric properties of composite films based on polyethylene*..... 181

## Mechanical Engineering

**Lapshin K.L.** *Designing of axial compressor by the kinematic modeling method* ..... 188

**Makarov S.S., Chekmyshev K.E., Makarova E.V.** *Mathematical model of cylindrical blank cooling by one–dimensional non-stationary water stream* ..... 196

**Blazhnov A.A.** *Vortex vacuum contactless gripper*..... 203

**Zabelin N.A., Matveev I.V., Fokin G.A.** *Bearings for small flowrate turbines of autonomous electrical power sources* ..... 210

**Sklyarevskiy A.N., Egorshin V.P.** *Application of the one-piston rod hydraulic cylinder in a hydraulic servo power drive with ensuring the symmetry of dynamic and static characteristics*..... 223

**Bazhukov A.E., Rolle V.E.** *The effect of pretension force on the static position of the tracked vehicle hull* ..... 233

## Chronicle of events

**Morachevskij A.G.** *Academician Vitaly Grigorjevitch Khlopin (to the 125 birthday)* ..... 240

УДК 621.315.668.9

*Ю.Н. Бочаров, В.В. Жук, А.И. Пыльнева*

# КОМПАКТНЫЕ КОМПОЗИТНЫЕ ОПОРЫ С ИЗОЛИРУЮЩИМИ СТОЙКАМИ ДЛЯ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ

*Y.N. Bocharov, V.V. Zhuk, A.I. Pylneva*

# COMPACT COMPOSITE INSULATION TOWERS FOR HIGH VOLTAGE OVERHEAD TRANSMISSION LINES

Возможность эффективного использования легких композитных материалов в конструкциях опор воздушных линий электропередач — актуальный вопрос. Традиционно считается, что основные преимущества композитных опор определяются их массогабаритными свойствами. Немаловажно, что использование электроизоляционных преимуществ строительных композитов может позволить оптимизировать конструкции воздушных ЛЭП. В настоящей статье представлены результаты анализа грозозащиты и изоляции воздушной линии 220 кВ, имеющей молниезащитный трос, при использовании композитных опор с электроизоляционными свойствами. Показано, что изолирующие свойства опоры позволяют снизить габариты линии и повысить ее надежность.

КОМПОЗИТНЫЕ ОПОРЫ; ИЗОЛЯЦИОННЫЕ ОПОРЫ; СНИЖЕНИЕ ГАБАРИТОВ ВОЗДУШНЫХ ЛЭП; ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ ИЗОЛЯЦИЯ; ГРОЗОЗАЩИТА.

Effective applicability of composite materials in towers for high voltage overhead transmission lines is a question of present interest. According to the conventional opinion, primary benefits of composite towers are specified by lightweight and compact size of composite modules. Significantly, that electrical insulating properties of composite towers can be used for more efficiency of constructions. This article focuses upon findings of lightning protection and insulation for 220 kV overhead transmission line with the lightening conductor and electric insulating towers. It is shown that by using insulating properties of composite towers it is possible to decrease dimensions of 220 kV line and increase its operational reliability.

COMPOSITE TOWERS; ELECTRIC INSULATION TOWERS; COMPACTIZATION OF OVERHEAD TRANSMISSION LINES; ELECTRIC INSULATION; LIGHTNING PROTECTION.

Общей целью нашей работы было определение эффективности применения на воздушных линиях электропередач (ВЛ) с грозозащитным тросом компактных композитных опор с электроизоляционными стойками. В качестве конкретных задач определены следующие:

разработка эскизов компактных опор нескольких конфигураций для ВЛ 220 кВ с грозозащитным тросом при использовании комбинированной изоляции, состоящей из полимерной консольной траверсы и изоляционной композитной стойки;

сравнительный анализ грозоупорности ВЛ с разработанными опорами и опорами традиционных конструкций;

формирование выводов о перспективах использования инновационных решений применения изоляционных опор.

Вопрос применения легких и быстровозводимых композитных опор для воздушных линий электропередачи приобретает все большую актуальность. Существуют как российские, так и зарубежные разработки в этой области. Основное преимущество композитных опор — их малый вес, что позволяет упростить монтаж и эксплуатацию [1]. Немаловажно, что наряду с массогабаритными преимуществами стеклопластиковые опоры имеют электроизоляционные свойства.

Долгое время создание изоляционных опор ограничивалось деревянными конструкциями и опорами из электроизоляционного бетона. В силу разных причин, связанных с эксплуатационными и физическими характеристиками дерева и бетона, широкого применения данные решения не нашли. Композитные конструкции лишены многих недостатков, которыми обладают изделия из бетона и дерева, а их использование в качестве изоляционных крайне привлекательно.

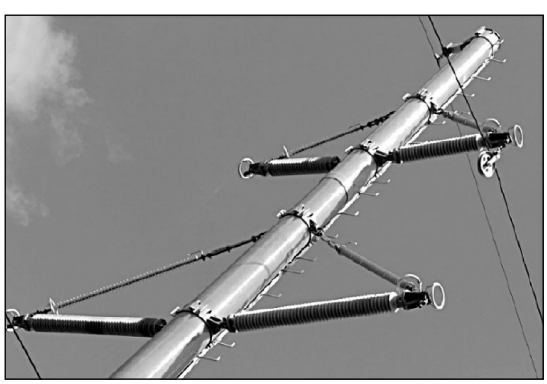
Значительных результатов в создании композитных опор удалось достичь канадской фирме RStechnologie inc., производящей модульные стеклопластиковые стойки RStandart™. В основном они используются для ВЛ среднего напряжения, в сетях уличного освещения, а также на линиях до 240 кВ. Большое количество таких опор установлено по всему миру, в том числе две опоры установлены на опытном участке ВЛ 110 кВ в Якутии.

На основе стоек RStandard™ для России разработаны опоры серии ПRS и ППRS на 110–500 кВ с металлическими решетчатыми траверсами, которые пока не нашли применения. По аналогии с канадскими опорами компанией «Феникс-88» созданы опоры серии ПК на 110 и 220 кВ, оснащенные современными изолирующими консольными траверсами. Одна опытная опора ПК смонтирована на ВЛ 110 кВ в Тюменской области в 2013 году, планируется применение этих опор и на других ВЛ.

Основные типы существующих композитных опор представлены на рис. 1. Как правило, все опоры имеют металлические элементы, грозозащитные тросы и заземление. Это накладывает ограничения на возможность использования изоляционных свойств композитных стоек. Более того, по результатам расчетов, отраженных в [2–4], при высоких одностоечных опорах следует ожидать увеличения числа отключений из-за большой индуктивности заземляющего спуска. Этой проблемы не возникнет при выполнении

*а*)

*в*)



*б*)

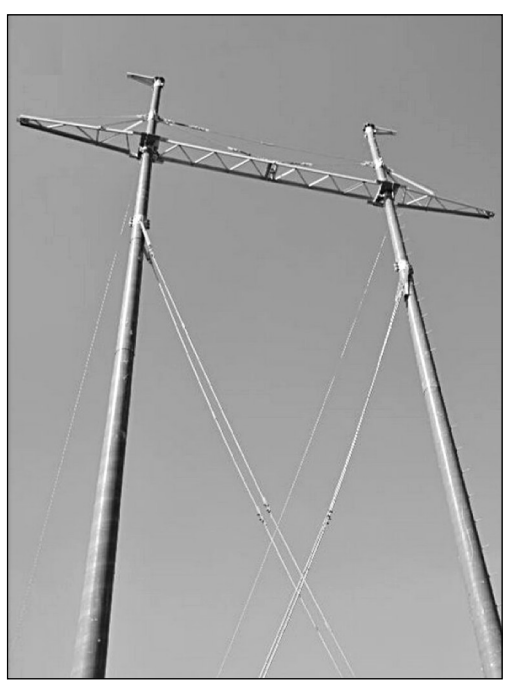


Рис. 1. Композитные опоры:

*а* — зарубежные опоры RStandart™; *б* — опора ППRS 330–1 со стойками RStandart™ и металлическими траверсами; *в* — опора ПК 110–2 со стеклопластиковыми стойками «Феникс-88» и полимерными консольными траверсами

опор по схемам опор деревянных. Те же расчеты указывают на эффективность использования изолирующих свойств опор.

Впервые идея прямого использования изолирующих свойств опоры реализована в Китае. Для повышения грозоупорности линии на опорах 110 кВ стандартных типоразмеров использована изолирующая стойка из модулей RStandard™, а заземляющий спуск троса отнесен от нее на расстояние, что позволило обеспечить заземление троса при использовании изолирующих свойств стойки. По экспериментальным и расчетным данным грозоупорность линий с такими опорами увеличивается на 54 %, обеспечивается защита полимерных траверс опоры от дуги тока короткого замыкания и увеличивается длина пути утечки изоляции [5, 6]. В этих конструкциях параметры изоляции ВЛ определяются разрядным промежутком «провод — спуск», а не характеристиками изолятора.

Анализируя данную идею, можно полагать, что вынесенный спуск на изоляционной опоре позволит сделать ВЛ более компактной без ущерба ее грозозащите и без применения ограничителей перенапряжений (ОПН).

### Разработка эскизов опор с изоляционными стойками и анализ эффективности их применения

Для определения эффективности предполагаемого метода в условиях российских стандартов были спроектированы эскизы промежуточных опор одноцепной ВЛ 220 кВ с изолирующей стойкой при наличии грозозащитного троса. Полученные эскизы использованы в сравнительном анализе грозозащиты.

Для составления эскизов опор проведен механический расчет проводов и тросов по методу предельных состояний при усредненных климатических условиях. По требованиям Правил устройства электроустановок определены габаритные расстояния между проводами и тросами. При этом учтено, что стойка опоры — электроизоляционная. Конструкция для заземления троса рассмотрена в двух вариантах, как показано на рис. 2, *б*. В первом случае провода имеют смешанное расположение, а заземляющий спуск троса проходит в продольной плоскости ВЛ; во втором варианте провода располагаются вертикально, а заземляющий спуск отнесен в сторону от опоры. В расчете принят современный трос, аналогичный тросу С-70, провод — АС 400-51 при длине пролета 280 м.

В качестве допущения принято, что по механическим условиям существует возможность обеспечить требуемую прочность опор при использовании модулей RStandard™, на что указывают результаты работ [5, 7]. Использованы полимерные траверсы, состоящие из опорного изолятора и изолятора-оттяжки, с разрядной длиной, соответствующей ВЛ 220 кВ. Изоляционные расстояния по поверхности композитных модулей определены на основе данных, приведенных в [8]. В результате эскизного проектирования получены два варианта опор.

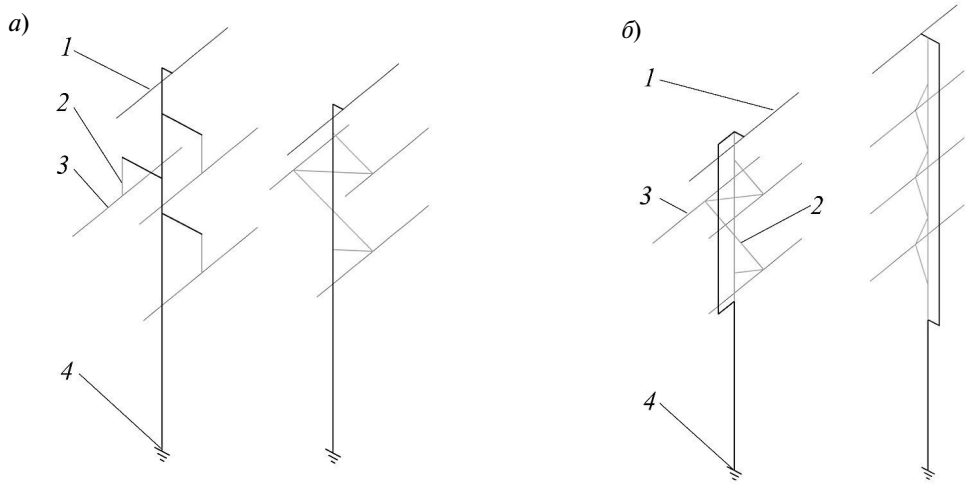



Рис. 2. Схемы опор традиционной конструкции (*а*) и при использовании изолирующих свойств композитной стойки (*б*):

*1* — грозозащитный трос; *2* — изоляция; *3* — фазные провода; *4* — заземление

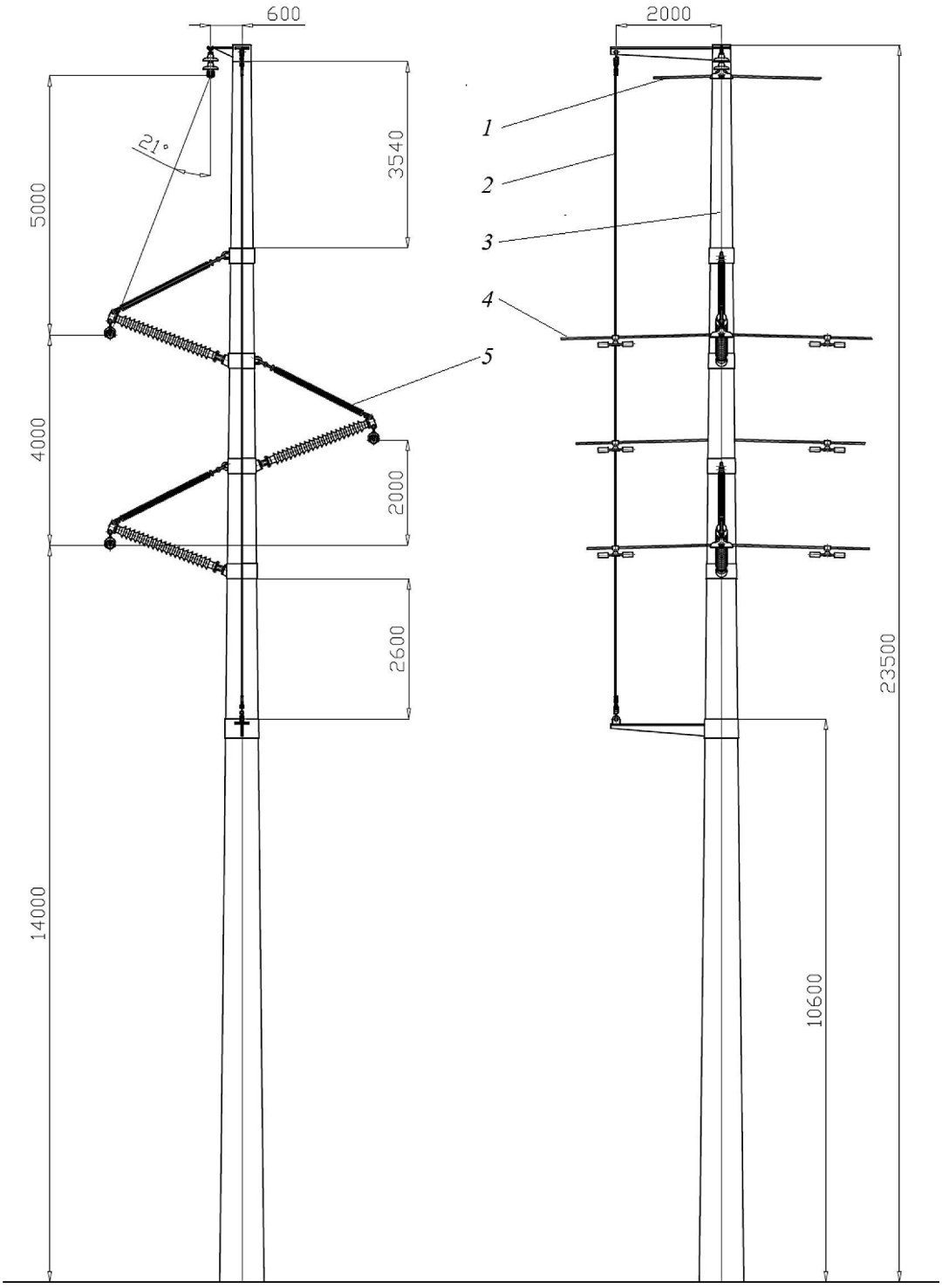



Рис. 3. Эскиз опоры с изолирующей стойкой и смешанным расположением фаз для одноцепной ВЛ 220 кВ:

*1* — грозозащитный трос; *2* — заземляющий спуск троса; *3* — изолирующая композитная стойка; *4* — фазный провод; *5* — консольная изолирующая траверса

На рис. 3 представлены эскизы опор со смешанным расположением фаз. Расстояние между проводами ВЛ в свету составляет 5 м, что определяет ширину коридора линии. Высота опоры составляет 23 м при высоте подвеса провода в 14 м. Габаритные размеры изолирующей траверсы указанной опоры представлены на рис. 4. Разрядная длина промежутка «провод — спуск» составляет 2,5 м.

Эскиз опоры с вертикальным расположением фаз изображен на рис. 5. Высота опоры составляет 27 м. Конструкция позволяет обеспечить малый угол тросовой защиты; разрядная длина изоляционного промежутка «провод — спуск» составляет 3,25 м.

В перспективных конструкциях опор величина координирующего разрядного промежутка «провод — спуск» может быть увеличена; металлические элементы бандажа на изоляционной части опоры могут выполняться композитными; заземляющий спуск может быть помещен внутрь стойки, что должно улучшить эксплуатационные характеристики линий.

Для полученных вариантов опор, а также бетонных опор ПБ 220–1, композитных ПRS 220–1 и композитных ПК 220–1 проведены сравнительные расчеты грозоупорности по методике руководящих указаний. Наибольшего внимания заслуживают результаты оценки поражения опоры молнией с возникновением обратных перекрытий; они представлены в относительных единицах на рис. 6.

Опоры с изолирующими траверсами и изолирующей композитной стойкой при вынесенном спуске имеют меньшие габаритные размеры, а по параметрам изоляции и грозозащиты могут сравниться или превзойти традиционные опоры. Трасса одноцепной ВЛ 220 кВ с изолирующей композитной опорой может быть на 44 % уже трассы ВЛ на опорах ПБ 220–1 и композитных опорах ПRS 220–1, на 17 % уже трассы для композитных опор ПК 220–1. В случае вертикального расположения проводов на изоляционной опоре эти значения улучшаются соответственно до 78 % и 72 % .

Кроме того, при использовании композитных опор стойка обеспечивает достаточное изоляционное расстояние от троса до проводов, что позволяет отказаться от заземления троса на части опор и от жесткого нормирования сопротивления заземления. В некоторых обоснованных случаях возможен отказ от обустройства заземления опоры, несмотря на наличие грозозащитного троса.

### Перспективы использования изолирующих свойств опор

Использование изолирующих свойств опоры рассмотренной конструкции позволяет решить экономические и технологические проблемы возведения ВЛ в стесненных условиях, уменьшить размеры отчуждаемой при строительстве ВЛ территории, оптимизировать

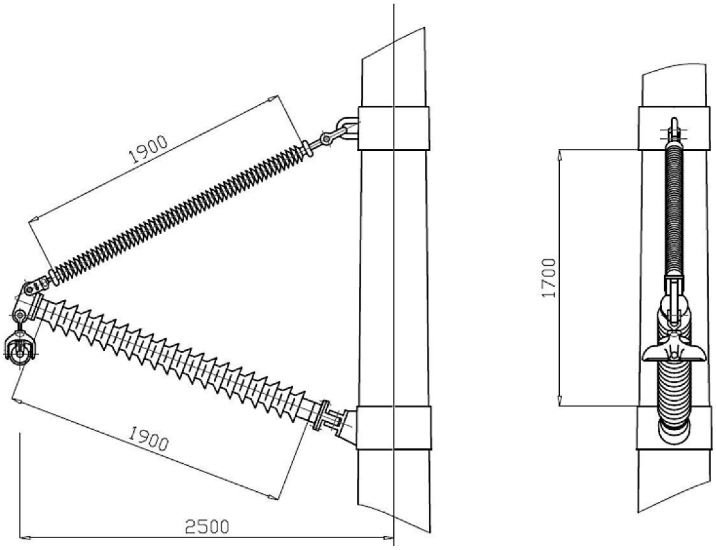



Рис. 4. Изолирующая траверса опоры 220 кВ со смешанным расположением фазных проводов

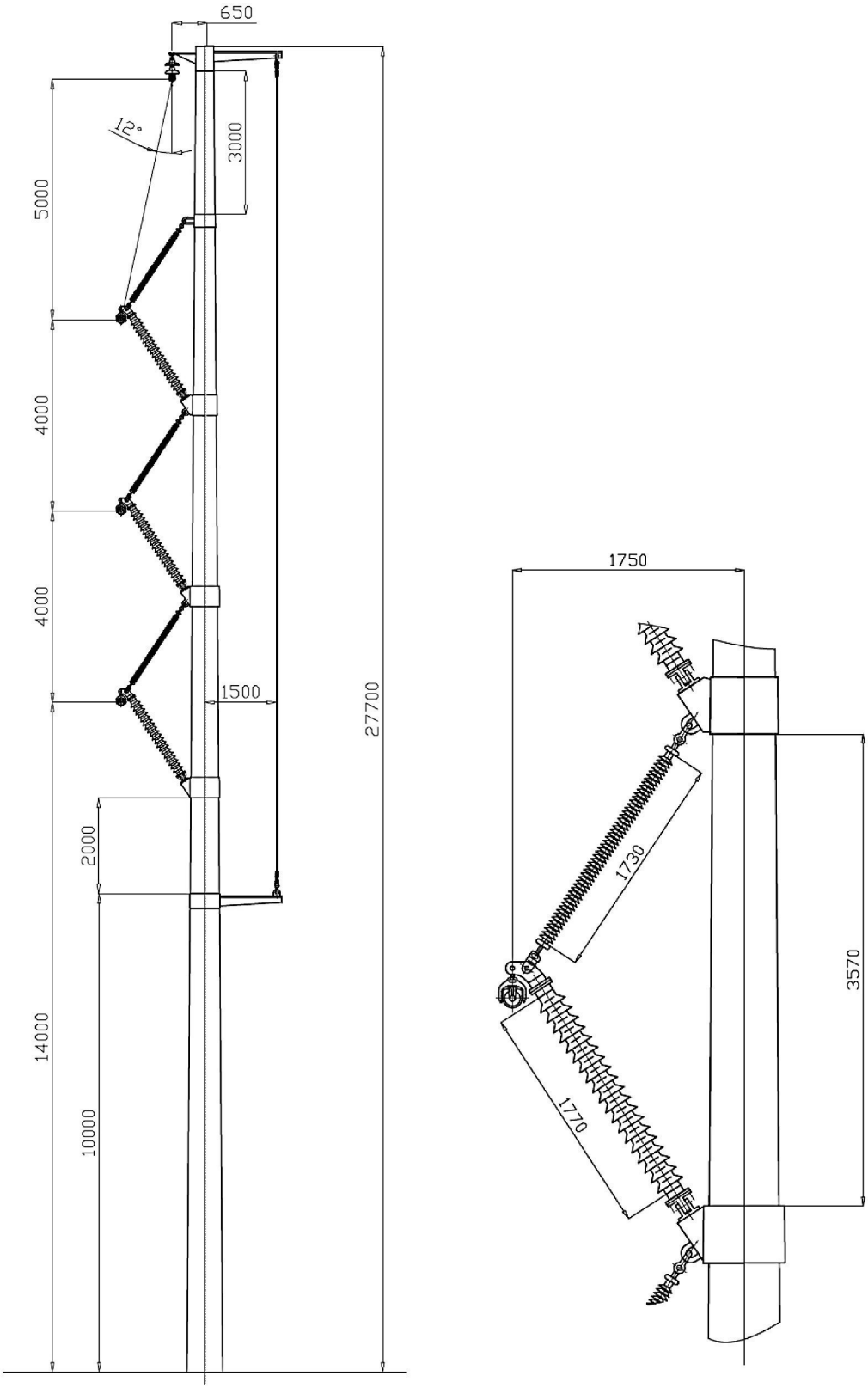
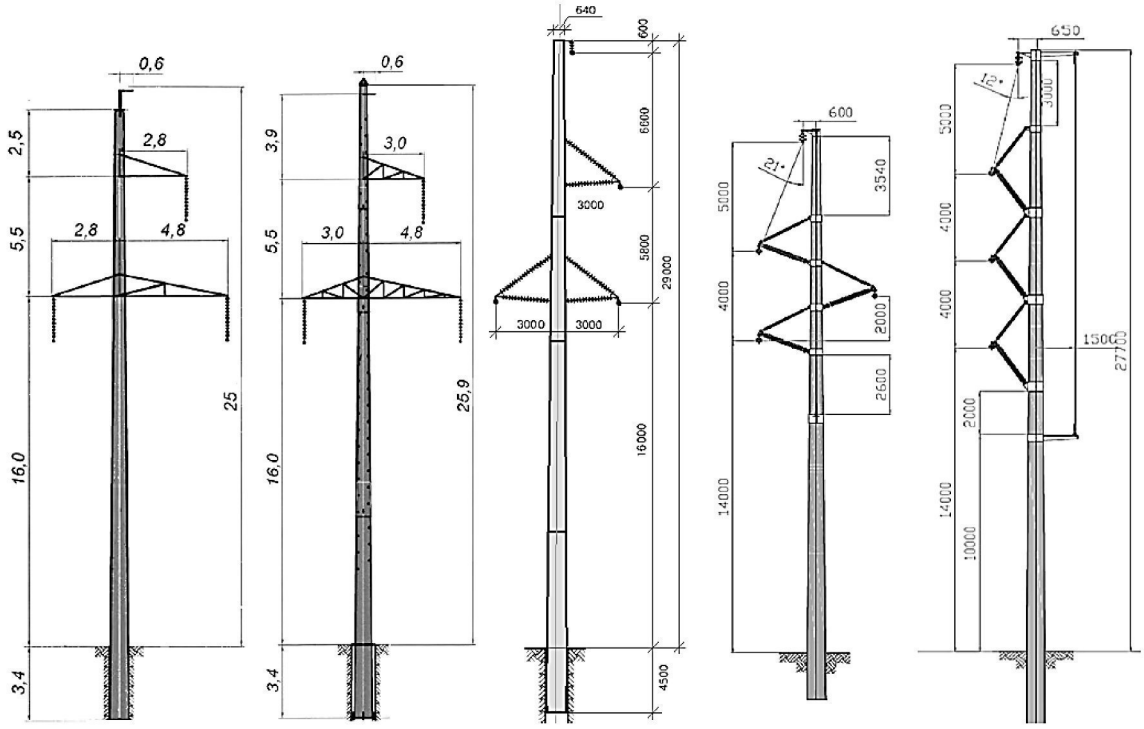



Рис. 5. Эскиз опоры с изолирующей стойкой при вертикальном расположении фаз для одноцепной ВЛ 220 кВ




ПБ 220-1 1,00 | ПRS 220-1 6,15 | ПК 220-1 11,18 | Изоляционная 1,00 | Изоляционная 0,84

Рис. 6. Опоры различных конструкций (внизу под каждой опорой указано число отключений, в относительных единицах, от обратных перекрытий)

затраты на обустройство отдельных элементов линии, например заземляющего устройства в труднообрабатываемых и высокоомных грунтах и породах. Данное решение может подойти для реконструкции или строительства ВЛ как в промышленных районах городов, так и в ненаселенной и труднодоступной местности. Рассматриваемое решение может применяться и локально, на отдельных участках ВЛ, где требуется сужение трассы и экономия территории.

Следует отметить, что диэлектрические свойства композитных опор нуждаются в детальном изучении. Применению деревянных опор и опор из электроизоляционного бетона предшествовали исследования их физических характеристик, зависимости изоляционных свойств от различных эксплуатационных воздействий, накопление статистических данных и многое другое. Опубликованных результатов исследований по изоляционным свойствам композитных опор пока недостаточно. Материалы существующих стеклопластиковых опор в первую очередь разрабатывались как конструкционные композиты. Предложенное в настоящей статье решение — наиболее разумное и безопасное для опытно-промышленной эксплуатации, не противоречит установленным стандартам и может быть апробировано в рамках планируемых проектов по композитным опорам.

Изучение комплекса электрофизических характеристик материала существующих опор RStandard™ и опор серии ПК, определение механизма загрязнения их композитных модулей, механизма увлажнения и пр. возможно на образцах, находящихся сегодня в реальной эксплуатации. Это позволит применять их как в составе комбинированной изоляции предложенных и иных конструкций, так и в более радикальных решениях, где провода линии крепятся к изоляционной стойке непосредственно.

Не стоит забывать о потенциале российских предприятий, производящих конструкционные композиты. Еще в [9] было обращено внимание на базальт и базальтопластиковый композит. Специализированное российское предприятие указывает на возможность задания различных

электрических и механических параметров базальтопластиковым конструкциям для обеспечения нужд электроэнергетики. Этому материалу уделяется особое внимание в силу потенциальной возможности изготовления из него не только стоек опор, но и изоляторов, линейной арматуры, сердечников для провода и т. п. В целях импортозамещения следует расширять область исследовательской деятельности и обращаться к принципиально новым решениям, среди которых можно отметить композитные опоры с заданными электроизоляционными свойствами.

В результате работы получены эскизы для компактных композитных опор ВЛ 220 кВ со сниженными габаритами. При использовании компактных опор возможно сужение ширины коридора линии от 44 до 78 %. Результаты расчета грозозащиты и изоляции показывают, что компактные композитные опоры имеют грозоупорность не ниже, чем у традиционных опор, а при равенстве их габаритов наличие изоляционной стойки ведет к значительному увеличению грозоупорности. Опоры предложенной конструкции обеспечивают надежную работу изоляции линии. Конструкция опоры воздушной ЛЭП может быть оптимизирована за счет отсутствия заземляющего устройства при использовании изолирующей стойки.

Предлагаемые решения могут быть внедрены в опытном проекте в ближайшее время. При их реализации возможно изучение электрических характеристик композитных материалов в реальных условиях и формирование требований к ним как к самостоятельным изоляторам, что позволит рассматривать более радикальные решения в проектировании, строительстве и эксплуатации воздушных ЛЭП.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Coltharp S., Vied T.** Standing tall against the elements // Transmission & Distribution World. 2010. Vol. 62, No 3.

2. **Бочаров Ю.Н., Жук В.В.** К вопросу о композитных опорах воздушных линий // Труды Кольского научного центра РАН. Энергетика. Вып. 4-1/2012(8). С. 78–85.

3. **Бочаров Ю.Н., Жук В.В.** Общие вопросы грозозащиты и изоляции ВЛ высокого напряжения с композитными опорами // Воздушные линии. 2012. №4 (9). С. 85–90.

4. **Жук В.В.** Анализ грозозащиты ВЛ 110–330 кВ с композитными опорами // Сб. докл. 7-й междунар. конф. «Многогранные гнутые стойки». Украина. Крым. Николаевка, 2012. С. 171–179.

5. **Han-ming Li, Shi-cong Deng, Qian-hu Wei, Yu-ning Wu.** Research on Composite Material Towers Used In 110kV Overhead Transmission Lines [Электронный ресурс] // High Voltage Engineering and Application (ICHVE), 2010 International Conference on / New Orleans, LA, 2010.— P. 572–575. IEEE Xplore (http://ieeexplore.ieee.org). DOI: 10.1109/ICHVE.2010.5640768

6. **Бочаров Ю.Н., Жук В.В.** Грозоупорность воздушных ЛЭП высокого напряжения // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Сер.: Наука и образование. 2013. №1(166). С. 80–82.

7. **Дубина А.А., Костиков В.И.** Новые конструкции полимерных стоек для опор ВЛ в РФ и Украине // Воздушные линии. 2011. №3 (4). С. 27–31.

8. **Шевченко С.М.** Анализ диэлектрических и изолирующих характеристик стеклопластиковых модулей RStandardтм // Воздушные линии. 2012. №4 (9). С. 46–50.

9. **Бочаров Ю.Н., Жук В.В.** Композитные опоры. Перспективы применения для ВЛ 110–750 кВ // Новости электротехники. 2012. №1 (73). С. 22–25.

## REFERENCES

1. **Coltharp S., Vied T.** Standing tall against the elements. *Transmission & Distribution World*. 2010. Vol. 62, No 3.

2. **Bocharov Yu.N., Zhuk V.V.** K voprosu o kompozitnykh oporakh vozdushnykh liniy. *Trudy Kolskogo nauchnogo tsentra RAN. Energetika*. Vyp. 4. 1/2012(8). S. 78–85. (rus.)

3. **Bocharov Yu.N., Zhuk V.V.** Obshchiye voprosy grozozashchity i izolyatsii VL vysokogo napryazheniya s kompozitnymi oporami. *Vozdushnyye linii*. 2012. №4 (9). S. 85–90. (rus.)

4. **Zhuk V.V.** Analiz grozozashchity VL 110–330 kV s kompozitnymi oporami. *Sb. dokladov 7-y mezhdunarodnoy konferentsii «Mnogogrannyye gnutyye stoyki»* / Ukraina, Krym. Nikolayevka, 2012. S. 171–179. (rus.)

5. **Han-ming Li, Shi-cong Deng, Qian-hu Wei, Yu-ning Wu.** Research on Composite Material Towers Used In 110kV Overhead Transmission Lines [Elektronnyy resurs] // *High Voltage Engineering and Application* (*ICHVE*), *2010 International Conference on* / New Orleans, LA, 2010.— P. 572–575. IEEE Xplore (http://ieeexplore.ieee.org). DOI: 10.1109/ICHVE.2010.5640768

6. **Bocharov Yu.N., Zhuk V.V.** Grozoupornost vozdushnykh LEP vysokogo napryazheniya. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Ser.: Nauka i obrazovaniye.* 2013. №1(166). S. 80–82. (rus.)

7. **Dubina A.A., Kostikov V.I.** Novyye konstruktsii polimernykh stoyek dlya opor VL v RF i Ukraine. *Vozdushnyye linii.* 2011. №3 (4). S. 27–31. (rus.)

8. **Shevchenko S.M.** Analiz dielektricheskikh i izoliruyushchikh kharakteristik stekloplastikovykh moduley RStandardtm. *Vozdushnyye linii.* 2012. №4 (9). S. 46–50. (rus.)

9. **Bocharov Yu.N., Zhuk V.V.** Kompozitnyye opory. Perspektivy primeneniya dlya VL 110–750 kV. *Novosti elektrotekhniki*. 2012. №1 (73). S. 22–25. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**БОЧАРОВ Юрий Николаевич** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: deanery@eef.spbstu.ru

**ЖУК Владислав Викторович** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: beetlevladislav@gmail.com

**ПЫЛЬНЕВА Алла Игоревна** — студент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: allapylneva@mail.ru

## AUTHORS

**BOCHAROV Yurii N.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: deanery@eef.spbstu.ru

**ZHUK Vladimir V.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: beetlevladislav@gmail.com

**PYLNEVA Alla I.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: allapylneva@mail.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.165–253.5:620.193.1

*А.И. Кириллов, С.А. Галаев,*
*В.Ю. Исупов, Е.М. Смирнов*

# ПРИМЕНЕНИЕ ВИХРЕРАЗРЕШАЮЩИХ МЕТОДОВ К РАСЧЕТУ ТРЕХМЕРНОГО ТЕЧЕНИЯ В ВЫХОДНОМ ДИФФУЗОРЕ ГАЗОВОЙ ТУРБИНЫ

*A.I. Kirillov, S.A. Galaev,*
*V.Yu. Isupov, E.M. Smirnov*

# APPLICATION OF EDDY RESOLVING METHODS TO THE CALCULATION OF THREE-DIMENSIONAL FLOW IN A GAS TURBINE EXHAUST DIFFUSER

Приведена мотивация к постановке расчетов трехмерного нестационарного турбулентного течения в кольцевом диффузоре с силовыми стойками, установленном на выходе из мощной газовой турбины. Рассмотрены два варианта из числа вихреразрешающих методов, реализованных в пакете ANSYS FLUENT. Приведены результаты предварительных тестовых расчетов отрывного обтекания крылового профиля с применением URANS и IDDES методов. Проведено численное моделирование турбулентного течения для реальных условий работы выходного диффузора и в сопоставлении с экспериментальными данными оценена возможность URANS и IDDES методов по предсказанию характеристик его эффективности. Показано явное превосходство метода IDDES.

ГАЗОВАЯ ТУРБИНА; ВЫХОДНОЙ ДИФФУЗОР; ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ВИХРЕРАЗРЕШАЮЩИЕ МЕТОДЫ.

The article is aimed at showing motivation to setting computations of three-dimensional unsteady turbulent flow in an annual powerful gas-turbine exhaust diffuser with power struts. Two variants of eddy resolving methods among those implemented in the ANSYS FLUENT package are considered. Results of auxiliary test computations of separated flow around an airfoil performed with the URANS and the IDDES methods are presented. It has been conducted numerical simulation of turbulent flow in the exhaust diffuser under real conditions of its work. Comparing to the test data, it is evaluated capabilities of the URANS and the IDDES methods with respect to accuracy of diffuser efficiency prediction. It is shown evident superiority of the IDDES method.

GAS TURBINE; EXHAUST DIFFUSER; NUMERICAL SIMULATION; EDDY RESOLVING METHODS.

Выходной диффузор — важнейший элемент проточной части газовой турбины, значительно влияющий на эффективность и эксплуатационные характеристики газотурбинных двигателей (ГТД) и газотурбинных установок (ГТУ). Диффузор, как правило, представляет собой плавно расширяющийся кольцевой канал с прямолинейной осью. В нем размещены радиально ориентированные силовые стойки аэродинамического профиля, соединяющие задний подшипник ротора с корпусом турбины. Силовые стойки обычно имеют симметричную относительно меридианной плоскости форму, а эквивалентный угол раскрытия диффузора не превышает 10–11°. Проточную часть диффузора в первом приближении формируют в соответствии с широко известными рекомендациями (см., например, [1, 2]), которые сформулированы в результате обобщения экспериментов, выполненных на классических лабораторных стендах для однородного стационарного потока при входе в диффузор.

Однако даже на номинальном режиме работы ГТУ, когда поток при входе в диффузор имеет близкое к осевому направление, сформированное последней ступенью течение перед диффузором все же оказывается неоднородным и нестационарным. На нерасчетных режимах работы ГТУ, когда входящий в диффузор поток сильно закручен и обтекание силовых стоек с большими углами атаки сопровождается отрывом пограничного слоя, явления нестационарности возникают также и во внутренней области течения. Входная неоднородность и нестационарность течения заметно влияют на эффективность диффузора, а нестационарность — и на его акустические характеристики. Поэтому выбранную в первом приближении конфигурацию проточной части для выходного диффузора газовой турбины необходимо корректировать по результатам модельных испытаний и/или расчетного анализа трехмерной структуры течения.

Достоверность данных модельных испытаний во многом определяется качеством моделирования граничных условий на входе в диффузор, которые в наибольшей мере соответствуют натурным, когда объектом исследования является блок «последняя ступень турбины — выходной диффузор». Подробные экспериментальные данные о характеристиках и структуре течения в таком блоке впервые получены в Санкт-Петербургском государственном политехническом университете (СПбГПУ) [3–7]. Они позволяют не только изучить особенности течения в диффузоре практически в натурных условиях, но и исследовать эффекты взаимного влияния последней ступени и диффузора.

### Постановка нестационарной задачи

Создание экспериментального блока «последняя ступень турбины — выходной диффузор» и проведение опытов на нем — чрезвычайно трудоемкое и весьма затратное мероприятие. Поэтому целесообразно, используя в качестве тестовых уже полученные экспериментальные данные, разработать методику численного моделирования, адекватно воспроизводящую трехмерную структуру нестационарного течения в блоке. Постановка нестационарной задачи в данном случае особенно актуальна, поскольку попытки численного моделирования трехмерного течения в диффузоре, работающем в составе блока, выполненные в стационарной постановке [4, 6, 7], даже при учете входной неравномерности потока не привели к удовлетворительному результату.

Решению поставленной задачи и посвящена поддержанная Российским фондом фундаментальных исследований работа (грант РФФИ № 14-08-00553), которую ведет группа, состоящая из студентов, аспирантов и преподавателей кафедр «Гидроаэродинамика», «Турбины, гидромашины и авиационные двигатели» и «Теоретические основы теплотехники» СПбГПУ. На первом этапе исследования, результаты которого представлены в настоящей статье, решается задача выбора метода для расчета трехмерного нестационарного течения в изолированном кольцевом диффузоре с силовыми стойками. Расчеты проводились с использованием гидрогазодинамического программного пакета ANSYS FLUENT [8], нашедшего в последние годы широкое применение для численного анализа течений в областях сложной геометрии, к которым относятся и проточные части газовых турбин.

Заметим также, что современные ГТД и стационарные ГТУ, спроектированные как самостоятельный агрегат или для работы в составе парогазовой установки, имеют высокую начальную температуру газа (порядка 1500 °С), а следовательно, и высокую температуру газа в выходном диффузоре (более 600 °С). Поэтому для проектанта будут представлять также значительный интерес достоверные расчетные данные о теплообмене и температурном состоянии несущих деталей конструкции, которые можно получить, зная реальную структуру течения в диффузоре.

### Вихреразрешающие методы

Результаты настоящей работы получены с применением двух подходов к расчету турбулентного трехмерного течения в диффузоре, которые с той или иной степенью полноты и адекватности позволяют численно воспроизвести нестационарные вихревые образования, возникающие при отрыве потока от силовых стоек.

Первый из подходов основан на решении осредненных по Рейнольдсу нестационарных уравнений Навье — Стокса (Unsteady Reynolds Averaged Navier — Stokes, URANS), дополненных

полуэмпирическими замыкающими соотношениями (модель турбулентности). Поскольку в этом случае модель турбулентности отражает вклад почти полного спектра турбулентных пульсаций в процессы перемешивания, то можно рассчитывать только на воспроизведение наиболее крупномасштабных, низкочастотных вихревых структур, развивающихся вследствие внутренней неустойчивости свободных (оторвавшихся) сдвиговых слоев. При всех своих недостатках метод URANS привлекателен тем, что для его реализации требуются сравнительно умеренные вычислительные ресурсы. Относительно проблемы выбора замыкающей модели турбулентности можно лишь еще раз констатировать, что к настоящему времени разработано огромное число полуэмпирических моделей, однако ни одна из них не обладает свойством универсальности. Вместе с тем в последние годы для расчета течений как безотрывных, так и с локализованным отрывом все чаще применяют $k-\omega$ Shear Stress Transport (SST) модель Ментера [9], позволяющую получить приемлемые по точности решения многих прикладных задач (как правило, в рамках стационарной постановки). Эта модель и была использована для расчетов в настоящей работе.

Второй, более затратный, подход является гибридным, сочетающим вычисления по RANS-модели в пристеночных турбулентных пограничных слоях с численным моделированием крупных вихрей (Large Eddy Simulation, LES) в отрывной области. Этот RANS/LES-подход, базовые положения которого подробно изложены в работах [10, 11], известен как метод моделирования отсоединенных вихрей (Detached Eddy Simulation, DES). В методе DES для всей расчетной области используется единая модель турбулентности, которая выполняет функцию модели подсеточной (неразрешаемой) турбулентности в областях LES (областях отсоединенных вихрей) и модели RANS в остальных областях. Алгоритмически переход к LES модели происходит там, где локальный линейный масштаб турбулентности, определяемый моделью RANS, превосходит размер ячеек расчетной сетки. Такая ситуация имеет место вдали от стенок (при условии достаточной измельченности расчетной сетки в области, которую исходно предполагается охватить LES расчетами). Следует отметить также, что вблизи стенок, где модель турбулентности работает как обычная RANS модель, решение также нестационарно. Представляемые ниже RANS/LES расчеты проведены с использованием усовершенствованного варианта метода моделирования отсоединенных вихрей, разработанного в [12] и обозначаемого как IDDES. С некоторыми модификациями [13] он реализован в пакете ANSYS FLUENT для случая использования $k-\omega$ SST модели турбулентности в качестве базовой.

### Результаты тестовых расчетов*

Ниже приведены результаты двух серий тестовых расчетов трехмерного турбулентного нестационарного течения с развитым отрывом. Первая из них, в которой рассматривалось отрывное обтекание крылового профиля, (задача 1) была направлена на отработку методики расчетов по вихреразрешающим моделям с применением гидрогазодинамических программных пакетов компании ANSYS Inc. Цель второй серии расчетов (задача 2) заключалась в оценке возможностей URANS и IDDES методов по предсказанию эффективности выходного диффузора газовой турбины путем сопоставления расчетных данных с экспериментальными.

**Задача 1.** Рассматривается задача расчета аэродинамических характеристик крылового профиля NACA 0012 при его (статистически двумерном) обтекании с большими положительными углами атаки, когда за профилем формируется обширная зона отрыва. Число Рейнольдса, построенное по скорости набегающего потока и хорде профиля, составляет $10^5$. Эта задача была решена еще разработчиками метода DES [14] и может считаться классической. Однако детали ее численного решения с применением ANSYS FLUENT неизбежно будут отличаться от использованного в [14] численного метода.

Из существенных различий отметим, во-первых, применение в пакете ANSYS FLUENT интерполяционной процедуры второго порядка при вычислении конвективных потоков сквозь грани расчетных ячеек (контрольные объемы), тогда как в программном инструментарии работы [14] реализованы численные схемы более высокого порядка. Ограничения по порядку

*В тестовых расчетах принимал участие студент А.Ю. Конин.

интерполяции, свойственные расчетному алгоритму коммерческого пакета, — следствие организации вычислений на неструктурированных сетках, т. е. применения технологии, ориентированной на численный анализ трехмерных течений в областях сложной геометрии, с приемлемыми для практического использования затратами вычислительных ресурсов и усилий на генерацию расчетных сеток.

Вторая особенность пакета ANSYS FLUENT — возможность использование решателя NITA, реализующего полунеявную схему дробных шагов (Fractional Step) [8] и позволяющего заметно снизить затраты вычислительного времени. Заметим, что именно возможность применения решателя NITA, имеющаяся в пакете ANSYS FLUENT, определила предпочтение, отданное ему в нашем исследовании перед пакетом ANSYS CFX, прежде всего при проведении расчетов по методу DES.

При расчетах методом IDDES использовалась расчетная область с внешней круговой границей, радиус которой составлял 15 хорд профиля. Размер области в поперечном направлении, по которому накладываются условия периодичности, равнялся одной хорде профиля. Сгенерированная расчетная сетка содержала 1,58 млн ячеек. Безразмерный шаг по времени составлял 0,002. Кроме уже упомянутого решателя NITA, использованы следующие опции пакета [8]:

противопоточная схема второго порядка (Second Order Upwind) для интерполяции турбулентных характеристик на грани ячейки;

неявная схема второго порядка (Second Order Implicit) для аппроксимации производных по времени;

схема Standard для вычисления градиентов;

схема Least Squares Cell Based для интерполяции давления на грань ячейки.

Расчеты методом URANS, как и в работе [14], выполнены в двумерной постановке с шагом по безразмерному времени 0,01. В этом случае применялся решатель [8], основанный на алгоритме SIMPLEC. Остальные вычислительные опции в расчетах методом URANS те же, что в расчетах методом IDDES. Размер сетки для расчетов по методу URANS составлял 52,8 тыс. ячеек (фактически именно эта сетка транслировалась в третьем направлении при генерации сетки для расчетов по методу IDDES).

В целом полученные с применением ANSYS FLUENT результаты для нестационарной структуры течения и интегральных характеристик профиля NACA0012 находятся в удовлетворительном соответствии с данными [14]. Не останавливаясь на деталях структуры течения, приведем лишь результаты (рис. 1) для осредненного во времени коэффициента лобового сопротивления профиля.

Как следует из рис. 1, результаты расчетов, выполненных методом URANS в пакете ANSYS FLUENT, весьма близки к приведенным в работе [14] расчетным данным. Это заключение справедливо как для области безотрывного течения, так и для области обтекания профиля с обширным отрывом. На режимах течения с отрывом наши расчеты по методу IDDES привели к расхождению результатов с данными [14] примерно на 10 %. При этом рассогласование расчетных и экспериментальных данных не превышает 15 %, что можно считать приемлемым. Особенно, если принять во внимание, что в зоне $\alpha > 40°$ значения коэффициента лобового сопротивления, вычисленные методом URANS, превышают экспериментальные в полтора—два раза.

При вычислении осредненных во времени значений интегральных характеристик отрывного течения, которые рассчитаны методом моделирования отсоединенных вихрей, следует

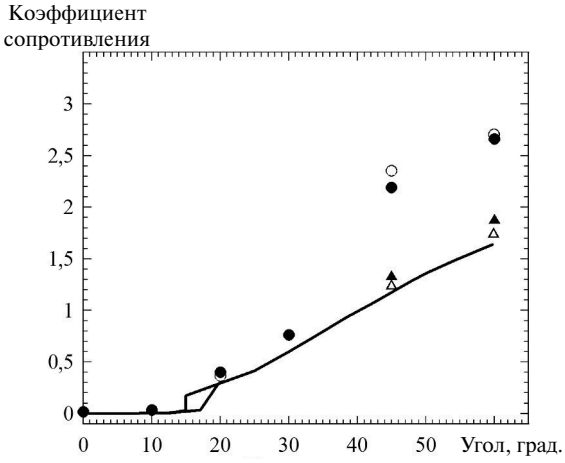



Рис. 1. Зависимость коэффициента лобового сопротивления от угла атаки $\alpha$ для профиля NACA 0012: заполненные символы — результаты настоящих расчетов, незаполненные символы — расчетные данные [14]

—— – эксперимент; ○, ● — URANS; △, ▲ — DES

учитывать, что воспроизведенная этим методом близкая к реальной структура нестационарного течения характеризуется существенно более богатым спектром пространственных и временных масштабов, чем рассчитанная методом URANS. Как следствие, для расчетов по методу DES характерно, во-первых, повышенное время (и, особенно, число временных шагов) выхода результатов вычислений на статистически установившийся режим, данные осреднения которого можно сопоставлять с полученными при стационарных измерениях. Во-вторых, для вычисления этим методом достоверного значения осредненной во времени интегральной характеристики течения необходимо использовать бóльшую по времени выборку ее мгновенных значений. Сказанное иллюстрируется приведенными на рис. 2 расчетными данными об эволюции во времени коэффициента лобового сопротивления профиля NACA 0012.

**Задача 2.** Конфигурация расчетной области соответствовала форме проточной части выходного диффузора с пятью симметричными силовыми стойками, экспериментально исследованного в составе блока «последняя ступень турбины — выходной диффузор» [6]. Для сокращения вычислительного времени расчетная область содержала лишь одну стойку и один сектор диффузора с углом 72° (рис. 3), на границах которого ставились условия периодичности. В расчетную область, помимо диффузора, включен также участок атмосферы с целью смягчения влияния выходного граничного условия (задавалось постоянное по границе и во

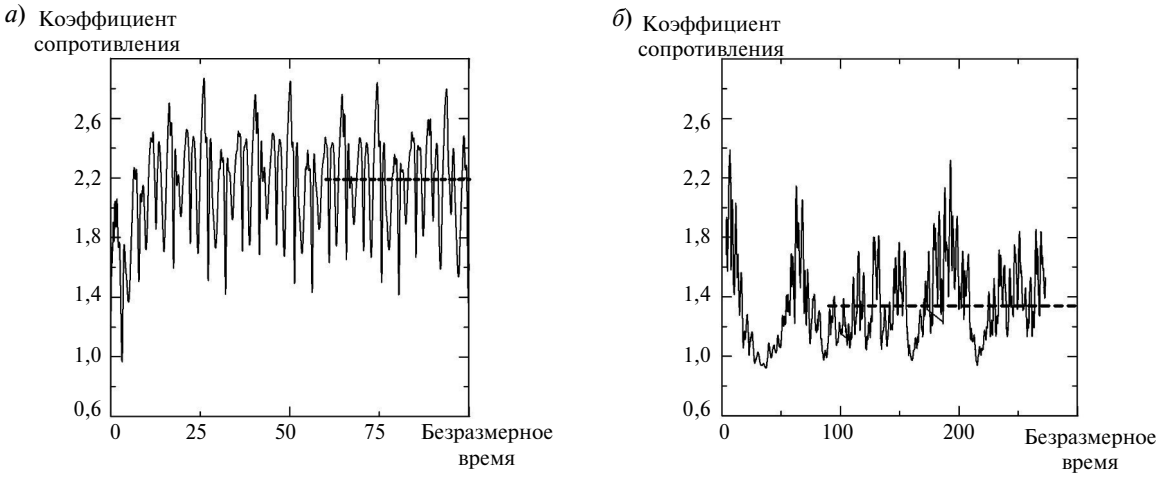



Рис. 2. Изменение во времени коэффициента лобового сопротивления профиля NACA 0012 при обтекании под углом атаки 45°:

*а* — метод URANS, *б* — метод IDDES (штриховой линией показано среднее значение)

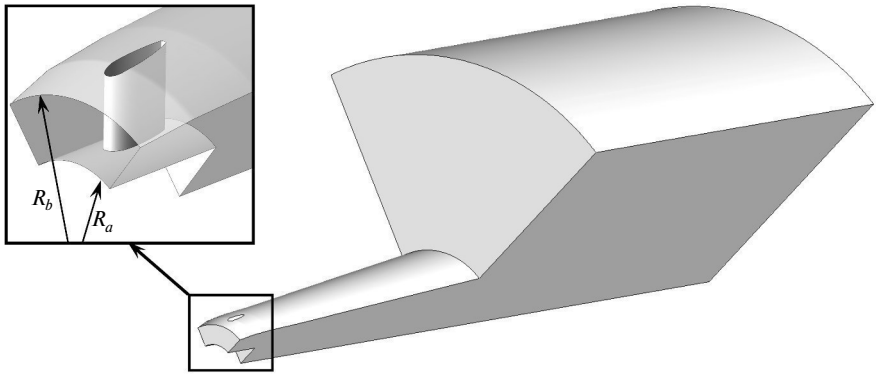



Рис. 3. Расчетная область при численном моделировании течения в диффузоре: $R_a = 0{,}121$ м, $R_b = 0{,}222$ м

времени давление). Размер расчетной сетки составлял 4,29 млн ячеек.

На входе в расчетную область задавались профили полного давления и температуры торможения, а также направление течения (рис. 4), измеренные в опытах путем траверсирования потока 3D-зондами [6]. Степень турбулентности входного потока была принята равной 1,5 %, отношение турбулентной вязкости к молекулярной — 10. Уровень, от которого отсчитывалось избыточное давление, составлял 101325 Па.

Рис. 4 показывает, что поток перед диффузором неоднороден как по температуре, так и по давлению торможения. На протяжении примерно 60 % высоты стойки он отклоняется от осевого направления на угол около 20° Особенно велико отклонение потока в районе внутренней обечайки диффузора, где оно достигает 50°.

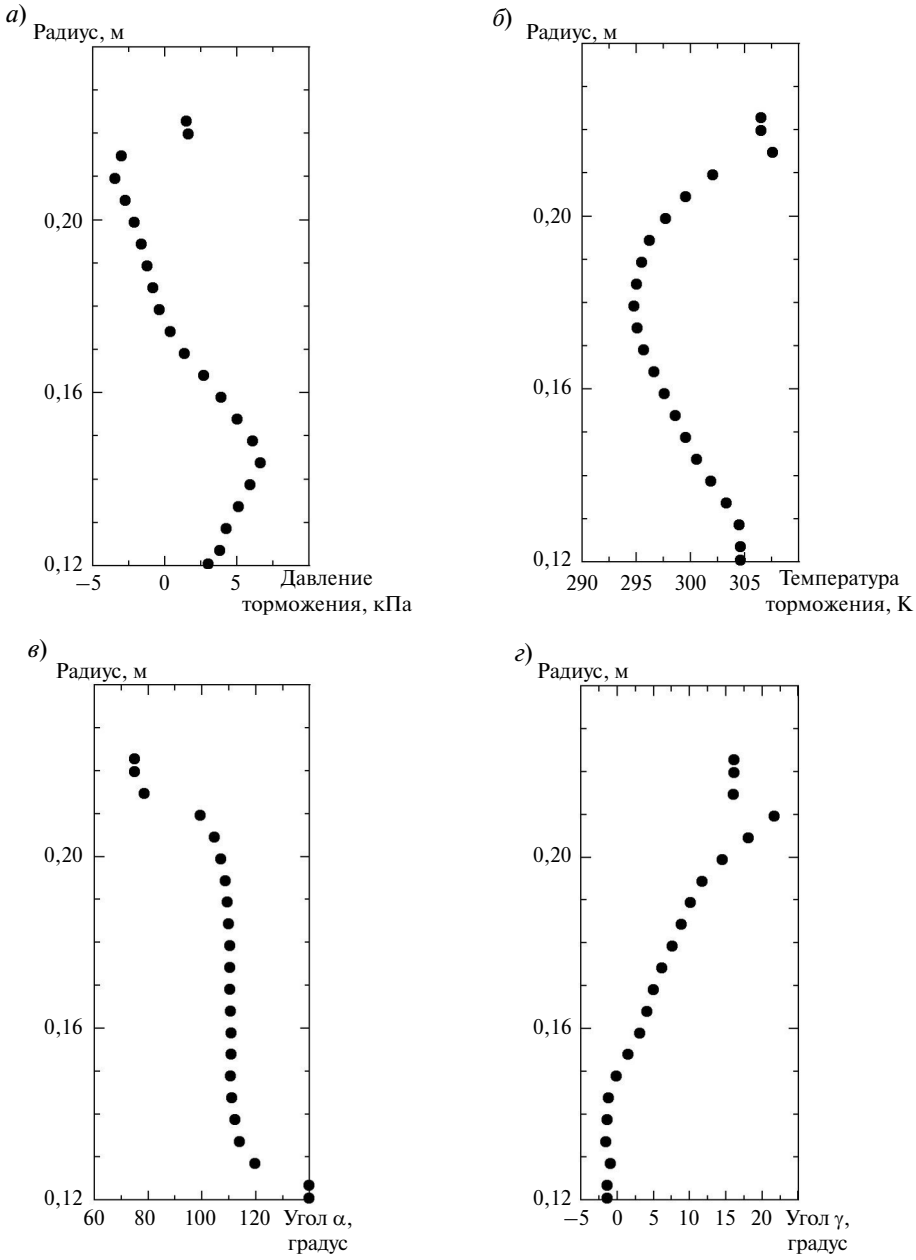



Рис. 4. Граничные условия на входе в диффузор:

*а* — избыточное давление торможения; *б* — температура торможения; *в* — направление потока в тангенциальной плоскости (α); *г* — направление потока в меридианной плоскости (γ)

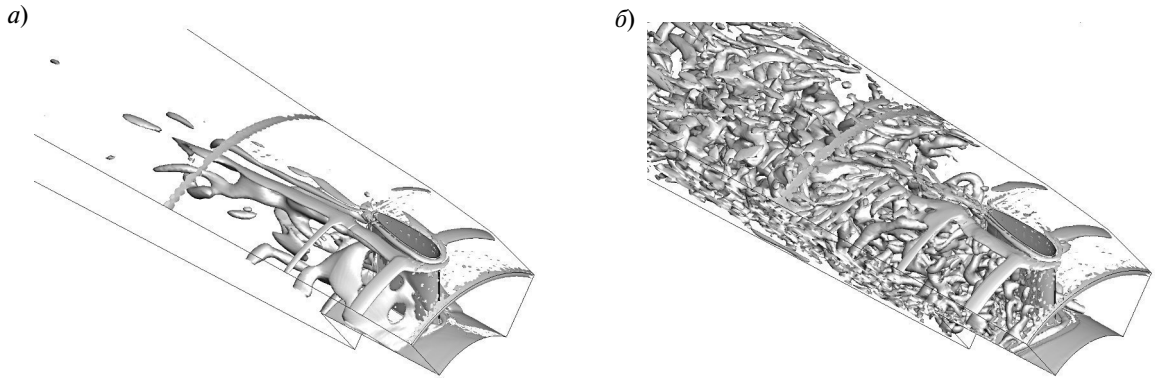



Рис. 5. Изоповерхности Q-критерия для течения в диффузоре:
*а* — URANS; *б* — IDDES

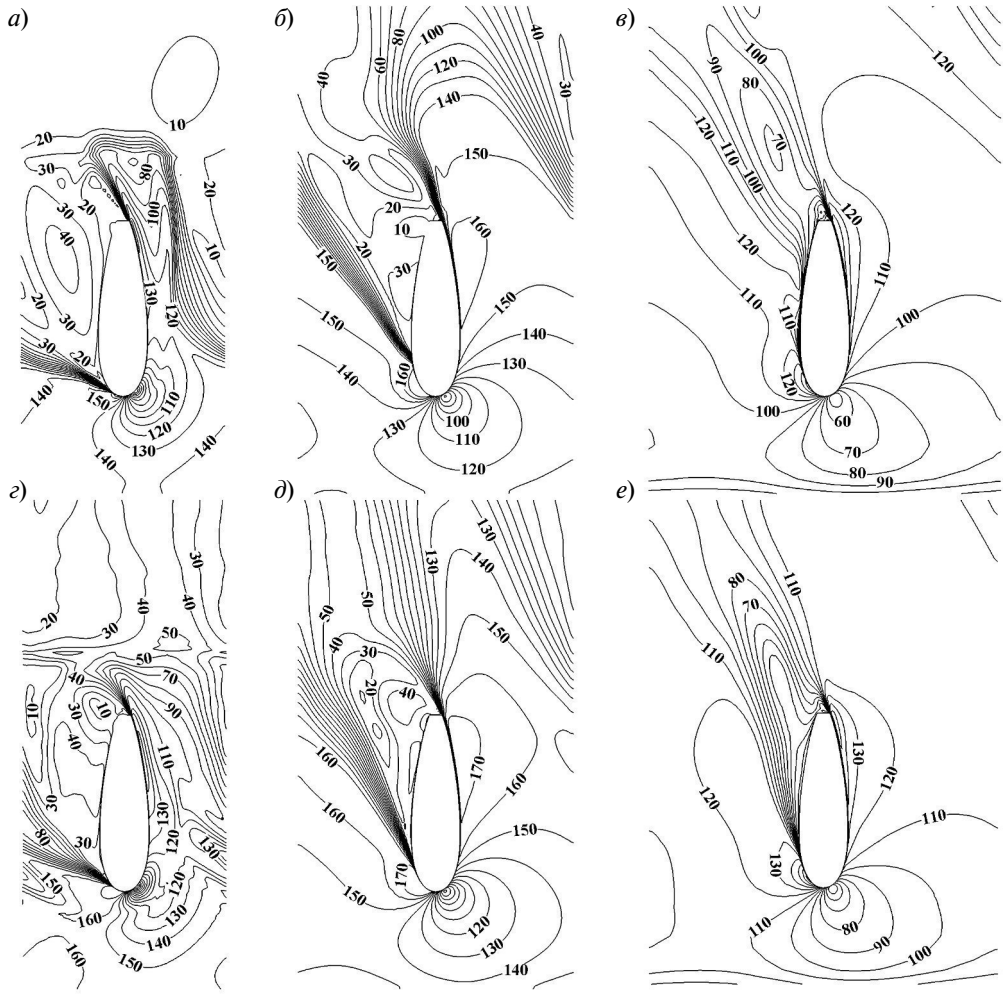



Рис. 6. Распределения осредненного во времени модуля скорости на трех цилиндрических поверхностях по результатам расчетов методами URANS (*а*, *б*, *в*) и IDDES (*г*, *д*, *е*) при R равном 0,126 м (*а*, *г*), 0,171 м (*б*, *д*) и 0,217 м (*в*, *е*)

Как и ожидалось, расчеты по методу IDDES дают намного более детальную вихревую структуру течения, чем вычисления по URANS. Этот факт иллюстрирует рис. 5, где изображена мгновенная изоповерхность так называемого Q-критерия [15] при его значении порядка $10^6$ с$^{-2}$. Выбранное высокое положительное значение Q-критерия для построения изоповерхности позволило выделить области с полным преобладанием вращения жидкости над сдвигом, т. е. визуализировать именно вихревую структуру течения.

Различие в качестве разрешения нестационарной вихревой структуры потока методами IDDES и URANS отразилось на полученных расчетных полях скорости (рис. 6). В сечении $R = 0{,}217$ м, близком к внешней обечайке диффузора, где силовые стойки обтекаются с малыми углами атаки и доля потерь, связанных с вихреобразованием, невелика, поля осредненной во времени скорости, полученные методами IDDES и URANS, отличаются незначительно. Однако уже в среднем сечении проточной части диффузора ($R = 0{,}171$ м, угол атаки около 20°) их различие становится очевидным. Наибольшая разница в картинах течения наблюдается в зоне отрывного течения, примыкающей к нижней обечайке диффузора ($R = 0{,}126$ м, угол атаки ≈ 50°).

Различие в структурах течения, предсказанных методами IDDES и URANS, отразилось и на расчетных значениях коэффициента восстановления давления $C_p$ рассматриваемого диффузора. В соответствии с работой [6] эта величина определялась как разница средних значений статического давления на выходе и входе в диффузор, отнесенная к среднему входному динамическому напору. Вычисленные методами URANS и IDDES значения коэффициента $C_p$ составили соответственно 0,56 и 0,65. При этом значение, рассчитанное по методу моделирования отсоединенных вихрей, достаточно близко к экспериментальному значению 0,69 [6] — отличие лежит в пределах 6 %, в то время как метод URANS приводит к расхождению почти в 20 %.

Для расчета трехмерного нестационарного течения в выходном диффузоре газовой турбины даже в том случае, когда силовые стойки обтекаются с умеренными углами атаки, предпочтительно применять метод моделирования отсоединенных вихрей (DES). Этот метод физически более правдоподобно воспроизводит структуру потока, чем нестационарные расчеты на основе осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье — Стокса. Предсказанное методом DES (в его усовершенствованном варианте IDDES) расчетное значение коэффициента восстановления давления в диффузоре удовлетворительно согласуется с экспериментальным.

Можно прогнозировать, что при анализе течения в выходном диффузоре на нерасчетных режимах работы газовой турбины, при которых силовые стойки обтекаются с бóльшими, чем в приведенном в статье примере, углами атаки, преимущества метода IDDES проявятся еще более отчетливо.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Дейч М.Е., Зарянкин А.Б**. Газодинамика диффузоров и выхлопных патрубков турбомашин. М.: Энергия, 1970. 384 с.

2. **Мигай В.К., Гудков Э.И.** Проектирование и расчет выходных диффузоров турбомашин. Л.: Машиностроение, 1981. 272 с.

3. **Зандер М.С., Черников В.А.** Аэродинамические характеристики блока «ступень — выходной диффузор» стационарной газовой турбины при различных режимах работы // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2011. № 2. С. 61–68.

4. **Зандер М.С., Черников В.А., Семакина Е.Ю.** Экспериментальные и численные исследования структуры 3D-потока в отсеке «турбинная ступень осевой диффузор» // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2013. № 1. С. 197–203.

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

6. **Черников В.А., Семакина Е.Ю.** Информационно-измерительная система аэродинамического стенда для исследований потока в проточной части отсека «ступень — диффузор» и некоторые результаты испытаний на модели мощной газовой турбины // Энергетические машины и установки. 2008, №1. С. 24–34.

7. **Петросов К.В.** Совершенствование выходных диффузоров стационарных газовых турбин на основе

физического эксперимента и численного моделирования. Дисс. ... канд. техн. наук: 05.04.12. СПб., 2005. 183 с.

8. ANSYS FLUENT. User's Guide / ANSYS, Inc. Release 14.0.

9. **Menter F.R., Kuntz M., Langtry R.** Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model // Turbulence, Heat and Mass Transfer-4. Ed. Hanjalic K., Nagano Y., Tummers M. Begell House Inc., 2003. P. 625–632.

10. **Стрелец М.Х., Травин А.К., Шур М.Л., Спаларт Ф.Р.** Метод моделирования отсоединенных вихрей для расчета отрывных турбулентных течений: предпосылки, основная идея и примеры применения // Научно-технические ведомости Политехнического университета. 2004. № 2 (36). С. 22–33.

11. **Гарбарук А.В., Стрелец М.Х., Шур М.Л.** Моделирование турбулентности в расчетах сложных течений: Уч. пособие. СПб.: Изд-во Политехнического университета, 2012. 88 с.

12. **Shur M.L., Spalart P.R., Strelets M.Kh., Travin A.K.** A hybrid RANS-LES approach with delayed-DES and wall-modelled LES capabilities // International Journal of Heat and fluid Flow. 2008. Vol. 29. P. 1638–1649.

13. **Gritskevich M.S., Garbaruk A.V., Schutze J., Menter F.R.** Development of DDES and IDDES Formulations for the $k - \omega$ Shear Stress Transport Model // Flow, Turbulence and Combustion. № 88(3). P. 431–449.

14. **Shur M., Spalart P.R., Strelets M., Travin A.** Detached-eddy simulation of an airfoil at high angle of attack // Engineering turbulence modelling and experiments – 4 / Ed. W. Rodi and D. Lwurense. Elsevier Ltd., 1999. P. 669–678.

15. **Hunt J.C.R., Wray A.A., Moin P.** Eddies, stream, and convergence zones in turbulent flows // Center for Turbulence Research. Report CTR-S88. 1988. P. 193–208.

## REFERENCES

1. **Deych M.Ye., Zaryankin A.B.** Gazodinamika diffuzorov i vykhlopnykh patrubkov turbomashin. M.: Energiya, 1970. 384 s. (rus.)

2. **Migay V.K., Gudkov E.I.** Proyektirovaniye i raschet vykhodnykh diffuzorov turbomashin. L.: Mashinostroyeniye, 1981. 272 s. (rus.)

3. **Zander M.S., Chernikov V.A.** Aerodinamicheskiye kharakteristiki bloka «stupen — vykhodnoy diffuzor» statsionarnoy gazovoy turbiny pri razlichnykh rezhimakh raboty. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye*. 2011. № 2. S. 61–68. (rus.)

4. **Zander M.S., Chernikov V.A., Semakina Ye.Yu.** Eksperimentalnyye i chislennyye issledovaniya struktury 3D-potoka v otseke «turbinnaya stupen — osevoy diffuzor». *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye*. 2013. № 1. S. 197–203. (rus.)

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

6. **Chernikov V.A., Semakina Ye.Yu.** Informatsionno-izmeritelnaya sistema aerodinamicheskogo stenda dlya issledovaniy potoka v protochnoy chasti otseka «stupen-diffuzor» i nekotoryye rezultaty ispytaniy na modeli moshchnoy gazovoy turbiny. *Energeticheskiye mashiny i ustanovki*. 2008. №1. S. 24–34. (rus.)

7. **Petrosov K.V.** Sovershenstvovaniye vykhodnykh diffuzorov statsionarnykh gazovykh turbin na osnove fizicheskogo eksperimenta i chislennogo modelirovaniya. Diss. ... kand. tekhn. nauk: 05.04.12.– Sankt-Peterburg, 2005. 183 s. (rus.)

8. ANSYS FLUENT. User's Guide / ANSYS, Inc. Release 14.0.

9. **Menter F.R., Kuntz M., Langtry R.** Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model // Turbulence, Heat and Mass Transfer - 4. Ed.: K. Hanjalic, Y. Nagano, M. Tummers. Begell House Inc., 2003. P. 625–632.

10. **Strelets M.Kh., Travin A.K., Shur M.L., Spalart F.R.** Metod modelirovaniya otsoyedinennykh vikhrey dlya rascheta otryvnykh turbulentnykh techeniy: predposylki, osnovnaya ideya i primery primeneniya. Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti. Politekhnicheskogo universiteta. Sankt-Peterburg. 2004. № 2 (36). S. 22–33. (rus.)

11. **Garbaruk A.V., Strelets M.Kh., Shur M.L.** Modelirovaniye turbulentnosti v raschetakh slozhnykh techeniy. Uch. posobiye. SPb.: Izd-vo Politekhnicheskogo universiteta, 2012. 88 s. (rus.)

12. **Shur M.L., Spalart P.R., Strelets M.Kh., Travin A.K.** A hybrid RANS-LES approach with delayed-DES and wall-modelled LES capabilities. *International Journal of Heat and fluid Flow*. 2008. Vol. 29. P. 1638–1649.

13. **Gritskevich M.S., Garbaruk A.V., Schutze J., Menter F.R.** Development of DDES and IDDES Formulations for the $k - \omega$ Shear Stress Transport Model. *Flow, Turbulence and Combustion*. 88(3). P. 431–449.

14. **Shur M., Spalart P.R., Strelets M., Travin A.** Detached-eddy simulation of an airfoil at high angle of attack // Engineering turbulence modelling and experiments – 4 / Ed. W. Rodi and D. Lwurense. Elsevier Ltd., 1999. P. 669–678.

15. **Hunt J.C.R., Wray A.A., Moin P.** Eddies, stream, and convergence zones in turbulent flows // Center for Turbulence Research. Report CTR-S88. 1988. P. 193–208.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**КИРИЛЛОВ Александр Иванович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: ai_kirillov@mail.ru

**ГАЛАЕВ Сергей Александрович** — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: sealga@mail.ru

**ИСУПОВ Василий Юрьевич** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: vasiliy.isupov@gmail.com

**СМИРНОВ Евгений Михайлович** — доктор физико-математических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: aero@phmf.spbstu.ru

## AUTHORS

**KIRILLOV Aleksandr I. —** St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ai_kirillov@mail.ru

**GALAEV Sergei A. —** St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: sealga@mail.ru

**ISUPOV Vasilii Yu. —** St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: vasiliy.isupov@gmail.com

**SMIRNOV Evgenii M. —** St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: aero@phmf.spbstu.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 501:530.1:532

*М.Р. Петриченко, Н.С.Харьков, Д.В. Немова*

# ГИДРАВЛИЧЕСКАЯ ВЕРСИЯ МОДЕЛИ БУССИНЕСКА СВОБОДНО-КОНВЕКТИВНОГО ДВИЖЕНИЯ В ВЕРТИКАЛЬНЫХ ЩЕЛЯХ

*M.R. Petritchenko, N.S. Kharkov, D.V. Nemova*

# HYDRAULIC VERSION OF THE BOUSSINESQ MODEL OF FREE CONVECTIVE MOTION IN VERTICAL SLITS

Гидравлическая версия модели Буссинеска свободно-конвективного движения адаптирована для течения в вертикальной плоской щели. Определяются предельные значения трения и теплопередачи, средней скорости, давления тяги, коррективы скорости. Доказывается, что средняя скорость свободно-конвективного движения пропорциональна высоте щели и перепаду температуры. При ограниченной скорости движения воздуха интенсивность теплообмена максимальна. При ограниченном теплообмене скорость движения воздуха минимальна. Деформация скорости потока по длине щели обеспечивает минимальное изменение давления: движение организовано так, что отклонение от состояния равновесия минимально.

СВОБОДНО-КОНВЕКТИВНОЕ ДВИЖЕНИЕ; ПРЕДЕЛЬНАЯ ЗАДАЧА ДЛЯ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОГО УРАВНЕНИЯ; УРАВНЕНИЕ КРОККО; УСЛОВИЕ ЭКСТРЕМУМА.

The article concerns the hydraulic version of Boussinesque free convective motion model adapted to the flow in the vertical plane slit. The author determines the limiting values of friction and heat transfer medium speed, pressure thrust, speed adjustments. It is proved that the average speed of a free-convective motion is proportional to the height of the gap and drop of temperature. Under the limited air velocity, heat exchange rate is maximal. Under the limited heat exchange, air velocity is minimal. The deformation of the flow velocity along the length of the slot provides a minimal pressure change: the movement is organized in such a way that the deviation from the equilibrium state is minimal.

FREE-CONVECTIVE MOTION; BOUNDARY PROBLEM FOR A DIFFERENTIAL EQUATION; CROCCO DIFFERENTIAL EQUATION; EXTREMAL PROPERTIES.

Свободно-конвективное движение (СКД) вязкой несжимаемой жидкости сопровождает работу многих конструкций, систем энергетики и строительства, в том числе вентилируемых воздушных зазоров в навесных фасадах, в вентиляционных каналах, в некоторых типах отопительных систем, градирен, систем охлаждения силовых машин, в рекуперационных теплообменниках и пр.

Гидродинамические задачи, связанные с расчетом плотностей распределений пассивных примесей (например, температуры, концентрации влаги, теплового потока) на расслоениях, а также интегральных характеристик (трения, теплопередачи) сводятся к решению предельных задач для системы уравнений СКД. Количество решенных задач уже в эпоху, предшествующую массовому применению гидродинамических симуляторов, исчислялось сотнями, а к настоящему времени увеличилось, по-видимому, на порядок. Основным инструментом получения так называемых «точных» решений остаются методы решения предельных задач СКД, существенно зависящие от топологии решения и даже, более того, усиливающие эту топологию (например, при использовании разностных методов на сетках). Ослабление топологии решения достигается применением гидравлических схем расчета движений, формулируемых в терминах распределений (функционалов) на допустимых движениях [1].

Важно, что многие предельные задачи гидродинамики, в том числе предельную задачу

Эккерта для СКД, можно переформулировать в гидравлических терминах [2]. Обратное утверждение неверно, и в этом смысле гидравлические решения «сильнее» точных. Количество известных гидравлических решений ограничено, и большинство из них (расчет тяги, оценка высоты конструкции и пр.) задействовано в различных нормативах. Из результатов последнего времени необходимо указать на работы [3–6], соединяющие «точные» методы с гидравлическим приближением.

В статье на простейшем примере вертикальной открытой сверху и снизу щели демонстрируются возможности реализации модели Буссинеска в гидравлическом приближении для решения двух задач: оценки объемного расхода (средней скорости) и тяги; оценки интенсивности переноса теплоты.

### Тяга и средняя скорость свободно-конвективного движения в вертикальном канале

Пусть известны: 1) длина (высота) $L$ канала; 2) его ширина $h$; 3) температура холодного воздуха $T_c$; 4) температура обогреваемой плоскости $T_h$. Схема канала и обозначения показаны на рис. 1. Как вычислить среднюю скорость воздуха при свободно-конвективном движении в вертикальном щелевом канале со свободным входом и выходом?

Ниже приводится решение этой задачи в приближении Буссинеска, а именно при следующих условиях:

воздух — совершенный газ;

распределение статического давления по длине канала удовлетворяет условию равновесия

$$\frac{dp}{\rho} + gdz = 0\,;$$

движение — свободно-конвективное;

равновесие воздуха — баротропное, а именно: равновесие воздуха — адиабатическое, показатель политропы $n = k$; при подводе теплоты движение — политропическое с показателем политропы $n < k$. Последнее допущение позволяет заменить уравнение энергии условием баротропности [2–4]: задание показателя политропы $n$ равносильно заданию интенсивности теплообмена [7, 8].

Ниже приводится решение этой задачи, основанное на схеме Буссинеска. Сформулируем ключевые положения решения:

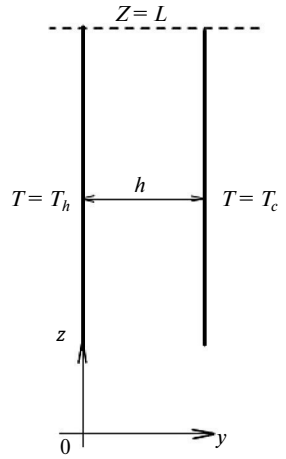



Рис. 1. Схема вентилируемой щели

1. Средняя скорость СКД в вертикальном канале согласно [6] оценивается так:

$$v = \varphi\Lambda\sqrt{RT_c}\sqrt{\frac{1}{n} - \frac{1}{k}}\,, \qquad (1)$$

где $\varphi < 1$ — коэффициент скорости, $\Lambda := \dfrac{gL}{RT_c}$.

Действительно, пусть сопоставляются два баротропных процесса расширения (рис. 2): равновесие воздушного столба ($n = k$) и СКД в приближении Буссинеска ($n < k$).

Техническая работа равновесия меньше, чем техническая работа СКД, на величину площади заштрихованного криволинейного треугольника $osp$, т. е. на величину $\dfrac{v^2}{2\varphi^2}$. Иначе говоря, техническая работа затрачивается на перемещение воздуха по вертикальному каналу со средней скоростью $v$. Остается найти разность технических

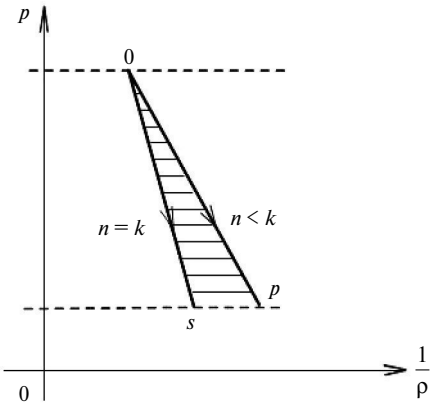



Рис. 2. К определению профицита технической работы при подводе теплоты

работ, т. е. площадь *osp* криволинейного треугольника на рис. 2, что и дает формулу (1). Недостаток формулы (1) — отсутствие простой связи показателя политропы *n* с интенсивностью теплопередачи. Чтобы эту связь найти, практически необходимо решить уравнение энергии.

2. Перепад давления, создающий тягу в вертикальном канале (давление тяги), в первом приближении равен

$$\Delta\pi = \Lambda\frac{1-\vartheta}{1-\Lambda\vartheta}, \qquad (2)$$

где введены обозначения $\Delta\pi := \frac{p_c - p_h}{p_c}$; $\vartheta := \frac{T_c}{T_h}$; $\Lambda := \frac{gL}{RT_c}$. Схема расчета ясна из рис. 3: давление тяги равно разности длин горизонтальных катетов гидростатических треугольников в холодном и в горячем воздухе.

3. Величину $\Delta\pi$ можно вычислить из условия равновесия, рассматривая его как дифференциальное уравнение для давления с начальным условием $p(0) - p_c = 0$ [2]. Тогда в произвольном баротропном движении распределение давления по длине вертикального канала описывается так:

$$\pi_s(Z) = \left(1 - \frac{s-1}{s}Z\right)^{\frac{s}{s-1}} = 1 - Z + \frac{Z^2}{2s} - \ldots, \quad s = n, k,$$

где $Z := \frac{gz}{RT_c}$; $0 \le Z \le \Lambda$; $\pi_s = \left(\frac{p}{p_c}\right)_s$.

Тогда ясно, что для сходящихся в точку (0, 1) политроп $n = k$ и $n < k$ (см. рис. 4)

$$\pi_n(\Lambda) - \pi_k(\Lambda) = \frac{\Lambda^2}{2}\left(\frac{1}{n} - \frac{1}{k}\right).$$

Но в вертикальном канале давление на выходе должно совпадать с давлением в неподвижной атмосфере, т. е. должно быть $\pi_n(\Lambda) - \pi_k(\Lambda) = 0$. Поэтому линию давления для баротропного движения с $n<k$ необходимо сдвинуть влево на величину давления тяги $\pi_n(\Lambda) - \pi_k(\Lambda) = \Delta\pi$ (рис. 5).

Получается

$$\Delta\pi = \frac{\Lambda^2}{2}\left(\frac{1}{n} - \frac{1}{k}\right). \qquad (3)$$

Из (2) и (3) следует

$$\frac{1}{n} - \frac{1}{k} = \frac{2}{\Lambda}\frac{1-\vartheta}{1-\Lambda\vartheta}. \qquad (4)$$

Формула (4) выражает простые факты. Во-первых, $n<k$, т. е. снижение давления и уменьшение плотности воздуха по длине воздушного столба обусловлены подводом теплоты. Во-вторых, интенсивность теплопередачи пропорциональна разности $\frac{1}{n} - \frac{1}{k}$ обратных степеней показателей политропы. Значит, *увеличение интенсивности теплопередачи приводит к уменьшению температурного фактора* $\vartheta$, *т. е. к разогреву газа*. Обратное утверждение можно сформулировать так: *при заданном значении температурного*

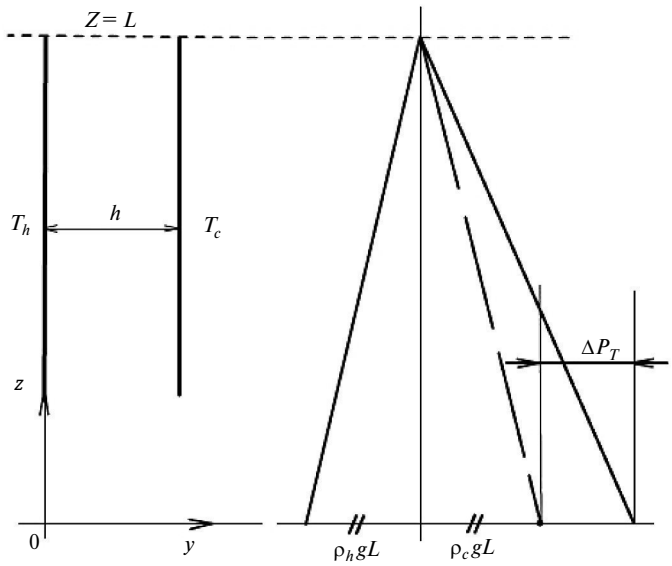



Рис. 3. Определение давления тяги

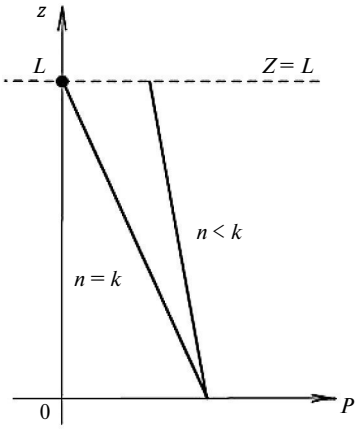



Рис. 4. Адиабатное и политропное распределение давления по высоте столба

Рис. 5. Длина $p - s = \Delta P_T$.

*фактора* $\vartheta$ *интенсивность теплопередачи возрастает при уменьшении* $\Lambda$ (*длины канала*), или: *для создания одной и той же гидростатической подъемной* (*архимедовой*) *силы в длинном канале требуется меньшая интенсивность теплопередачи, нежели в коротком канале*. Поэтому, скажем, дымовая труба должна быть длинной (увеличение $\Lambda$ увеличивает тягу; при такой же интенсивности теплопередачи в коротком канале тяга будет меньше и пропускная способность трубы упадет). Аналогично, тяга печки лучше и печка легче растапливается при холодной погоде (тяга возрастает с уменьшением $\vartheta = T_c/T_h$). Наконец, если $\vartheta = 1$, то тяги нет.

С учетом (4) равенство (1) принимает вид

$$v = \varphi\sqrt{RT_c}\sqrt{2\Lambda\frac{1-\vartheta}{1-\Lambda\vartheta}} = \varphi\sqrt{\frac{1-\vartheta}{1-\Lambda\vartheta}}\sqrt{2gL}\,. \quad (5)$$

В окончательной редакции равенство (5) может быть записано так:

$$v = \frac{1}{\sqrt{1+\zeta_r}}\sqrt{\frac{1-\vartheta}{1-\Lambda\vartheta}}\sqrt{2gL}\,, \quad (6)$$

где $\zeta_r$ — коэффициент потерь.

Очевидно, что при $\Lambda \ll 1$ в силу (4) будет

$$n = \frac{k}{1+\frac{2}{\Lambda}k(1-\vartheta)}\,, \quad (7)$$

где $k = 7/5$. Или, если $\Lambda = O(1-\vartheta)$ и $1-\vartheta \ll 1$, то приближенно можно считать

$$\frac{n}{k} \doteq \frac{\Lambda}{2k(1-\vartheta)}\,. \quad (8)$$

График зависимости $n = n(\vartheta)$ при фиксированном значении $\Lambda$, построенный по (8), приведен на рис. 6.

Безразмерная скорость $\mathfrak{F} := \frac{v}{\sqrt{2gL}}$ традиционно трактуется как число Фруда. Тогда в силу (5) будет

$$\mathfrak{F} = \sqrt{\frac{1-\vartheta}{1+\zeta_r}} = \varphi\sqrt{1-\vartheta}\,, \quad (9)$$

(см. также рис. 7).

С учетом сказанного выражение для скорости (5) можно записать так:

$$v = \varphi\sqrt{1-\vartheta}\sqrt{2gL}\,, \quad (10)$$

где $\varphi = \frac{1}{\sqrt{1+\zeta_r}}$ — коэффициент скорости.

Например, пусть $\varphi = 0{,}2$; $T_c = 270\ K$, $T_h = 280\ K$, $L = 50$ м. Тогда $v = 1{,}2$ м/с.

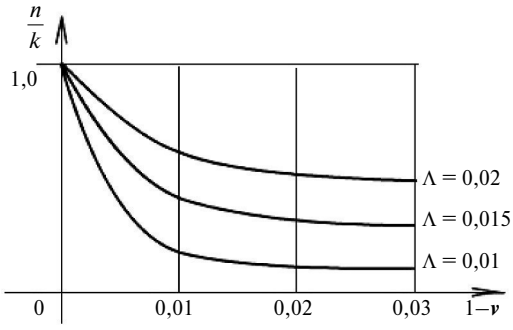



Рис. 6. Влияние температурного напора на показатель политропы

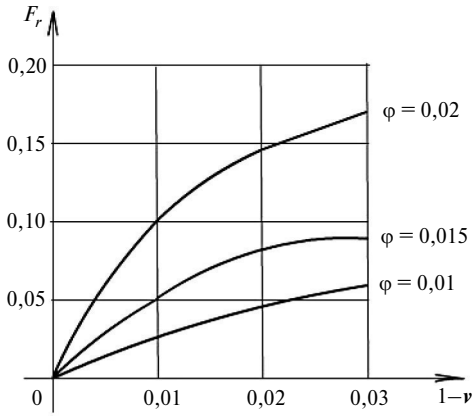



Рис. 7. Влияние перепада температуры на безразмерную скорость

**Оценка интенсивности теплообмена в вертикальном канале. Экстремальные свойства теплового потока. Принцип Дюгема для СКД**

Содержание этого пункта следует работе [9]. Условие баротропности заменяет предельную задачу для уравнения энергии (перенос теплоты). В условиях СКД и приближения Буссинеска предельная задача ставится так:

$$\left(u_z\frac{\partial}{\partial z}+u_y\frac{\partial}{\partial y}\right)u_z=\frac{1}{\rho}\frac{\partial\tau}{\partial y}-\frac{\mathbf{1}}{\boldsymbol{\rho}}\frac{\partial\mathbf{p}}{\partial\mathbf{z}}-\mathbf{g}+g\theta,$$

$$\left(u_z\frac{\partial}{\partial z}+u_y\frac{\partial}{\partial y}\right)\theta+\frac{1}{\rho C_p}\frac{\partial\dot{q}}{\partial y}=0; \qquad (11)$$

$$\frac{\partial u_y}{\partial y}+\frac{\partial u_z}{\partial z}=0,$$

причем в приближении Буссинеска выделенные жирным (матричным) шрифтом слагаемые обнуляются. Здесь $\theta:=\frac{T-T_c}{T_h-T_c}\in[0,1]$; $\dot{q}=-\lambda\frac{\partial\theta}{\partial y}$; остальные обозначения — общепринятые; ориентация координат показана на рис.1. Система (11) решается в области $\mathcal{D}$ $(Y\times Z)=(0<y<h;$ $0<z<L)$ с граничными условиями по $y$: $u_z(0,z)=u_z(h,z)=\theta(0,z)-1=\theta(h,z)=0$. Граничные условия по продольной координате обсуждаются ниже.

Преобразование Эккерта переменных позволяет привести систему уравнений пятого порядка (11) и предельные условия к виду [7]

$$F'''+3FF''-2F'^2+\theta=0;$$

$$\theta''+3\sigma F\theta'=0,\ 0<\varsigma<\infty; \qquad (12)$$

$$F(0)=F'(0)=F'(\infty)=\theta(0)-1=\theta(\infty)=0.$$

Здесь $\zeta:=\frac{y}{\delta(z)}\in[0,\infty)$ — безразмерная поперечная координата; $\delta(z)$ — толщина пограничного слоя подъемной силы на горячей грани канала; $F=F(z)$ — безразмерная функция тока, связанная с функцией тока $\psi(y,z)$ равенством $\psi(y,z):=\frac{g\delta^3}{\nu}$; $\theta:=\frac{T-T_c}{T_h-T_c}\in[0,1]$; $\sigma$ — число Прандтля (для воздуха $\sigma=0{,}72$).

Решения предельной задачи (12) известны. Асимптотические разложения решений (12), реализованные как расщепляющие ряды Лагранжа, представляют скорее теоретический интерес. В гидравлических (одномерных) задачах удобнее рассматривать задачу (11) на компактном промежутке $\theta\in[0,1]$. Преобразование переменных

$$(\zeta,\theta,\varphi)\to(\theta,q,\varphi):-\frac{d\theta}{d\zeta}=q(\theta);\ \zeta=\zeta(\theta);F=F(\theta);$$

$$q(0)=q(1)-q_0=\zeta(1)=F(1)=F(0)-F_\infty=0;$$

$$\zeta(0)=\infty$$

суть диффеоморфизм, причем предполагается, что $\frac{\partial(\theta,q,\varphi)}{\partial(\theta,\zeta,\varphi)}=\frac{\partial q}{\partial\zeta}\neq0$. Пусть $\varphi'(\zeta)=u(\theta)$, $u(0)=$ $=u(1)=0$. Тогда из тождеств

$$dF:=Ud\zeta;\ d\theta=-qd\zeta;$$

$$F(\theta)=-\int_1^\theta\frac{U(t)dt}{q(t)}=\int_\theta^1\frac{U(t)dt}{q(t)}$$

и из уравнения энергии получается

$$\frac{dq}{d\theta}=3\sigma\int_\theta^1\frac{U(t)dt}{q(t)}.$$

Отсюда следует, во-первых, что $\left(\frac{dq}{d\theta}\right)_{\theta=1}=0$, и, во-вторых, — такая типичная предельная задача Крокко для $q(\theta)$:

$$q\frac{d^2q}{d\theta^2}+3\sigma U=0;\ \left(\frac{dq}{d\theta}\right)_{\theta=1}=q(0)=0. \qquad (13)$$

Дальше считается: $U=V=\text{const}$.

Предельная задача (13) — нетипичная предельная задача Крокко (в типичной задаче предельные условия ставятся так: $\left(\frac{dq}{d\theta}\right)_{\theta=0} = q(1) = 0$).

Для гидравлических задач удобно ослабление топологии переходом от необходимых условий (предельные задачи для дифференциальных уравнений) к распределениям (функционалы) из $W_2^{(1)}(0,1)$ в $E_1$.

Действительно, получается также, что про уравнение (13) можно утверждать:

1) оно равносильно гамильтоновой системе с гамильтонианом $\mathrm{H}(\theta, q, p) = \frac{p^2}{2} - 3\sigma U(\theta)\ln\frac{1}{q}$;

2) это уравнение представляет необходимое условие минимума для функционала

$$s\left(\dot{Q}\right) = \int_0^1 \left(\frac{1}{2}\left(\frac{dq}{d\theta}\right)^2 + 3\sigma U(\theta)\ln\frac{q_0}{q}\right)d\theta\,, \quad (14)$$

причем в действительном свободно-конвентивном течении (СКТ) $ds \le \delta s$, где $\delta$ — изотермическая вариация на допустимых движениях, $d$ — изотермическая вариация на действительных движениях. Условие

$$\delta s\left(\dot{Q}\right) = \int_0^1 \delta\left(\frac{1}{2}\left(\frac{d\dot{Q}}{d\theta}\right)^2 + 3\sigma U(\theta)\ln\frac{q_0}{q}\right)d\theta = 0 \quad (15)$$

достаточно для разделения СКТ действительных (реализуемые) и виртуальных, или допустимых (совместимые с предельными условиями). Здесь $q_0 = \mathrm{Nu}$, Nu — число Нуссельта, построенное по толщине пограничного слоя — $\mathrm{Nu} := \frac{\kappa\delta}{k}$; $k$ — коэффициент теплопроводности воздуха; $\kappa$ — коэффициент теплоотдачи. При этом, если в предельной задаче (13) $q \in C^{(2)}(0, 1)$, то для реализации минимума $s(Q)$ достаточно $q \in W_2^{(1)}(0,1)$;

3) оно допускает первый интеграл $H = 0$. Действительно, пусть $\theta = 1$. Тогда $p = 0$, $U = 0$, $H = 0$. Пусть $\theta = 0$. Тогда $p = \infty$, $q = 0$, $U = 0$, и весьма правдоподобно, что результат предельного перехода дает $H = 0$;

4) допускает закон сохранения

$$\int_0^1 \left(\frac{dq}{d\theta}\right)^2 d\theta = 3\sigma\int_0^1 U d\theta\,. \quad (16)$$

Можно рассматривать (16) как предельное условие на $q(\theta)$ в вариационной задаче. С учетом тождества (16) в силу (14) можно утверждать, что в действительном СКТ

$$\int_0^1 \left(\frac{1}{2} + \ln\frac{\dot{q}_0}{q}\right)U(\theta)d\theta \to \inf \ge 0\,. \quad (17)$$

Ослабляем (14) до $\mathcal{L}_2$-норм:

$$\int_0^1 \left(\frac{1}{2} + \ln\frac{\dot{Q}_0}{\dot{Q}}\right)^2 d\theta \cdot \int_0^1 U^2 d\theta \to \inf \ge 0\,. \quad (18)$$

В силу неравенства Коши условие (18) достаточно для выполнения условия (17).

Итак, выполняется следующий парафраз термодинамического принципа Гиббса-Дюгема:

1. При заданной средней скорости (точнее, норме скорости) в термогравитационном движении (ТГД) распределение теплового потока доставляет неотрицательный минимум $\ln(Q_0/Q)$. Значит, при заданной средней скорости в ТГД величина $Q/Q_0$ наименее отклоняется от единицы, а потому при заданной средней скорости в ТГД распределение температуры в пограничном слое подъемной силы наименее отклоняется от линейного распределения по координате $y$.

2. Или, иначе, при заданном распределении теплового потока устанавливается распределение скорости, доставляющее минимум среднеквадратичной норме скорости $\|U\|_2^2 = \int_0^1 U^2 d\theta$.

Содержание этого пункта следует работе [9].

### Распределение скорости в вентилируемой вертикальной щели

Система (11) позволяет качественно оценить распределения скорости поперек и вдоль щели. Дело в том, что предельная задача (12) описывает движение в полуограниченном пространстве. При переходе к конечной ширине необходимо продолжить решение из области пограничного слоя подъемной силы во «внешний» поток. Предполагается следующее:

такое продолжение существует;

средняя скорость потока в щели может быть оценена точно (см. формулы (5), (6)).

Первое утверждение, вообще говоря, требует доказательства. Обычно достаточно простых физических соображений, принятых в теории пограничного слоя: если существует решение

предельной задачи (12) с ненулевым условием на $F'(\infty)=\beta$, то это значение скорости и есть скорость вне пограничного слоя подъемной силы.

В уравнениях (11) масштабирование такое:

$$\psi(y,z)=\frac{g\delta^3}{\nu}F\left(\frac{y}{\delta(z)}\right);$$

$$u_z=\frac{g\delta^2}{\nu}F'(\zeta)=2\sqrt{gz}f'(\zeta);\quad \zeta:=\frac{y}{\delta(z)}.$$

Для продолжения решения за пределы пограничного слоя подъемной силы необходимо предельные условия на $f$ поставить так:

$$F(0)=F'(0)=F'(\infty)-\beta=0,$$

где $\beta$ — числовой параметр, пропорциональный скорости попутного потока вне пограничного слоя подъемной силы. Из условия неразрывности следует

$$hv=(h-\delta)u_\infty+v_\delta\delta;$$

$$v_\delta=2\sqrt{gz}f(\infty)=2a\sqrt{gz};$$

$$u_\infty=2\beta\sqrt{gz};\quad v=\varphi\sqrt{1-\vartheta}\sqrt{2gL}.$$

Очевидно: если $a=\beta$ (т. е. $v_\delta=u_\infty$), то $v=u_\infty$, т. е. средняя скорость совпадает со скоростью попутного потока.

Тогда

$$h\varphi\sqrt{1-\vartheta}\sqrt{2gL}=2(h-\delta)\beta\sqrt{gz}+2a\delta\sqrt{gz};$$

$$\beta=\frac{h}{h-\delta}\sqrt{\frac{1-\vartheta}{1+\zeta_r}}\sqrt{\frac{L}{2z}}-\frac{a\delta}{h-\delta}\le$$

$$\le\sqrt{\frac{1-\vartheta}{1+\zeta_r}}\sqrt{\frac{L}{2z}}\le\frac{1}{2}\sqrt{(1-\vartheta)\frac{L}{z}};$$

$$\beta_m\le\sqrt{1-\vartheta},$$

где $\beta_m$ — арифметическое среднее значение параметра $\beta$.

Для скорости и температурного напора внутри слоя подъемной силы справедливы распределения (первый член расщепляющего ряда)

$$F'(\zeta)=\frac{\zeta\exp(-3a\zeta)}{3a}+\beta(1-\exp(-3a\zeta)),$$

$$\theta=\exp(-3a\zeta),\ 3a=\sqrt[4]{3}. \qquad (19)$$

Следовательно, справедливо утверждение: существует ограниченное решение предельной задачи (12) с ненулевой скоростью на $\infty$; вне слоя подъемной силы $F'(z)=\beta$.

Распределение (19) задает автомодельные (самоподобные) профили скорости; при $\beta=0$ получается профиль скорости на неограниченной пластине в полупространстве. Наоборот, при $\beta\gg1$ распределение скорости имеет вид

$$F'(z)\approx\beta(1-\exp(-3a\zeta)). \qquad (20)$$

Далее, в силу (19)

$$F''(\zeta)=\exp(-3a\zeta)\left(\frac{1}{3a}-\zeta+3a\beta\right),$$

т. е. максимум скорости достигается при значении поперечной координаты $\zeta=\zeta_0$, $\zeta_0=3a\left(\beta+\frac{1}{9a^2}\right)=$ $=3a\beta+\frac{1}{3a}=\sqrt[4]{3}\left(\beta+\frac{1}{\sqrt{3}}\right)$. При $\zeta<\zeta_0$ распределение скорости — монотонно возрастающее от 0 до $\beta$; при $\zeta_0<\zeta$ — не монотонное и убывающее до асимптотического значения $\beta$. Максимальное значение скорости составит

$$F_0'=\left(\beta+\frac{1}{9a^2}\right)\exp\left(-\left(1+9a^2\beta\right)\right)+$$

$$+\beta\left(1-\exp\left(-\left(1+9a^2\beta\right)\right)\right).$$

И дальше будет рассматриваться приведенная скорость, нормированная на единицу:

$$\Phi=\frac{F'}{F_0'}= \qquad (21)$$

$$=3a\frac{\zeta\exp(-3a\zeta)+3a\beta(1-\exp(-3a\zeta))}{\left(9a^2\beta+1\right)\exp\left(-\left(1+9a^2\beta\right)\right)+9a^2\beta\left(1-\exp\left(-\left(1+9a^2\beta\right)\right)\right)}\in(0,1).$$

Рис. 8 показывает распределения (21) при $\beta=\mathrm{var}$.

На рис. 9 приведены распределения скорости по ширине щели в разных по высоте сечениях щели, полученные с привлечением ANSYS Fluent 14.5. Для простоты сопоставления с рис. 8 эти распределения также нормированы по величине максимальной скорости.

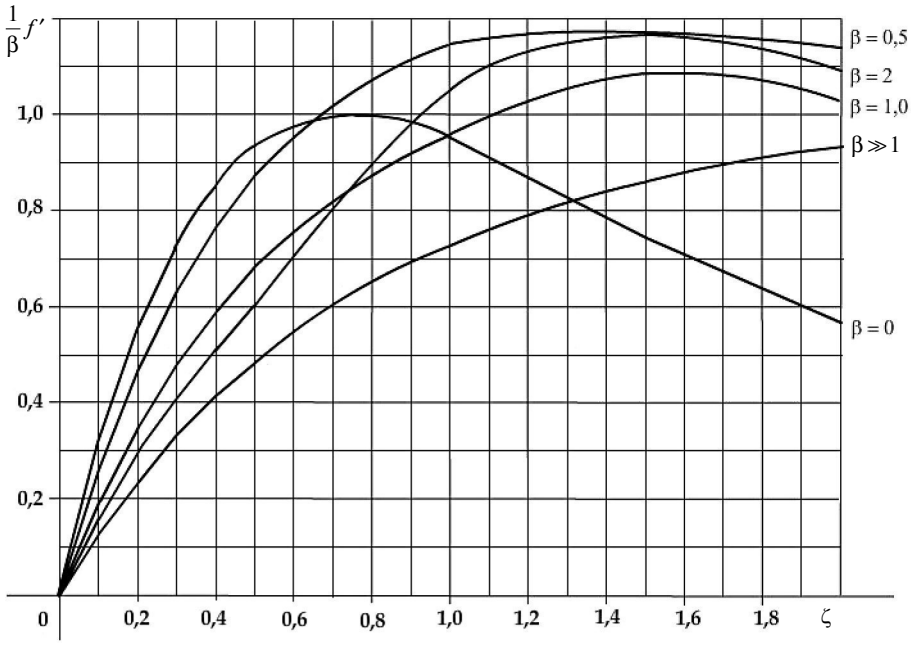



Рис. 8. Распределения скорости при различных значениях параметра спутности β

**Обсуждение результатов**

Для СКД вдоль пластины в неограниченном пространстве спутное течение отсутствует, $\beta = 0$. Поступление холодной жидкости в пограничный слой обеспечивается через внешнюю границу слоя. Тогда

$$F'(\zeta) = \frac{\zeta \exp(-3a\zeta)}{3a}; \quad \zeta_0 = \frac{1}{3a};$$

$$F_0' = \frac{1}{9a^2 e}; \quad \Phi = 3a\zeta \exp(1 - 3a\zeta). \qquad (22)$$

При больших величинах ширины щели (см. поз. *д*, *е*, *ж* рис. 9) распределение скорости практически воспроизводит (22). В «узких» щелях (см. поз. *а*, *б*, *в*, *г* рис. 9) распределение скорости описывается распределением (19). Правая часть графиков, соответствующая области, примыкающей к холодной грани, естественно, не может быть воспроизведена в решении (19). Можно предложить такой эвристический прием. В каждом сечении $z$ = const известна величина $\frac{h}{\delta(z)} = h\sqrt[4]{\frac{g}{4\nu^2 z}} := \zeta_h(z)$, тем самым известны $F_h'(\zeta)$ и $\Phi(\zeta_h)$. На этом значении поперечной координаты расчетный профиль скорости (19) обрезается. При этом чем меньше отношение $\frac{h}{\sqrt[4]{z}}$, тем сильнее максимальное значение скорости

$$\Phi(\zeta_h) =$$

$$= 3a\frac{\zeta_h \exp(-3a\zeta_h) + 3a\beta(1 - \exp(-3a\zeta_h))}{(9a^2\beta + 1)\exp(-(1 + 9a^2\beta)) + 9a^2\beta(1 - \exp(-(1 + 9a^2\beta)))}$$

отличается от своего предельного значения, равного

$$\Phi(\infty) =$$

$$= \frac{9a^2\beta}{(9a^2\beta + 1)\exp(-(1 + 9a^2\beta)) + 9a^2\beta(1 - \exp(-(1 + 9a^2\beta)))}.$$

В расчетах было принято: высота щели — $L = 20$ м, ширина щели варьировалась в пределах $h$ = 0,1; ... 4 м; температура нагретой грани –10 °С, окружающего воздуха и холодной грани –20 °С. В отличие от «точного» распределения скорости (19), в численном эксперименте учитывалось предельное условие на холодной грани $u_z(z, h) = 0$. Наблюдаются как монотонные (при «больших» положительных значениях β), так и немонотонные распределения скорости, отвечающие малым положительным значениям β. Кроме того, вблизи бокового входа в щель распределение продольной скорости по ширине щели меняет знак: возникает рециркуляция или образование крупномасштабного вихря. Такое распределение отвечает отрицательному значению β.

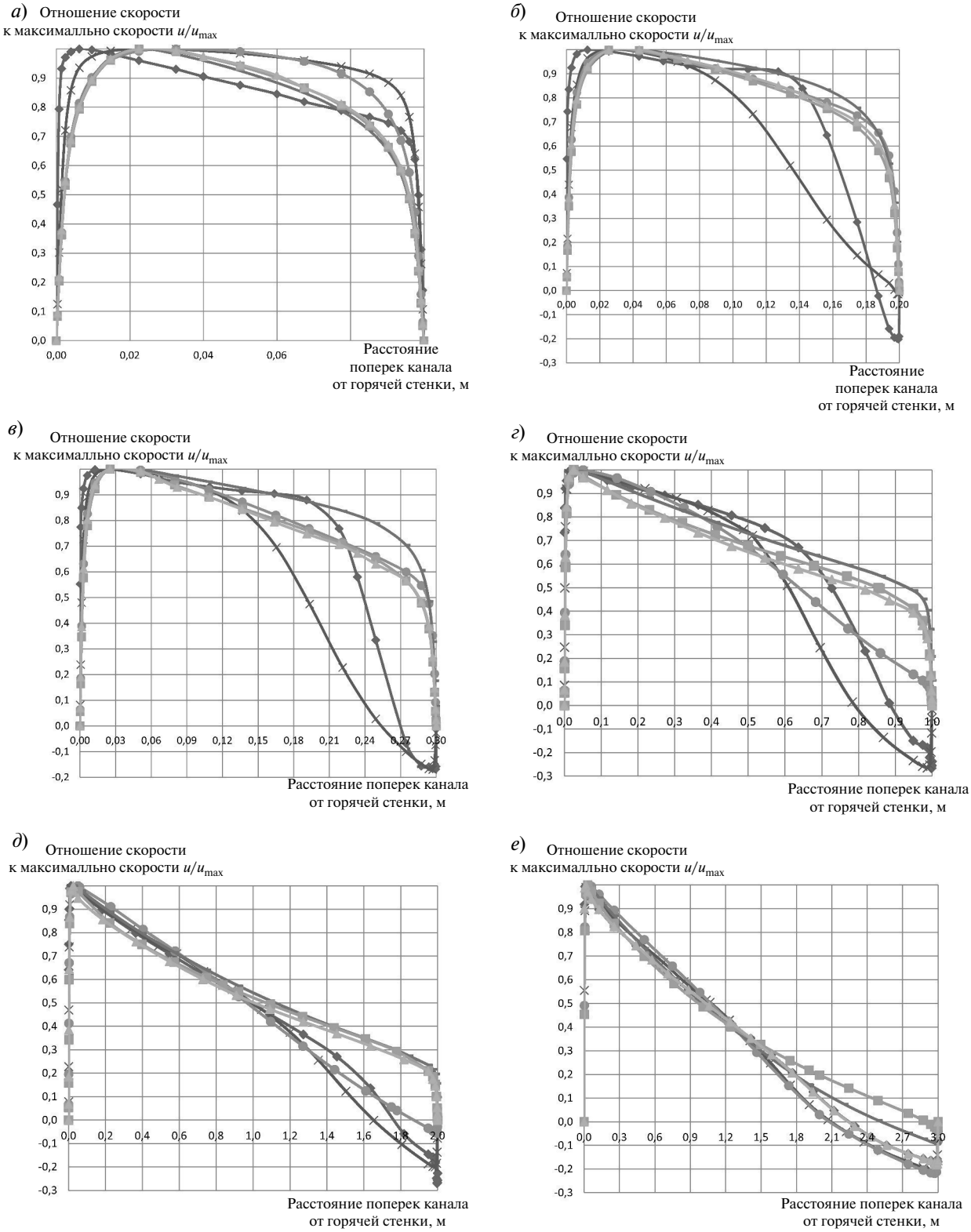
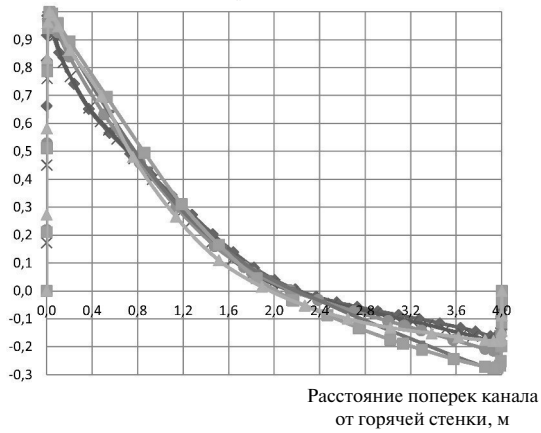



Рис. 9. Безразмерный профиль вертикальной компоненты *u* скорости в щели шириной *h*, м, ( *а* — *h* = 0,1; *б* — 0,2; *в* — 0,3; *г* — 1; *д* — 2; *е* — 3; *ж* — 4) для сечений от *z* = 2 м (свободный вход) до *z* = 20 м (открытый вход):

— *z* = 2; — *z* = 2,5; — *z* = 4; — *z* = 8; — *z* = 17; — *z* = 20

*ж*) Отношение скорости к максималльно скорости $u/u_{max}$




Окончание рис. 9

В качестве рабочей гипотезы влияние поперечного (ударного) входа на распределение скорости поперек щели можно оценить по схеме отрывного течения. Пусть в предельной задаче (11) граничные условия для функции тока $F$ ставятся так:

$$F'(0) = F''(0) = F'(\infty) - \beta = 0.$$

Тогда решение системы уравнений (11) для функции тока $F(z)$ имеет вид

$$F''(\zeta) = -\zeta \exp(-3a\zeta);$$

$$F'(\zeta) = \frac{\zeta \exp(-3a\zeta)}{3a} - \frac{1}{9a^2}\left(1 - \exp(-3a\zeta)\right);$$

$$F(\zeta) = -\frac{\zeta \exp(-3a\zeta)}{9a^2} + \frac{1}{27a^3}\left(1 - \exp(-3a\zeta)\right) - \frac{1}{9a^2}\zeta;$$

$$F(0) + \frac{1}{9a^2} = 0\,.$$

Следовательно, расход воздуха, всасываемого в щель из отверстия в холодной ($y = h$) грани щели, составит

$$Q := \frac{g\delta^3}{\nu}\left|F(0)\right| = \frac{1}{9a^2}\frac{g\delta^3}{\nu}.$$

Но расход воздуха сквозь щель известен, например его можно оценить по формуле

$$Q = h\varphi\sqrt{(1-\vartheta)2gL}.$$

Значит,

$$a = \frac{1}{3}\sqrt{\frac{g\delta^3}{\nu Q}};$$

$$\beta = -\frac{1}{9a^2} = -\frac{\nu Q}{g\delta^3}; \quad \delta = \sqrt[4]{\frac{4\nu^2 z}{g}}.$$

Таким образом, величина рециркуляции вполне вычислима.

**Примечание.** В качестве аргумента при численном моделировании использовалась безразмерная поперечная координата $\eta := \frac{y}{h}$, $0 < \eta < 1$, а в решении системы Эккерта (12) — $\zeta := y/\delta(z)$. Иначе говоря, решение предельной задачи Эккерта самоподобно, а численные результаты допускают изменение распределений скорости по длине потока. Но $\zeta = \eta\frac{h}{\delta(z)} = \eta\sqrt[4]{\frac{h}{z}}\sqrt{\frac{\mathfrak{F}}{2}}$; $\mathfrak{F} := \frac{\sqrt{gh^3}}{\nu} = \sqrt{G_h}$, и тогда получается, что:

при фиксированном расстоянии $\eta$ от «горячей» стенки координата $\zeta$ тем больше, чем меньше координата $z$ — высотная отметка. Иначе выражаяь, «полнота» профиля скорости уменьшается вдоль щели;

при фиксированных $\eta$ и $z$ координата $\zeta$ возрастает при увеличении $h$.

Итак, вытесняющее действие пограничного слоя подъемной силы существенно в узкой щели и несущественно в широкой щели.

Например, пусть $h$ = 0,15 м, $\nu = 10^{-5}$ м$^2$/с и $\zeta = 17{,}04\eta\sqrt[4]{\frac{h}{z}}$. Рассмотрим профиль скорости с большой спутностью — $\beta \gg 1$. Тогда $\Phi = 1 - \exp\left(-2{,}25\eta\sqrt[4]{\frac{h}{z}}\right)$.

На рис. 10, *а* представлены распределения безразмерной скорости $\Phi(\eta)$ для пяти различных значений отметок $z$. При $\eta = 1$ распределение скорости «срезается» на 0, т. к. решение Эккерта, строго говоря, простирается по $\zeta$ на бесконечность и не учитывает влияния холодной стенки явно. На рис. 10, *б* представлены распределения скорости для нулевой спутности ($\beta = 0$) потока. Формально этот случай относится к щели с бесконечной шириной.

Результаты численного моделирования, как видно, ограничены этими предельными случаями.

### Интегральные характеристики профиля скорости при СКД в вертикальной щели

Для гидравлической модели СКД полезны интегральные оценки профиля скорости. При больших значениях $\beta$ неоднородность профиля вертикальной компоненты скорости $u_z$ локализована у горячей грани. Традиционное определение

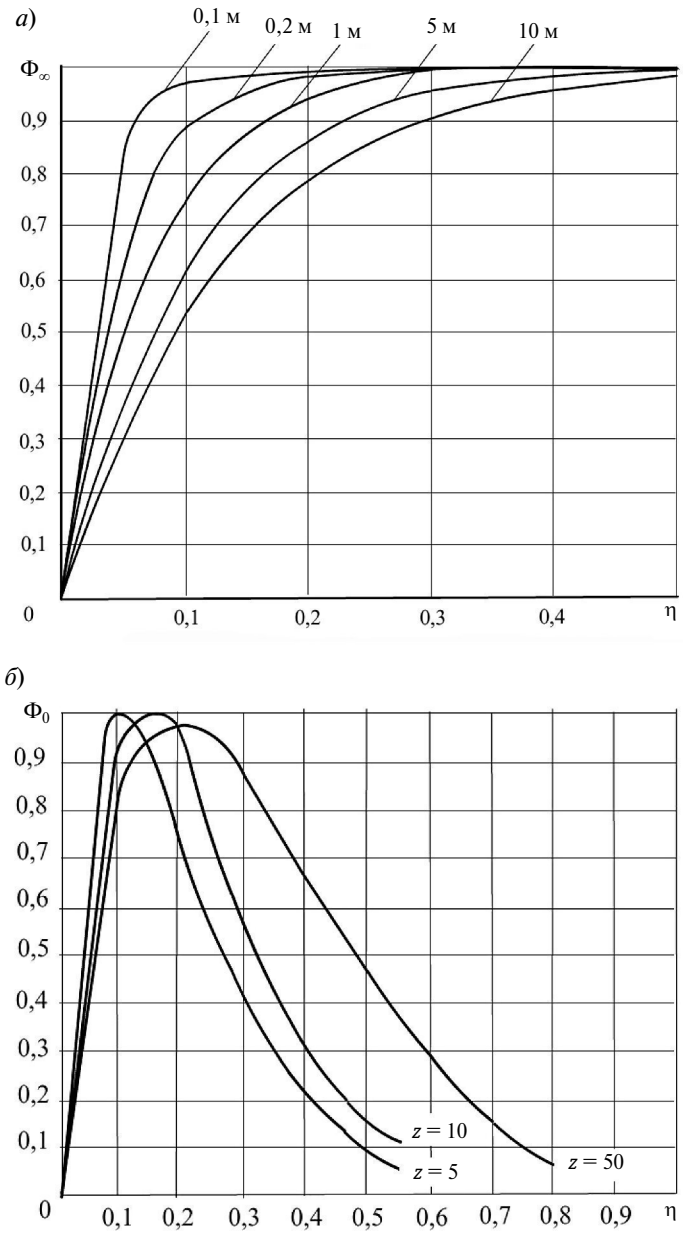



Рис. 10. Распределение скорости в различных сечениях $z$, м, по высоте щели (*а* — при $\beta \gg 1$; *б* — при $\beta = 0$)

коррективов квадрата и куба скорости имеется в [2, 3]. Здесь же предлагается более простой способ, основанный на переменных Крокко и не связанный с вычислением несобственных интегралов. Средняя по температурному напору скорость вычисляется как $v_\theta := \int_0^1 u_z d\theta$. Пусть

$$F' = \frac{\zeta \exp(-3a\zeta)}{3a} = \frac{\theta \ln \frac{1}{\theta}}{9a^2}. \text{ Тогда } \frac{u_z}{v_\theta} = 4\theta \ln \frac{1}{\theta}.$$

Величина интеграла

$$\alpha_m := \int_0^1 \left(\frac{u_z}{v_\theta}\right)^m d\theta = 4^m \int_0^1 \left(\theta \ln \theta^{-1}\right)^m d\theta = \frac{4^m m!}{(m+1)^2}$$

равна коррективу $m$-й степени скорости. Значит, корректив куба скорости будет равен $\alpha_3 = \frac{64 \cdot 6}{16} = 24$, корректив квадрата скорости — $\alpha_2 = \frac{16 \cdot 2}{9} = 3{,}5(5)$, корректив первой степени равен 2 и т. д.

Для коррективов количества движения и кинетической энергии выполняется неравенство Коши: $\alpha_3 \geq \alpha_2^2 \geq 1$. При дробных степенях $m$ корректив $\alpha_m$ вычисляется так: $\alpha_m = \dfrac{4^m \Gamma(m+1)}{(m+1)^2}$, $m > -1$.

В силу первого начала термодинамики будет

$$\frac{dp}{\rho} + \frac{v^2}{2\varphi^2} d\alpha_3 = 0; \quad \frac{dp}{\rho} = \frac{p_0}{\rho_0} \pi^{-\frac{1}{n}} d\pi, \qquad (23)$$

причем внешний подвод теплоты учитывается показателем политропы $n < k$. Значит, при СКД

$$\frac{v^2}{2} \int_0^z \frac{d\alpha_3}{\varphi^2} = \frac{p_0}{\rho_0} \frac{n}{n-1} \left( 1 - \pi^{\frac{n-1}{n}} \right).$$

В приближении Буссинеска можно записать

$$\left( \frac{dp}{\rho} \right)_n + g dz = 0; \quad gz = \frac{p_0}{\rho_0} \frac{n}{n-1} \left( 1 - \pi^{\frac{n-1}{n}} \right);$$

$$\pi = \left( 1 - \frac{n-1}{n} \frac{gz}{RT_0} \right)^{\frac{n}{n-1}} = 1 - \frac{gz}{RT_0}. \qquad (24)$$

Откуда, считая в первом приближении $\varphi = \text{const}$, получаем, что результат не зависит от интенсивности теплообмена явно, а именно:

$$\frac{v^2}{2\varphi^2} \left( \alpha_3 - \alpha_3' \right) = gz,$$

где со штрихом обозначено начальное значение $\alpha_3$ (в сечении $z = 0$). Но с учетом (5)

$$L(1-\vartheta)(\alpha_3 - \alpha_3') = z;$$

$$\alpha_3 = \alpha_3' + \frac{z}{L} \frac{1}{1-\vartheta}. \qquad (25)$$

Пусть на входе в канал устанавливается однородное распределение скорости. Тогда

$$\alpha_3 - 1 = (1-\vartheta)^{-1} Z; \quad Z := \frac{z}{L}; \quad 0 < Z < 1;$$

$$\alpha_3 \leq 1 + (1-\vartheta)^{-1} = 1 + \frac{T_h}{T_h - T_c}.$$

Например, если $T_h = 273$ K, $T_c = 263$ K, $\alpha_3 = 28{,}3$, т. е. в конечных (верхних) сечениях распределение скорости существенно неоднородно. Увеличение температуры горячей грани на 10 K уменьшает $\alpha_3$ вдвое. Действительно, чем меньше $\vartheta$ (чем больше температура горячей грани), тем при прочих неизменных параметрах больше давление тяги и расход холодного воздуха сквозь щель.

Далее, в силу (23)

$$\frac{d\alpha_3}{d\pi} + 2\varphi^2 \frac{RT_0}{v^2} \pi^{-\frac{1}{n}} = 0,$$

или

$$\frac{d\alpha_3}{d\pi} + \frac{2\pi^{-\frac{1}{n}}}{\Lambda(1-\vartheta)} = 0, \ \alpha_3(0) - \alpha_3' = 0.$$

Значит, в действительном СКД распределение положительного функционала $S(\alpha_3) > 0$ (функционал от корректива куба скорости) достигает точной нижней грани:

$$\mathfrak{S}(\alpha_3) = \int_\pi^1 \left( \frac{d\alpha_3}{d\pi} + \frac{2\pi^{-\frac{1}{n}}}{\Lambda(1-\vartheta)} \right)^2 d\pi \to \inf \geq 0.$$

Поэтому наряду с условием (23) можно использовать в качестве эволюционного уравнения для $\alpha_3$ такое уравнение:

$$\frac{d\alpha_3}{d\pi} + \frac{2\pi^{-\frac{1}{n}}}{\Lambda(1-\vartheta)} = C_1. \qquad (26)$$

Наличие интеграционной константы $C_1$ позволяет задать еще и «мягкое» условие на $\alpha_3$, например такое: $\left( \dfrac{d\alpha_3}{d\pi} \right)_{\pi=1} = 0$. Значит, в силу (26) будет

$$\frac{d\alpha_3}{d\pi} = -\frac{2}{\Lambda(1-\vartheta)} \left( \pi^{-\frac{1}{n}} - 1 \right), \qquad (27)$$

откуда сразу получается

$$\alpha_3 = \alpha_3' + \frac{2n}{\Lambda(n-1)(1-\vartheta)} \left( 1 - \pi^{\frac{n-1}{n}} \right) - \frac{2(1-\pi)}{\Lambda(1-\vartheta)}.$$

Остается применить (24):

$$\alpha_3 = \alpha_3' + \frac{2n}{\Lambda(n-1)(1-\vartheta)} \times$$

$$\times \left( 1 - \left( 1 - \frac{gz}{RT_0} \right)^{\frac{n-1}{n}} \right) - \frac{2}{\Lambda(1-\vartheta)} \frac{gz}{RT_0} =$$

$$= \alpha_3' + \frac{2}{\Lambda(1-\vartheta)} \frac{gz}{RT_0} + \frac{1}{n\Lambda(1-\vartheta)} \left( \frac{gz}{RT_0} \right)^2 -$$

$$-\frac{2}{\Lambda(1-\vartheta)}\frac{gz}{RT_0}=\alpha_3'+\frac{1}{n\Lambda(1-\vartheta)}\left(\frac{gz}{RT_0}\right)^2.$$

Но в силу (4) $n=\dfrac{k\Lambda}{\Lambda+2k(1-\vartheta)}$. Поэтому

$$\alpha_3=\alpha_3'+\frac{\Lambda+2k(1-\vartheta)}{k(1-\vartheta)}Z^2. \qquad (28)$$

Пренебрегая $\Lambda \ll 1-\vartheta$, получаем

$$\alpha_3=\alpha_3'+2Z^2\le\alpha_3'+2. \qquad (29)$$

Это означает, что в короткой щели с безударным входом изменение корректива куба скорости минимально.

При изменении константы $C_1$ в сегменте $0\le C_1\le\dfrac{2\Lambda}{1-\vartheta}$ можно симулировать все возможные условия входа потока в щель — от безударного, ($C_1 = 2\Lambda(1-\vartheta)^{-1}$) до поперечного входа ($C_1 = 0$). Для «коротких» щелей с $\Lambda \ll 1-\vartheta$, как видно, влияние условий входа на изменение $\alpha_3$ несущественно по сравнению с «длинной» ($\Lambda = O(1-\vartheta)$) щелью. Важно, что длина щели — режимный параметр. При изменении $\vartheta = T_c/T_h$ категории длины щели могут измениться.

Для оценки корректива квадрата скорости можно использовать неравенство Коши: $\alpha_2\le\sqrt{\alpha_3}$. Например, для ударного входа в силу (25) $\alpha_2\le\sqrt{\alpha_3+\dfrac{z}{L}\dfrac{1}{1-\vartheta}}$.

Таким образом, можно сформулировать следующие выводы:

средняя скорость СКД в вертикальной щели пропорциональна приведенной высоте $\Lambda:=\dfrac{gL}{RT_c}$ канала и приведенному перепаду $1-\vartheta:=\dfrac{T_h-T_c}{T_h}$ температуры между воздухом и источником теплоты;

интенсивность теплопередачи между воздухом и источником теплоты, обеспечивающая движение с заданным расходом $Q$, пропорциональна $\Lambda^{-1}$ и приведенному перепаду $1-\vartheta:=\dfrac{T_h-T_c}{T_h}$ температуры между воздухом и источником теплоты;

в действительном СКД распределение температуры поперек свободно-конвективного течения обеспечивает минимальное изменение теплового потока. Поэтому в действительном движении с заданной скоростью тепловой поток максимален и наименее отклоняется от теплового потока на горячей грани щели; при фиксированном значении теплопередачи создается СКД с минимальной скоростью;

изменение коррективов скорости по длине щели существенно зависит от условий входа воздуха в щель. При безударном входе изменение корректива куба скорости минимально и составляет $\dfrac{\Lambda+2k(1-\vartheta)}{k(1-\vartheta)}$. В условиях ударного входа корректив куба изменяется на $(1-\vartheta)^{-1}$ единиц.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Арнольд В.И** Математические методы классической механики. М.: УРСС, 2009. 408 с.

2. **Петроченко М.В.** Гидравлика навесных вентилируемых фасадов: Автореф. дисс. ... к.т.н. 05.23.16. СПбГПУ. СПб., 2012. 23 с.

3. **Немова Д.В.** Интегральные характеристики термогравитационной конвекции в воздушной прослойке навесных вентилируемых фасадов // Инженерно-строительный журнал. 2013. №3. С. 24–36.

4. **Немова Д.В., Ольшевский В.Я., Цейтин Д.Н.** Гидростатика термогравитационной конвекции в вертикальном канале // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013, №4(183). С. 295–301.

5. **Исаев С.А., Ватин Н.И., Баранов П.А., Судаков А.Г., Усачов А.Е., Егоров В.В.** Разработка и верификация многоблочных вычислительных технологий для решения нестационарных задач строительной аэродинамики высотных зданий в рамках подхода URANS // Инженерно-строительный журнал. 2013. №1. С. 47–61.

6. **Машенков А.Н., Косолапов Е.А., Чебуканова Е.В.** Математическое моделирование конвективного теплообмена около стены здания в приближении пограничного слоя // Известия вузов. Строительство. 2011. № 5. С. 65–71.

7. **Страхович К.И.** Гидрогазодинамика: Избранные работы. М.: Наука, 1980. 374 с.

8. **Соковишин Ю.А., Мартыненко О.Г.** Свободноконвективный теплообмен. Минск: Наука и техника, 1984. 400 с.

9. **Немова Д.В., Емельянова В.А., Мифтахова Д.Р.** Экстремальные задачи расчета свободноконвективных движений в НВФ // Инженерно-строительный журнал. 2013. №8. С. 46–53.

## REFERENCES


1. **Arnold V.I.** Matematicheskiye metody klassicheskoy mekhaniki. M.: URSS, 2009. 408 s. (rus.)

2. **Petrochenko M.V.** Gidravlika navesnykh ventiliruyemykh fasadov. Avtoreferat dissert. ... k.t.n. 05.23.16. SPbGPU. SPb.: 2012. 23 s. (rus.)

3. **Nemova D.V.** Integralnye kharakteristiki termogravitatsionnoy konvektsii v vozdushnoy prosloyke navesnykh ventiliruemykh fasadov. *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal*. 2013. №3. S. 24–36. (rus.)

4. **Nemova D.V., Olshevskiy V.Ya., Tseytin D.N.** Gidrostatika termogravitatsionnoy konvektsii v vertikalnom kanale. *Nauchno tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. №4(183). Vol. 1. S. 295–301. (rus.)

5. **Isayev S.A., Vatin N.I., Baranov P.A., Sudakov A.G., Usachov A.Ye., Yegorov V.V.** Razrabotka i verifikatsiya mnogoblochnykh vychislitelnykh tekhnologiy dlya resheniya nestatsionarnykh zadach stroitelnoy aerodinamiki vysotnykh zdaniy v ramkakh podkhoda urans. *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal*. 2013. №1. S. 47–61. (rus.)

6. **Mashenkov A.N., Kosolapov Ye.A., Cheburkanova Ye.V.** Matematicheskoe modelirovanie konvektivnogo teploobmena okolo steny zdaniya v priblizhenii pogranichnogo sloya. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Stroitelstvo*. 2011. № 5. S. 65–71. (rus.)

7. **Strakhovich K.I.** Gidrogazodinamika: Izbrannyye raboty. M.: Nauka, 1980. 374 s. (rus.)

8. **Sokovishin Yu.A., Martynenko O.G.** Svobodnokonvektivnyy teploobmen. Minsk.: Nauka i tekhnika. 1984. 400 s. (rus.)

9. **Nemova D.V., Yemelyanova V.A., Miftakhova D.R.** Ekstremalnyye zadachi rascheta svobodnokonvektivnykh dvizheniy v NVF. *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal*. 2013. №8. S. 46–53. (rus.)


## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ


**ПЕТРИЧЕНКО Михаил Романович** — доктор технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: fonpetrich@mail.ru

**ХАРЬКОВ Никита Сергеевич** — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: nkharkov@mail.ru

**НЕМОВА Дарья Викторовна** — ассистент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: darya.nemova@gmail.com


## AUTHORS


**PETRITCHENKO Mikhail R.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: fonpetrich@mail.ru

**KHARKOV Nikita S.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: nkharkov@mail.ru

**NEMOVA Daria V.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: darya.nemova@gmail.com


© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.165–155

*Н.А. Забелин, Д.А. Котлов,*
*В.А. Рассохин, Г.А. Фокин*

# МАЛОРАСХОДНАЯ ТУРБИНА В УСТАНОВКАХ ДЛЯ АВТОНОМНОГО ЭНЕРГОСНАБЖЕНИЯ ГАЗОРАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ ПУНКТОВ

*N.A. Zabelin, D.A. Kotlov,*
*V.A. Rassokhin, G.A. Fokin*

# SMALL FLOW RATE TURBINE IN INSTALLATIONS FOR INDEPENDENT POWER SUPPLY OF GAS DISTRIBUTION STATIONS

Статья посвящена решению одного из важнейших вопросов сегодняшнего дня — обеспечению энергосбережения и энергоэффективности на газораспределительных пунктах. Обосновывается, что выработка электрической энергии, необходимой для нормальной работы газораспределительного пункта, может быть осуществлена за счет внутренней энергии сжатого природного газа, который перед подачей конечному потребителю протекает через турбину турбодетандерного генератора. В статье предлагается использовать для этих целей разработанный в Санкт-Петербургском политехническом университете (СПбПУ) детандер-генератора на основе малорасходных турбин конструкции ЛПИ с большим относительным шагом лопаток.

ДЕТАНДЕР-ГЕНЕРАТОР; МАЛОРАСХОДНАЯ ТУРБИНА ЛПИ; ЦЕНТРОСТРЕМИТЕЛЬНАЯ ТУРБИНА; ГАЗОРАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫЕ ПУНКТЫ; ЭНЕРГОСНАБЖЕНИЕ.

The article is dedicated to one of the most actual present issues – providing energy saving and energy efficiency technologies over gas distribution stations. It is argued that electric energy generation needed for acceptable operation of gas distribution stations, can be implemented through supply of internal energy of compressed natural gas passing through expander-generator turbine before supplying to the end consumer. For these purposes the article proposes using the expander-generator based on small flowrate turbine design LPI with a large relative pitch of the blades, which was developed in Saint Petersburg State Polytechnical University (SPbPU).

EXPANDER-GENERATOR; SMALL FLOWRATE TURBINE DESIGN OF LPI; CENTRIPETAL TURBINES; GAS DISTRIBUTION STATIONS; POWER SUPPLY.

Через Единую систему газоснабжения (ЕСГ) России, от пунктов добычи до конечного потребителя, за год перекачивается более 660 млрд куб. м газа (2013 г.). Энергетической стратегией России до 2030 года предусмотрено, что к 2020 году в РФ будет добываться 803–837 млрд куб. м газа, а к 2030 году — 885–940 млрд куб. м. На газоперекачивающих станциях (ГПС), общая установленная мощность которых составляет 45,9 млн кВт [1], затрачивается колоссальное количество энергии для сжатия газа до давлений 5,5–23,0 МПа и транспортировки его по магистральным газопроводам.

Конечному потребителю необходим газ более низкого давления, что достигается путем редуцирования давления природного газа на газораспределительных станциях (ГРС), газораспределительных пунктах (ГРП), в газораспределительных шкафах (ГРШ) и газорегуляторных установках (ГРУ).

В соответствии с техническими условиями работы оборудования конечного потребителя

газ подводится по газопроводам с различным давлением: есть газопроводы низкого давления (до 5 кПа); среднего давления (5–300 кПа) и высокого давления (0,3–1,2 МПа).

Газопроводы низкого давления служат для снабжения газом бытовых потребителей, предприятий общественного питания, небольших отопительных котельных.

Газопроводы среднего и высокого давления предназначены для подвода газа к городским распределительным сетям низкого и среднего давления через ГРП, а также для подачи газа через ГРС, ГРП и ГРУ к промышленным и коммунальным предприятиям.

При этом в подавляющем большинстве случаев внутренняя энергия сжатого газа при подаче его потребителю не используется и теряется безвозвратно в применяемых дросселях-редукторах давления. Для использования этой энергии в СПбПУ совместно с промышленными партнерами — ООО «Газпром трансгаз Санкт-Петербург» и ООО «НТЦ «Микротурбинные технологии» — был разработан и успешно внедрен на нескольких ГРС микротурбодетандерный генератор МДГ-20 мощностью до 20 кВт на клеммах. МДГ-20 предназначен для срабатывания перепадов давления от 5,5 МПа до 0,3–1,2 МПа. Успешный опыт применения детандер-генератора на ГРС позволил приступить к созданию аналогичной установки на существенно меньшие перепады давления и меньшей на порядок электрической мощности для использования на ГРП, ГРШ и ГРУ. Масштаб применения подобных установок только в Северо-Западном регионе исчисляется десятками тысяч.

Мировыми лидерами по производству малых турбодетандерных установок являются фирмы Calnetix, Infinity Turbine и др. Однако существующие образцы не перекрывают требуемый диапазон перепадов давлений и мощности. В СПбПУ на кафедре «Турбины, гидромашины и авиационные двигатели» (ТГиАД) под руководством профессора В.А. Рассохина накоплен большой опыт в создании микротурбин разных типов и мощности на основе применения высокоэффективной малорасходной турбины конструкции ЛПИ с лопаточными решетками, имеющими большой относительный шаг (предложена в 70-е годы прошлого века профессором И.И. Кирилловым) [2, 3, 4]. Отличительные особенности таких турбинных ступеней — большие углы поворота в рабочем колесе, малое число сопловых и рабочих лопаток, повышенная эрозионная стойкость, высокая эффективность турбины, обусловленная значительно меньшими потерями кинетической энергии.

Цель данной работы — выбор и обоснование параметров малорасходной турбины и разработка конструктивного облика детандер-генераторной установки для автономного энергоснабжения газораспределительных пунктов.

## Выбор и обоснование параметров малорасходной турбины для турбодетандера на основе расчетно-экспериментальных методов

В статье приведены результаты исследований и разработок по созданию турбодетандерного генератора, предназначенного для выработки электрической энергии на собственные нужды газораспределительных пунктов, отличительная особенность которых — наличие большого количество систем и устройств телеметрии и контроля, необходимых для нормального функционирования ГРП и учета подаваемого потребителю газа. При этом потребляемая подобными устройствами мощность измеряется сотнями ватт и в подавляющем большинстве случаев не превышает 1 кВт. Территориально ГРП зачастую расположены вдали от электрических сетей, что требует прокладки отдельных линий для их электроснабжения со стоимостью выполнения работ в сотни тысяч рублей. В связи с изложенным весьма актуальны разработка и внедрение недорогого, простого в эксплуатации и обслуживании источника энергии, в качестве какового и предлагается разработанный детандер-генератор.

В ранее проведенных на кафедре ТГиАД исследованиях определены области преимущественного применения малорасходных турбин конструкции ЛПИ (далее МРТ) по сравнению с традиционными парциальными малорасходными турбинами. Критерием, определяющим границу применимости МРТ, является безразмерный комплекс пропускной способности $A$, предложенный профессором В.А. Рассохиным:

$$A = 4\, l_1/D_{\text{ср}}\, \varepsilon \sin\alpha_1.$$

При $A < 0{,}02$ целесообразно применять МРТ, в противном случае более эффективно применение традиционных парциальных малорасходных турбин [10].

На рис. 1 показана зависимость коэффициента пропускной способности $A$ от среднего диаметра для характерных режимных и геометрических параметров ГРП и ГРШ. Поскольку в рассматриваемой области параметров величина $A$ много меньше 0,02, это подтверждает необходимость применения малорасходной турбины конструкции ЛПИ.

При предварительном определении высоты сопла $l_1$ изменялась степень парциальности ε и геометрический угол выхода потока из соплового аппарата (СА) $\alpha_1$. Исходя из графиков (рис. 2) средний диаметр ступени и высота сопла выбирались таким образом, чтобы отношение $D_{ср}/l_1$ по соображениям прочности и простоты изготовления лопатки было бы больше 8. Необходимый расход газа через ступень был определен по заданной мощности, среднему диаметру и высоте сопла (рис. 3).

Далее по найденному значению $D_{ср}$ была получена зависимость характеристического числа от числа оборотов ротора (рис. 4). Сопоставляя допустимые значения высоты сопла $l_1$ и характеристического числа $u/C_0$, выбрали кинематическую

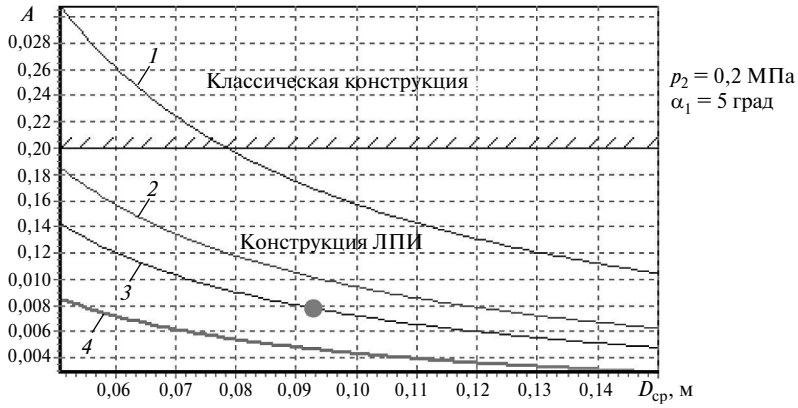



Рис. 1. Зависимость коэффициента пропускной способности $A$ от среднего диаметра $D_{ср}$ (● — рабочая (рекомендуемая) точка):

*1* — ε = 0,5; $l_1$ = 0,01 м; *2* — ε = 0,3; $l_2$ = 0,01 м; *3* — ε = 0,5; $l_1$ = 0,0046 м; *4* — ε = 0,3; $l_1$ = 0,0046 м

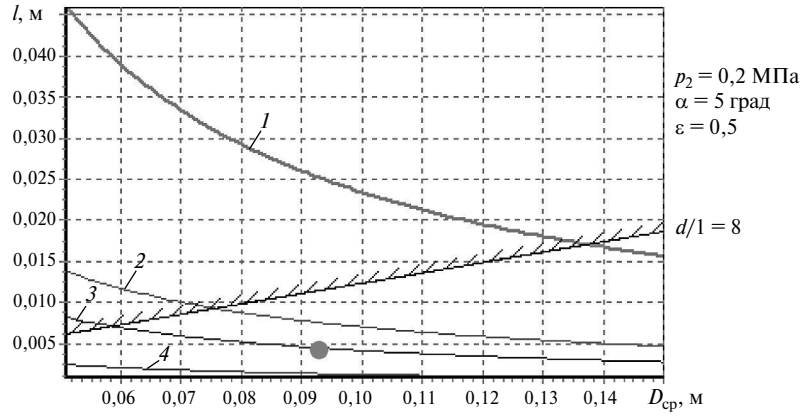



Рис. 2. Зависимость высоты лопатки $l_1$ от среднего диаметра турбины $D_{ср}$ при различных величинах степени парциальности ε и геометрических углах выхода потока $\alpha_1$ (● — рабочая точка предварительных значений расхода газа):

*1* — $p_0$ = 0,25 МПа; ε = 0,3; *2* — $p_0$ = 0,25 МПа; ε = 0,3; *3* — $p_0$ = 0,4 МПа; ε = 0,3; *4* — $p_0$ = 0,4 МПа; е = 1

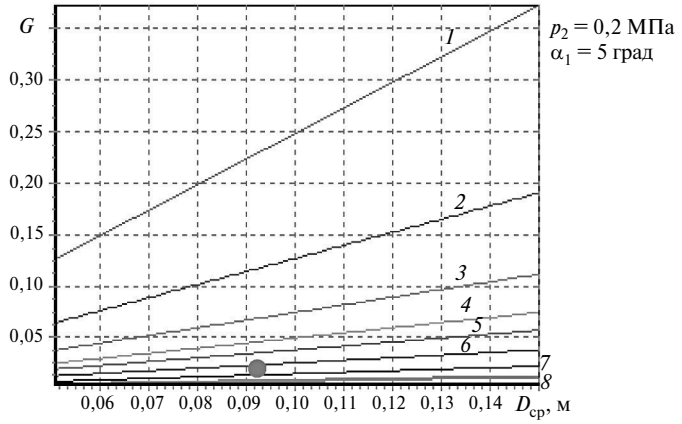



Рис. 3. Зависимость расхода газа $G$ от среднего диаметра турбины $D_{ср}$ при различных величинах степени парциальности ε и геометрических углах выхода потока $\alpha_1$ (● — рабочая точка предварительных значений расхода газа):

*1* — $p_0$ = 0,4 МПа; ε = 1; $l_1$ = 0,015 м; *2* — $p_0$ = 0,25 МПа; ε = 0,3; $l_1$ = 0,015 м; *3* — $p_0$ = 0,4 МПа; ε = 0,3; $l_1$ = 0,015 м; *4* — $p_0$ = 0,4 МПа; ε = 0,3; $l_1$ = 0,015 м; *5* — $p_0$ = 0,25 МПа; ε = 0,3; $l_1$ = 0,015 м; *6* — $p_0$ = 0,25 МПа; ε = 1; $l_1$ = 0,003 м; *7* — $p_0$ = 0,40 МПа; ε = 0,3; $l_1$ = 0,003 м; *8* — $p_0$ = 0,25 МПа; ε = 0,3; $l_1$ = 0,003 м

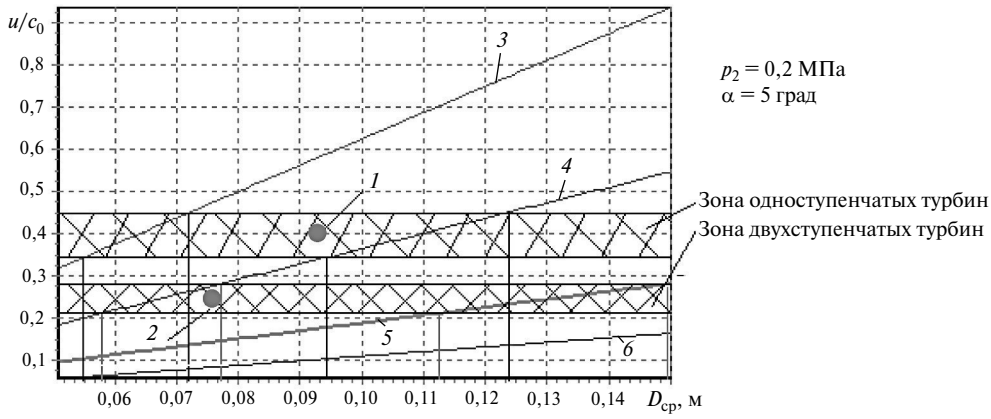



Рис. 4. Зависимости характеристического числа $u/C_0$ от частоты вращения ротора (● — рабочие точки (*1*, *2*) предварительных значений характеристического числа $u/C_0$):

*3* — $p_0$ = 0,25 МПа; $n$ = 30 000 об/мин; *4* — $p_0$ = 0,4 МПа; $n$ = 30 000 об/мин; *5* — $p_0$ = 0,25 МПа; $n$ = 9 000 об/мин; *6* — $p_0$ = 0,4 МПа; $n$ = 9 000 об/мин

схему турбины (одноступенчатая, двухступенчатая, многоступенчатая, осевая или радиальная) и предварительные параметры турбодетандера.

Выбранная кинематическая схема определена из условия $u/C_0 = (u/C_0)_{opt}$ (активная одноступенчатая — $(u/C_0)_{opt}$ = 0,38–0,45, активная двухступенчатая — $(u/C_0)_{opt}$ = 0,22–0,28). Касаясь вопроса рациональных значений среднего диаметра $D_{ср}$ и высоты лопатки СА, отметим, что малые значения высоты лопаток СА и, соответственно, рабочего колеса (РК) приводят к значительному росту концевых потерь и существенному уменьшению КПД турбины. Увеличение высоты лопатки СА в традиционных

малорасходных турбинах осуществляется за счет введения парциального подвода рабочего тела; при этом в турбине возникают дополнительные потери от парциальности, приводящие к снижению внутреннего КПД. Уменьшить эти потери позволяет применение МРТ конструкции ЛПИ.

На выбор оптимального $u/C_0$ влияют частота вращения ротора $n$, ограниченная условиями прочности диска и лопаток РК, а также минимальная высота $l_1$ сопла СА при принятом среднем диаметре $D_{ср}$.

Анализ кривых, изображенных на рис. 2–4, позволил выбрать для последующей оптимизации следующие параметры:

средний диаметр турбины $D_{ср} = 0{,}093$ м;

высота сопла СА $l_1 = 4{,}2–5$ мм;

степень парциальности $\varepsilon = 0{,}5$;

расход газа $G = 22$ г/с;

геометрический угол выхода потока из СА $\alpha_{1г} = 5°$;

частота вращения ротора $n = 5000–30000$ об/мин;

характеристическое число $u/C_0 = 0{,}39$;

кинематическая схема — одноступенчатая активная турбина;

угол $\beta_{1г} = 8–10°$;

термодинамическая степень реактивности ступени $\rho_т = 0{,}01–0{,}05$.

В процессе исследования были выполнены оптимизационные расчеты по разработанной на кафедре ТГиАД программе ONE, описание и структурная схема которой приведены в [11]. Конструктивная схема и поперечный разрез рассчитываемой ступени изображены на рис. 5.

В результате выполненных расчетов были определены режимные и геометрические параметры турбины для турбодетандерной установки:

давление перед турбиной..... 0,4 МПа
давление за турбиной..... 0,15 МПа
начальная температура газа ..... 288 К
рабочая частота вращения ротора .....9000 об/мин
угол выхода потока из СА.....5 град
расход газа (в зависимости
от числа сопел) ..... 0,002–0,024 кг/с
электрическая мощность..... 0–300 Вт
средний диаметр турбины ..... 0,093 м
высота сопловой лопатки .....0,0046 м
окружная скорость в РК .....43,8 м/с
внутренний КПД турбины .....0,242
число сопел соплового аппарата .....2–24 шт.

Вырабатываемая электрическая мощность детандер-генератора по выбору заказчика может изменяться в диапазоне от 20 до 300 Вт в зависимости от $z$ — числа сопел.

### Выбор конструктивной и принципиальной схемы турбодетандерного генератора

Особого внимания потребовал выбор направления движения рабочего тела в турбине. С целью снижения массогабаритных характеристик детандер-генератора была выбрана высокая частота вращения ротора — 9000 об/мин. При таких параметрах средний диаметр ступени получается небольшим, а именно 93 мм. При

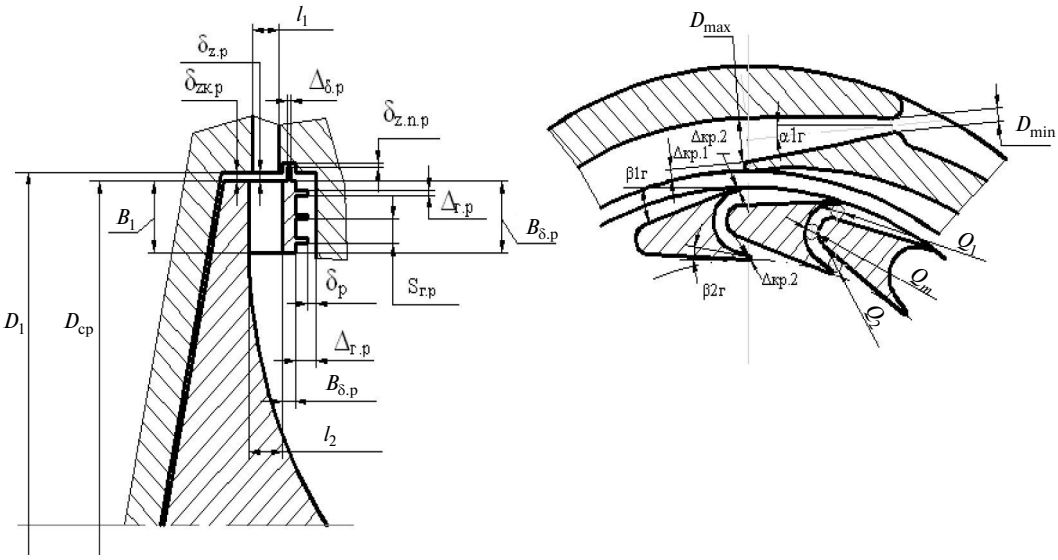



Рис. 5. Конструктивная схема и поперечный разрез турбины детандер-генератора

истечении рабочего тела осевой турбины из косого среза соплового аппарата со скоростью $C_1 = 268$ м/с под углом $\alpha_1 = 5°$ поток имеет большую окружную составляющую абсолютной скорости и попадает на периферийную ограничивающую поверхность проточной части с большой кривизной. В результате сильно искажается картина течения, возникает сложная система вихрей и отрывов потока, подробно рассмотренная в [12]. При применении центростремительной турбины подобные явления не наблюдаются. Кроме того, можно отметить и другие преимущества радиальных центростремительных турбин по сравнению с осевыми [5]:

1) более высокий КПД турбины из-за равномерного течения рабочего тела в проточной части и положительного действия кориолисовых сил при относительно малых расходах газа и размерах рабочего колеса;

2) простоту конструкции и надежность рабочего колеса, выполняемого в виде единой отливки;

3) возможность выполнения регулируемого соплового аппарата по сравнительно простой конструктивной схеме.

Для уменьшения массы турбины, а также обеспечения возможности применения современных методов изготовления было принято решение выполнять сопловой аппарат и рабочее колесо из высокопрочной пластмассы методом селективного лазерного спекания (SLS) [8], с использованием 3D-принтера. Такой способ изготовления узлов осевой турбины встречает серьезные технологические трудности, приводящие к необходимости дополнительной механической обработки и, как следствие, к удорожанию детандер-генератора, чего не возникает при изготовлении узлов радиальной турбины. Таким образом, была обеспечена заказанная себестоимость турбодетандерного генератора.

На основе анализа изложенных обстоятельств для дальнейшей проектной проработки была выбрана радиальная центростремительная турбина.

Выполненные расчеты позволили разработать теоретические чертежи (рис. 6) и 3D модель турбодетандерного генератора (рис. 7).

При проектировании турбины были выполнены необходимые прочностные расчеты, подтвердившие возможность использования пластмассы

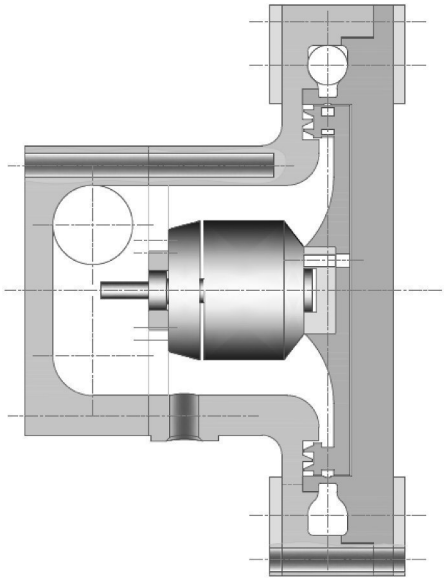


Рис. 6. Теоретический чертеж турбодетандерного генератора

для изготовлении рабочего колеса. Коэффициент запаса прочности составил $K = 2{,}26$.

Серьезные трудности встретились при подборе генератора: не удалось найти устройство на такие значения мощности и частоты вращения. В качестве электрогенератора в конструктивной схеме турбодетандерного генератора применен (с использованием свойств обратимой электрической машины) промышленно выпускаемый электродвигатель постоянного тока синхронного типа фирмы Dualsky [7].

На основе рассчитанной турбины и выбранного генератора была разработана турбодетандерная установка, принципиальная схема работы которой изображена на рис. 8.

Природный газ поступает к установке по газопроводу высокого давления *6*, проходит подогреватель *5*, регулирующий клапан *4* и расширяется в малорасходной центростремительной турбине *1*. Отдав свою энергию турбине, газ через газопровод низкого давления *10* поступает к потребителю. Мощность турбины передается электрогенератору *2*, производящему электрический ток.

Природный газ нагревается в подогревателе для предотвращения выпадения из него влаги и тяжелых фракций (гидраты, пропан, бутан и пр), для чего необходимо поддерживать температуру газа за турбиной не ниже 5 °С.

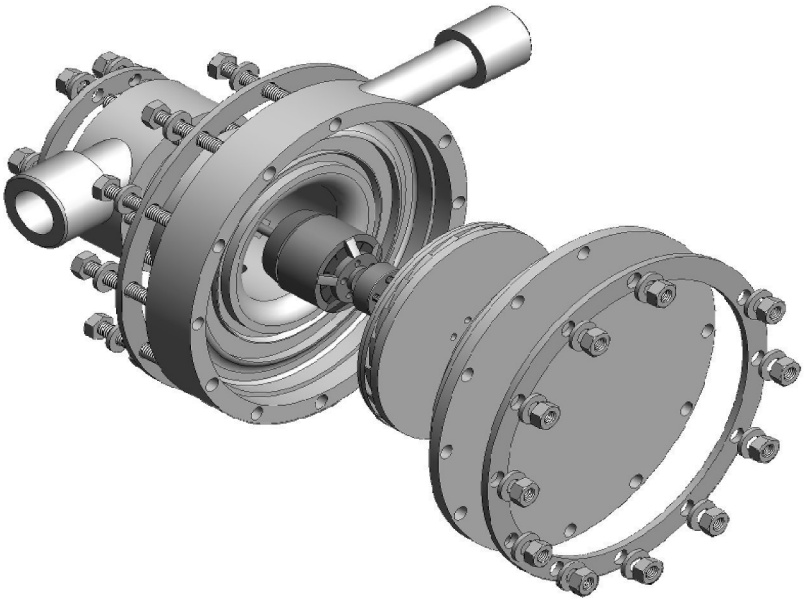


Рис. 7. Конструктивный облик турбодетандерного генератора (3D-модель)

Регулирующий клапан турбины, управляемый регулятором давления *3*, поддерживает необходимое потребителю значение давления газа после турбины в газопроводе низкого давления.

Байпасный трубопровод *7* используется в процессах пуска установки, а также ее нормального и аварийного выводов из действия. В этих случаях байпасный клапан *9*, управляемый регулятором давления *8*, поддерживает необходимое потребителю значение давления газа в газопроводе низкого давления.

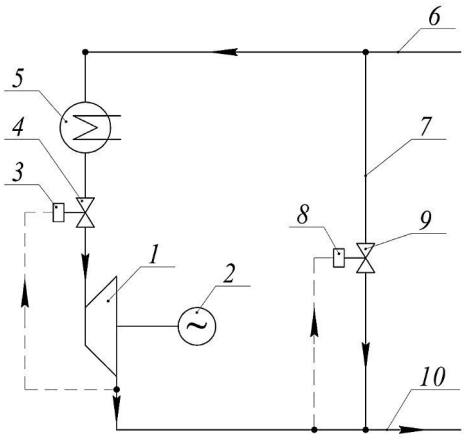



Рис. 8. Принципиальная схема управления турбодетандерной установки:

*1* — турбина; *2* — электрогенератор; *3* — регулятор давления; *4* — регулирующий клапан; *5* — подогреватель газа; *6* — газопровод высокого давления; *7* — байпасный трубопровод; *8* — регулятор давления; *9* — байпасный клапан; *10* — газопровод низкого давления

По результатам расчета и проектирования турбодетандерного генератора был изготовлен его опытный образец. Образец прошел поверочные испытания на исследовательском экспериментальном воздушном стенде кафедры ТГиАД. Испытания полностью подтвердили возможность получения заявленных внешних характеристик.

В результате выполненных расчетно-экспериментальных исследований создан опытный образец детандер-генератора на основе высокоэффективной малорасходной турбиной конструкции ЛПИ (с большим относительным шагом лопаток) для утилизации собственных энергетических ресурсов газораспределительного пункта.

Метод селективного лазерного спекания (SLS) с использованием 3D-принтера позволил обеспечить высокотехнологичное изготовление детандер-генератора из высокопрочной пластмассы и заказанную себестоимость.

В результате выполненных расчетно-экспериментальных исследований был подтвержден выбор параметров и характеристик детандер-генератора, показана его работоспособность и перспективы широкого использования в газораспределительных пунктах газотранспортной системы.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Газпром в цифрах 2008–2012: Справочник. Режим доступа к изд.: http://www.gazprom.ru/f/posts/97/827102/gazprom-reference-figures-2008–2012-rus.pdf.

2. **Матвеев Ю.В.** Совершенствование малорасходных турбин конструкции ЛПИ для турбодетандерных электроустановок газораспределительных станций на основе экспериментальных методов: Дисс. ... канд. тех. наук: 05.04.12 / Матвеев Юрий Владимирович. СПб., 2012. 172 с.

3. **Рассохин С.Ю., Оленников В.А., Раков Г.Л.** Малорасходные турбины нового класса. Режим доступа к изд.: http://www.turbinist.com.

4. Малорасходная турбина класса. Режим доступа к изд.: http://www.freepatent.ru/patents/2338885.

5. Конструктивные схемы ГТД их классификация. Принцип действия радиальных и осевых турбин. Конструктивные схемы ГТД. Режим доступа к изд.: studopedia.net/6_24421_osevie-turbini-osobennosti-... adialnih-turbin.html.

6. Радиальные газотурбинные технологии OPRA Turbines. Режим доступа к изд.: http://agromashdetal.ru/wp-content/uploads.

7. Двигатель фирмы Dualsky XM.353.6CA-9. Режим доступа к изд.: http://www.dualsky.us.

8. Метод селективного лазерного спекания. Режим доступа к изд.: http://about3d.ru/info/SLS/.

9. Генераторы микротурбодетандерные. Режим доступа к изд.: http://stc-mtt.ru/.

10. **Рассохин В.А.** Турбины конструкции ЛПИ: Преимущества, характеристики, опыт разработки и применение // Энергомашиностроение. Труды СПбГПУ. № 491. СПб., 2004. С. 152–161.

11. **Матвеев Ю.В.** Совершенствование малорасходных турбин конструкции ЛПИ для турбодетандерных электроустановок газораспределительных станций на основе экспериментальных методов: Автореф. дисс. ... кандидата технических наук. СПб., 2012.

12. **Забелин Н.А., Раков Г.Л., Рассохин В.А., Себелев А.А., Смирнов М.В.** Исследование особенностей течения в малорасходных турбинных ступенях конструкции ЛПИ // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 1 (166). С. 45–55.

## REFERENCES

1. Gazprom v tsifrakh 2008–2012: Spravochnik. Rezhim dostupa k izd.: *http://www.gazprom.ru/f/posts/97/827102/gazprom-reference-figures-2008–2012-rus.pdf.* (rus.)

2. **Matveyev Yu.V.** Sovershenstvovaniye maloraskhodnykh turbin konstruktsii LPI dlya turbodetandernykh elektroustanovok gazoraspredelitelnykh stantsiy na osnove eksperimentalnykh metodov: Diss. ... kand. tekh. nauk: 05.04.12 / Matveyev Yuriy Vladimirovich. SPb., 2012. 172 s. (rus.)

3. **Rassokhin S.Yu. Olennikov V.A., Rakov G.L.** Maloraskhodnyye turbiny novogo klassa. Rezhim dostupa k izd.: *http://www.turbinist.com*. (rus.)

4. Maloraskhodnaya turbina klassa. Rezhim dostupa k izd.: *http://www.freepatent.ru/patents/2338885.* (rus.)

5. Konstruktivnyye skhemy GTD ikh klassifikatsiya. Printsip deystviya radialnykh i osevykh turbin. Konstruktivnyye skhemy GTD. Rezhim dostupa k izd.: *http://studopedia.net/6_24421_osevie-turbini-osobennosti-...adialnih-turbin.html.* (rus.)

6. Radialnyye gazoturbinnyye tekhnologii OPRA Turbines. Rezhim dostupa k izd.: *http://agromashdetal.ru/wp-content/uploads*. (rus.)

7. Dvigatel firmy Dualsky XM.353.6CA-9. Rezhim dostupa k izd.: *http://www.dualsky.us*. (rus.)

8. Metod selektivnogo lazernogo spekaniya. Rezhim dostupa k izd.: *http://about3d.ru/info/SLS/*. (rus.)

9. Generatory microturbodetandernye. Rezhim dostupa k izd.: *http://stc-mtt.ru/*. (rus.)

10. **Rassokhin V.A.** Turbiny konstruktsii LPI: Preimushchestva, kharakteristiki, opyt razrabotki i primeneniye. *Energomashinostroyeniye. Trudy SPbGPU.* № 491. SPb., 2004. S. 152–161. (rus.)

11. **Matveyev Yu.V.** Sovershenstvovaniye maloraskhodnykh turbin konstruktsii LPI dlya turbodetandernykh elektroustanovok gazoraspredelitelnykh stantsiy na osnove eksperimentalnykh metodov: Avtoref. diss. ... kandidata tekhnicheskikh nauk. SPb., 2012. (rus.)

12. **Zabelin N.A., Rakov G.L., Rassokhin V.A., Sebelev A.A., Smirnov M.V.** Issledovaniye osobennostey techeniya v maloraskhodnykh turbinnykh stupenyakh konstruktsii LPI. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU.* 2013. № 1 (166). S. 45–55. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЗАБЕЛИН Николай Алексеевич** — кандидат технических наук директор института энергетики и транспортных систем Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: n.zabelin.turbo@mail.ru

**КОТЛОВ Дмитрий Аркадьевич** — ведущий инженер Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: dmitrii_kotlov@mail.ru

**РАССОХИН Виктор Александрович** — доктор технических наук заведующий кафедрой турбин, гидромашин и авиационных двигателей Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: v-rassokhin@yandex.ru

**ФОКИН Георгий Анатольевич** — кандидат технических наук генеральный директор ООО «Газпром трансгаз Санкт-Петербург» Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: ltg@spb.ltg.gazprom.ru

## AUTHORS

**ZABELIN Nikolai A. —** St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: n.zabelin.turbo@mail.ru

**KOTLOV Dmitrii A. —** St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: dmitrii_kotlov@mail.ru

**RASSOKHIN Viktor A. —** St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: v-rassokhin@yandex.ru

**FOKIN Georgii A. —** St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ltg@spb.ltg.gazprom.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.311.24

*Р.В. Андреев*

# ВЕТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ АВТОНОМНОГО ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА МАЛОЙ МОЩНОСТИ

*R.V. Andreev*

# WIND TURBINE FOR THE SMALL STAND-ALONE ELECTRICAL COMPLEX

Предложен алгоритм выбора оборудования автономного электротехнического комплекса малой мощности на основе ветроэнергетической установки. На примере небольшой группы потребителей, находящихся в зоне децентрализованного электроснабжения, обоснованы характеристики автономного электротехнического комплекса с использованием баз данных метеонаблюдений, а также реальных технических параметров электрооборудования. Основой для выбора служат результаты оценки экономической эффективности использования комплекса.

АВТОНОМНЫЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЙ КОМПЛЕКС; ВЕТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ УСТАНОВКА; ВЫБОР ОБОРУДОВАНИЯ; ОЦЕНКА ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ.

The article offers the algorithm for equipment selection of small stand-alone electrical complex on the base of wind turbine. The algorithm is tested on an example of a small group of consumers in the decentralized power supply zone. Using databases of weather observations and real technical parameters of electrical equipment from manufacturers, all characteristics of stand-alone electrical complex are proved. The selection is based on the results of economic efficiency evaluation of the complex usage.

STAND-ALONE ELECTRICAL COMPLEX; WIND TURBINE; EQUIPMENT SELECTION; ECONOMIC EFFICIENCY EVALUATION.

В зоне децентрализованного электроснабжения находится свыше 65 % территории России с населением более 15 млн человек. К потребителям, находящимся в таких районах, относятся отдельные населенные пункты или их группы, имеющие слабые транспортные связи с промышленно-развитыми районами. Как правило, электроснабжение удаленных потребителей осуществляется от стационарных и передвижных дизельных электростанций (ДЭС), работающих на привозном топливе. Такой вариант организации электроснабжения имеет большое количество недостатков, главные из которых — дальний транспорт топлива, значительный износ существующих ДЭС, ухудшение экологической обстановки из-за вредных выбросов в атмосферу от ДЭС. Поэтому в качестве альтернативы ДЭС для электроснабжения удаленных потребителей в последнее время все чаще стали использоваться автономные электротехнические комплексы (ЭТК) на базе ветроэнергетических установок (ВЭУ) малой мощности. При этом нередко возникает проблема рационального выбора модели и параметров ВЭУ, а также другого оборудования, входящего в состав автономного ЭТК.

Выбору оборудования для автономных ЭТК на базе ВЭУ посвящен ряд исследований, выполненных в СПбГПУ [1, 2], НИЦ «Атмограф» [3], ООО «ГРЦ-Вертикаль» [4] и др. Тем не менее по-прежнему достаточно остро стоит вопрос

обоснования решений по выбору типов и параметров оборудования при разработках реальных ветроэнергетических проектов.

Цель представляемой работы — создание алгоритма выбора оборудования автономного ЭТК на базе ВЭУ, помогающего обосновать, опираясь на технические и экономические критерии, решения, принимаемые на этапе проектирования комплекса.

### Формулировка алгоритма

Необходимыми исходными данными для выбора оборудования автономного ЭТК являются характеристики потребителя (максимальная и минимальная мощность, потребление электроэнергии за определенный период) и ветровые ресурсы территории, на которой он находится. Кроме того, важно определить схему и состав оборудования автономного ЭТК. Далее, зная перечисленные параметры, можно выбрать модель ВЭУ. Затем с ориентировкой на конкретную модель ВЭУ с известными параметрами может быть выбрано остальное оборудование, входящее в состав автономного ЭТК (кабели, аккумуляторная батарея, инвертор и т. д.). По результатам выбора оборудования необходимо провести анализ экономической эффективности рассматриваемого проекта.

Таким образом, алгоритм выбора оборудования, входящего в состав автономного ЭТК, включает:

1) оценку характеристик потребителя — максимальной (пиковой) мощности $P_{max}$, минимального (базового) уровня нагрузки $P_{min}$, объема потребления электроэнергии за определенный период;

2) анализ ветрового потенциала места размещения потребителя (средняя скорость ветра за определенный период, повторяемость различных градаций скорости ветра);

3) определение схемы автономного ЭТК;

4) выбор модели ВЭУ (номинальная мощность, тип генератора, номинальная скорость ветра и т. д.);

5) выбор остального оборудования автономного ЭТК;

6) оценку экономической эффективности использования автономного ЭТК.

Рассмотрим применение алгоритма выбора оборудования автономного ЭТК на примере потребителей северных районов Республики Саха (Якутия), в частности находящихся в районе населенного пункта Тикси (4660 чел.).

### Оценка характеристик потребителя

В данной работе проблематика определения характеристик потребителя не рассматривается, для исследования взяты уже известные показатели. В [5] потребители северных районов Республики Саха (Якутия) были классифицированы в виде групп населенных пунктов с численностью населения до 10, 25, 50, 100 человек. Для этой классификации в [5] определены максимальная и минимальная потребляемая мощность, а также расчетное электропотребление. В данной работе рассмотрим первую группу (численность 3–10 человек), максимальные характеристики этой группы приведены в табл. 1.

### Анализ ветропотенциала места размещения потребителя

Важнейшие характеристики ветропотенциала какой-либо территории — средняя скорость ветра за определенный период (месяц, год) и повторяемость различных градаций скорости ветра.

Среднегодовую скорость можно определить по карте ветровых ресурсов России [6], а среднюю скорость ветра за определенный период вычислить по материалам регулярных наблюдений

Таблица 1

**Характеристики потребителей северных районов Республики Саха (Якутия) для пунктов численности 3–10 человек [5]**

| Численность | Сезон | Мощность, кВт | | Электропотребление, кВт·ч | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $P_{min}$ | $P_{max}$ | За сутки | За месяц | За сезон | За год |
| 3–10 человек | Осень–зима | 0,3 | 3 | 25,95 | 778,5 | 2335,5 | 9054 |
| | Весна–лето | 0,1 | 3 | 24,35 | 730,5 | 2191,5 | |

метеорологических станций России, которые получают из специализированных баз данных [7–9]. Средняя скорость ветра представляется как среднеарифметическое значение, полученное из ряда замеров скорости, сделанных через равные интервалы времени в течение заданного периода [10]. Таким образом, формула для определения средней скорости ветра за период будет выглядеть так:

$$v_{\text{ср}} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} v_i \text{ , м/с,} \qquad (1)$$

где $n$ — общее количество измерений скорости ветра; $i$ — порядковый номер измерения; $v_i$ — соответствующее значение скорости ветра, м/с.

Другой важной характеристикой ветроэнергетических ресурсов территории является повторяемость различных градаций скорости ветра, которая показывает, какую часть времени наблюдается то или иное значение скорости ветра. Для практического использования этой характеристики необходимо построить функцию распределения скорости ветра. Существуют два способа [10]:

1. Аппроксимация экспериментальных данных аналитической функцией распределения. В ветроэнергетике чаще всего используется двухпараметрическое распределение Вейбулла, задаваемое выражениями

$$F(v) = 1 - \mathrm{e}^{\left[-\left(\frac{v}{c}\right)^k\right]}; \qquad (2)$$

$$f(v) = \frac{k}{c}\left(\frac{v}{c}\right)^{k-1} \mathrm{e}^{\left[-\left(\frac{v}{c}\right)^k\right]}, \qquad (3)$$

где $F(v)$ — интегральная функция распределения скорости ветра, равная вероятности того, что скорость ветра меньше, чем $v$, или равна ей; $f(v)$ — дифференциальная функция распределения скорости ветра, равная плотности вероятности; $v$ — скорость ветра, м/с; $c$ — параметр масштаба, м/с; $k$ — параметр формы кривой распределения.

Тогда вероятность повторения ветра в некотором интервале скоростей можно найти по формуле

$$P_i(v_i < v < v_{i+1}) =$$

$$= F(v_{i+1}) - F(v_i) = \mathrm{e}^{\left[-\left(\frac{v_i}{c}\right)^k\right]} - \mathrm{e}^{\left[-\left(\frac{v_{i+1}}{c}\right)^k\right]}, \qquad (4)$$

где $P_i(v)$ — повторяемость скорости ветра в $i$-й градации; $v_i$, $v_{i+1}$ — границы $i$-го интервала скоростей.

2. Экспериментальное построение кривой повторяемости скорости ветра. В этом случае весь диапазон возможных скоростей разбивается на интервалы от нуля до максимально возможной скорости и за период наблюдения производится отсчет того, сколько раз скорость ветра попадает в соответствующий интервал. Тогда вероятность определится по формуле

$$t_i = \frac{r_i}{R}, \qquad (5)$$

где $t_i$ — повторяемость скорости ветра в $i$-й градации; $r_i$ — количество попаданий скорости ветра в $i$-й интервал; $R$ — общее количество измерений.

Проведем анализ ветропотенциала района населенного пункта Тикси. Для оценки характеристик использовались данные российского метеорологического сайта «Расписание погоды» [7] по метеостанции «Тикси (аэропорт)» за период 01.01.2011–31.12.2013. Среднегодовая скорость ветра составила 4,44 м/с, функция распределения, построенная по второму способу, изображена на рис. 1.

**Выбор схемы автономного ЭТК**

Наиболее распространенный и оптимальный вариант схемы автономного ЭТК — это подключение ВЭУ через вспомогательную шину постоянного тока (рис. 2).

Среди достоинств данного варианта можно отметить наличие шины постоянного тока, что позволяет подключить часть потребителей постоянного тока к этой сети и тем самым уменьшить потери при преобразовании электроэнергии. Кроме того, благодаря питанию от общего автономного инвертора обеспечивается высокое качество электроэнергии. Также стоит отметить, что в данном варианте существенно упрощена схема преобразователя для подключения БНЭ, а также имеется возможность использовать ВЭУ с переменной частотой вращения.

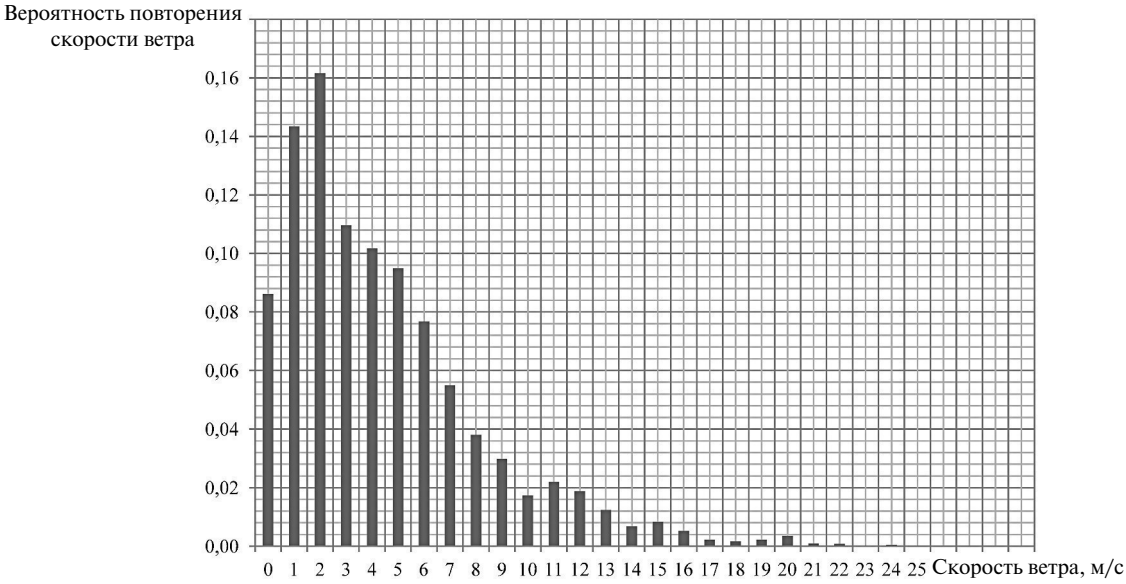



Рис. 1. Функция распределения скорости ветра в районе населенного пункта Тикси за период 01.01.2011–31.12.2013

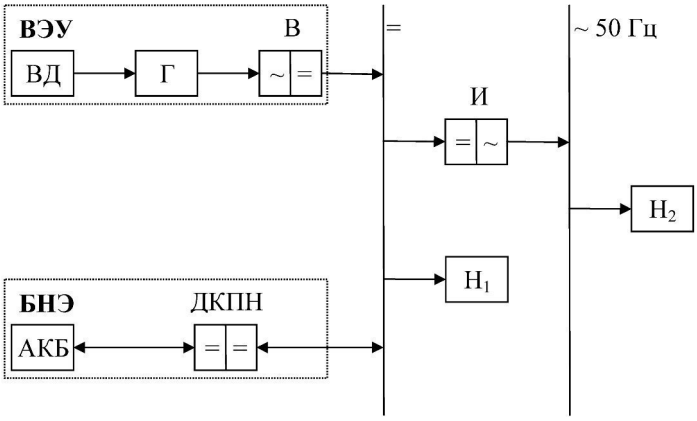



Рис. 2. Схема автономного ЭТК с подключением ВЭУ к промежуточной шине постоянного тока:

ВЭУ — ветроэнергетическая установка; ВД — ветродвигатель; Г — генератор; В — выпрямитель; БНЭ — буферный накопитель энергии; АКБ — аккумуляторная батарея; ДКПН — двунаправленный конвертер постоянного напряжения; И — инвертор; $Н_1$ — нагрузка на стороне постоянного тока; $Н_2$ — нагрузка на стороне переменного тока

### Выбор модели ВЭУ

В качестве типа генератора ВЭУ примем многополюсный синхронный генератор с постоянными магнитами. Для ВЭУ, являющихся составной частью автономных ЭТК, такой вариант наиболее распространен и оптимален. Среди достоинств можно выделить факт прямой связи генератора с ветродвигателем, что позволяет избежать установки громоздкого редуктора в цепи привода.

Выбор модели ВЭУ должен производиться на основании данных о годовом количестве электроэнергии, потребляемом объектом электроснабжения, а именно исходя из следующего условия:

$$W_{ВЭУ} \geq W_{потр}, \quad (6)$$

где $W_{ВЭУ}$ — годовая выработка электроэнергии ВЭУ, кВт·ч; $W_{потр}$ — годовое электропотребление объекта электроснабжения, кВт·ч.

Годовая выработка электроэнергии ВЭУ может быть найдена по формуле

$$W_{ВЭУ} = P_{ВЭУ} T_{уст}, \text{ кВт·ч}, \quad (7)$$

где $P_{ВЭУ}$ — установленная мощность ВЭУ, кВт; $T_{уст}$ — годовое число часов использования установленной мощности ВЭУ, ч.

Мощность, развиваемая ВЭУ, определяется выражением [10]

$$P_{ВЭУ} = P_{мех} \eta_{ген} \eta_{инв}, \text{ кВт}, \quad (8)$$

где $P_{мех}$ — механическая мощность ветроколеса, кВт; $\eta_{ген}$ — коэффициент полезного действия генератора (в данной работе примем $\eta_{ген} = 0{,}8$), $\eta_{инв}$ — КПД инвертора (в данной работе примем $\eta_{инв} = 0{,}9$).

Механическая мощность ветроколеса может быть рассчитана по формуле [10]

$$P_{мех} = \frac{1}{2} C_p \rho A v^3 10^{-3}, \text{ кВт}, \quad (9)$$

где $C_p$ — коэффициент использования энергии ветра (КИЭВ); $\rho$ — плотность воздуха (при стандартных условиях — 1,225 кг/м$^3$); $A$ — площадь, ометаемая ветроколесом, м$^2$; $v$ — скорость ветра, м/с.

Стоит отметить, что коэффициент $C_p$ — нелинейная функция от быстроходности $\lambda$ ветроколеса и угла тангажа $\beta$ [11]. От величины быстроходности ветроколеса зависит эффективность его работы. По определению быстроходность является отношением скорости конца лопасти ветроколеса к скорости ветра и находится согласно выражению

$$\lambda = \frac{\omega R}{v}, \quad (10)$$

где $\omega$ — угловая скорость ветроколеса, рад/с; $R$ — радиус ветроколеса, м; $v$ –скорость ветра, м/с.

Теоретически согласно критерию Бетца — Жуковского КИЭВ достигает максимального значения $C_{p\,max} = 0{,}593$ [11]. На сегодняшний день существует много подходов, использующихся для аналитического расчета коэффициента $C_p$. Один из таких подходов можно описать уравнениями [12]

$$C_p(\lambda,\beta) = c_1\left(\frac{c_2}{\lambda_i} - c_3\beta - c_4\right)e^{-\frac{c_5}{\lambda_i}} + c_6\lambda; \quad (11)$$

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0{,}08\beta} - \frac{0{,}035}{\beta^3 + 1}, \quad (12)$$

где значения коэффициентов $c_1$–$c_6$ приняты следующими: $c_1 = 0{,}5176$; $c_2 = 116$; $c_3 = 0{,}4$; $c_4 = 5$; $c_5 = 21$; $c_6 = 0{,}0068$.

Учитывая тот факт, что известна функция распределения скорости ветра (а значит, и вклад каждой градации скорости ветра в годовое количество электроэнергии, вырабатываемое ВЭУ), годовая выработка электроэнергии ВЭУ может быть выражена так:

$$W_{ВЭУ} = \sum_{i=1}^{n} P_{ВЭУ\,i} T_i, \text{ кВт·ч}, \quad (13)$$

где $n$ — общее количество градаций скорости ветра; $i$ — порядковый номер градации; $P_{ВЭУ\,i}$ — мощность, развиваемая ВЭУ при $i$-й градации скорости ветра, кВт; $T_i$ — годовое число часов повторяемости $i$-й градации скорости ветра, ч.

Здесь стоит отметить, что ВЭУ вырабатывает электроэнергию только в диапазоне скоростей $v_{min} < v < v_{max}$, поскольку любую ВЭУ характеризуют следующие параметры [10]:

минимальная скорость ветра $v_{min}$ (скорость, при которой ВЭУ начинает вырабатывать электроэнергию);

расчетная (номинальная) скорость ветра $v_{ном}$ (скорость, при которой ВЭУ развивает свою номинальную мощность);

максимальная скорость ветра $v_{max}$ (скорость, при которой ВЭУ перестает вырабатывать электроэнергию и ветрогенератор отключается).

Годовое число часов повторяемости $i$-й градации скорости ветра определяется по формуле

$$T_i = t_i T_{год}, \text{ ч}, \quad (14)$$

где $T_{год}$ — число часов в году (8760 ч).

Тогда с учетом (14) выражение (13) запишется следующим образом:

$$W_{ВЭУ} = \sum_{i=1}^{n}\left(P_{ВЭУ\,i} t_i T_{год}\right) =$$

$$= T_{год} \sum_{i=1}^{n} P_{ВЭУ\,i} t_i, \text{ кВт·ч}, \quad (15)$$

где $P_{ВЭУ\,i}$ — мощность, развиваемая ВЭУ при $i$-й градации скорости ветра, кВт.

Определить $P_{\text{ВЭУ}\,i}$ можно двумя способами:

1) по рабочей характеристике ВЭУ $P_{\text{ВЭУ}} = f(v)$, которая приводится большинством производителей в технической документации ВЭУ конкретного типа (она снимается экспериментально);

2) по значению КИЭВ при каждой градации скорости ветра (необходимо знать зависимость $C_p = f(v)$).

Воспользуемся вторым способом и для упрощения расчетов примем, что ВЭУ имеет систему регулирования мощности на основе автоматически регулируемой балластной нагрузки [13] (т. е. $C_p = f(v) = \text{const} = C_{p\,\max}$). Тогда формула для определения $P_{\text{ВЭУ}\,i}$ примет вид

$$P_{\text{ВЭУ}\,i},\ \text{кВт} = \begin{cases} 0 \ \text{ при } \left(0 < v_i < v_{\min}\right); \\ \frac{1}{2} C_{p\max} \rho A v_i^3 \eta_{\text{ген}} \eta_{\text{инв}} 10^{-3} \ \text{ при } \left(v_{\min} < v_i < v_{\text{ном}}\right); \\ \frac{1}{2} C_{p\max} \rho A v_{\text{ном}}^3 \eta_{\text{ген}} \eta_{\text{инв}} 10^{-3} \ \text{ при } \left(v_{\text{ном}} < v_i < v_{\max}\right); \\ 0 \ \text{ при } \left(v_i > v_{\max}\right). \end{cases} \quad (16)$$

Выбор ВЭУ проведем на основании модельного ряда производителя Zonhan Windpower (Китай). Предварительно выбираем ВЭУ модели ZH3KW (рис. 3), параметры которой следующие [14]:

Номинальная мощность $P_{\text{ном}}$ ..... 3 кВт
Минимальная скорость ветра $v_{\min}$ ..... 3 м/с
Номинальная скорость ветра $v_{\text{ном}}$ ..... 11 м/с
Максимальная скорость ветра $v_{\max}$ ..... 25 м/с
Диаметр ветроколеса, $D$ ..... 4 м

Рис. 3. ВЭУ Zonhan Windpower ZH3KW

Тип генератора ..... синхронный с постоянными магнитами
Напряжение на выходе ВЭУ ..... 48 В (=)
Масса ВЭУ без мачты ..... 105 кг

Согласно (16) по номинальным параметрам выбранной ВЭУ определяем значение КИЭВ; оно составивляет $C_{p\max} = 0{,}41$. На рис. 4 и 5 представлены значения выходной мощности ВЭУ указанной модели и количество вырабатываемой ею электроэнергии по всем градациям скорости ветра.

Согласно формуле (15) определяем годовое количество вырабатываемой ВЭУ электроэнергии. Оно составляет 4562 кВт·ч, что почти в два раза меньше величины годового электропотребления. В этой связи для обеспечения рассматриваемой группы потребителей необходимым количеством электроэнергии необходимо выбрать другую ВЭУ. В модельном ряду ветротурбин китайского производителя Zonhan Windpower после трехкиловаттной ВЭУ следует установка номинальной мощностью 5 кВт, ее годовая выработка согласно формуле (15) составит 8776 кВт·ч. Этого также не хватит для покрытия электропотребления. ВЭУ номинальной мощностью 10 кВт (следующая в модельном ряду) сможет обеспечить требуемую выработку электроэнергии, однако целесообразнее будет установить две ВЭУ по 3 кВт. Тогда их суммарная годовая выработка электроэнергии составит 9124 кВт·ч, что превышает необходимую величину электропотребления на 0,8 %.

### Выбор остального оборудования автономного ЭТК

В соответствии со схемой, изображенной на рис. 2, для установки в автономный ЭТК также необходимо выбрать накопитель электроэнергии (аккумуляторная батарея) и инвертор.

В данной работе проблематика выбора типа АКБ (свинцово-кислотные, никель-кадмиевые, никель-металл-гидридные, литий-ионные и т. д.) не рассматривается.

Выбор технических параметров АКБ должен производиться на основании данных о необходимом времени работы автономного ЭТК в безветренные периоды или периоды, когда потребление энергии из АКБ будет превышать скорость зарядки АКБ ветрогенератором, а именно исходя из следующего условия:

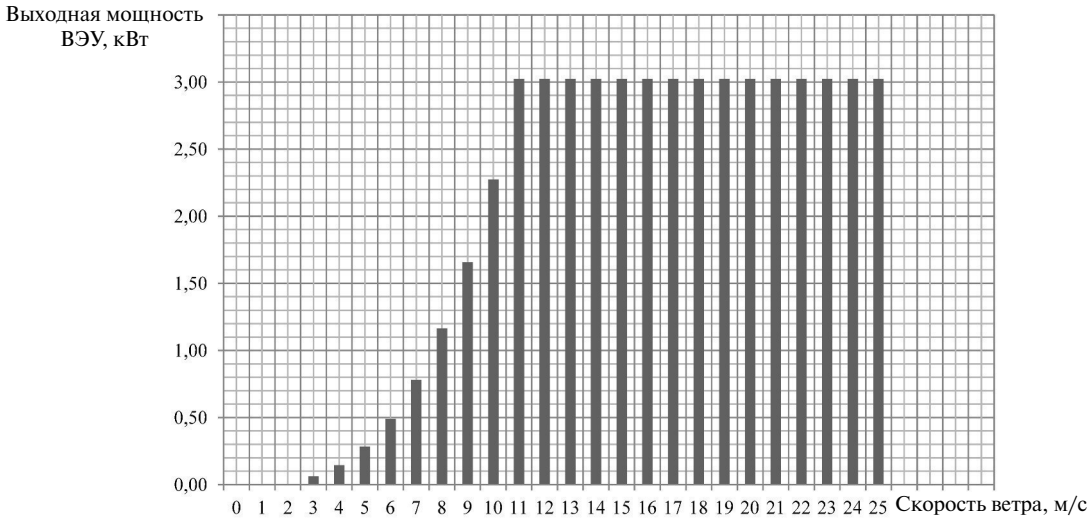



Рис. 4. Выходная мощность ВЭУ по всем градациям скорости ветра

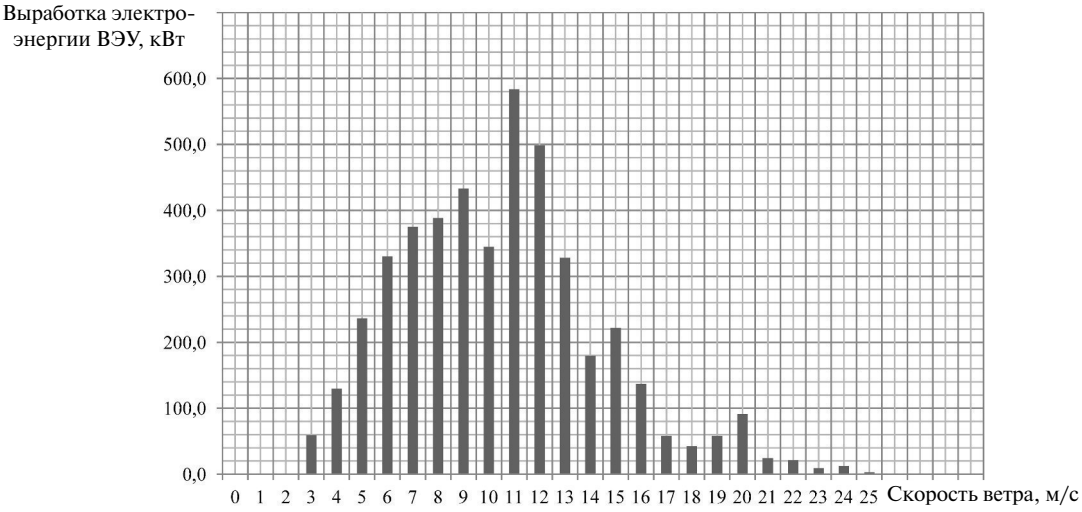



Рис. 5. Годовое количество электроэнергии, вырабатываемой ВЭУ, на разных скоростях ветра

$$W_{\text{АКБ}} \geq W_{\text{треб}}, \qquad (17)$$

где $W_{\text{АКБ}}$ — выработка электроэнергии автономным ЭТК при отключенной ВЭУ в режиме разрядки АКБ от степени заряда 100 % до минимально допустимого уровня (в данной работе примем 20 %), кВт·ч; $W_{\text{треб}}$ — требуемое электропотребление объекта электроснабжения в периоды, когда ВЭУ не производит электроэнергию, кВт·ч.

Количество электроэнергии, отдаваемой АКБ, может быть найдено по формуле

$$W_{\text{АКБ}} = \left(Q_{\text{АКБ}} k_{\text{гл}}\right) U_{\text{АКБ}} \eta_{\text{инв}} 10^{-3}, \text{ кВт·ч}, \qquad (18)$$

где $Q_{\text{АКБ}}$ — номинальная емкость АКБ, А·ч; $k_{\text{гл}}$ — коэффициент глубины разряда АКБ (в данной работе примем $k_{\text{гл}} = 0{,}8$, что соответствует минимальному уровню разряда АКБ в 20 %); $U_{\text{АКБ}}$ — номинальное напряжение АКБ, В; $\eta_{\text{инв}}$ — КПД инвертора (в данной работе принято $\eta_{\text{инв}} = 0{,}9$).

Требуемое электропотребление объекта электроснабжения в периоды, когда ВЭУ не производит электроэнергию, определим исходя из

данных о распределении скорости ветра (рис. 1) и суточном электропотреблении (табл. 1):

$$W_{\text{треб}} = W_{\text{сут}}(2t'), \text{ кВт·ч}, \quad (19)$$

где $W_{\text{сут}}$ — суточное электропотребление объекта электроснабжения (согласно табл. 1 для рассматриваемой группы потребителей суточное электропотребление в зимний период составляет 25,95 кВт·ч); $t'$ — вероятность повторения скоростей ветра, при которых ВЭУ не производит электроэнергию (для выбранной модели ВЭУ такие скорости ветра лежат в диапазонах $v$<3 м/с, $v$>25 м/с, а вероятность их повторения согласно рис. 1 равна 0,39)

В выражении (19) коэффициент 2 означает, что периоды существования скоростей ветра, при которых ВЭУ не производит электроэнергию, могут следовать подряд (то есть в первые сутки такой период выпадет на конец суток, а во вторые сутки — на их начало).

С учетом (17)–(19) критерий для выбора АКБ запишется так:

$$Q_{\text{АКБ}} \geq \frac{W_{\text{сут}}(2t')}{k_{\text{гл}} U_{\text{АКБ}} \eta_{\text{инв}} 10^{-3}}, \text{ А·ч} \quad (20)$$

Пусть номинальное напряжение АКБ составляет 48 В; тогда согласно формуле (20) минимальная емкость АКБ равна 586 А·ч. Выбор АКБ проведем на основании модельного ряда производителя Ritar Power (Китай). К установке примем герметизированные необслуживаемые свинцово-кислотные АКБ глубокого циклирования модели RA-12–200 (номинальные параметры: 12 В, 200 А·ч) [15]. Для получения требуемых параметров выбранные АКБ необходимо объединить в блоки по четыре последовательно соединенных АКБ (для получения номинального напряжения АКБ, равного 48 В), а полученные блоки соединить параллельно (для получения номинальной емкости АКБ, равной 600 А·ч). Таким образом, к установке в автономном ЭТК принимаем 12 АКБ (12 В, 200 А·ч).

Выбор инвертора должен производиться на основании данных о максимальной мощности, потребляемой объектом электроснабжения, а именно исходя из условия

$$P_{\text{инв}} \geq P_{\max}, \quad (21)$$

где $P_{\text{инв}}$ — выходная мощность инвертора, кВт; $P_{\max}$ — максимальная потребляемая мощность (согласно табл. 1 для рассматриваемой группы потребителей максимальная потребляемая мощность составляет 3 кВт).

Выбор инвертора проведем на основании модельного ряда производителя Mean Well (Тайвань). К установке примем инвертор модели TS-3000–248, некоторые параметры которого представлены [16]:

Номинальное напряжение АКБ $U_{\text{АКБ}}$ ..... 48 В
Диапазон входного напряжения..... 42–60 В
Номинальный входной ток..... 75 А
Номинальная мощность $P_{\text{инв}}$..... 3000 Вт
Мощность, допустимая в течение
180 секунд..... 3450 Вт
Мощность, допустимая в течение
10 секунд ..... 4500 Вт
Максимальная эффективность.....92 %
Выходное напряжение ..... ~230 В
Выходная частота ..... 50 Гц (±0,1 Гц)

### Оценка экономической эффективности использования автономного ЭТК

В настоящее время основным показателем, используемым для оценки эффективности инвестиций в энергетике, является чистый дисконтированный доход (ЧДД). Он характеризует превышение суммарных денежных поступлений над суммарными денежными затратами для данного проекта с учетом неравноценности эффектов, относящихся к различным моментам времени [17], и вычисляется по формуле

$$\text{ЧДД} = \sum_{t=0}^{T} (\text{РП}_t - \text{И}_t - \text{К}_t)(1 + E_{\text{н}})^{-t}, \text{ тыс. руб.}, \quad (22)$$

где $T$ — горизонт расчета; $t$ — порядковый номер шага расчета; $\text{РП}_t$ — выручка от реализации продукции в $t$-м году, тыс. руб.; $\text{И}_t$ — суммарные издержки в $t$-м году (без учета амортизационных отчислений), тыс. руб.; $\text{К}_t$ — капитальные затраты в $t$-м году, тыс. руб.; $E_{\text{н}}$ — норма дисконта (в данной работе примем 10 %).

Другой важный показатель, позволяющий оценить эффективность инвестиций — дисконтированный срок окупаемости (ДСО). Он характеризует время, которое требуется, чтобы инвестиции обеспечили достаточное поступление прибыли для возмещения инвестиционных расходов с учетом временной стоимости денег, и вычисляется по формулам

$$\text{ДСО} = n\text{, год;} \quad (23)$$

$$\sum_{t=1}^{n}\left(\text{РП}_t - \text{И}_t - \text{К}_t\right)\left(1+E_{\text{н}}\right)^{-t} > \text{К}_0\text{, тыс. руб.,} \quad (24)$$

где $n$ — минимальное число периодов, необходимое для превышения суммарного дисконтированного притока денежных средств над величиной исходных инвестиций в «нулевой» год.

Рассмотрим формулы (22)–(24) применительно к рассматриваемым условиям. В качестве годовой выручки от реализации продукции выступит годовая денежная экономия, обусловленная переходом с электроснабжения от ДЭС на электроснабжение от автономного ЭТК. Она может быть найдена согласно выражению

$$\text{РП}_t = \text{Э}_t = W_{\text{потр}}C\text{, тыс. руб.,} \quad (25)$$

где $\text{Э}_t$ — денежная экономия в $t$-м году, тыс. руб.; $W_{\text{потр}}$ — годовое электропотребление объекта электроснабжения, тыс. кВт·ч; $C$ — тариф на электроэнергию, руб./кВт·ч.

Суммарные издержки при эксплуатации автономного ЭТК на базе ВЭУ складываются из расходов на текущее обслуживание, ремонт и т. д. Формула для их определения выглядит так:

$$\text{И}_t = \gamma \cdot \text{К}_{\text{ЭТК}}\text{, тыс. руб.,} \quad (26)$$

где $\gamma$ — норма эксплуатационных издержек (в данной работе примем $\gamma = 0{,}05$); $\text{К}_{\text{ЭТК}}$ — стоимость автономного ЭТК, тыс. руб.

Капитальные затраты автономного ЭТК состоят из его стоимости, а также сопутствующих затрат, связанных с транспортировкой, монтажом и т. д. (в данной работе примем, что дополнительные затраты составляют 30 % от стоимости ЭТК). Выражение для их определения имеет вид

$$\text{К}_t = \text{К}_{\text{ЭТК}} + \text{К}_{\text{доп}} = 1{,}3\text{К}_{\text{ЭТК}}\text{, тыс. руб.,} \quad (27)$$

где $\text{К}_{\text{доп}}$ — сопутствующие капитальные затраты, тыс. руб.

Проведем анализ экономической эффективности использования автономных ЭТК в районе населенного пункта Тикси. В табл. 2 представлен расчет капитальных вложений автономного ЭТК, в состав которого входит выбранное выше оборудование, на основании цен, приведенных в [18–20].

Согласно табл. 2 стоимость автономного ЭТК составит 509 тыс. руб., а общие капитальные вложения в проект равны 661,7 тыс. руб. Здесь стоит отметить, что эта сумма инвестируется разово в «нулевой» год, при этом важно помнить о необходимости замены всего комплекта АКБ на 12-м году использования автономного ЭТК, когда потребуются дополнительные капитальные вложения на их закупку, транспортировку, монтаж и т. д.

На рис. 6 приведена диаграмма величины чистого дисконтированного дохода в течение всего срока службы ЭТК для различных значений тарифа на электроэнергию (средний тариф на продукцию, реализуемую ОАО «Сахаэнерго» на 2014 год — 30,54 руб./кВт·ч [21]).

Таблица 2

**Расчет капитальных вложений автономного ЭТК**

| Составная часть автономного ЭТК | Цена за шт., тыс. руб. | Количество, шт. | Стоимость, тыс. руб. |
|---|---|---|---|
| ВЭУ Zonhan ZH3KW (3 кВт, 48 В) | 92,7 | 2 | 185,4 |
| Мачта для ветрогенератора (15 м) | 32,5 | 2 | 65,0 |
| Контроллер для ветрогенератора Hefei Win Power WWS30A-48-E (3 кВт, 48 В) | 18,5 | 2 | 37,0 |
| Свинцово-кислотные АКБ* Ritar Power RA-12–200 (12 В, 200 А·ч) | 15,4 | 12 | 184,8 |
| Инвертор Mean Well TS-3000–248 (3 кВт, = 48 В/ ~230 В) | 36,8 | 1 | 36,8 |
| Стоимость автономного ЭТК | | | 509,0 |
| Капитальные затраты автономного ЭТК | | | 661,7 |

* Срок службы указанных АКБ составляет 12 лет, в связи с чем потребуется их замена (т.к. срок службы автономного ЭТК в целом оценивается в 20 лет).

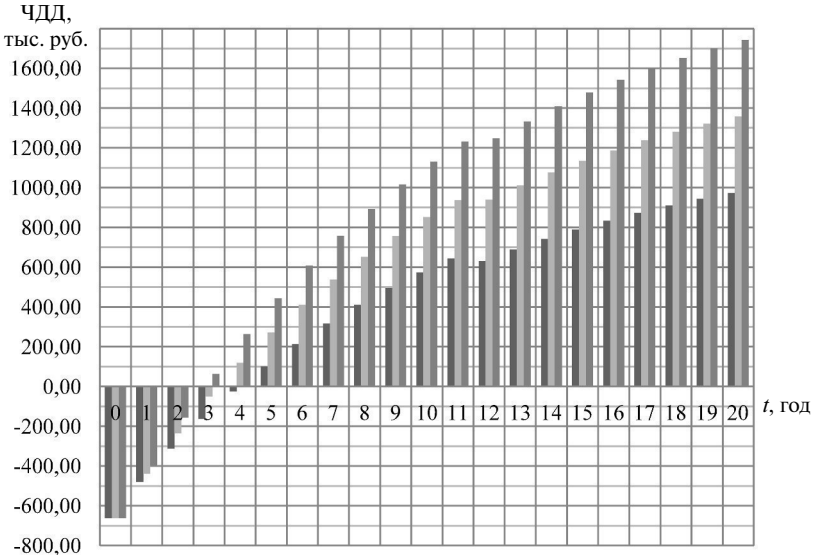



Рис. 6. Чистый дисконтированный доход в течение срока службы автономного ЭТК для разных значений тарифа на электроэнергию

(■ — С = 25 руб./кВт·ч; ■ — С = 30 руб./кВт·ч; ■ — С = 35 руб./кВт·ч)

В табл. 3 приведены значения показателей оценки эффективности использования автономного ЭТК на основе ВЭУ, рассчитанных по формулам (22)–(24) для различных значений тарифа на электроэнергию (при условии неизменности тарифа на протяжении всего периода расчета).

Таблица 3

**Показатели оценки эффективности использования автономного ЭТК на основе ВЭУ**

| Тариф, руб./кВт·ч | ЧДД, тыс. руб. | ДСО, год |
|---|---|---|
| 25 | 972,13 | 4,20 |
| 30 | 1357,54 | 3,29 |
| 35 | 1742,95 | 2,71 |

Согласно данным рис. 6 и табл. 3 можно отметить тот факт, что с ростом тарифа на электроэнергию формирование прибыли идет быстрее, величина ЧДД растет, а ДСО уменьшается.

Таким образом, использование предложенного автономного ЭТК, имеющего в составе оборудование, выбранное как указано выше, для электроснабжения потребителей северных районов Республики Саха (Якутия) при величине среднего тарифа на продукцию, реализуемую ОАО «Сахаэнерго» на 2014 год (30,54 руб./кВт·ч), является экономически целесообразным и эффективным (ЧДД = 1399,16 тыс. руб., ДСО = = 3,22 года).

В результате проведенной работы был разработан алгоритм выбора оборудования автономного электротехнического комплекса малой мощности на основе ветроэнергетической установки. На примере группы потребителей численностью 3–10 человек, находящихся в северных районах Республики Саха (Якутия), произведено его тестирование. Приведенные критерии алгоритма позволили обосновать решения, принятые по выбору основного электротехнического оборудования автономного ЭТК (ВЭУ, АКБ, инвертор). Также была проведена оценка эффективности инвестиций в автономный ЭТК, основанная на расчете ЧДД и определении ДСО. По ее результатам сделан вывод об экономической целесообразности предложенных решений.

Алгоритм может быть полезен для различных категорий потребителей, которые планируют применять рассмотренные ЭТК для обеспечения электроснабжения.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Елистратов В.В., Денисов Р.С.** Методика выбора электроэнергетического оборудования ВЭУ // В сборнике: XLII Неделя науки СПбГПУ, материалы Научно-практической конференции с международным участием. Научно-образовательный центр «Возобновляемые виды энергии и установки на их основе». Санкт-Петербургский государственный политехнический университет. 2014. С. 6–9.

2. **Денисов Р.С.** К вопросу обоснования состава и параметров оборудования ветро-дизельной электростанции // Альтернативная энергетика и экология. 2014. № 11 (151). С. 72–77.

3. **Николаев В.Г.** Об эффективности методик прогноза ветрового потенциала, энергетических и экономических показателей ветроэлектрических станций в России // Малая энергетика. 2010. № 1–2. С. 15–33.

4. **Соломин Е.В.** Ветроэнергетическая экономика // Альтернативная энергетика и экология. 2010. № 2. С. 28–30.

5. **Лукутин Б.В., Киушкина В.Р.** Ветроэлектростанции в автономной энергетике Якутии. Томск: Изд-во ТПУ, 2006. 202 с.

6. **Старков А.Н., Ландберг Л., Безруких П.П., Борисенко М.М.** Атлас ветров России. М.: Можайск-Терра, 2000. 560 с.

7. Российский метеорологический сайт «Расписание погоды». URL: http://www.rp5.ru. (Дата обращения: 17.09.2014).

8. Сервер «Погода России». Архив погоды. URL: http://meteo.infospace.ru. (Дата обращения: 17.09.2014).

9. Российский метеорологический сайт «Погода и климат. URL: http://www.pogodaiklimat.ru. (Дата обращения: 17.09.2014).

10. **Безруких П.П.** Ветроэнергетика. М.: ИД «Энергия», 2010. 320 с.

11. Возобновляемые источники энергии: Теоретические основы, технологии, технические характеристики, экономика: учебное пособие / Отв. ред. доктор-инж., проф. З.А. Стычинский, д.т.н., проф. Н.И. Воропай. Магдебург, 2010. 211 с.

12. **Heier S.** Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems. John Wiley & Sons Ltd., 1998. 385 p.

13. **Патент на ПМ 45214 РФ. МПК7 Н 02 Р 9/04.** Ветроэлектростанция с регулятором мощности балласта / Б.В. Лукутин, О.Б. Лукутин, Е.Б. Шандарова. Заявл. 23.11.2004; опубл. 27.04.2005. 2005. Бюл. № 12. 5 с.: ил.

14. Zonhan Windpower — производитель ветровых турбин малой мощности. URL: http://www.zonhan.com/. (Дата обращения: 25.09.2014).

15. Ritar — производитель аккумуляторов. URL: http://www.ritarpower.com/. (Дата обращения: 25.09.2014).

16. Mean Well — производитель инверторов и блоков бесперебойного питания. URL: http://www.meanwell.com/. (Дата обращения: 25.09.2014).

17. Методические рекомендации по оценке эффективности инвестиционных проектов (вторая редакция) / Утв. Министерством экономики РФ, Министерством финансов РФ и Госстроем РФ 21.06.1999 г.

18. Оверс. Энергосберегающие технологии. Интернет-магазин. URL: http://www.overs-energy.ru/. (Дата обращения: 29.09.2014).

19. Просолар. Профессионалы солнечной энергетики. URL: http://prosolar.ru/. (Дата обращения: 29.09.2014).

20. Helios House: солнечные батареи и альтернативные источники энергии. URL: http://www.gelios-house.ru/. (Дата обращения: 29.09.2014).

21. ОАО «Сахаэнерго». URL: http://sakhaenergo.ru/. (Дата обращения: 29.09.2014).


## REFERENCES


1. **Yelistratov V.V., Denisov R.S.** Metodika vybora elektroenergeticheskogo oborudovaniya VEU. *V sbornike: XLII Nedelya nauki SPbGPU, materialy Nauchno-prakticheskoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem. Nauchno-obrazovatelnyy tsentr «Vozobnovlyayemyye vidy energii i ustanovki na ikh osnove»*. Sankt-Peterburgskiy gosudarstvennyy politekhnicheskiy universitet. 2014. S. 6–9. (rus.)

2. **Denisov R.S.** K voprosu obosnovaniya sostava i parametrov oborudovaniya vetro-dizelnoy elektrostantsii. *Mezhdunarodnyy nauchnyy zhurnal «Alternativnaya energetika i ekologiya»*. 2014. № 11 (151). S. 72–77. (rus.)

3. **Nikolayev V.G.** Ob effektivnosti metodik prognoza vetrovogo potentsiala, energeticheskikh i ekonomicheskikh pokazateley vetroelektricheskikh stantsiy v Rossii. *Malaya energetika*. 2010. № 1–2. S 15–33. (rus.)

4. **Solomin Ye.V.** Vetroenergeticheskaya ekonomika. *Mezhdunarodnyy nauchnyy zhurnal «Alternativnaya energetika i ekologiya»*. 2010. № 2. S. 28–30. (rus.)

5. **Lukutin B.V., Kiushkina V.R.** Vetroelektrostantsii v avtonomnoy energetike Yakutii. Tomsk: Izd-vo TPU, 2006. 202 s. (rus.)

6. **Starkov A.N., Landberg L., Bezrukikh P.P., Borisenko M.M.** Atlas vetrov Rossii. M.: Mozhaysk-Terra, 2000. 560 s. (rus.)

7. Rossiyskiy meteorologicheskiy sayt «Raspisaniye pogody»:. URL: http://www.rp5.ru. (Data obrashcheniya: 17.09.2014). (rus.)

8. Server «Pogoda Rossii». Arkhiv pogody:. URL: http://meteo.infospace.ru. (Data obrashcheniya: 17.09.2014). (rus.)

9. Rossiyskiy meteorologicheskiy sayt «Pogoda i klimat»:. URL: http://www.pogodaiklimat.ru. (Data obrashcheniya: 17.09.2014). (rus.)

10. **Bezrukikh P.P.** Vetroenergetika. (Spravochnoye i metodicheskoye posobiye). M.: ID «Energiya», 2010. 320 s. (rus.)

11. Vozobnovlyayemyye istochniki energii: Teoreticheskiye osnovy, tekhnologii, tekhnicheskiye kharakteristiki, ekonomika: uchebnoye posobiye / Otv. red. doktor-inzh., prof. Z.A. Stychinskiy, d.t.n., prof. N.I. Voropay. Magdeburg, 2010. 211 s. (rus.)

12. **Heier S.** Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems. John Wiley & Sons Ltd., 1998. 385 p. (rus.)

13. **Patent na PM 45214 RF. MPK7 H 02 P 9/04.** Vetroelektrostantsiya s regulyatorom moshchnosti ballasta B.V. Lukutin, O.B. Lukutin, Ye.B. Shandarova. Zayavl. 23.11.2004; opubl. 27.04.2005. 2005. Byul. № 12. 5 s.: il. (rus.)

14. Zonhan Windpower — proizvoditel vetrovykh turbin maloy moshchnosti. URL: http://www.zonhan.com/. (Data obrashcheniya: 25.09.2014).

15. Ritar — proizvoditel akkumulyatorov. URL: http://www.ritarpower.com/. (Data obrashcheniya: 25.09.2014).

16. Mean Well — proizvoditel invertorov i blokov bespereboynogo pitaniya. URL: http://www.meanwell.com/. (Data obrashcheniya: 25.09.2014).

17. Metodicheskiye rekomendatsii po otsenke effektivnosti investitsionnykh proyektov (vtoraya redaktsiya) // Utv. Ministerstvom ekonomiki RF, Ministerstvom finansov RF i Gosstroyem RF 21.06.1999 g.

18. Overs. Energosberegayushchiye tekhnologii. Internet-magazin. URL: http://www.overs-energy.ru/. (Data obrashcheniya: 29.09.2014).

19. Prosolar. Professionaly solnechnoy energetiki. URL: http://prosolar.ru/. (Data obrashcheniya: 29.09.2014).

20. Helios House: solnechnyye batarei i alternativnyye istochniki energii. URL: http://www.gelios-house.ru/. (Data obrashcheniya: 29.09.2014).

21. OAO «Sakhaenergo». URL: http://sakhaenergo.ru/. (Data obrashcheniya: 29.09.2014).

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

**АНДРЕЕВ Роман Витальевич** — инженер ОАО «Научно-технический центр Единой энергетической системы». 194223, Российская Федерация, г. Санкт-Петербург, ул. Курчатова, д. 1, лит. А, ОАО «НТЦ ЕЭС». E-mail: andreevroman89@mail.ru

## AUTHOR

**ANDREEV Roman V.** — JSC «Scientific and Technical Center of Unified Power System». 1 lit A, Kurchatova St.,St. Petersburg, Russian Federation, 194223. E-mail: andreevroman89@mail.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 504.06:621.181

*А.А. Тринченко*

# ВНЕДРЕНИЕ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ВИХРЕВОЙ ТЕХНОЛОГИИ СЖИГАНИЯ В ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ КОТЛАХ КАК СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ИХ ЭКОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ

*A.A. Trinchenko*

# ADOPTION OF LOW-TEMPERATURE SWIRL COMBUSTION TECHNOLOGY IN POWER BOILERS AS A WAY FOR IMPROVING THEIR ENVIRONMENTAL SPECIFICATIONS

Разработана математическая модель горения твердого топлива в энергетическом котле при внедрении низкотемпературного вихревого способа сжигания, генерации и преобразования в топочном процессе оксидов азота и серы. Разработана методика количественной оценки уровня выбросов, выполнено сравнение результатов расчета с экспериментальными данными, полученными после реконструкции на новую технологию котла БКЗ-220–9,8 Новомосковской ГРЭС.

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ КОТЕЛ; ТОПОЧНАЯ КАМЕРА; ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО; ПРОЦЕСС ГОРЕНИЯ; МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; ОКСИДЫ АЗОТА; ОКСИДЫ СЕРЫ; СНИЖЕНИЕ ВЫБРОСОВ ВРЕДНЫХ ВЕЩЕСТВ.

The article deals with the results of developing the mathematical model of solid fuel combustion in the power boiler by adopting the method of low-temperature swirl combustion, generation and conversion in the combustion process of nitrogen and sulfur oxides. The quantitative evaluation procedure is developed. It is carried out the comparison of calculation results with experimental data obtained after the reconstruction of the new technology BKZ-220-9,8 of Novomoskovskaya TPP.

POWER BOILER; FURNACE; SOLID FUEL; COMBUSTION PROCESS; MATHEMATICAL MODEL; NITROGEN OXIDES; SULFUR OXIDES; REDUCTION OF HARMFUL EMISSIONS.

Экономика России снова предъявляет к электроэнергетике повышенный спрос. В соответствии с утвержденными решением правительства РФ «Объемами электропотребления в России» среднегодовой прирост данного показателя в 2016–2020 годах согласно базовому варианту прогноза составит около 4 % (для сравнения: среднегодовой прирост объема электропотребления в начале 2000-х годов был менее 2 %). Для достижения обозначенных показателей электроэнергетика должна обеспечить вводы новых генерирующих мощностей в значительном объеме. В настоящее время и в перспективе основу энергетики России будут составлять тепловые электростанции, что подтверждается плановыми данными ввода новых генерирующих мощностей до 2020 года по видам электростанций. При этом в структуре генерирующих мощностей ТЭС до 2020 года планируется рост доли угольных энергоблоков за счет снижения доли газовых.

Сжигание органического топлива для выработки тепловой и электрической энергии сопровождается загрязнением атмосферы городов и промышленных центров оксидами азота и серы [1, 2, 3], в то время как действующие нормативы [4] жестко ограничивают выбросы энергетическими котлами этих загрязнителей.

Альтернативой широко используемой в настоящее время схеме прямоточного факела служит низкотемпературная вихревая (НТВ) технология сжигания органических топлив, разработанная в конце 1960-х годов коллективом кафедры реакторо- и парогенераторостроения ЛПИ под руководством профессора В.В. Померанцева. Ее использование позволяет добиться снижения генерации вредных веществ (на 20–30 % — концентрации оксидов азота, на 15–30 % — концентрации оксидов серы) в уходящих газах котлов по сравнению с пылеугольным факелом.

Цель настоящей работы — разработка алгоритма, методики и математической модели расчета процесса горения с учетом генерации и преобразования вредных веществ, оценка ожидаемого уровня загрязнителей в уходящих газах для повышения экологических показателей котлов при внедрении НТВ-технологии в энергетике.

Преимущества НТВ-технологии позволили использовать ее при реконструкции котла БКЗ-220–9,8 (ст. №15) Новомосковской ГРЭС (паропроизводительность — $D_н = 61$ кг/с, давление острого пара — $p_{пе} = 9{,}8$ МПа, температура перегрева — $t_{пе} = 783$ К, тепловая мощность — $Q_к = 152$ МВт), работающего на подмосковном буром угле. Бурые угли подмосковного бассейна, поступающие на НГРЭС, относятся к группе Б2 — с массовой долей рабочей влаги $W_t^r = 30–40$ %. Топливо поступает в основном с шахт «Подмосковная» и «Бельковская»; при этом теплотехнические характеристики угля могут значительно различаться, что вызывает целый ряд проблем в работе котельно-топочного оборудования. Кроме того, проблемы эксплуатации котлов осложнены высоким уровнем выбросов оксидов азота (ввиду высокой температуры факела) и оксидов серы (из-за повышенного содержания серы (~ 2 %) в подмосковном угле).

Реконструкция котла БКЗ-220–9,8 (ст. №15) Новомосковской ГРЭС на низкотемпературную вихревую технологию предусматривала обеспечение устойчивой работы на подмосковном буром угле (табл. 1) без подсветки факела резервным топливом во всем рабочем диапазоне нагрузок, ликвидацию шлакования, обеспечение высоких технико-экономических показателей с одновременным снижением выбросов оксидов азота и серы, что определило необходимость их достоверного прогноза.

Модель процесса горения подмосковного бурого угля в НТВ-топке котла БКЗ-220–9,8 ст. № 15 НГРЭС (рис. 1) построена с учетом основных положений, изложенных в [5, 6]: сложной аэродинамики НТВ-топки; стадийного процесса горения частиц топлива полифракционного состава, их возможного разрушения под воздействием высоких температур и ударных напряжений; генерации и разложения оксидов азота в процессе многократной циркуляции; реагирования образовавшихся оксидов серы с CaO и MgO (компонентами золы топлива).

Динамика развития горелочных струй котла БКЗ-220–9,8 НГРЭ (система круглых струй в сносящем потоке) рассчитывалась путем решения системы параметрических уравнений вида

$$\begin{cases} x = \left[R(\varphi) + r(\varphi)\cos(\psi)\right]\cos(\varphi); \\ y = \left[R(\varphi) + r(\varphi)\cos(\psi)\right]\sin(\varphi); \\ z = r(\varphi)\sin(\psi), \end{cases} \qquad (2)$$

где $x$, $y$, $z$ — координаты точек поверхности струи; $\varphi$ — угол поворота струи (для котла БКЗ-220–9,8 (ст. № 15) НГРЭС: $0 \le \varphi \le 0{,}8p$;); $\psi$ — полярный угол границ струи (для круглых струй: $0 \le \psi \le 2p$).

Переменный в зависимости от глубины проникновения радиус оси струи (траектория струи) описывается зависимостью

$$R(\varphi) = k_s e^{-\varphi/2}, \qquad (3)$$

где $k_s = f(l)$ — коэффициент, характеризующий глубину проникновения системы струй, находится из рекомендуемого в [7] для струй круглого сечения выражения

$$\frac{l}{d_0} = k_s \frac{W_0}{W_п}\sqrt{\frac{\rho_0(273/T_0)}{\rho_п(273/T_п)}}\sin\alpha. \qquad (4)$$

Траектория системы круглых струй в поперечном потоке рассчитывается по зависимости Ю.В. Иванова

$$\frac{ay}{d_0} = 195\left(\frac{\rho_c(273/T_c)W_c^2}{\rho_0(273/T_0)W_0^2}\right)^{1,3}\left(\frac{ax}{d_0}\right)^3 + \frac{ax}{d_0}\mathrm{ctg}\alpha, \qquad (5)$$

где $d_0$ — начальный диаметр струи (диаметр сопла (горелки)); $\alpha$ — угол атаки; $x$ — расстояние от

**Теплотехнические характеристики подмосковного угля, принятые для расчетов**

| Наименование характеристики и ед. измерения | Значения характеристик в расчетных вариантах | | |
|---|---|---|---|
| | Основной | Ухудшенный (шахта Бельковская) | Улучшенный (шахта Подмосковная) |
| Элементарный состав топлива на рабочую массу: | | | |
| влага $W_t^r$, % | 28,9 | 27,0 | 31,0 |
| зола $A^r$, % | 34,6 | 41,9 | 21,4 |
| сера (пиритная + органическая) $S^r$, % | 1,9(1,1+0,8) | 2,0 | 3,0 |
| Углерод $C^r$, % | 23,3 | 20,9 | 31,9 |
| Водород $H^r$, % | 2,0 | 1,6 | 2,4 |
| Азот $N^r$, % | 0,4 | 0,4 | 0,7 |
| Кислород $O^r$, % | 8,9 | 6,2 | 9,6 |
| ВСЕГО % | 100 | 100 | 100 |
| Низшая теплота сгорания $Q_i^r$, ккал/кг | 1997 | 1787 | 2797 |
| кДж/кг | 8361 | 7482 | 11710 |
| Зольность в расчете на сухую массу $A^d$, % | 48,7 | 57,4 | 31,0 |
| Приведенные характеристики: | | | |
| влажность $W_{пр}^r$, %кг/МДж | 3,46 | 3,61 | 2,65 |
| зольность $A_{пр}^r$, %кг/МДж | 4,14 | 5,60 | 1,83 |
| сера $S_{пр}^r$, %кг/МДж | 0,227 | 0,267 | 0,256 |
| Теоретически необходимое количество воздуха $V^0$, м$^3$/кг | 2,37 | 2,14 | 3,27 |
| Объемы продуктов сгорания (при $\alpha = 1$) $V_г^0$, м$^3$/кг, в том числе: | 2,94 | 2,64 | 3,9 |
| трехатомных газов $V_{RO2}$, м$^3$/кг | 0,45 | 0,4 | 0,62 |
| азота $V_{N2}$, м$^3$/кг | 1,88 | 1,69 | 2,6 |
| водяных паров $V_{H2O}$, м$^3$/кг | 0,62 | 0,55 | 0,71 |
| Выход летучих на сухое беззольное состояние $V^{daf}$, % | 55 | – | – |
| Коэффициент размолоспособности $K_{ло}$, | 1,8 | – | – |

среза сопла; $a$ — коэффициент неравномерности поля скоростей на выходе из сопла (для круглой струи $a = 0{,}07–0{,}08$). Уравнение (5) справедливо при $45° \le \alpha \le 135°$ и при $0{,}00145 \le \rho_c W^2_c / \rho_0 W^2_0 \le$ $\le 0{,}08$.

Местоположение множества точек $r(\varphi)$, описывающих границы струи в произвольном сечении (перпендикулярном к оси струи), находится из выражения

$$r(\varphi) = de^{-\varphi/2}, \qquad (6)$$

где $d = f(x)$ — изменение диаметра струи в зависимости от ее длины.

Анализ результатов расчета динамики развития системы горелочных струй показал, что после разворота горелочные струи практически полностью сливаются (рис. 2), что дает возможность прямоточную часть факела рассматривать как единый восходящий поток.

Разбиение топки на ряд характерных зон (струя нижнего дутья, круглые горелочные струи, нижняя вихревая зона, прямоточная часть факела) позволило получить аэродинамическую картину течения газовых потоков в НТВ-топке котла БКЗ-220 ст. № 15 Новомосковской ГРЭС (рис. 3).

Расчеты траекторий движения реагирующих частиц производились путем численного решения уравнения движения, записанного в проекциях на оси декартовой системы координат,

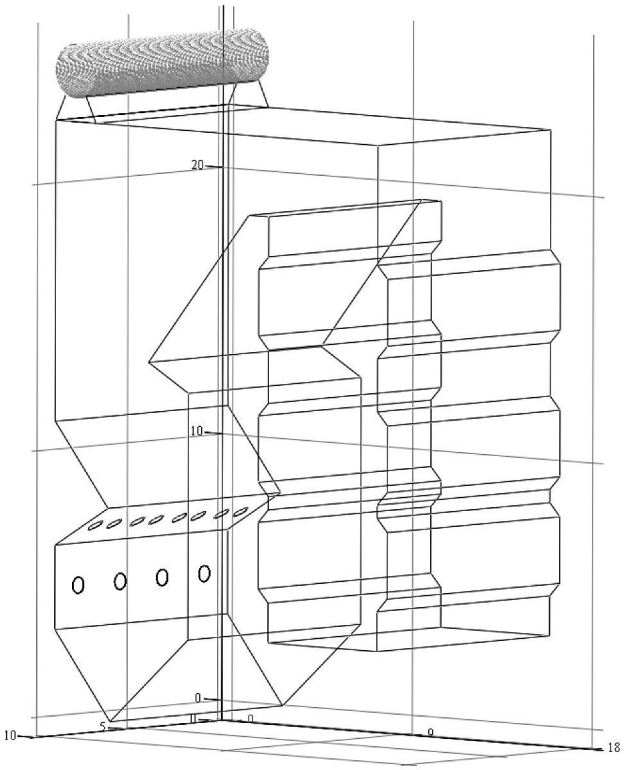



Рис. 1. Расчетная модель котла БКЗ-220-9,8
(ст. № 15) Новомосковской ГРЭС

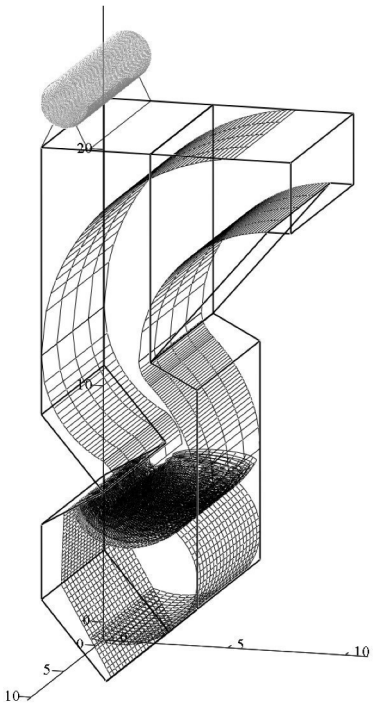



Рис. 2. Аэродинамическая модель
топки котла БКЗ-220 (ст. №15)
Новомосковской ГРЭС

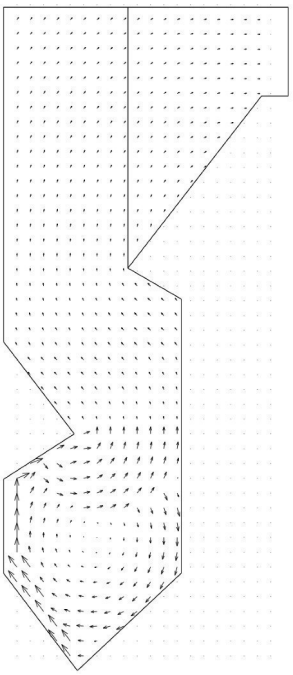


Рис. 3. Векторное поле скоростей
в НТВ-топке котла БКЗ-220
(ст. №15) Новомосковской ГРЭС

которое учитывает действие на частицу двух основных сил — силы тяжести и силы аэродинамического сопротивления:

$$\begin{cases} m\dfrac{dV_x}{d\tau}=\dfrac{cf\rho_г}{2}\left(W_x-V_x\right)\times \\ \qquad\times\sqrt{(W_x-V_x)^2+(W_y-V_y)^2+(W_z-V_z)^2}; \\ m\dfrac{dV_y}{d\tau}=\dfrac{cf\rho_г}{2}\left(W_y-V_y\right)\times \\ \qquad\times\sqrt{(W_x-V_x)^2+(W_y-V_y)^2+(W_z-V_z)^2}; \\ m\dfrac{dV_z}{d\tau}=\dfrac{cf\rho_г}{2}\left(W_z-V_z\right)\times \\ \qquad\times\sqrt{(W_x-V_x)^2+(W_y-V_y)^2+(W_z-V_z)^2}-mg, \end{cases} \tag{7}$$

где $V$ и $W$ — скорости частицы и газового потока; $c = f(\mathrm{Re})$ — коэффициент сопротивления горящих частиц; $m, f$ — соответственно масса и площадь миделева сечения частицы; $\rho_г$ — плотность газового потока.

Обработка рассевочной кривой расчетного топлива для гранулометрического состава $R_{90} = 70$ %, $R_{1000} = 10$ % позволила получить (в расчете на 1 кг) размеры частиц, их количество, массу и начальную площадь поверхности для каждой из десяти расчетных фракций. Диаметр самой крупной частицы $(\delta_{01})_{10}$, определенный из соотношения $\delta_{01} = (6{,}9/b)^{1/n}$ (где $b$ и $n$ — опытные коэффициенты, характеризующие соответственно тонкость помола и равномерность зернового состава [7]), составил $2{,}15\cdot10^{-3}$ м.

Температуры в НТВ-топке котла БКЗ-220–9,8 НГРЭС получены путем позонного теплового расчета [8].

Модель процесса горения основана на диффузионно-кинетической теории, учитывает генерацию и разложение оксидов азота, генерацию и преобразование оксидов серы, позволяет проводить количественные оценки выбросов $NO_x$ и $SO_x$ при работе котлов. Для решения задачи применены понятия «приведенной пленки» ($\Delta/\delta = 1/(\mathrm{Nu}_D - 2)$), безразмерной координаты ($\xi = x/\Delta$), критерия Семенова ($\mathrm{Se} = (k_{4'}\cdot\Delta/D)^{0,5}$); диффузионно-химического критерия ($N_i = k_i/\alpha_D$), зависимости Аррениуса для констант скоростей реакций ($k_i = k_{0i}\exp(-E_i/RT)$), «полюса» с координатами $k^* = 100$ м/с, $T^* = 2600$ К, энергии активации. При этом сделаны следующие допущения: стефановский поток не оказывает существенного влияния на толщину приведенной пленки; приведенная пленка рассматривается как плоская, термодиффузия по ее толщине отсутствует; скорость гомогенных реакций и коэффициент диффузии рассчитываются по средней температуре приведенной пленки; для диффузии в многокомпонентной газовой смеси принят средний коэффициент диффузии; температура частицы принята равной температуре потока.

Рассмотрение процесса горения с диффузионно-кинетических позиций позволило составить систему нелинейных дифференциальных уравнений диффузии и кинетики типа

$$\begin{cases} dG_j=-(D/RT)(d^2p_j/dx^2)dx; \\ G_j=(\alpha_D/RT)(p_j-p_{j0}); \\ dG_i/d\tau=C_ik_i \end{cases} \tag{8}$$

с учетом окислительных и восстановительных реакций, идущих на поверхности частиц, и гомогенных реакций, протекающих в пределах пограничного слоя. Результат решения системы (8) — выражение для потока углерода, кмоль/м²·с, исчезающего с поверхности частиц:

$$G_c=\frac{\alpha_D}{RT}\left(\frac{N_3}{1+N_3}p_{\mathrm{CO_2\Delta}}+\frac{N_{3'}}{1+N_{3'}}\times\right.$$
$$\left.\times\left(p_{\mathrm{O_2\Delta}}+0{,}5p_{\mathrm{H_20\Delta}}\right)+\frac{N_5}{1+N_5}p_{\mathrm{NO\Delta}}.\right. \tag{9}$$

Убыль массы и размера частиц определяются из зависимостей

$$\frac{dm}{d\tau}=\frac{dm_{\mathrm{W^г}}}{d\tau}+\frac{dm_{\text{лет}}}{d\tau}+\frac{dm_{\text{с}}}{d\tau},\ \text{кг/с}; \tag{10}$$

$$\frac{dm_{\text{с}}}{d\tau}=-G_{\text{с}}M_{\text{с}}\pi\delta^2,\ \text{кг/(м}^2\cdot\text{с)}; \tag{11}$$

$$\frac{d\delta}{d\tau}=-\frac{2M_{\text{с}}}{\rho_{\text{ч}}}G_{\text{с}},\ \text{м/с}, \tag{12}$$

где $M_{\text{с}} = 12$ кг/кмоль — молярная масса углерода; $m = \pi/6\delta^3_{\text{экв}}$; $\rho$ — масса сферической частицы, кг; $f_{\text{пов}} = \pi\delta^2_{\text{экв}}$ — площадь наружной поверхности, м².

Сепарация горящих топливных частиц в НТВ-топке отражена на рис. 4. Мелкие частицы, попадая в топочную камеру, сразу направляются в прямоточную часть факела, где сгорают практически мгновенно. Крупные частицы попада-

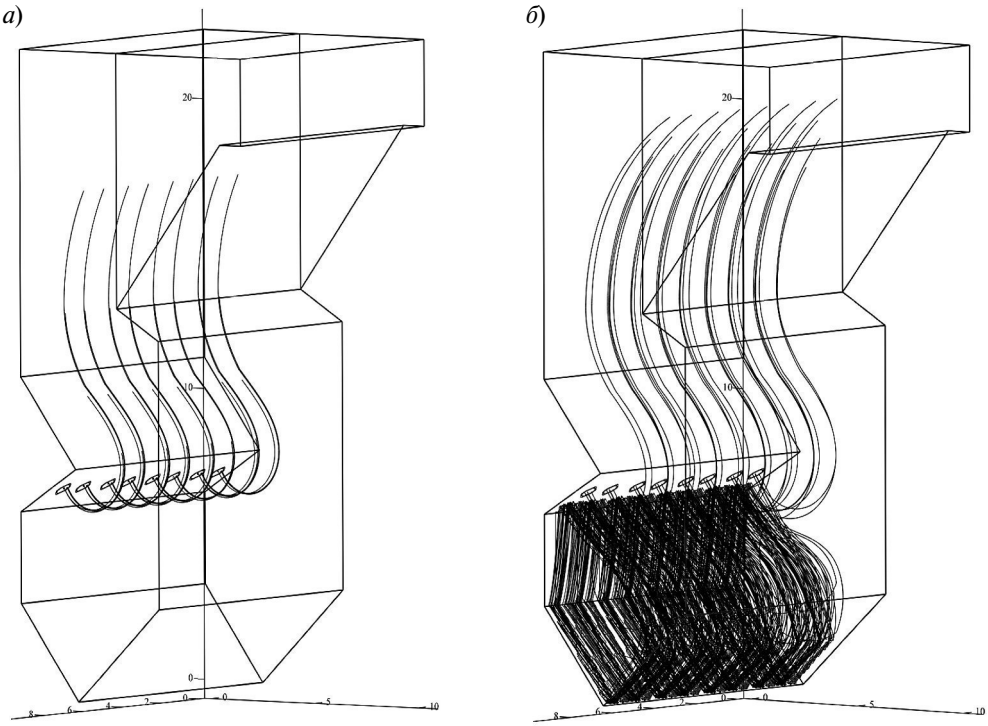



Рис. 4. Сепарация реагирующих топливных частиц и их выгорание в НТВ-топке котла БКЗ-220 (ст. №15) Новомосковской ГРЭС:
*а* — мелкие частицы ($\delta = 3{,}1\cdot10^{-5}$–$4{,}56\cdot10^{-4}$ м); *б* — крупные частицы ($\delta = 6{,}52\cdot10^{-4}$–$2{,}15\cdot10^{-3}$ м)

ют в нижнюю вихревую зону, где циркулируют и выгорают до того момента, пока не будут вынесены в верхнюю часть топки. Разрушения топливных частиц (в виду их относительно небольшого размера $\delta_{01\max} = 2{,}15\cdot10^{-3}$ м) при ударе о поверхности нагрева топки не происходит.

Для нахождения полей концентраций оксидов азота и оксидов серы топочная камера разбита на элементарные ячейки размером 0,2×0,2×0,2 м. Генерация загрязнителей в элементарных ячейках топки определена путем суммирования количества NO и $SO_2$, выделившихся в этих ячейках за время пребывания в них реагирующих частиц (рис. 5). Это позволило получить источниковые члены и численно решить дифференциальное уравнение массообмена (схема «против потока» [9]) при наличии источникового члена:

$$dm_i \,/\, d\tau = D\nabla^2 m_i \,. \qquad (13)$$

Количество «топливных» оксидов азота ($T_{\max}$<1600 K), выделяющихся в элементарной ячейке, получено из решения системы уравнений

$$\begin{cases} \dfrac{dN_{2i}}{d\tau_i} = k_{01} e^{-E_1/RT_i} \dfrac{1}{T_i} \left[N_i\right]^2; \\ \dfrac{dNO_{x_i}}{d\tau_i} = k_{02} e^{-E_2/RT_i} \dfrac{1}{T_i} \left[O_2\right]_i^{1,8} \left[N\right]_i . \end{cases} \qquad (14)$$

Энергии активации $E_1$ = 4,2 МДж/моль и $E_2$ = = 31,2 МДж/моль в системе (14) приняты по справочным данным [10], а предэкспоненциальные множители $k_{01}$ и $k_{02}$ — по [11].

Количество оксидов серы, выделяющихся в элементарной ячейке, получено из выражения

$$G_{SO_2} = (G_C S^{daf}) \,/\, (V 100), \qquad (15)$$

где $G_{SO2}$ — мощность источника $SO_2$, кг/м$^3$·с; $G_C$ — скорость выгорания углерода кокса, кг/с; $S^{daf}$ — содержание серы в сухой беззольной массе топлива, %; $V$ — расчетный объем ячейки, м$^3$.

Зоны интенсивной генерации оксидов азота в НТВ-топке котла БКЗ-220–9,8 (ст. №15) Новомосковской ГРЭС показаны на рис. 5, *а*. Значительная генерация NO наблюдается на уровне горелок (при выгорании мелких частиц топлива) и в нижней вихревой зоне (НВЗ) топки (на фрон-

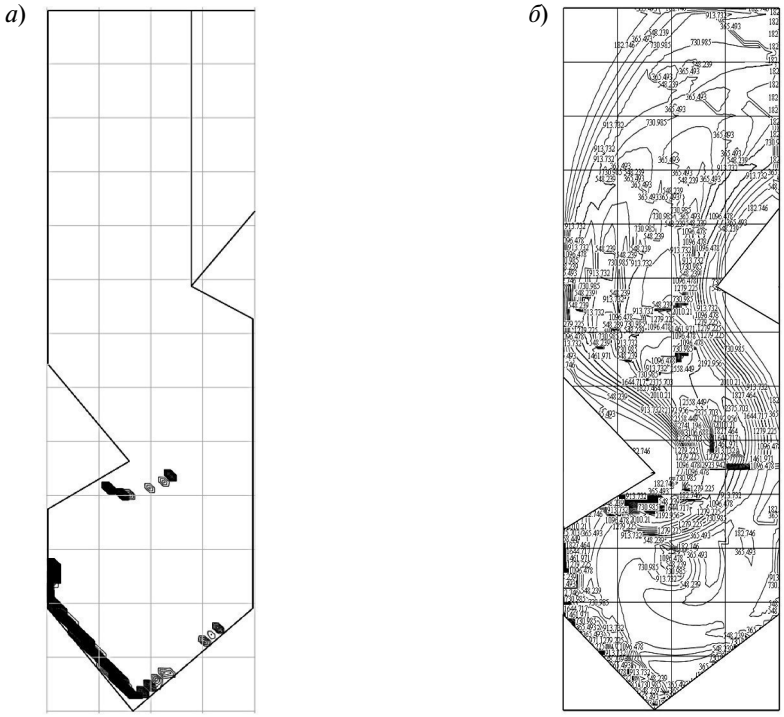



Рис. 5. Результаты расчетного определения концентрации оксидов азота в НТВ-топке котла БКЗ-220 (ст. №15) Новомосковской ГРЭС:

*а* — зоны интенсивной генерации оксидов азота; *б* — расчетное поле концентрации NO (с учетом разложения на коксовых частицах)

товом скате холодной воронки при сгорании крупных частиц, которые удерживаются на этом скате струей воздуха нижнего дутья).

Реагирование образовавшихся NO с углеродом кокса по реакции [12, 13]

$$2\,NO + C = N_2 + CO_2 \qquad (16)$$

приводит к снижению их концентрации в топке и, как следствие, к уменьшению содержания NO в уходящих газах. Расчетное поле концентраций оксидов азота с учетом их разложения на коксовых частицах показано на рис. 5, *б*. К выходу из топки усредненная концентрация оксидов азота в дымовых газах составляет 180–240 мг/нм$^3$, что примерно на 30 % ниже, чем у соседних пылеугольных котлов.

Интенсивная генерация оксидов серы происходит в нижней вихревой зоне топки при выгорании основной массы углерода кокса (рис. 6, *а*). Реагирование $SO_2$ с CaO золы топлива в НВЗ НТВ-топки по реакции [14]

$$CaO + SO_2 + ½\,O_2 \rightarrow CaSO_4 \qquad (17)$$

приводит к снижению концентрации $SO_2$ в уходящих газах (рис. 6, *б*).

Таким образом, результатами расчетных исследований по разработанной методике подтверждено, что при реконструкции котла БКЗ-220–9,8 Новомосковской ГРЭС (ст. № 15) с переводом на низкотемпературную вихревую технологию следует ожидать при сжигании подмосковных бурых углей снижения выбросов оксидов азота (на 25–30 %) и оксидов серы (на 30–40 %) по сравнению с традиционным пылеугольным сжиганием.

Организация НТВ топочного процесса в котле БКЗ-220–100 (ст. № 15) НГРЭС (рис. 7, *а*) осуществлена путем реконструкции топочной камеры (рис. 7, *б*) для организации вихревой аэродинамики (позволяющей обеспечить сжигание груборазмолотого топлива при его многократной циркуляции) и реконструкции пылеприготовительной установки (чтобы угрубить помол). В нижнем аэродинамическом выступе топки установлены восемь прямоточных ромбо-

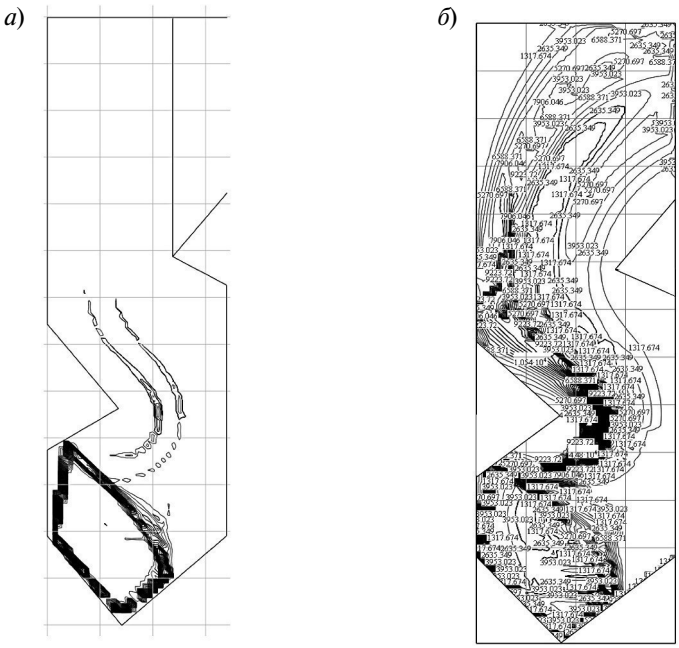



Рис. 6. Результаты расчетного определения концентрации оксидов серы в НТВ-топке котла БКЗ-220 (ст. №15) Новомосковской ГРЭС:

*а* — зоны интенсивной генерации оксидов серы; *б* — расчетное поле концентрации $SO_2$ (с учетом реагирования с CaO золы топлива)

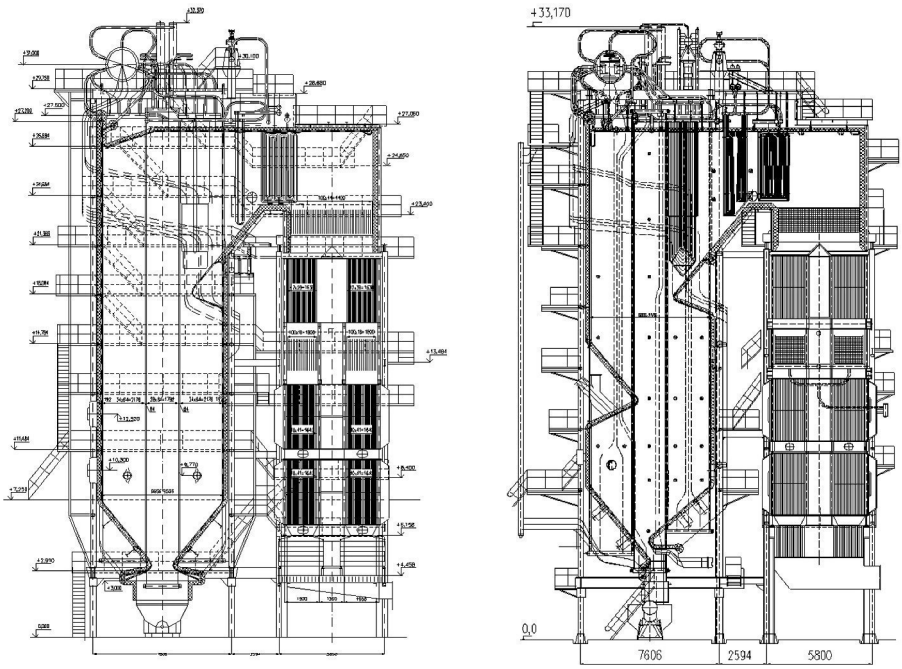



Рис. 7. Котел БКЗ-220–9,8 (ст. №15) Новомосковской ГРЭС:

*а* — до реконструкции; *б* — после реконструкции

образных горелок твердого топлива, наклон у которых к горизонту оси составляет 45°. Под твердотопливными горелками на вертикальном участке фронтового экрана установлены четыре газовые горелки ГМПВ-13, одновременно используемые для растопки. Топочная камера котла полностью заменена на газоплотную. На котле ст. № 15 также реализованы мероприятия, позволившие ликвидировать зависание топлива в бункерах и обеспечить его бесперебойный транспорт к мельницам.

Основные результаты реконструкции, проверенные в период пусконаладочных работ и режимно-наладочных испытаний, проведенных согласно [15, 16], следующие:

Котел устойчиво, при отсутствии шлакования работает на подмосковном буром угле без подсветки факела в диапазоне нагрузок $D = (0{,}57–1{,}0)D_н$, обеспечивая температуры перегрева в требуемых пределах — (785±5) К. Бесшлаковочная мощность котла увеличилась с $0{,}73D_н$ до номинальной.

КПД (брутто) котла увеличился на 2–4 % до уровня $\eta_к = 89–91$ % (при значениях $q_4 = 1–1{,}5$ % ниже нормативных).

Концентрации оксидов азота в уходящих газах (приведенные к нормальным условиям и $\alpha = 1{,}4$) при работе на угле составили 200–250 мг/нм$^3$, оксида углерода — не более 150 мг/нм$^3$, что удовлетворяет современным нормативам. Степень связывания оксидов серы в котле за счет основных оксидов собственной золы топлива составила 40–45 %.

Таким образом, разработанные методика, математическая модель, алгоритм и компьютерная программа расчета процесса горения позволили достоверно спрогнозировать экологические показатели котла БКЗ-220–9,8, а его реконструкция с переводом на низкотемпературную вихревую технологию — обеспечить эффективное высокоэкономичное сжигание подмосковного бурого угля с полной ликвидацией шлакования, увеличить КПД котла, значительно улучшить экологические и экономические показатели его работы.

По результатам НТВ-сжигания подмосковного угля в реконструированном котле БКЗ-220–100 (ст. № 15) НГРЭС, ОАО «Тулэнерго» принято решение о переводе еще двух котлов (ст. №№ 13 и 14) на новую технологию.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Бретшнайдер Б., Курфюрст И.** Охрана воздушного бассейна от загрязнений: технология и контроль. / Пер. с англ. под ред. А.Ф. Туболкина. Л.: Химия, 1989. 288 с.

2. Защита атмосферы от промышленных загрязнений: Справ. изд. в 2-х ч. Ч. 1 / Пер. с англ. под ред. Калверта С., Инглунда Г.М. М.: Металлургия, 1988. 760 с.

3. **Росляков П.В., Ионкин И.Л., Егорова Л.Е.** Система непрерывного мониторинга и контроля вредных выбросов ТЭС в атмосферу. М.: МЭИ, 2000. 158 с.

4. **ГОСТ Р 50831–95.** Установки котельные. Тепломеханическое оборудование. Общие технические требования.

5. **Тринченко А.А., Шестаков С.М.** Повышение экологических показателей низкотемпературных вихревых топок за счет разложения оксидов азота на коксовых частицах // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2008. № 2 (54). С. 149–156.

6. **Шестаков С.М.** Низкотемпературная вихревая технология сжигания дробленого топлива в котлах как метод защиты окружающей среды: Дис. ...док. техн. наук / СПб.: СПбГТУ, 1999. 437 с.

7. **Померанцев В.В., Арефьев К.М., Ахмедов Д.Б. [и др.].** Основы практической теории горения: Учебное пособие для вузов / Под ред. В.В. Померанцева. 2-е изд., перераб. и доп. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 312 с.

8. **Померанцев В.В., Шестаков С.М., Воронков В.В., Поляков В.В.. Апасов В.Л.** Расчет суммарного теплообмена в топке котла, работающего по схеме низкотемпературного вихревого сжигания немолотого топлива // Известия вузов. Энергетика, 1981. №3. С. 37–42.

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

10. **Бабий В.И., Куваев В.Ф.** Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела. М.: Энергоатомиздат, 1986. 208 с.

11. **Кондратьев В.Н.** Константы скорости газофазных реакций: Справочник. М.: Наука, 1971. 306 с.

12. **Никитина О.В., Гусева В.И, Омельченко Ю.М.** Результаты лабораторных и стендовых испытаний разложения дымовых газов оксидов азота и авторского надзора за проектированием ОПУ // Техническая справка ЭНИН. 1988. №3. 24 с.

13. **Никитина О.В.** Адсорбционные методы подавления оксидов азота и серы. В кн.: Защита окружающей среды и процессы горения твердого топлива. М.: Изд-во ЭНИН. 1981. С. 20–31.

14. **Silcox G.D., Slaughter D.M., Pershing D.W.** High Temperature Sulfation Stadies in an Isothermal Reactor: a Comparison of Theory and Experiment // 20 th Symp. (Int.) on Combustion. Pittsburg, The Combustion Institute. 1984. P. 1357–1364.

15. **РД 153–34.1–26.303–98.** Методические указания по проведению эксплуатационных испытаний котельных установок.

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

## REFERENCES

1. **Bretshnayder B., Kurfyurst I.** Okhrana vozdushnogo basseyna ot zagryazneniy: tekhnologiya i kontrol. / Per. s angl. pod red. A.F. Tubolkina. L.: Khimiya, 1989. 288 s. (rus.)

2. Zashchita atmosfery ot promyshlennykh zagryazneniy: Sprav. izd.: V 2-kh ch. Ch. 1 / Per. s angl. pod red. Kalverta S., Inglunda G.M. M.: Metallurgiya, 1988. 760 s. (rus.)

3. **Roslyakov P.V., Ionkin I.L., Yegorova L.Ye.** Sistema nepreryvnogo monitoringa i kontrolya vrednykh vybrosov TES v atmosferu. M.: Izd-vo MEI, 2000. 158 s. (rus.)

4. **GOST R 50831–95.** Ustanovki kotelnyye. Teplomekhanicheskoye oborudovaniye. Obshchiye tekhnicheskiye trebovaniya. (rus.)

5. **Trinchenko A.A., Shestakov S.M.** Povysheniye ekologicheskikh pokazateley nizkotemperaturnykh vikhrevykh topok za schet razlozheniya oksidov azota na koksovykh chastitsakh. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU.* 2008. № 2 (54). S. 149–156. (rus.)

6. **Shestakov S.M.** Nizkotemperaturnaya vikhrevaya tekhnologiya szhiganiya droblenogo topliva v kotlakh kak metod zashchity okruzhayushchey sredy: Dis. ...dok. tekhn. nauk / SPb.: SPbGTU, 1999. 437 s. (rus.)

7. **Pomerantsev V.V., Arefyev K.M., Akhmedov D.B. [i dr.].** Osnovy prakticheskoy teorii goreniya: Uchebnoye posobiye dlya vuzov / Pod red. V.V. Pomerantseva. 2-ye izd., pererab. i dop. L.: Energoatomizdat, 1986. 312 s. (rus.)

8. **Pomerantsev V.V., Shestakov S.M., Voronkov V.V., Polyakov V.V., Apasov V.L.** Raschet summarnogo teploobmena v topke kotla, rabotayushchego po skheme nizkotemperaturnogo vikhrevogo szhiganiya nemolotogo topliva. *Izvestiya vuzov. Energetika*. 1981. №3. S. 37–42. (rus.)

9. **Patankar M.** Chislennyye metody resheniya zadach teploobmena i dinamiki zhidkosti / Per. s angl. M.: Energoatomizdat, 1984. 150 s. (rus.)

10. **Babiy V.I., Kuvayev V.F.** Goreniye ugolnoy pyli i raschet pyleugolnogo fakela. M.: Energoatomizdat, 1986. 208 s. (rus.)

11. **Kondratyev V.N.** Konstanty skorosti gazofaznykh reaktsiy. Spravochnik. M.: Nauka, 1971. 306 s. (rus.)

12. **Nikitina O.V., Guseva V.I, Omelchenko Yu.M.** Rezultaty laboratornykh i stendovykh ispytaniy razlozheniya dymovykh gazov oksidov azota i avtorskogo nadzora za proyektirovaniyem OPU. *Tekhnicheskaya spravka. ENIN.* 1988. №3. 24 s. (rus.)

13. **Nikitina O.V.** Adsorbtsionnyye metody podavleniya oksidov azota i sery. V kn.: Zashchita okruzhayushchey sredy i protsessy goreniya tverdogo topliva. M.: Izx-vo ENIN, 1981. S. 20–31. (rus.)

14. **Silcox G.D., Slaughter D.M., Pershing D.W.** High Temperature Sulfation Stadies in an Isothermal Reactor: a Comparison of Theory and Experiment. *20 th Symp. (Int.) on Combustion*. Pittsburg, The Combustion Institute. 1984. P. 1357–1364. (rus.)

15. **RD 153–34.1–26.303–98.** Metodicheskiye ukazaniya po provedeniyu ekspluatatsionnykh ispytaniy kotelnykh ustanovok. (rus.)

16. **Trembovlya V.I., Finger Ye.D., Avdeyeva A.A.** Teplotekhnicheskiye ispytaniya kotelnykh ustanovok. M.: Energiya, 1977. 296 s. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРТ

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

## AUTHOR

**TRINCHENKO Aleksei A.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: trinchenko@mail.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 628.165

*А. Наими, В.А. Рассохин*

# ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ОПРЕСНИТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК

*A. Naeimi, V.A. Rassokhin*

# NUMERICAL SIMULATION AND FEASIBILITY STUDY OF THERMAL DESALINATION PLANTS

Иран имеет значительное количество газотурбинных установок, которые расположены недалеко от побережья региона. Из-за нехватки свежей воды в Иране эти электростанции используются для получения пресной воды. Наиболее распространенными методами опреснения являются RO (обратный осмос), MSF (многоступенчатая дистилляция), MED (дистилляция многоэффективного действия) и MED–TVC (дистилляция многоэффективного действия — сжатый тепловой пар). В этом исследовании сравниваются методы RO, MED и MED–TVC. Результаты моделирования показывают, что восстановленное тепло выхлопных газов основного стека оптимально для обеспечения деминерализованной воды (ДМ), необходимой для впрыскиваемого пара MED опреснения. Эта тема очень важна, поскольку дополнительная рекуперация тепла используется для улучшения тепловой эффективности электростанции. Кроме того, показано, что при добавлении в испаритель деаэратора третьего ряда очень простой и недорогой оребренной трубы можно получить достаточно пара для генерации 5200 м$^3$/сут. опресненной воды.

ТУРБИНА; ОПРЕСНЕНИЕ; ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; MED; ВОДА.

Iran has a considerable amount of gas turbine plants and many of them have been located in the south, near the seashore region. Because of fresh water shortage in some parts of Iran, these power plants are used for supplying fresh water. The most common desalination methods are RO (Reverse Osmosis), MSF (Multi-Stage Flash distillation), MED (Multi-Effect Distillation), and MED–TVC (Multi-Effect Distillation-Thermal Vapor Compression). In this research, methods of RO, MED, and MED–TVC are compared. Simulation results show that heat recovery of emissions of the main stack is an optimal case for providing demineralized water (DM) required for injected steam of MED desalination. This subject is very important because of improving thermal efficiency of power plant using extra heat recovery. It has been shown too that by adding three rows of finned tube to de-aerator evaporator, which is very simple and low cost, required steam for generating 5200 m3/day of desalinated water is obtainable.

TURBINE; DESALINATION; THERMODYNAMIC SIMULATION; MED; WATER.

Отсутствие пресной воды — это не временная проблема в какой-либо стране или районе, но долгосрочная и существенная проблема для выживания человечества и развития обществ на нашей планете. В районе Ближнего Востока большинство стран не имеют доступа к достаточному количеству пресной воды. С другой стороны, они окружены неограниченным количеством морской воды. Таким образом, опреснение морской воды — хорошее решение проблемы получения пресной воды. Известно, что коммерчески доступны три вида крупноразмерного опреснения морской воды: многоступенчатая дистилляция (MSF*), дистилляция многоэффектного действия (MED**) и обратный осмос (RO***). Существенное различие между этими процессами — в требованиях к потреблению

* Multi-Stage Flash distillation
** Multi-Effect Distillation
*** Reverse Osmosis

энергии, входной тепловой энергии для MSF и MED или электрической энергии для RO [1–6].

В последние годы многие газовые турбины, работающие в открытом цикле, в Иране были преобразованы для работы в режиме комбинированного цикла с целью повышения тепловой эффективности. Но на многих электростанциях температура основного выхлопного стека газа по-прежнему высока, и поэтому можно использовать получающееся при снижении температуры выхлопных газов до допустимого значения дополнительное тепло в качестве входного источника энергии для тепловой установки по опреснению воды [7].

В Иране существует проблема питьевой воды. С другой стороны, в этой стране много электростанций, находящихся на юге, рядом с Персидским заливом. Цель данного исследования — выбор наиболее экономичного метода опреснения морской воды на юге Ирана исходя из условий окружающей среды, климата и энергии.

### Термодинамическое моделирование

В качестве первого шага был смоделирован процесс работы электростанции комбинированного цикла. Блок комбинированного цикла состоит из двух газовых турбин MAPNA V94.2.5 (каждая с полной мощностью 162 МВт), двух парогенераторов для рекуперации тепла и одной паровой турбины с мощностью 160 МВт [7]. Электростанция в Ассалуйе состоит из четырех блоков комбинированного цикла. Сравнение результатов расчетов с имеющимися данными, опубликованными производителями основного оборудования показывает достаточную точность моделирования (см. табл. 1).

### Моделирование опреснения

В процессе MED, который анализируется в данном исследовании, соляной раствор перегоняют, т. е. выпаривают с получением бессолевого пара, который затем конденсируют в пресную воду. Чтобы увеличить эффективность системы, тепло извлекают из паров конденсации и используют для испарения дополнительного солевого рассола при более низком давлении. Внешний источник греющего пара нужен только для испарителя при высоком давлении [1]. В этой системе греющий пар проходит внутри горизонтальных труб, внешнюю поверхность которых опрыскивают солевым раствором, откуда он частично испаряется. Эффективность процесса MED можно увеличить путем добавления в систему сжатого теплового пара (TVC*). В системе TVC доля паров от конечного выхода собирается и сжимается паровой струей эжектора в один или два этапа [8–10]. Схема системы MED-TVC представлена на рис. 1.

Далее в этом разделе рассматриваются три типа систем опреснения: RO, MED и MED-TVC. Некоторые ключевые параметры системы MED и RO перечислены ниже:

1. Количество этапов процесса опреснения является одним из основных конструктивных параметров для системы MED. Чем больше это количество, тем больше продуктивность. Но с ростом числа этапов капитальные затраты на строительство MED повышаются [11].

2. Пар, который подается на первом этапе, имеет определенную температуру, а именно — температуру насыщения греющего пара. Чем больше температура пара на этом этапе, тем больше продуктивность и меньше капитальные затраты на строительство MED.

3. Меньшие значения температуры позволяют увеличить размер системы (конструкция с большим числом этапов), но ее стоимость будет выше. В данном исследовании принято значение температуры 40 °C.

4. Температура морской воды также является одним из ключевых конструктивных параметров для системы MED. Поскольку температура окружающей среды для конструкции паровой части составляет 24,5 °C, средняя температура морской воды 22 °C.

5. Процент примесей (соли и др.) в Персидском заливе составляет около 4,5 %.

6. Эффективность смоделированной системы RO считается равной 40 %.

При выборе оптимального значения перечисленных параметров используется критерий экономической эффективности. Моделирование проводилось для пара на 1-м этапе; $T_s = 70$; 80 и 90 °C; число этапов — 4 и 5; рассеянная жара ($T = 139$ °C) в главном стеке для производства пара с давлением $P = 1{,}1$ бар. Этот расчет был выполнен для скорости потока воды, равной 75 т/ч (1800 т/день). Стоимость производства электроэнергии — 2 цент/кВт·ч.

* Thermal Vapor Compression

Таблица 1

**Сравнение результатов моделирования с реальными данными***

| Характеристика, ед. измерения | Реальные данные | Результаты моделирования |
|---|---|---|
| Температура окружающей среды, °C | 24,5 | 24,5 |
| Высота сайта, м | 17 | 17 |
| Влажность, % | 63 | 63 |
| Топливо LHV, кДж/кг | 48737 | 48749 |
| *Рабочие параметры ГТУ* | | |
| Модель ГТУ | V94.2.5 TUGA | V94.2 |
| Потеря входного давления, мбар | 10 | 10 |
| Потеря выхлопного давления, мбар | 30 | 30 |
| Валовая мощность на клеммах генератора, кВт | 147082 | 147090 |
| Валовая эффективность на клеммах генератора, % | 33,14 | 33,09 |
| Массовый расход топлива, кг/с | 9,106 | 9,118 |
| Температура выхлопных газов, °C | 548,3 | 548,4 |
| Выпускной массовый расход, кг/с | 509,11 | 509,1 |
| *Рабочие параметры HRSG** | | |
| Массовый расход топлива в котле, кг/с | 0,2 | 0,2 |
| Температура выхлопных газов в стеке, °C | 139,1 | 139 |
| Эффективность HRSG, % | 79,47 | 78,75 |
| *Рабочие параметры ПТУ* | | |
| Давление конденсации в выходе конденсатора, бар | 0,146 | 0,146 |
| Расход пара высокого давления, кг/с | 134 | 134 |
| Температура пара высокого давления на входе турбины, °C | 520 | 520 |
| Давление пара высокого давления на входе турбины, бар | 90 | 90 |
| Расход пара низкого давления, кг/с | 18 | 18 |
| Температура пара низкого давления на входе турбины, °C | 230 | 230 |
| Давление пара низкого давления на входе турбины, бар | 8,5 | 8,5 |
| Валовая мощность на клеммах генератора, кВт | 158720 | 158610 |
| Расход на выхлопе турбины низкого давления, кг/с | 151,576 | 152 |
| Давления на выхлопе турбины низкого давления, бар | 0,146 | 0,146 |
| Качество на выхлопе турбины низкого давления, % | 87,9 | 87 |

* Heat Recovery Steam Generator

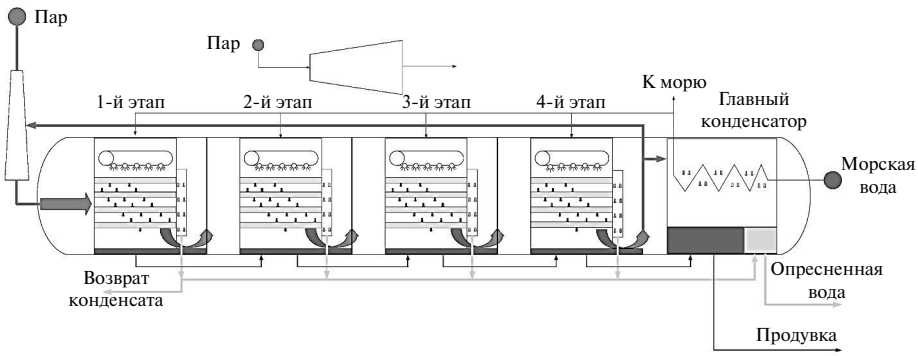



Рис. 1. Принципиальная схема метода MED-TVC, который анализируется в данном исследовании

Допустимая температура верхних слоев раствора — около $T = 70$ °C. Оптимальный вариант расчета — 5 (4 этапа и $T_s = 80$ °C). Это видно из табл. 2, где представлены результаты моделирования. Варианты 1 и 4 имеют высокую максимальную температуру раствора, а варианты 3 и 6 — высокую стоимость. Вариант 5 лучше, чем 2-й, поскольку он имеет низкую стоимость. Снижение температуры газа в главном стеке в этом случае составляет почти 12,7 °C. Снижение выходной мощности газовой турбины из-за использования опреснения также было рассмотрено в этом расчете.

**Результаты сравнительного анализа систем опреснения MED.** На первом этапе данного исследования кратко проанализированы три типа методов опреснения, которые поставляют воду для электростанции. Потребление деминерализованной воды (ДМ) в одном блоке комбинированного цикла составляет около 35 т/ч, в то время как общее потребление воды в четырех блоках электростанции комбинированного цикла, как в Асаллуйе, составляет только 75 т/ч. Три типа методов опреснения, которые рассматриваются в настоящем исследовании, — это:

опреснение RO;

опреснение MED, при котором вводимый пар обеспечивается за счет тепла, рассеиваемого в главном стеке;

опреснение MED-TVC, при котором закачка пара является частью LP пара, извлеченного паром, полученным в HRSG *.

После выбора системы с точки зрения экономики исследуется возможное производство пресной воды с использованием рассеиваемой тепловой энергии в основных стеках четырех блоков комбинированного цикла. В дальнейшем будет введен метод альтернативный (более простой и дешевый) упомянутому выше методу монтажа оборудования в главном стеке для получения пресной воды.

**Технико-экономическое сравнение для выбора рациональной системы производства пресной воды.** Выполнено техническое и экономическое исследование по использованию трех типов систем опреснения (RO, MED и MED-TVC). Сравниваются технико-экономические параметры установок для опреснения воды мощностью 35 и 75 т/ч (см. в табл. 3 и 4). Экономический аспект сводится к сравнению чистой приведенной стоимости (NPV**) (см. конец табл. 3 и 4).

На основании данных табл. 3 и 4 можно заключить следующее :

Как и ожидалось, валовая мощность в случае MED-TVC намного меньше, чем в других вариантах. Это является следствием использования части пара LP для опреснения (вместо расширения в паровой турбине). В варианте MED мы сталкиваемся просто с небольшой потерей мощности из-за дополнительного падения давления в выпускном канале газа, а также из-за обеспечения необходимого пара для эжектора от паропровода LP.

Благодаря ожидаемому низкому энергопотреблению, чистая мощность в системе MED больше, чем в других системах. Чистая мощность в системе RO меньше, чем в системе MED, из-за более высокого энергопотребления. В то же время система MED-TVC имеет самую низкую чистую выходную мощность.

MED имеет высокий, а MED-TVC — низкий КПД цикла. Эффективность ТЭЦ, то есть отношение чистой выходной мощности к энергии инжектированного пара в виде топлива в системе MED-TVC, выше, чем в системе RO. Вместе с тем MED придает высокую эффективность ТЭЦ.

Уменьшение температуры выхлопных дымовых газов в системе рекуперации тепла равно примерно 5,9 °C и 12,7 °C. Эта разность температуры используется в системе MED для получения пара в системе.

Снижение доходов от реализации электроэнергии в системе MED меньше, чем в других вариантах, при условии, что оборудование будет использоваться в течение двадцати лет.

Чистая приведенная стоимость (NPV) в системах MED и MED-TVC была рассчитана на основе стоимости капитала и снижения выработки электроэнергии по сравнению с проектной. Таким образом, система с наименьшей чистой приведенной стоимостью (NPV) является наиболее экономичной. Чистая приведенная стоимость в системе MED почти на 50 % меньше, чем в системе RO. NPV в системе RO

*Heat Recovery Steam Generator

** Net Present Value

Таблица 2

**Результаты расчетов разных вариантов системы MED**

| Название параметра | Ед. измерения | Значения параметров для разных вариантов | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Вариант 1: $T_s$ = 90 °C; 5 этапов | Вариант 2: $T_s$ = 80 °C; 5 этапов | Вариант 3: $T_s$ = 70 °C; 5 этапов | Вариант 4: $T_s$ = 90 °C; 4 этапа | Вариант 5: $T_s$ = 80 °C; 4 этапа | Вариант 6: $T_s$ = 70 °C; 4 этапа |
| Валовая выходная мощность | кВт | 453 335 | 453 337 | 453 341 | 453 309 | 453 312 | 453 315 |
| Потребляемая электрическая мощность | кВт | 9 057 | 9 057 | 9 057 | 9 057 | 9 056 | 9 057 |
| Мощность, потребляемая на опреснение | кВт | 107 | 106 | 105 | 123 | 123 | 121 |
| Полезная мощность | кВт | 444 171 | 444 174 | 444 179 | 444 129 | 444 133 | 444 137 |
| Температура дымóвых | °C | 128,5 | 128,8 | 129 | 126 | 126,3 | 126,6 |
| Паровое отопление MED | т/ч | 16,98 | 16,57 | 16,17 | 21,17 | 20,64 | 20,13 |
| Максимальная температура солевого рассола | °C | 82,46 | 73,94 | 65,59 | 80,12 | 72 | 64,11 |
| Жизненный цикл установки | год | 20 | 20 | 20 | 20 | 20 | 20 |
| Чистый доход от производства энергии | USD | 1 556 375 184 | 1 556 385 696 | 1 556 403 216 | 1 556 228 016 | 1 556 242 032 | 1 556 256 048 |
| Снижение доходов по сравнению с номинальным режимом | USD | 911 040 | 900 528 | 883 008 | 1 058 208 | 1 044 192 | 1 030 176 |
| Капитальные затраты на опреснение | USD | 1 719 988 | 2 000 378 | 2 471 113 | 1 558 176 | 1 770 543 | 2 111 810 |
| Уровень инфляции | | 0,15 | 0,15 | 0,15 | 0,15 | 0,15 | 0,15 |
| Чистая приведенная стоимость общих затрат | USD | 2 512 197 | 2 783 446 | 3 238 946 | 2 478 357 | 2 678 536 | 3 007 615 |

Таблица 3

**Технико-экономическое сравнение трех вариантов опреснения при производстве ДМ воды в одном блоке электростанции комбинированного цикла в Ассалуйе**

| Параметры | Ед. изме-рения | Значения параметров для разных вариантов | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | Оригинал | RO | MED | MED-TVC |
| Валовая мощность | кВт | 453 491 | 453 491 | 453 381 | 452 335 |
| Потребляемая в цикле электрическая мощность | кВт | 9 060 | 9 059 | 9 058 | 9 029 |
| Мощность, потребляемая на опреснение | кВт | 0 | 318 | 57 | 62 |
| Полезная мощность | кВт | 444 431 | 444 114 | 444 266 | 443 245 |
| Чистое входное топливо | кВт | 907 902 | 907 ,902 | 907 820 | 907 902 |
| Валовая эффективность | % | 49,95 | 49,95 | 49,94 | 49,82 |
| КПД нетто | % | 48,95 | 48,92 | 48,94 | 48,82 |
| Эффективность ТЭЦ | % | 48,95 | 48,92 | 49,64 | 49,38 |
| Температура дымóвых | °C | 139,00 | 139,00 | 133,10 | 138,40 |
| GOR | | | | 3,63 | 5,02 |
| Жизненный цикл установки | год | 20 | 20 | 20 | 20 |
| Чистый доход от производства энергии | USD | 1 557 286 224 | 1 556 175 456 | 1 556 708 064 | 1 553 130 480 |
| Снижение доходов по сравнению с номинальным режимом | USD | 0 | 1 110 768 | 578 160 | 4 155 744 |
| Капитальные затраты на опреснение | USD | 0 | 1 314 397 | 1 023 129 | 1 148 200 |
| Стоимость монтажа испарителя | USD | 0 | 0 | 200,000 | 0 |
| Уровень инфляции | | 0,15 | 0,15 | 0,15 | 0,15 |
| Чистая приведенная стоимость общих затрат | USD | 0 | 2 280 282 | 1 725 877 | 4 761 890 |

Таблица 4

**Техннико-экономическое сравнение трех вариантов опреснения при производства ДМ воды в четырех блока электростанции комбинированного цикла в Ассалуйе**

| Параметры | Ед. изме-рения | Значения параметров для разных вариантов | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | Оригинал | RO | MED | MED-TVC |
| Валовая мощность | кВт | 453 491 | 453 492 | 453 312 | 451 014 |
| Потребляемая в цикле электрическая мощность | кВт | 9 060 | 9 060 | 9 056 | 8 994 |
| Мощность, потребляемая на опреснение | кВт | 0 | 678 | 123 | 136 |
| Полезная мощность | кВт | 444 431 | 443 754 | 444 133 | 441 884 |
| Чистое входное топливо | кВт | 907 902 | 907 902 | 907 785 | 907 902 |
| Валовая эффективность | % | 49,95 | 49,95 | 49,94 | 49,68 |
| КПД нетто | % | 48,95 | 48,88 | 48,92 | 48,67 |
| Эффективность ТЭЦ | % | 48,95 | 48,88 | 50,44 | 49,87 |
| Температура дымóвых | °C | 139,00 | 139,00 | 126,30 | 138,40 |
| GOR | – | – | – | 3,63 | 5,02 |
| Жизненный цикл установки | год | 20 | 20 | 20 | 20 |
| Чистый доход от производства энергии | USD | 1 557 286 224 | 1 556 915 067 | 1 556 242 032 | 1 548 361 536 |
| Снижение доходов по сравнению с номинальным режимом | USD | 0 | 2 237 157 | 1 044 192 | 8 924 688 |

*Окончание табл. 4*

| Параметры | Ед. изме-рения | Значения параметров для разных вариантов | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | Оригинал | RO | MED | MED-TVC |
| Капитальные затраты на опреснение | USD | 0 | 2 605 711 | 1 770 543 | 1 991 899 |
| Стоимость монтажа испарителя | USD | 0 | 0 | 350,000 | 0 |
| Уровень инфляции | – | 0,15 | 0,15 | 0,15 | 0,15 |
| Чистая приведенная стоимость общих затрат | USD | 0 | 4 667 586 | 3 028 536 | 9 752 497 |

составляет около половины соответствующего параметра системы MED-TVC. Поэтому восстановление тепла выхлопных газов основного стека — это оптимальный метод для получения ДМ воды, необходимой для впрыскиваемого пара в системе MED. Рис. 2 иллюстрирует термодинамические данные в системе MED, разработанной для поставки ДМ воды при скорости потока 1800 т/день.

**Максимальная выработка свежей воды при использовании рекуперации тепла в главном стеке на электростанции комбинированного цикла в Ассалуйе.** На основе данных, приведенных в табл. 1, результатов моделирования, о которых говорилось в предудущем разделе, а также термодинамических данных на рис. 2 рассчитана максимальная скорость потока свежей воды, которую можно получить в главном стеке в системе MED. Как уже показано в табл. 1, в режиме моделирования температура выхлопных газов в главном стеке составляет 139 °С. Если испаритель устанавливается в конце HRSG, температура выхлопных газов уменьшается до допустимого значения, и можно получить пар, необходимый для опреснения. Этим достигается максимальный расход пресной воды, а также повышение эффективности ТЭЦ.

Рассмотрим зависимости между расходом свежей воды (рис. 3, *а*), эффективностью ТЭЦ (рис. 3, *б*), уменьшением выходной мощности установки (рис. 3, *в*), а также капитальными затратами на системы опреснения (рис. 3, *г*) и основной температурой выхлопных газов дымовой трубы. Как хорошо видно из рис. 3, снижение температуры выхлопных дымовых газов на 20 °С позволяет генерировать 11000 м$^3$/сут. опресненной воды в четырех блоках электростанции комбинированного цикла. Кроме того, эффективность ТЭЦ увеличена на 2 %, хотя полезная мощность каждого блока комбинированного цикла уменьшена на 430 кВт. Капиталовложения в такую опреснительную установку составляют около 8,5 млн долларов.

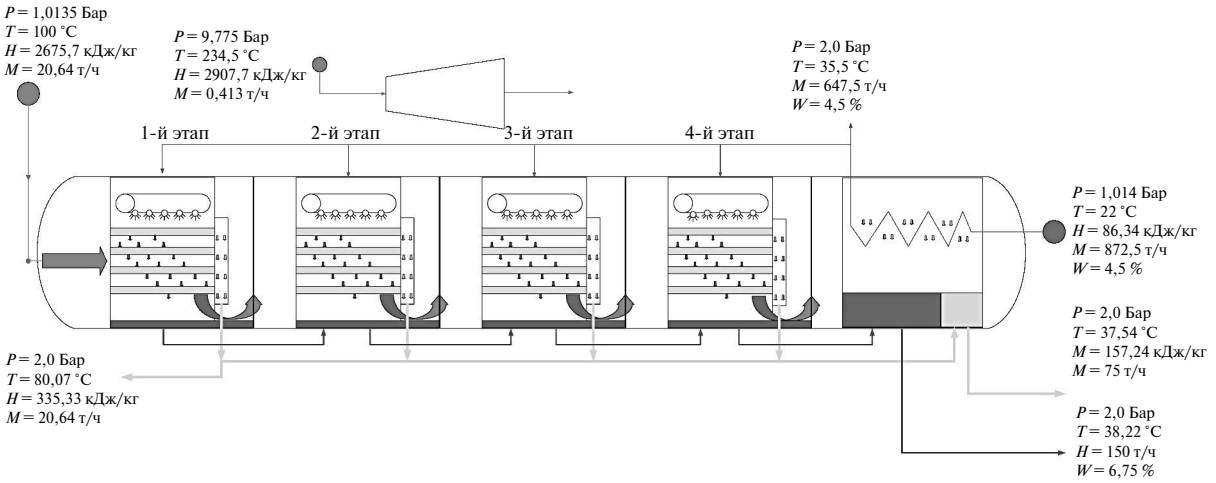



Рис. 2. Спроектированная система MED для поставки ДМ воды при скорости потока 1800 т/день

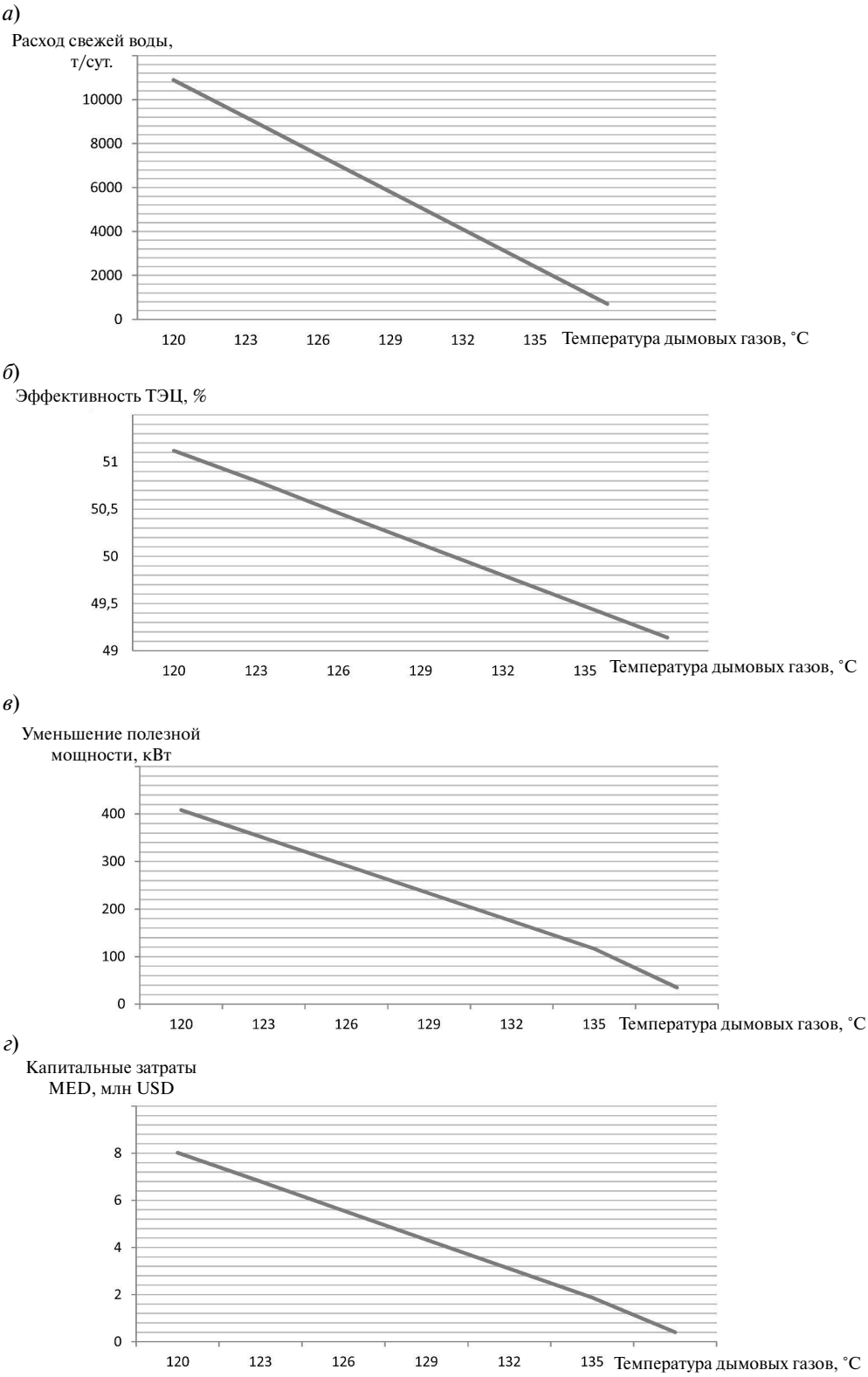



Рис. 3. Зависимости между расходом свежей воды (*а*), эффективностью ТЭЦ (*б*), уменьшением выходной мощности установки (*в*), а также капитальными затратами на системы опреснения (*г*) и основной температурой выхлопных газов дымовой трубы

(Опреснение MED. Температура солевого раствора — 72 °С. Количество этапов — 4)

**В системе MED-TVC для производства пара требуются испарители деаэратора.** Поскольку монтаж отдельного оборудования для получения пара, такого, как в испарителях и барабанах в конце HRSG или в главном стеке, может столкнуться с некоторыми трудностями, есть простая альтернатива этому. В этом варианте будут добавлены три ряда оребренной трубы в деаэратор. Они могут поставлять около 6 т/ч дополнительного насыщенного пара с давлением около 6 бар в каждом HRSG. Таким образом, в каждом блоке может быть произведено около 54 т/ч пресной воды, что намного больше, чем требуется на электростанции. В четырех блоках электростанции в Ассалуйе, которая включает восемь HRSG, таким путем может быть получен пар для обеспечения 5200 тонн чистой воды в день.

Из-за нехватки пресной воды количество требуемой деминерализованной воды на электростанции обеспечивается опреснением морской воды. В работе был проведен технико-экономический анализ, чтобы выбрать наиболее эффективный метод опреснения для электростанции комбинированного цикла в Ассалуйе (Иран).

Результаты моделирования показали, что восстановление тепла выхлопных газов основного стека оптимально для обеспечения ДМ воды, необходимой для впрыскиваемого пара MED опреснения.

При добавлении в испаритель деаэратора третьего ряда очень простой и недорогой оребренной трубы можно получить достаточно пара для генерации 5200 м$^3$/сут. опресненной воды.

Снижение основной температуры выхлопных дымовых газов на 20 °С способствует ежедневной генерации 11000 т/сут ДМ воды. Благодаря этому эффективность ТЭЦ будет увеличена на 2 %, хотя и полезная мощность каждого блока комбинированного цикла будет уменьшена на 430 кВт.

Авторы статьи благодарят группу компаний MAPNA за предоставление данных.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Cohen M., Ianovici I., Breschib D.** Power plant residual heat for seawater desalination // Desalination. 2002. Vol. 152. P. 155–165.

2. **Sepehr S., Saeid A.** Four E analysis and multi-objective optimization of combined cycle power plants integrated with Multi-stage Flash (MSF) desalination unit // Desalination. 2013. Vol. 320. P. 105–117.

3. **Junjie Y., Shufeng S., Jinhua W., Jiping L.** Improvement of a multistage flash seawater desalination system for cogeneration power plants // Desalination. 2007. Vol. 217. P. 191–202.

4. **Tawfiq H., Dahdaha, Alexander M.** Structural optimization of seawater desalination: I. A flexible superstructure and novel MED–MSF configurations // Desalination. 2014. Vol. 334. P. 252–265.

5. **Gudea V.G., Nirmalakhandan N.** Desalination at low temperatures and low pressures // Desalination. 2009. Vol. 244. P. 239–247.

6. **Behzad N., Ali S., Mehdi A., Fabio R., Robert A.** Exergetic, Economic and environmental analyses and multi-objective optimization of an SOFC-gas turbine hybrid cycle coupled with an MSF desalination system // Desalination. 2014. Vol. 334. P. 46–59.

7. **Gomar Z., Heidary H., Davoudi M.** Techno-economics study to select optimum desalination plant // World Academy of Science, Engineering and Technology. 2011. Vol. 5, № 3.

8. **Ehsan S., Majid A., Cyrus A.** Simulation and optimization of multi effect desalination coupled to a gas turbine plant with HRSG consideration // Desalination. 2012. Vol. 285. P. 366–376.

9. **Chacartegui R., Sanchez D., Gregorio N., Jimenez-Espadafor F.J., Munoz A., Sanchez T.** Feasibility analysis of a MED desalination plant in a combined cycle based cogeneration facility // Applied Thermal Engineering. 2009. Vol. 29. P. 412–417.

10. **Sommariva C.** Utilisation of power plant waste heat steams to enhance efficiency in thermal desalination // Desalination. 2008. Vol. 222. P. 592–595.

11. **Saie M.H., Saie Y.M.H., Gabry H.** Techno-economic study for combined cycle power generation with desalination plants at Sharm El Sheikh. Desalination. 2002. Vol. 153. P.191–198.

## REFERENCES

1. **Cohen M., Ianovici I., Breschib D.** Power plant residual heat for seawater desalination. *Desalination*. 2002. Vol. 152. P. 155–165.

2. **Sepehr S., Saeid A.** Four E analysis and multi-objective optimization of combined cycle power plants integrated with Multi-stage Flash (MSF) desalination unit. *Desalination*. 2013. Vol. 320. P. 105–117.

3. **Junjie Y., Shufeng S., Jinhua W., Jiping L.** Improvement of a multistage flash seawater desalination system for cogeneration power plants. *Desalination*. 2007. Vol. 217. P. 191–202.

4. **Tawfiq H., Dahdaha, Alexander M.** Structural optimization of seawater desalination: I. A flexible superstructure and novel MED–MSF configurations. *Desalination*. 2014. Vol. 334. P. 252–265.

5. **Gudea V.G., Nirmalakhandan N.** Desalination at low temperatures and low pressures. *Desalination*. 2009. Vol. 244. P. 239–247.

6. **Behzad N., Ali S., Mehdi A., Fabio R., Robert A.** Exergetic, Economic and environmental analyses and multiobjective optimization of an SOFC-gas turbine hybrid cycle coupled with an MSF desalination system. *Desalination*. 2014. Vol 334. P. 46–59.

7. **Gomar Z., Heidary H., Davoudi M.** Techno-economics study to select optimum desalination plant. *World Academy of Science, Engineering and Technology*. 2011. Vol. 5. № 3.

8. **Ehsan S., Majid A., Cyrus A.** Simulation and optimization of multi effect desalination coupled to a gas turbine plant with HRSG consideration. *Desalination*. 2012. Vol. 285. P. 366–376.

9. **Chacartegui R., Sanchez D., Gregorio N., Jimenez-Espadafor F.J., Munoz A., Sanchez T.** Feasibility analysis of a MED desalination plant in a combined cycle based cogeneration facility. *Applied Thermal Engineering*. 2009. Vol. 29. P. 412–417.

10. **Sommariva C.** Utilisation of power plant waste heat steams to enhance efficiency in thermal desalination. *Desalination*. 2008. Vol. 222. P. 592–595.

11. **Saie M.H., Saie Y.M.H., Gabry H.** Techno-economic study for combined cycle power generation with desalination plants at Sharm El Sheikh. *Desalination*. 2002. Vol. 153. P.191–198.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**НАИМИ Аббас** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета, PhD. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: naeimi.mech@gmail.com

**РАССОХИН Виктор Александрович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: v-rassokhin@yandex.ru

## AUTHORS

**NAEIMI Abbas** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: naeimi.mech@gmail.com

**RASSOKHIN Viktor A.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: v-rassokhin@yandex.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 624.138.22:624.131.216

*О.П. Минаев*

# ЭФФЕКТИВНЫЙ МЕТОД ЗАЩИТЫ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ ОТ ВИБРОДИНАМИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ПРИ УПЛОТНЕНИИ ГРУНТОВ БЛИЗЛЕЖАЩИХ ОСНОВАНИЙ

*O.P. Minaev*

# THE EFFECTIVE METHOD TO PROTECT BUILDINGS AND CONSTRUCTIONS FROM DYNAMIC VIBRATION EFFECTS BY COMPACTION OF NEARBY BOTTOM SOILS

Вибродинамическое воздействие на водонасыщенные грунты основания провоцирует вредные воздействия на близлежащие здания и сооружения, что ограничивает условия применения глубинных методов уплотнения оснований. Их расширение может быть достигнуто путем изоляции массива, подлежащего уплотнению, экраном из аэрированного грунта. В статье приведены результаты теоретического на расчетных моделях обоснования данного метода вибродинамической защиты зданий и сооружений, а также данные лабораторных экспериментальных исследований и апробирования метода в практике виброзащиты, Опытное апробирование было впервые выполнено для защиты жилого здания от интенсивной вибрации. После аэрирования грунтов основания вибрации здания прекратились.

ВОДОНАСЫЩЕННЫЕ ОСНОВАНИЯ; ПЕСЧАНЫЕ ГРУНТЫ; ВИБРОДИНАМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ГЛУБИННОГО УПЛОТНЕНИЯ; АЭРИРОВАНИЕ СЛОЯ ГРУНТА ОСНОВАНИЯ; АМПЛИТУДЫ И УСКОРЕНИЯ КОЛЕБАНИЙ ГРУНТА ОСНОВАНИЯ; СНИЖЕНИЕ БАЛЛЬНОСТИ; БЕЗОПАСНЫЕ РАССТОЯНИЯ ДО ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ.

The dynamic vibration impact on water-saturated bottom soils causes harmful effects on nearby buildings and structures, which limit the conditions of using in-depth methods of ground compaction. By author's assumption the possibility of their extension may be obtained by isolating array subject entitled to compaction, with a screen made of aerated soil. The article contains the theoretical study's results of the method of dynamic vibration protection of buildings and structures on the estimated models, data of laboratory experimental research and experience of its approbation in vibration protection practice. Experimental approbation was first made to protect residential building from the intense vibration. After having aerated bottom soils, vibrations of the building stopped.

WATER-SATURATED GROUNDS; SANDY SOILS; DYNAMIC VIBRATION IN-DEPTH METHODS OF COMPACTION; AERATION OF THE LAYER OF THE BOTTOM SOIL; AMPLITUDE AND SPEED-UPS OF VIBRATIONS OF THE BOTTOM SOIL; REDUCTION OF SEISMIC ACTIVITY; SAFE DISTANCE OF BUILDINGS AND CONSTRUCTIONS.

Уплотнительная застройка зданиями территорий в крупных мегаполисах получила широкое распространение в отечественной практике строительства.

При динамическом воздействии взрывов, тяжелых трамбовок и различных виброуплотнителей на водонасыщенный грунт основания в нем возникают волны, которые распространяются в толще уплотняемого массива [1–15] во все стороны от центра воздействия.

Упругие волны распространяются от места вибродинамического воздействия далеко за пределы карты уплотняемого основания. По предварительным расчетам за эти пределы уносится более половины от общей энергии излучаемой в грунт основания. Это сопровождается вредными вибродинамическими воздействиями на близлежащие здания и сооружения, что ограничивает условия применения глубинных динамических методов уплотнения оснований.

### Постановка задачи

Возникает стремление ограничить обрабатываемый грунтовый массив размерами собственно зоны уплотнения за счет создания преграды на пути распространения волн за пределы зоны уплотнения.

По предложению автора статьи это может быть достигнуто путем изоляции массива, подлежащего уплотнению, экраном из аэрированного грунта [16, 17].

Поясним вышесказанное схемой, представленной на рис. 1. В пределах рассматриваемого участка основания *1* по периметру зоны уплотнения *2* создается на заданную глубину основания экран *3*, который представляет собой аэрированный грунт, обладающий упругими характеристиками, отличными от характеристик грунта зоны уплотнения. Экран *3* создают нагнетанием в грунт воздуха с помощью погружаемой в основание вибратором *4* трубы *5*, перфорированной в нижней своей части.

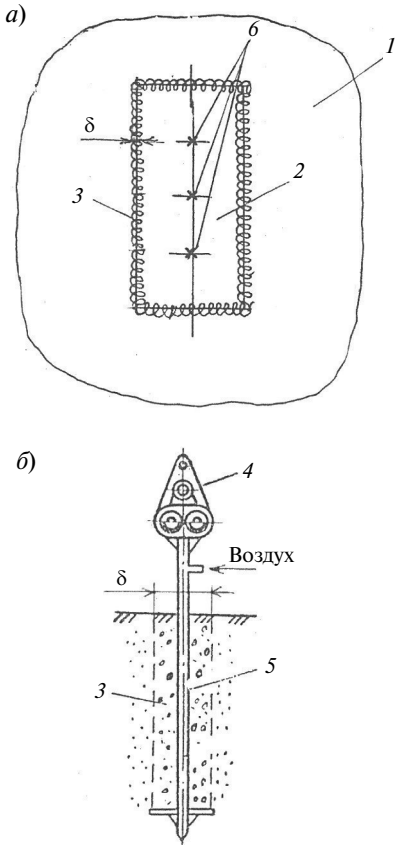



Рис. 1. Пояснительные схемы к изоляции грунтового массива путем аэрирования грунта:

*а* — план площади подготавливаемого основания; *б* — схема осуществления процесса аэрирования грунта

Воздух в виде мелких пузырьков инъектируется в грунт основания по всей высоте слоя в пределах некоторой полосы шириной δ, что может существенно снизить модуль упругости среды в толще экрана.

После проведения операции аэрирования в зоне уплотнения *2* динамическое воздействие на грунт основания в намеченных местах *6* (например, сбрасыванием трамбующего груза) будет вызывать образование отраженных волн. От эпицентра воздействия волны будут доходить до экрана *3* и отражаться от него, а волна, проходящая за зону уплотнения *2*, будет иметь сниженные характеристики воздействия на грунты основания.

Таким образом, может быть обеспечена безопасность близлежащих зданий и сооружений от техногенных вибродинамических воздействий при использовании глубинных динамических методов уплотнения грунтов оснований.

Целями исследований автора статьи были: приближенная теоретическая оценка эффективности и подбор параметров предлагаемого решения для условий лабораторного эксперимента; проведение лабораторных экспериментальных исследований для определения влияния создаваемой стенки из аэрированного грунта на параметры возбуждаемых колебаний при уплотнении водонасыщенного грунта основания.

Ставилась также задача теоретического обоснования вибродинамической защиты в натурных условиях, что и выполнено автором статьи с учетом затухания волн деформаций в зависимости от расстояния до места вибродинамического воздействия в пределах аэрированного слоя грунтов основания. Проанализированы практический опыт применения способа аэрирования водонасыщенного песчаного грунта для вибродинамической защиты близлежащих зданий и сооружений.

### Теоретическое обоснование

Для приближенной теоретической оценки эффективности и подбора параметров предлагаемого решения применительно к условиям лабораторного эксперимента была рассмотрена задача о распространении упругих волн в полубесконечном упругом стержне, содержащем

низкомодульную упругую вставку. Считаем, что динамическое воздействие $P_0 f(t)$ приложено на свободном торце полубесконечного стержня (рис. 2).

Полубесконечную часть стержня, расположенную за низкомодульной вставкой, заменим эквивалентным демпфером.

Такая схематизация соответствует условию отражения упругих волн от противоположно расположенных двух стенок из аэрированного грунта, находящихся на одинаковом расстоянии от места приложения динамического воздействия.

Уравнение продольных колебаний стержня принимаем в стандартном виде:

$$c_i \frac{\partial^2 u_i(x_i,t)}{\partial x_i^2} - \frac{\partial^2 u_i(x_i,t)}{\partial t^2} = 0, \qquad (1)$$

где $c_i = \sqrt{E_i / \rho_i}$ — скорость распространения продольных волн деформаций в $i$-м стержне ($E_i$, $\rho_i$ — соответственно модуль упругости и плотность материала $i$-го стержня).

Граничные условия представляются следующим образом:

1) на свободном торце стержня

$$(EF)_1 \left.\frac{\partial u_1}{\partial x_1}\right|_{x_1=0} = P_0 f(t); \qquad (2)$$

2) на контактирующем торце участков *1–2*

$$u_1(\ell_1,t) = u_2(0,t), \qquad (3)$$

$$(EF)_1 \left.\frac{\partial u_1}{\partial x_1}\right|_{x_1=\ell_1} = (EF)_2 \left.\frac{\partial u_2}{\partial x_2}\right|_{x_2=0}; \qquad (4)$$

3) на контактирующем торце участков *2–3*

$$(EF)_2 \left.\frac{\partial u_2}{\partial x_2}\right|_{x_2=\ell_2} = -\frac{(EF)_3}{c_3} \left.\frac{\partial u_2}{\partial t}\right|_{x_2=\ell_2}. \qquad (5)$$

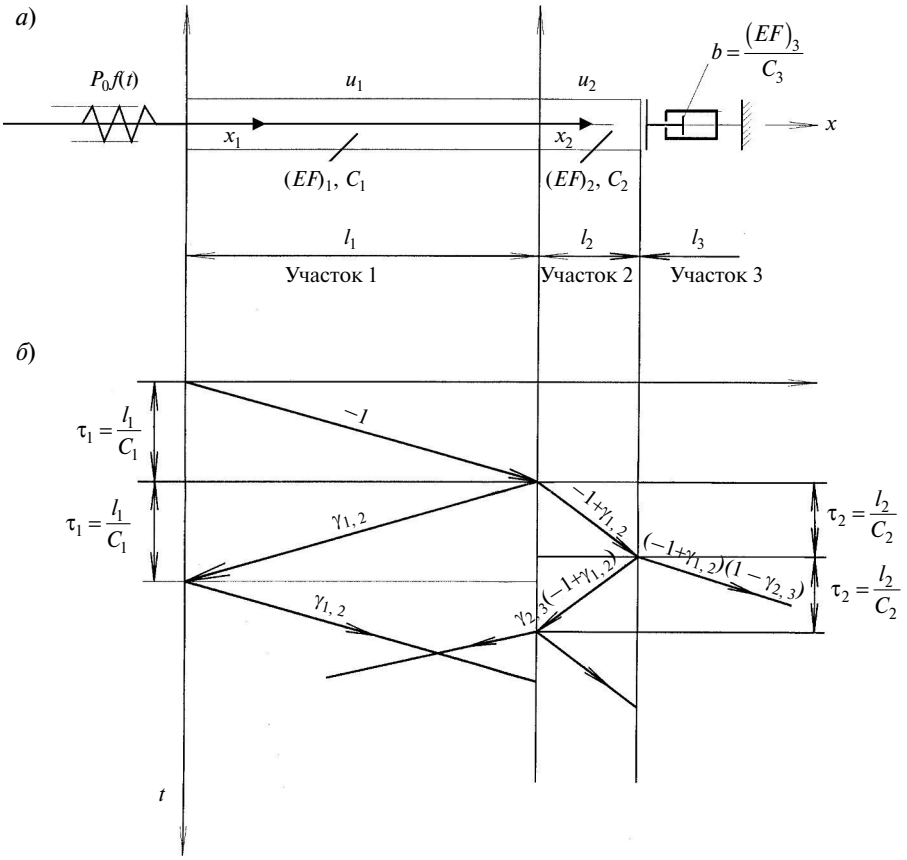



Рис 2. Распространение волн деформаций в составном полубесконечном стержне:
*а* — расчетная схема; *б* — фрагмент распространения упругих волн

Уравнения (2), (4) составлены исходя из условия равновесия действующих сил в рассматриваемых сечениях, а (3) — из условия неразрывности деформаций в сопряженных сечениях. Уравнение (5), описывающее излучение энергии волн в стержне на бесконечность, получено на основе равновесия действующих сил и скоростей смещения сопряженных участков стержней с использованием взятой из работы [16] следующей зависимости:

$$u_3\left(x_3,t\right)=\alpha\left(t-\frac{x_3}{c_3}\right)\eta\left(t-\frac{x_3}{c_3}\right), \qquad (6)$$

где $u_3$ — величина смещения сечения стержня с координатой $x_3$; $\alpha\left(t-\frac{x_3}{c_3}\right)$ — некоторая задаваемая функция воздействия, зависящая только от координаты; $\eta\left(t-\frac{x_3}{c_3}\right)$ — функция Хэвисайда.

Решение задачи осуществлено методом операционного исчисления.

Окончательно представим полученные выражения для вычисления смещений в сечениях первого и второго участков стержня, учитывающих отражение многочисленных волн деформаций от границ сопряженных участков, в виде суммы следующего ряда:

$$u_1\left(x_1,t\right)=$$
$$=\varepsilon_0 c_1\sum_{n=0}^{\infty}\sum_{m=0}^{n}\sum_{k=0}^{m}\frac{n!(-1)^n}{(n-m)!(m-k)!k!}\times$$
$$\times\gamma_{1,2}^{n-m+k}\gamma_{2,3}^{m}\left\{\gamma_{2,3}f\left[t+\frac{x_1}{c_1}+2\tau_1(k-n-1)-2\tau_2(1+m)\right]+\right.$$
$$+\gamma_{1,2}f\left[t+\frac{x_1}{c_1}+2\tau_1(k-n-1)-2\tau_2 m\right]- \qquad (7)$$
$$-\gamma_{1,2}\gamma_{2,3}f\left[t-\frac{x_1}{c_1}+2\tau_1(k-n)-2\tau_2(1+m)\right]-$$
$$\left.-f\left[t-\frac{x_1}{c_1}+2\tau_1(k-n)-2\tau_2\right]\right\}.$$

Аналогично

$$u_2\left(x_2,t\right)=$$
$$=\frac{2}{\alpha_{1,2}+1}\varepsilon_0 c_1\sum_{n=0}^{\infty}\sum_{m=0}^{n}\sum_{k=0}^{m}\frac{n!(-1)^n}{(n-m)!(m-k)!k!}\times$$
$$\times\gamma_{1,2}^{n-m-k}\gamma_{2,3}^{m}\times$$
$$\times\left\{\gamma_{2,3}f\left[t+\frac{x_2}{c_2}+2\tau_1(k-n-0,5)-2\tau_2(1+m)\right]-\right.$$
$$\left.-f\left[t-\frac{x_2}{c_2}+2\tau_1(k-n-0,5)-2\tau_2 m)\right]\right\}. \qquad (8)$$

Ввиду того, что в данном составном стержне с различной динамической жесткостью участков происходит отражение многочисленных волн деформаций от границ этих участков с их последующим наложением друг на друга, нахождение волны деформаций, сформировавшейся на различных участках стержня, представляет вычислительные трудности. Поэтому для представления полной картины деформаций стержней во времени с использованием формул (7) и (8) была составлена программа на ПК.

Решение по формулам (7) и (8) может быть представлено также графически (рис. 2) для случая однократного отражения прямой волны от границ сопряженных участков с различной динамической жесткостью. При этом расчеты по составленной программе на ПК для многократного отражения волн деформаций показали, что увеличение деформаций стержня как в пределах уплотняемого основания, так и за ее пределами не превышает 20–30 %.

Для проведения численных расчетов необходимо задать значения динамических характеристик аэрированного грунта, в частности модуля его упругости.

Установлено, что модуль упругости аэрированного водонасыщенного песка при относительном содержании воздуха $\varepsilon=0,01-0,05$ находится в пределах 55–65 МПа, а при незначительном содержании воздуха может быть принят (согласно исследованиям специалистов ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева) равным 2500–3000 МПа (с учетом жесткости частиц песка).

Таким образом, модуль объемной сжимаемости водонасыщенного песка после его аэрирования снижается в 40–60 раз.

Отсюда, используя формулы (7) и (8) или графическое решение (см. рис. 2) для однократного отражения первой прямой волны от границ сопряженных участков *1–2* и *2–3*, находим

$$u_1\left(x_1,t\right)=\left(-1+\gamma_{1,2}\right)u_0\left(x_1,t\right)\approx-1,8u_0\left(x_1,t\right);$$

$$u_2\left(x_2=\ell_2,t\right)=$$

$$=\left(-1+\gamma_{1,2}\right)\left(1-\gamma_{2,3}\right)u_0\left(x_1,t\right)\approx-0,4u_0\left(x_1,t\right),$$

где $\alpha_{1,2}\approx\sqrt{\dfrac{E_2}{E_1}}\approx\dfrac{1}{7}$; $\gamma_{1,2}=\dfrac{\alpha_{1,2}-1}{\alpha_{1,2}+1}=\dfrac{\frac{1}{7}-1}{\frac{1}{7}+1}\approx-0,8$;

$\gamma_{2,3}=-\gamma_{1,2}=0,8$.

Полученные числовые значения позволяли ожидать при экспериментальных исследованиях увеличение амплитуд колебаний грунта в зоне уплотнения в 1,5–2 раза и их снижение за границей зоны аэрирования в 2,5–3 раза.

Теоретическое обоснование вибродинамической защиты близлежащих зданий и сооружений в натурных условиях при использовании глубинных динамических методов уплотнения при аэрировании грунта по периметру уплотняемого основания призводилось с учетом затухания волн деформаций как с расстоянием от места вибродинамического воздействия, так и в пределах аэрированного слоя грунтов основания.

Известно, что максимальное давление $p_{\max}$ фронта ударной волны при незначительном содержании воздуха определяется по зависимости

$$p_{\max} = 60,0\left(\frac{3\sqrt{C}}{R}\right)^{1,05}, \qquad (9)$$

а при содержании воздуха 4–5 % — по формуле

$$p_{\max}=4,5\left(\frac{3\sqrt{C}}{R}\right)^{2,5}, \qquad (10)$$

где $p_{\max}$ — максимальное давление, МПа; $C$ — масса заряда взрывчатого вещества, кг; $R$ — расстояние от центра заряда, м.

Коэффициент отражения $K_{\text{отр}}$ волн на границе сопряженных участков линейно-упругих сред с различным акустическим сопротивлением определяется по выражению

$$K_{\text{отр}}=\frac{2a_2}{a_1+a_2}, \qquad (11)$$

где $a=\gamma c/g$ — акустическое сопротивление рассматриваемого участка основания ($\gamma$ и $c$ — соответственно удельный вес грунта основания и скорость распространения волн; $g$ — ускорение свободного падения).

Или, принимая $\gamma_1=\gamma_3\approx\gamma_2$, преобразуем формулы для сопряженных участков:

для участков *1–2*

$$K_{\text{отр1}}=\frac{2c_2}{c_1+c_2}; \qquad (12)$$

для участков *2–3*

$$K_{\text{отр2}}=\frac{2c_3}{c_2+c_3}. \qquad (13)$$

Используя зависимости (9)–(13), проведем расчеты снижения вибродинамического воздействия на примере взрыва стандартного заряда массой 5 кг, используемого при взрывном методе уплотнения оснований.

Расчетная схема характера затухания ударных волн деформаций при взрыве глубинных зарядов в обычном грунте и при наличии слоя аэрированного грунта представлена на рис. 3.

Известно, что скорость распространения волн при незначительном содержании воздуха в водонасыщенном песчаном грунте основания составляет 1600 м/с, а при содержании 4 % воздуха снижается до 200 м/с.

Согласно экспериментальным исследованиям, проведенным автором статьи, соотношение между шириной аэрированного слоя и глубиной погружения стержня аэратора составляет (1:3)–(1:7). Соответственно при заданной глубине уплотнения основания, равной 5–10 м, ширина аэрированного слоя будет составлять порядка 2–3 м.

В соответствии с проведенными лабораторными экспериментальными исследованиями для характерного испытания — при снижении амплитуд колебаний грунта за аэрированным слоем в 2,6 раза — ускорения колебаний грунтов основания снижаются в 1,65 раза.

В пересчете на снижение амплитуд колебаний в 10–24 раза для средней частоты 25 Гц колебаний грунта основания, зафиксированного в лабораторных опытах, это приводит к уменьшению ускорений колебаний за аэрированным слоем в 6–15 раз.

Таким образом, полученное снижение ускорений колебаний за аэрированным слоем пропорционально уменьшает максимальный расчетный уровень сейсмичности площадки строительства согласно СП 14.13330.2011 (Строительство в сейсмических районах. Актуализированная редакция СНиП II-7–81*; введены

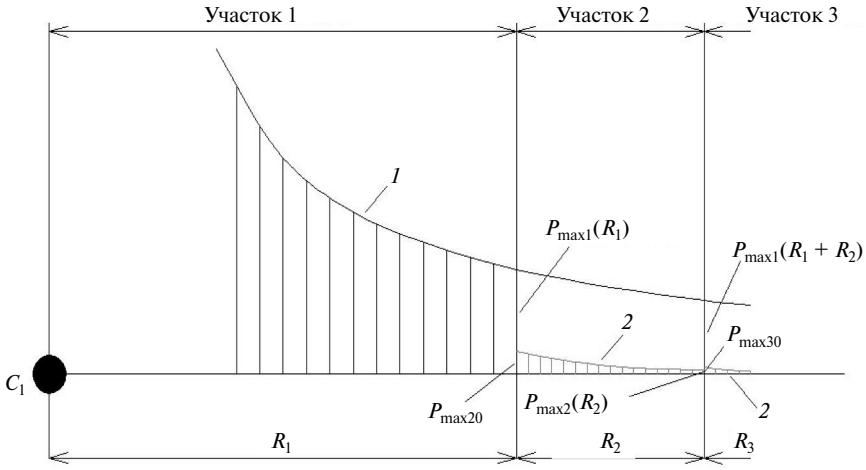



Рис. 2. Характер затухания максимальной ударной волны деформации от взрыва заряда в грунте обычном (*1*) и при наличии аэрированного виброзащитного слоя (*2*)

в действие 20.05.2011. — М.: Министерство Регионального развития Российской Федерации, 2011) не менее чем на 2–3 балла.

Проведенные ориентировочные расчеты показывают, что безопасное расстояние до близлежащих зданий и сооружений при наличии аэрированного виброзащитного слоя может снижаться на несколько сот метров.

### Экспериментальные исследования

При подготовке к экспериментальным исследованиям были проведены предварительные лабораторные опыты, имеющие целью проверить степень и стабильность аэрации песчаной водонасыщенной грунтовой среды. Опыты проводились на установке, которая состояла из системы подачи воздуха (компрессор, аэратор, манометр, воздуховоды) и оборудования для подготовки водонасыщенного грунта (стеклянный сосуд, воронка, весы). Система подачи воздуха была собрана по следующей схеме: компрессор — воздуховод — манометр — воздуховод — аэратор.

Опыты заключались в следующем. В мерный цилиндрический сосуд наливали водопроводную воду, в которую отсыпали песок (песок в воздушно-сухом состоянии). После отсыпки всего песка водонасыщенный грунт занимал объем емкости 430 мл, причем граница поверхности песка находилась на высоте $h = 225$ мм от дна сосуда. При этом уровень воды устанавливался на отметке 450 мл ($h = 235$ мм), т. е. несколько выше поверхности песка.

Процесс аэрации грунта производился в такой последовательности. Стержень-аэратор при отключенном компрессоре погружался вертикально вдавливанием рукой в центр емкости до ее дна, а затем включали компрессор для подачи воздуха. Общее время подачи воздуха задавали равным 120 с.

За время подачи воздуха в водонасыщенном грунте появились видимые пузырьки и раковины воздуха, а в некоторых местах произошло расслоение песка образующимися трещинами. Такая картина в грунте сохранялась как при отключении компрессора, так и после извлечения стержня из сосуда. В процессе извлечения незначительное количество воздуха выходило из грунта. Отметим, что описанная картина в грунте сохранялась даже после довольно интенсивных ударов по крышке стола, на которой находился сосуд с аэрированным грунтом.

После окончания процесса аэрирования грунта уровень воды в емкости поднялся до отметки 470 мл ($h = 245$ мм), а уровень поверхности песка понизился до 415 мл (217,5 мм). Последнее свидетельствует о том, что в результате погружения–извлечения стержня и нагнетания воздуха в грунт произошло некоторое уплотнение его скелета.

Согласно исследованиям профессора П.Л. Иванова при отсыпке песчаного грунта

в воду в нем содержится свободного воздуха менее 0,1 %. С учетом сказанного по изменившемуся объему воды в емкости может быть подсчитано содержание свободного газа в образце грунта.

Таким образом, предварительные опыты показали возможность введения воздуха в водонасыщенные песчаные грунты до объемного его содержания 4–5 %, что вполне достаточно для снижения модуля нормальной упругости такой среды примерно в 40–60 раз.

Давление подаваемого в грунт воздуха в рассматриваемом случае для довольно узкого сосуда превышало полное давление образца грунта в 4 раза. Следует предположить, что в неограниченном массиве грунта, где отсутствует сковывающее влияние стенок, необходимое давление будет меньше.

Основной целью экспериментальных лабораторных исследований было определение влияния создаваемой стенки из аэрированного грунта на параметры возбуждаемых колебаний при уплотнении водонасыщенного грунта основания.

Методика и результаты лабораторной проверки воздействия трамбовки на грунты основания при наличии зоны аэрирования грунта были следующими. Экспериментальные исследования проводились на лабораторном стенде, включавшем в себя металлический бак (внутренние размеры: длина — 84 см, ширина — 42 см, высота — 40 см), в который укладывался водонасыщенный грунт для испытаний. С целью исключения влияния отраженных волн бак был установлен на песчаную подушку, а его торцевые стенки обкладывались листами поролона на всю высоту бака.

Трамбующий груз представлял собой стальной диск диаметром 150 мм и толщиной 8 мм. Общая масса трамбующего груза составляла 1,1 кг.

Грунт — мелкий песок с содержанием гравия 0,1 % — отсыпался в воду, налитую в бак.

Для измерения колебаний грунта применялись датчики ускорения *9* марки ДУ-5, входящие в комплект виброизмерительной аппаратуры ВИ6–5М. Каждый датчик снабжался изготовленной из листового алюминия площадкой, заканчивающейся наконечником. Наконечники датчиков №№ 1, 2, 3, 4, 5 погружались на глубину 15–20 мм в верхний слой грунта в различных точках по длине бака на расстояниях соответственно 150, 250, 350, 450 и 550 мм. Полученная чувствительность измерений была в диапазоне от 40 до 230 мм/g, что обеспечивало довольно четкую запись исследуемых процессов. Запись производилась на светочувствительную бумагу при скорости протяжки ленты осциллографа 250 мм/с.

Опыты проводились в следующей последовательности. По подготовленному для испытаний грунту основания наносились несколько ударов трамбующего груза с записью на осциллограф возникающих ускорений колебаний до полного их затухания от каждого удара. После того как картина распространения волн в грунте основания стабилизировалась, производилось аэрирование грунта в сечении между датчиками №3 и №4

Стержень погружался до дна бака в пяти точках основания по его ширине (в средней и двух промежуточных до каждой боковой стенки бака). При этом стержень выдерживался в каждой точке на дне бака и ориентировочно в середине толщины слоя песка в течение 15 с. Таким образом, общее время подачи воздуха с учетом того факта, что компрессор непрерывно работал в течение всего процесса аэрирования грунта, составляло примерно 180–210 с. После окончания процесса аэрирования производилось сбрасывание трамбующего груза на поверхность основания и запись возникающих в этом случае ускорений колебаний в основании.

Осциллографические записи ускорений колебания в характерном опыте для крайних датчиков по обеим сторонам от сечения, в котором и производилось аэрирование грунта, представлены на рис. 3.

Видно (см. рис. 3), что при аэрировании грунта максимальные ускорения колебаний увеличиваются в зоне уплотнения от 878,0 до 1158,2 мм/с$^2$. При этом возникновение максимальных ускорений происходит при большем количестве циклов колебаний. Последнее свидетельствует о том, что возрастание ускорений колебаний в данном случае произошло за счет отражения волны от создаваемой стенки из аэрированного грунта. Произведенные расчеты по формуле $A = W/(2\pi f)^2$ (где $A$ — амплитуда колебаний грунта; $W, f$ — ускорение и частота коле-

баний) показали, что амплитуда колебаний соответственно увеличилась от 37,4 до 59,6 мкм, иначе — в 1,6 раза.

Видно (см. рис. 3), что за пределами места аэрирования грунта, наоборот, произошло снижение ускорений колебаний от 926,6 до 700,3 мм/с$^2$.

Амплитуда колебаний соответственно уменьшилась с 54,4 до 20,6 мкм, т. е. в 2,6 раза.

Проведенные опыты показывают, что ожидаемый эффект усиления колебаний в зоне уплотнения и их ослабления за аэрированной стенкой действительно существует. Учитывая, что опыты были проведены в стесненных условиях тонкостенного лотка ограниченных размеров, вследствие чего колебания из зоны уплотнения частично передавались за ее пределы не только через аэрированный слой, но и через боковые стенки и днище лотка, можно предположить, что вышеуказанный эффект в данном случае был снижен. В натурных условиях он, несомненно, будет более значительным, что позволяет признать предложенный способ уплотнения несвязных водонасыщенных грунтов оснований перспективным.

Окончательная количественная его оценка может быть дана после выполнения необходимых опытных работ в натурных условиях.

Опытное апробирование защиты близлежащих зданий от вибродинамического воздействия было впервые выполнено по предложению профессора О.А. Савинова для защиты жилого здания от интенсивной вибрации, вызываемой

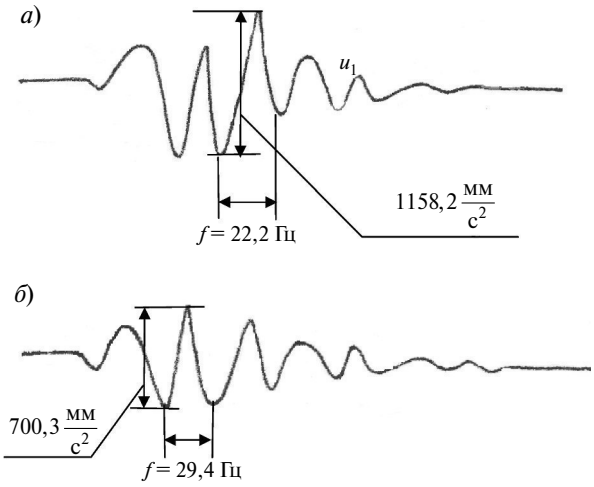



Рис. 3. Осциллограммы ускорений колебаний, зафиксированные датчиками № 1(*а*) и № 5 (*б*) после аэрирования грунта

колебаниями железнодорожных путей при прохождением вблизи него поездов в г. Ровно (Украина). Основой для этого предложения послужили разработки профессоров И.С. Шейнина и О.А. Савинова по защите верхнего бьефа гидротехнической плотины от сейсмического воздействия с помощью воздушной завесы. Вынужденные колебания жилого здания были настолько интенсивными, что нарушали санитарные нормы проживания в нем людей, которые писали многочисленные жалобы во всевозможные инстанции, вплоть до руководства страны. Для реализации данного предложения было осуществлено периодическое вибропогружение штанги с консолями в нижней части с верхними отверстиями для воздухонасыщения водонасыщенного грунта вдоль границы между рельсовым путем и жилым зданием. После этого вибрации здания фактически прекратились.

К сожалению, никакие специальные исследования, в том числе измерения параметров колебаний грунтов оснований и конструкций данного здания, в этом случае не велись.

Все же результаты статического зондирования, проведенные до и после осуществления процесса воздухонасыщения, показали очень значительное уплотнение грунта в промежутке между рельсовым путем и зоной воздухонасыщения. Можно свидетельствовать, что в результате многократного уплотнения за счет отражения волны деформаций от воздухосодержащей завесы грунт между ней и рельсовым путем уплотнился настолько, что фактически стал выполнять функцию отражателя волн деформации, вызванных колебаниями подвижного состава, от границы подверженного воздухонасыщению грунта. Данное заключение может подверждать то обстоятельство, что после возможной ликвидации воздушной завесы в следствие многократного вибродинамического воздействия эффект виброизоляции здания сохраняется.

С высокой вероятностью можно предполагать, что данным методом могут быть успешно решаться задачи по сейсмической безопасности зданий и сооружений в различных регионах мира [18–25].

Для повышения эффективности вибродинамической защиты близлежащих зданий и сооружений от вибродинамического воздействия при

уплотнении водонасыщенных песчаных грунтов оснований динамическими методами — взрывами, тяжелыми трамбовками и виброуплотнителями различного типа — может использоваться метод аэрирования грунта на границах зон уплотнения основания.

При этом, как показали теоретические и лабораторные экспериментальные исследования, от создаваемых экранов из аэрированного грунта происходит отражение волн, что позволяет повысить амплитуды смещения грунта в пределах зоны уплотнения основания в 1,5–2 раза и понизить амплитуды колебаний грунта основания за пределами уплотняемого основания в 2–3 раза.

Теоретическими исследованиями взрыва сосредоточенного глубинного заряда в уплотняемом массиве с учетом параметров затухания волн деформаций установлено, что наличие аэрированного слоя грунта позволяет в 6–15 раз и более снизить ускорение колебаний за пределами уплотняемого основания. При этом создание виброзащитного слоя из аэрированного грунта толщиной 2–3 м по границе уплотняемого основания позволяет не менее чем на 2–3 единицы снизить балльность основания для близлежащих зданий и сооружений

Опытное апробирование исследованного метода защиты близлежащих зданий и сооружений от вибродинамического воздействия для защиты жилого здания от интенсивной вибрации, вызываемой колебаниями железнодорожных путей при прохождении поездов близи этого здания, показало его высокую эффективность.

Изложенные в данной статье теория и практический метод создания экранирующих экранов, защищающих близлежащие здания и сооружения от воздействия вибрации, целесообразно применять при уплотнительной застройке городских территорий.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Florin V.A., Ivanov P.L.** Liquefaction of Saturated Sandy Soils // Proceedings of the V International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Paris, 1961. Vol. 1. P. 182–186.

2. **Ivanov P.L., Krasnikov N.D.** Charge Expision Sounding of Saturated Cohesionliss Soils // VI Simposium on Earthquake Engineering. University of Roorkee. 1978. Vol. 1. P. 151–156.

3. **Ivanov P.L.** Consolidation of Saturated Soils by Explosions // International Conference on Compaction. Paris, 1980. Vol. 1. P. 331–337.

4. **Иванов П.Л.** Уплотнение несвязных грунтов взрывами. М.: Недра, 1983. 230 с.

5. Dynamic Consolidation. Jhe Menard Group: Centre Geotechique de Paris. 1979. 19 p.

6. **Chu J., Varaksin S., Klotz U., Menge P.** State of Art Report: Construction Processes // 17 International Conference on Soil Mechanics and Geotechical Engineering: TC17 meeting ground improvements. Alexandria, Egypt. 2009, 7 October, 130.

7. **Hamidi B., Varaksin S., Nikraz H.** Predicting Soil Parameters by Modeling Dynamic Compaction Induced Subsidence // 6th Australasian Congress on Applied Mechanics (ACAM6). Perth (Australia), 2010. 12–15 December 2010, Paper 11–50.

8. **Hamidi B., Varaksin S., Nikraz H.** Implementation of Optimized Ground Improvement Techniques for Giga Project // GeoShanghai: Conference ASCE Geotechnical. Special Publicftion No 207: Ground Improvement and Geosynthetics. Shanghai, 2010. 3–5 June 2010. P. 87–92.

9. **Hamidi B., Yee K., Varaksin S., Nikraz H., Wong L.T.** Ground Improvement in Deep Waters Using Dynamic Replacemennt // 20th Internatinal Offshore and Polar Engineering Conference. Beijing, 2010. 20–26 June 2010. P. 848–853.

10. **Hamidi B., Varaksin S., Nikras H.** Predicting Menard Modulus using Dynamic Compaction Induced Subsidence // International Conference on Advances in Geotechnical Engineering (ICAGE). Perth, 2011. 7–11 November 2011. P. 221–226.

11. **Varaksin S., Hamidi B.** Pressuremeter for Design and Accptance of Challendinng Ground Improvement Works // 18th Intenernational Conference o Soil Mechanics and Geotechnical Works (18th ICSMGE). Parallel session: ISP6 — Pressio. 2013. Paris. 2–6 Septemeber 2013.

12. **Минаев О.П.** Эффективный метод уплотнения водонасыщенных грунтов взрывами // Основания, фундаменты и механика грунтов. 1993. №2. С. 17–19.

13. **Минаев О.П., Савинов О.А.** Перспективы применения тяжелых двухмассных трамбовок для уплотнения грунтов // Основания, фундаменты и механика грунтов. 1990. №4. С. 9–12.

14. **Минаев О.П.** Глубинное уплотнение песчаных грунтов виброустановкой модернизированной конструкции // Основания, фундаменты и механика грунтов. 2003. №6. С. 18–19.

15. **Минаев О.П.** Разработка динамических методов глубинного уплотнения слабосвязных грунтов оснований // Основания, фундаменты и механиеа грунтов. 2013. №6. С. 21–23.

16. **Minaev O.P.** Effective method of dynamic compaction slightly cohesive saturated soils // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 2002. № 39 (6). P. 208–213.

17. **Uzdin A.M., Freze M.V.** Effectiveness of ground shields as seismic protection for building and structures // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 2011. №48 (5). P. 190–195.

18. **Уздин А.М., Белаш Т.А., Блехман И.И.** О наследии профессора О.А. Савинова // Основания, фундаменты и механика грунтов. 2011. №5. С. 12–17.

19. **Idriss I.M., Boulanger R.W.** Soil liquefaction during earthquakes. USA, California: EERI, 2008. 240 p.

20. **Ishihara K.** Soil Behaviour in Earthquake Geotechnics. Monograph. USA, Oxford: Clarendon Press, Department of Civil Engineering Science University of Tokyo, 2006. 384 p.

21. **Ilichev V.A., Stavnitser L.R., Shiskin V.Ya.** Reduction of foundation vibration after bed strengthening with cast-inplace sand // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 1995. №32(3). P. 92–94.

22. **Stavnitser L.R.** Prediction of accumulation of seismic deformation of bases // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 1992. №29 (6). P. 187–191.

23. **Ishihara K.** New challenges in Geotechnique for ground hazads due to intensely strong earthquake shaking // Geotechnical, Geological and Eathquake Engineering. 2009. № 11. P. 91–114.

24. **Tsukamoto Y., Ishihara K.** Analysis on settlement of soil deposits following liquefaction during earthquakes // Soils and Foundations. 2010. № 50(3). P. 399–441.

25. **Ishihara K., Araki K., Toshiyuki K.** Liquefaction in Tokyo Bay and Kanto Regions in the 2011 Great East Japan Earthquake // Geotechnical, Geological and Eathquake Engineering. 2014. № 28. P. 93–140.

## REFERENCES

1. **Florin V.A., Ivanov P.L.** Liquefaction of Saturated Sandy Soils. *Proceedings of the V International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering,* Paris, 1961. Vol. 1. P. 182–186.

2. **Ivanov P.L., Krasnikov N.D.** Charge Expision Sounding of Saturated Cohesionliss Soils. *VI Simposium on Earthquake Engineering*: University of Roorkee, 1978, Vol. 1. P. 151–156.

3. **Ivanov P.L.** Consolidation of Saturated Soils by Explosions. *International Conference on Compaction.* Paris, 1980. Vol. 1. P. 331–337.

4. **Ivanov P.L.** Uplotneniye nesvyaznykh gruntov vzryvami. M.: Nedra, 1983. 230 s. (rus.)

5. Dynamic Consolidation. Jhe Menard Group: Centre Geotechique de Paris. 1979. 19 p.

6. **Chu J., Varaksin S., Klotz U., Menge P.** State of Art Report: Construction Processes. *17 International Conference on Soil Mechanics and Geotechical Engineering: TC17 meeting ground improvements*, Alexandria, Egypt. 2009, 7 October. 130.

7. **Hamidi B., Varaksin S., Nikraz H.** Predicting Soil Parameters by Modeling Dynamic Compaction Induced Subsidence. *6th Australasian Songress on Applied Mechanics (ACAM6)*, Perth, Australia, 2010. 12–15 December 2010. Paper 11–50.

8. **Hamidi B., Varaksin S., Nikraz H.** Implementation of Optimized Ground Improvement Techniques for Giga Project. *GeoShanghai. Conference ASCE Geotechnical Special Publicftion No 207:* Ground Improvement and Geosynthetics. Shanghai. 2010. 3–5 June 2010. P. 87–92.

9. **Hamidi B., Yee K., Varaksin S., Nikraz H., Wong L.T.** Ground Improvement in Deep Waters Using Dynamic Replacemennt. *20th Internatinal Offshore and Polar Engineering Conference*. Beijing. 2010. 20–26 June 2010. P. 848–853.

10. **Hamidi B., Varaksin S., Nikras H.** Predicting Menard Modulus using Dynamic Compaction Induced Subsidence. *International Conference on Advances in Geotechnical Engineering (ICAGE)*. Perth, 2011, 7–11 November. 2011. P. 221–226.

11. **Varaksin S., Hamidi B.** Pressuremeter for Design and Accptance of Challendinng Ground Improvement Works. *18th Intenernational Conference o Soil Mechanics and Geotechnical Works (18th ICSMGE),* Parallel session: ISP6 — Pressio 2013. Paris. 2–6 Septemeber 2013.

12. **Minayev O.P.** Effektivnyy metod uplotneniya vodonasyshchennykh gruntov vzryvami. *Osnovaniya, fundamenty i mekhanika gruntov*. 1993. №2. S. 17–19. (rus.)

13. **Minayev O.P.** Perspektivy primeneniya tyazhelykh dvukhmassnykh trambovok dlya uplotneniya gruntov/ O.P. Minayev, O.A. Savinov. *Osnovaniya, fundamenty i mekhanika gruntov.* 1990. №4. S. 9–12. (rus.)

14. **Minayev, O.P.** Glubinnoye uplotneniye peschanykh gruntov vibroustanovkoy modernizirovannoy konstruktsii. *Osnovaniya, fundamenty i mekhanika gruntov.* 2003. №6. S. 18–19. (rus.)

15. **Minayev O.P.** Razrabotka dinamicheskikh metodov glubinnogo uplotneniya slabosvyaznykh gruntov osnovaniy. *Osnovaniya, fundamenty i mekhaniyea gruntov.* 2013. №6. S.21–23. (rus.)

16. **Minaev O P.** Effective method of dynamic compaction slightly cohesive saturated soils. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 2002. № 39 (6). P. 208–213.

17. **Uzdin A.M., Freze M.V.** Effectiveness of ground shields as seismic protection for building and structures. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 2011. №48 (5). P. 190–195.

18. **Uzdin A.M.** O nasledii professora O.A. Savinova/ A.M. Uzdin, T.A. Belash, I.I. Blekhman. *Osnovaniya, fundamenty i mekhanika gruntov.* 2011. №5. S. 12–17. (rus.)

19. **Idriss I.M., Boulanger R.W.** Soil liquefaction during earthquakes. USA, California: EERI, 2008. 240 p.

20. **Ishihara K.** Soil Behaviour in Earthquake Geotechnics: Monograph. USA, Oxford, Clarendon Press: Department of Civil Engineering Science University of Tokyo, 2006, 384 c.

21. **Ilichev V.A., Stavnitser L.R., Shiskin V.Ya.** Reduction of foundation vibration after bed strengthening with cast-inplace sand. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 1995, №32(3). P. 92–94.

22. **Stavnitser L.R.** Prediction of accumulation of seismic deformation of bases. *Soil Mechanics and Foundation Engineering.* 1992. №29 (6). P. 187–191.

23. **Ishihara K.** New challenges in Geotechnique for ground hazads due to intensely strong earthquake shaking. *Geotechnical, Geological and Eathquake Engineering.* 2009, № 11. P. 91–114.

24. **Tsukamoto Y., Ishihara K.** Analysis on settlement of soil deposits following liquefaction during earthquakes. *Soils and Foundations*. 2010. № 50(3). P. 399–441.

25. **Ishihara K., Araki K., Toshiyuki K.** Liquefaction in Tokyo Bay and Kanto Regions in the 2011 Great East Japan Earthquake. *Geotechnical, Geological and Eathquake Engineering.* 2014. № 28. P. 93–140.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

**МИНАЕВ Олег Петрович** — кандидат технических наук докторант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: minaev.op@bk.ru

## AUTHOR

**MINAEV Oleg P.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: minaev.op@bk.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.3

*В.И. Гуменюк, А.М. Гренчук*

# ДИАГНОСТИКА И АНАЛИЗ БОЛЬШИХ ПЕРЕХОДНЫХ СОПРОТИВЛЕНИЙ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПОЖАРНОЙ БЕЗОПАСНОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОНТАКТОВ

*V.I. Gumenyuk, A.M. Grenchuk*

# DIAGNOSIS AND ANALYSIS OF LARGE CONTACT INTERMEDIATE RESISTANCES FOR PROVIDING FIRE SAFETY OF ELECTRICAL CONTACT CONNECTIONS

Проанализированы особенности применения средств температурного мониторинга для диагностики перегрева электрических контактных соединений. Систематизированы возможности выявления признаков такого пожароопасного процесса, как возникновение больших переходных сопротивлений контактов. Обоснована возможность применения индикаторов перегрева контактных соединений на основе термобиметаллических чувствительных элементов для своевременного выявления указанного дефекта во время профилактических мероприятий по обслуживанию электрооборудования.

ПОЖАРНАЯ БЕЗОПАСНОСТЬ; СРЕДСТВА ДИАГНОСТИКИ; ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТНЫЕ СОЕДИНЕНИЯ; ПЕРЕХОДНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ; ТЕРМОБИМЕТАЛЛИЧЕСКИЕ ИНДИКАТОРЫ.

The article focuses on analysis of application features of means for thermal monitoring for diagnostics of electric contacts overheating. Analysis results are systematized for identifying signs of such a fire-prone process as occurrence of large contact intermediate resistances. It is proved the possibility of application of overheating indicators based on thermo-bimetallic sensitive elements. Thermo-bimetallic indicators are used for the detection of defective electrical contacts during holding preventive measures dedicated to electric service.

FIRE SAFETY; DIAGNOSTICS; ELECTRIC CONTACT CONNECTIONS; INTERMEDIATE RESISTANSE; THERMO-BIMETALLIC INDICATOR.

Развитие энергетики и увеличение энергонасыщенности промышленных, транспортных и военных объектов делает особо актуальными проблемы, связанные с обеспечением пожарной безопасности. Промышленные предприятия несут финансовые потери как из-за повреждения электрооборудования и затрат на восстановление электроснабжения, так и вследствие нарушения функционирования основных технологических схем.

Согласно федеральному статистическому наблюдению в период с января по декабрь 2012 года было 40849 пожаров, произошедших вследствие нарушения правил устройства и эксплуатации электрооборудования и бытовых электроприборов, при этом прямой материаль-

ный ущерб составил 4854288000 руб. [1]. Одна из самых распространенных причин аварийных ситуаций связана с возникновением больших переходных сопротивлений электрических контактных соединений (КС).

Увеличение переходных сопротивлений происходит в относительно малом числе КС, однако из-за большого количества таких соединений оно является одним из самых распространенных пожароопасных режимов работы электрооборудования. Указанные обстоятельства накладывают определенные ограничения на средства диагностики аварийного состояния КС. Использование сложных многокомпонентных средств диагностики с выводом на пульт контроля — приемлемый выход лишь для объектов повышенной опасности. В подавляющем большинстве случаев использование таких средств приведет к необоснованному усложнению и удорожанию производства, монтажа и дальнейшего обслуживания электроустановок.

Средства пожарной сигнализации и пожаротушения призваны снизить, насколько это возможно, ущерб от аварийной ситуации, поскольку действуют в результате уже произошедшего возгорания.

Поэтому организация постоянной, проводимой в рамках системы технического обслуживания и ремонтов работы по обеспечению работоспособности и безопасности электрооборудования с целью предупреждения аварий в электроустановках является не менее значимой.

Цель нашей работы — повышение пожарной безопасности электроустановок за счет уменьшения трудоемкости обслуживания болтовых КС путем разработки и массового внедрения средств визуальной диагностики в систему профилактических осмотров электрооборудования. В статье дан анализ существующих и разрабатываемых средств и методов, подходящих для диагностики больших переходных сопротивлений КС, с точки зрения обоснования возможности их широкого применения. Расчетным путем обоснована работоспособность средств диагностики аварийного состояния КС на основе термобиметаллических чувствительных элементов.

Разработано множество средств и методов диагностики, позволяющих осуществлять температурный мониторинг электроустановок. Одним из самых распространенных является **тепловизионный контроль** состояния электрооборудования. Это комплексный метод, позволяющий производить поэлементную, а также общую оценку технического состояния электрооборудования в процессе его работы [2]. Он позволяет выявлять многие дефекты на ранней стадии их развития, а также определять приемлемые эксплуатационные ограничения, препятствующие развитию дефектов. Однако, несмотря на высокую точность диагностики, хорошую методическую оснащенность и прочие достоинства с точки зрения диагностирования перегрева КС, тепловизионный контроль имеет особенности, ограничивающее его использование. Применение данного вида мониторинга на многих электроэнергетических объектах затруднительно, так как во время регламентных работ необходимо обеспечивать штатные токовые нагрузки на все КС. А во время штатной работы электрооборудования доступ в его полость часто запрещен, в том числе из соображений техники безопасности.

**Контактные датчики** (**термопары**, **термометры сопротивления**, **термометры**) широко распространены в силу малой стоимости, но для диагностирования состояния КС требуют специальных схем подключения к устройству сбора и обработки данных [3]. Для использования этих средств в электроэнергетических системах требуются обеспечение электроизоляции, разработка креплений этих средств на контактах, а также специальная сеть проводов для их подключения к щитам. Такая сеть сама по себе может быть потенциальным источником коротких замыканий, так как введение множества дополнительных проводников в зону, потенциально подверженную дуговым разрядам, негативно сказывается на пожарной безопасности оборудования.

**Химические термоиндикаторы** однократного и многократного действия нашли довольно широкое применение при исследовании тепловых процессов. По принципу действия они делятся на композиции, изменяющие цвет при определенной температуре (специальные покрытия, включающие термочувствительные пигменты) и композиции с калиброванными точками плав-

ления (карандаши, лаки, таблетки и т. п., содержат компоненты, становящиеся прозрачными при плавлении). Несмотря на простоту и невысокую стоимость, возможности применения термоиндикаторов химического действия с точки зрения диагностики перегрева КС ограничены. Так, использование термоиндикаторов, выполненных в виде термочувствительных красок и карандашей, требует проведения дополнительных малярных работ в полости электрооборудования как при первоначальном нанесении, так и в ходе дальнейшего использования. Кроме того, многие нормативные документы, например ПЭЭК [4], запрещают окрашивать электрические контакты. Индикаторы, выполненные в виде температурных наклеек, широко используются в медицине для контроля температуры при хранении и транспортировке донорских органов и различных препаратов. Их критические температуры изменения цвета могут находиться на уровне, приемлемом для диагностирования КС. Однако используемые в этих термоиндикаторах относительно нестабильные химические соединения имеют ограниченный срок эксплуатации (обычно он составляет около 24 месяцев). Это усложняет процесс эксплуатации электрооборудования, так как необходима регулярная замена температурных наклеек (примерно раз в год).

Для непрерывного контроля температуры КС открытых и закрытых распределительных устройств могут применяться **указатели перегрева КС однократного действия с легкоплавким припоем** [5]. Принцип их действия заключается в следующем: две части указателя, способные перемещаться одна относительно другой, спаиваются легкоплавким припоем, температуру плавления которого выбирают с учетом допускаемого нагрева контакта рабочим током и током короткого замыкания. При нагреве контакта до температуры, превышающей температуру плавления припоя, одна из частей указателя под действием силы тяжести или пружины отпадает или поворачивается в заданном направлении. Для приведения индикаторов в рабочее положение в случае срабатывания необходимо заново припаивать отпадающий или поворотный элемент, что сопряжено с определенными трудностями. Кроме того, при использовании таких индикаторов возможно разбрызгивание припоя в случае короткого замыкания, что может спровоцировать возникновение электрической дуги в электрощитах и загрязнять полость электрооборудования.

Действие **индикаторов перегрева из сплавов с памятью формы** основано на том, что аустенитный никель-титановый или медно-цинк-никель-алюминиевый сплав, деформированный при температуре ниже мартенситного перехода, принимает исходную форму после нагрева, указывая на аварийное состояние КС [3]. Такие средства диагностики требуют самостоятельной разработки ввиду отсутствия задела в части их ресурсных параметров, а также обоснования возможности реализации ими технических требований (например, температура срабатывания может изменяться вследствие механической обработки). Кроме того, сплавы с памятью формы являются довольно экзотичными материалами с точки зрения серийной поставки.

**Датчики контактной нагрузки.** Усилие контактного нажатия имеет огромное значение в обеспечении надежности КС. Для мониторинга могут быть использованы специальные болты с встроенным устройством контроля усилия затяжки, которое выполнено в виде тензодатчика, установленного в отверстии внутри болта. Изменение момента затяжки этих болтов контролируется с центрального пульта. Однако использование датчиков контактной нагрузки требует дополнительных проводников в щитах, недопустимость введения которых отмечена выше при рассмотрении контактных датчиков.

Несмотря на многообразие разработанных средств и методов температурного мониторинга электроустановок, по различным техническим причинам они не нашли широкого применения на практике. На сегодняшний день самыми распространенными методами являются визуальный контроль КС по наличию почернения и обгорания изоляции и ручная обтяжка всех без исключения КС во время регламентного обслуживания электроустановок.

Визуальный контроль [6] характеризуется запоздалым выявлением дефекта, когда деградация КС переходит в опасную стадию. Ручная обтяжка КС [4] не предъявляет специальных требований к квалификации обслуживающего персонала. Ее трудоемкость применительно к одному КС невысока, однако, учитывая боль-

шое количество таких соединений, она может занимать до 30 % трудоемкости регламентных работ по обслуживанию электрооборудования. Вероятность возникновения больших переходных сопротивлений для отдельно взятого КС невысока, поэтому обслуживание всех без исключения КС представляется неэффективным, и электротехнический персонал, как правило, пренебрегает этой операцией, что может привести к аварийным ситуациям.

По результатам проведенного анализа существующих средств и методов диагностики КС разработано техническое решение на основе термобиметаллических чувствительных элементов, лишенное описанных выше недостатков.

Термобиметаллы получают путем неразъемного, с помощью сварки или пайки, соединения двух пластин из материалов, коэффициенты линейного температурного расширения (КЛТР) которых резко различаются. Различия при температурном расширении активного (с большим КЛТР) и пассивного (с меньшим КЛТР) слоев при изменении температуры приводят к изгибу такого материала в сторону пассивного слоя. Таким образом, при нагреве возникает усилие, посредством которого возможно выполнение механической работы. Простота конструкции, надежность и невысокая стоимость обеспечили широкое применение термобиметаллических элементов в различных приборах и устройствах, в которых изменение температуры преобразуются в перемещение. Указанные свойства термобиметаллов использовались в ходе разработки средств визуальной диагностики аварийного состояния КС — индикаторов перегрева контактов [7, 8]. Термобиметаллический чувствительный элемент индикаторов нагревается за счет теплообмена с КС (при этом электрический ток через индикатор не проходит) и переходит в аварийное положение, которое фиксируется при осмотре электрооборудования. Далее представлены два варианта исполнения: индикатор, совмещенный с гайкой КС, [7] (рис. 1) и индикатор, совмещенный с токоведущим наконечником, [8] (рис. 3).

Индикатор монтируют на диагностируемом КС токоведущих шин *1* электрооборудования. В рабочем положении, до момента перегрева КС сверх допустимого предела, термобиметаллическая пластина *2* находится в зацеплении с упором *3*, что и регистрируется при визуальной диагностике как рабочее положение индикатора, характеризующее удовлетворительное состояние КС токоведущих шин *1*, не требующее обслуживания.

При дальнейшей эксплуатации КС после ослабления усилия контактного нажатия сверх допустимой нормы и соответствующего перегрева контакта токоведущих шин *1* индикаторная термобиметаллическая пластина *2* деформируется настолько, что ее конец выходит из зацепления с упором *3*, что при визуальном осмотре КС во время проведения регламентных работ регистрируется как аварийное состояние.

Для обоснования работоспособности индикатора требуется вычислить величину температурных перемещений термобиметаллического чувствительного элемента, необходимых для срабатывания устройства. В свою очередь, температурные деформации определяются маркой термобиметалла по ГОСТ 10533–86 [9], температурой нагрева КС и геометрическими параметрами чувствительных элементов.

Для определения температурных перемещений чувствительного элемента индикатора, совмещенного с гайкой КС, биметаллическая пластина представляется в виде доли витка плоской спиральной пружины известного радиуса *R*, за-

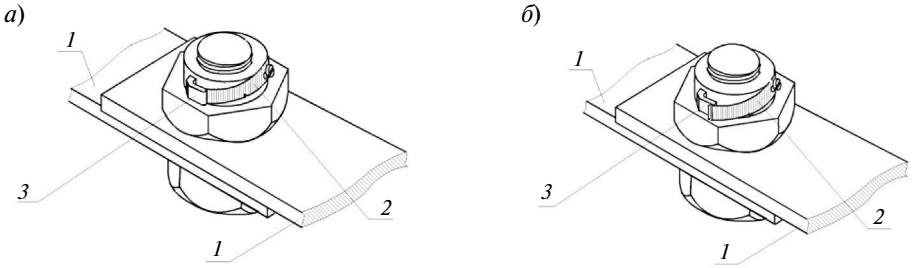



Рис. 1. Индикатор, совмещенный с гайкой КС: *а*) в рабочем положении; *б*) в аварийном положении

деланного одним концом. Изменение кривизны $\Delta K_z$ термобиметалла в случае равномерного нагрева описывается известным выражением [10]

$$\Delta K_z = \frac{6(\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T}{\dfrac{(E_1 h_1^2 - E_2 h_2^2)^2}{E_1 E_2 h_1 h_2 (h_1 + h_2)} + 4(h_1 + h_2)},$$

где $\alpha_1, \alpha_2$ — КЛТР активного и пассивного слоев соответственно; $\Delta T$ — изменение температуры; $E_1$, $E_2$ — модули упругости активного и пассивного слоев; $h_1$, $h_2$ — толщины активного и пассивного слоев.

Зная $\Delta K_z$, перемещение свободного конца биметаллической пластины при нагреве на температуру $\Delta T$ можно определить с помощью теоремы Кастильяно [11]. Расчетная схема представлена на рис. 2.

Перемещения конца пластины определяются по следующим формулам:

$$U = \int_l \varepsilon_0^T \frac{\partial N}{\partial F_d} dl + \int_l \Delta K_z \frac{\partial M_z}{\partial F_d} dl;$$

$$U_{\text{верт}} = -\frac{6(\alpha_1 - \alpha_2)\Delta \text{T}}{\dfrac{(E_1 h_1^2 - E_2 h_2^2)^2}{E_1 E_2 h_1 h_2 (h_1 + h_2)} + 4(h_1 + h_2)}(\varphi - \sin\varphi);$$

$$U_{\text{гор}} = \left( \frac{6R^2(\alpha_1 - \alpha_2)\Delta T}{\dfrac{(E_1 h_1^2 - E_2 h_2^2)^2}{E_1 E_2 h_1 h_2 (h_1 + h_2)} + 4(h_1 + h_2)} + \right.$$

$$\left. + \frac{R(\alpha_1 h_2 + \alpha_2 h_1)\Delta T}{h_1 + h_2} \right)(1 - \cos\varphi),$$

где $U$ — перемещение конца термобиметаллической пластины в общем виде в направлении

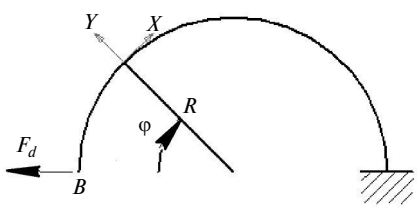



Рис.2. К определению перемещений термобиметаллической пластины в виде доли витка плоской спиральной пружины при ее равномерном нагреве

обобщенной силы $F_d$; $U_{\text{гор}}$ и $U_{\text{верт}}$ — перемещения конца пластины в горизонтальном и вертикальном направлении, соответственно; φ — угол охвата, определяющий долю витка плоской спиральной пружины.

Согласно расчетной оценке температурные перемещения для индикаторов, совмещенных с гайкой КС для резьбовых соединений от М12 до М20, при перегреве на 40–60 °С составляют 5–7 мм. Такие величины достаточны для перехода чувствительного элемента в аварийное положение, что также было подтверждено экспериментально при испытаниях опытных образцов. Однако для малых типоразмеров резьбовых соединений в такой конструкции требуется прецизионность настройки индикаторов на нужную температуру срабатывания.

Поэтому с целью обеспечения визуальной различимости рабочего и аварийного положений индикаторов для всего типоразмерного ряда резьбовых соединений начиная с М4 разработана конструкция индикатора, совмещенного с кабельным наконечником [8]. В этом исполнении индикатор представляет собой накладную деталь, которая содержит две индикаторные термобиметаллические пластины и монтируется на кабельном наконечнике (рис. 3).

В этом исполнении в рабочем положении (рис. 3, *а*), до перегрева КС сверх допустимого предела, при котором индикатор переводится в аварийное состояние, индикаторные термобиметаллические пластины *1* находятся во взаимном зацеплении через защелку *2*. При визуальном осмотре регистрируют рабочее устойчивое положение индикатора, характеризующее удовлетворительное состояние КС, не требующее его обслуживания.

При перегреве сверх допустимой температуры клеммы с токоведущим наконечником *3* индикаторные термобиметаллические пластины *1* деформируются настолько, что выходят из взаимного зацепления. При отключении электрооборудования (и остывании КС) пластины *1* фиксируются в расцепленном состоянии при помощи защелки *2*. Такое состояние при визуальном осмотре регистрируют как аварийное.

В этом случае предположение о равномерности нагрева чувствительного биметаллическо-

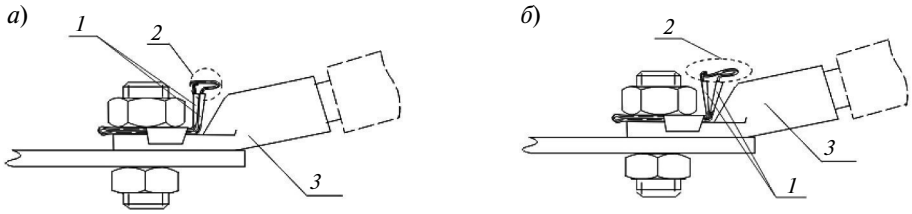



Рис. 3. Индикатор, совмещенный с кабельным наконечником:
*а*) в рабочем положении; *б*) в аварийном положении

го элемента неверно, и возникает необходимость учета влияния температуры окружающего воздуха. В связи с этим возникла необходимость в применении численного моделирования неравномерного нагрева биметаллических чувствительных элементов с учетом естественной конвекции с помощью метода конечных элементов.

Чувствительный элемент представляли в виде слоистой оболочки. Каждый конечный элемент такой оболочки задается путем определения последовательных слоев, обладающих соответствующими термомеханическими свойствами. При этом на поверхности сопряжения активного и пассивного слоев термобиметалла ставятся условия кинематической и соматической совместности:

1) кинематическая совместность — непрерывность перемещений $[\underline{u}]=0$ или температуры $[T]=0$ ([] — обозначение скачка функции);

2) соматическая совместность — непрерывность механических напряжений $[\underline{\sigma}]=0$ или градиента температуры $[\nabla T]=0$.

Для определения перемещений чувствительного элемента индикатора при нагреве КС в рамках предложенной методики последовательно решаются задачи теплопроводности и термоупругости (рис.4).

Учитывая особенности деградации КС в процессе эксплуатации [12], численный эксперимент предусматривает использовать решение стационарного уравнения теплопроводности в отсутствие внутренних источников тепла. При этом в узлах конечно-элементной сетки, принадлежащих линии основания, задается температура нагрева КС $\Delta T$ (см. рис. 4), а на остальной поверхности — излучение по закону Ньютона (естественная конвекция) $\{q\}^T\{n\}=h_f(T_S-T_в)$, где $T_S$ — температура на поверхности модели; $T_B$ — температура окружающего воздуха; $\{q\}$ — вектор теплового потока; $\{n\}$ — вектор нормали к поверхности модели; $h_f$ — коэффициент теплопроводности перехода.

Далее для определения перемещений индикаторной термобиметаллической пластины решается задача термоупругости. В качестве граничных условий в основании пластины заданы

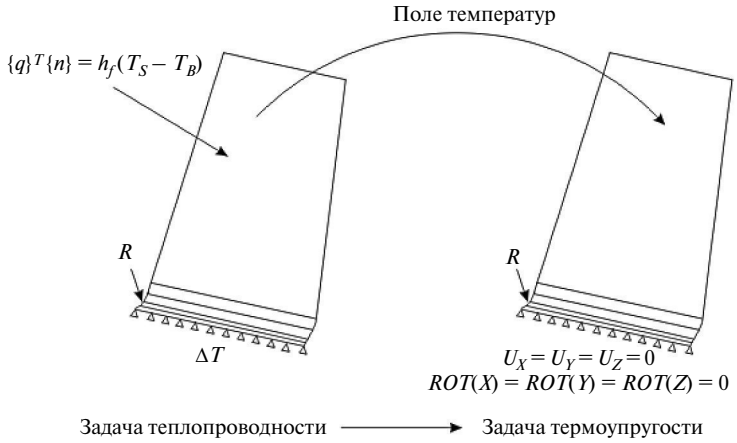



Рис. 4. Модель индикаторной термобиметаллической пластины для численного моделирования нагрева с учетом температуры окружающего воздуха

условия заделки: перемещения $U_X = U_Y = U_Z = 0$ и повороты вокруг координатных осей $ROT(X) = ROT(Y) = ROT(Z) = 0$, а также поле температур, полученное в результате решения задачи теплопроводности (см. рис. 4).

Результаты численного моделирования подтвердили возможность использования биметаллических чувствительных элементов по ГОСТ 10533 для визуального определения локального перегрева резьбовых КС для типоразмерного ряда от М4 до М20. Варьирование параметров чувствительных элементов индикаторов данной конструкции (таких, как марка и толщина термобиметалла, радиус изгиба индикаторной пластины у основания, ее размеры, ребра жесткости) позволяет для стандартных материалов добиться угла раствора индикаторных пластин при нагреве порядка 20° и соответствующего перемещения свободного конца индикаторной пластины от 5 до 20 мм, что является достаточным условием визуальной различимости рабочего и аварийного положений. По результатам расчетных оценок можно сделать вывод о принципиальной работоспособности описанных технических решений. Дальнейшую отработку конструкции предполагается производить опытным путем.

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

Несмотря на то, что проблема возникновения больших переходных сопротивлений давно известна и разработано множество методов температурного мониторинга, до сих пор не существует унифицированных и повсеместно применяемых средств диагностики аварийного состояния КС.

Обоснована работоспособность конструкции индикаторов визуальной диагностики перегрева КС с использованием термобиметаллических чувствительных элементов.

Использование индикаторов перегрева КС предложенной конструкции позволит сократить материальный ущерб от пожаров, возникающих по причине нарушений правил эксплуатации электроустановок, а также существенно снизить трудоемкость регламентного обслуживания электрооборудования.

Результаты проделанной работы целесообразно использовать для разработки автоматизированной системы диагностики больших переходных сопротивлений КС.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. МЧС России [Электрон. ресурс] http://www.mchs.gov.ru/Stats/Pozhari/2012_god (дата обращения 08.12.2013 г.).

2. **Бажанов С.А.** Тепловизионный контроль электрооборудования в эксплуатации. М.: Изд-во НТФ Энергопрогресс, 2005. 144 с.

3. **Мышкин Н.К., Кончиц В.В., Браунович М.** Электрические контакты. Долгопрудный: Интеллект, 2008 . 558 с.

4. Правила эксплуатации электрооборудования кораблей ВМФ (ПЭЭК-71). М.: Военное издательство министерства обороны СССР, 1972.

5. **Бойченко В.И., Дзекцер Н.Н.** Контактные соединения токоведущих шин. Л.: Энергия, 1978. 144 с.

6. Classification of Visual and Mechanical Defects for Equipment Electronic. Wire and other Defects (Non Electronic) MIL-STD-252V(1Z). 1970.

7. **Патент РФ № 2491687.** МПК H01R 4/00. Устройство для диагностики ослабления затяжки резьбового контактного соединения с токоведущим наконечником / А.И. Горшков, А.М. Гренчук и др. Приор. 11.10.2011. Бюл. № 24. 27.08.2013.

8. **Патент РФ № 2493640.** МПК H01R 4/30. Устройство для диагностики ослабления затяжки гайки резьбового контактного соединения токоведущих шин / А.И. Горшков, А.М. Гренчук и др. Приор. 11.10.2011. Бюл. № 26. 20.09.2013.

9. **ГОСТ 10533–86.** Лента холоднокатаная из термобиметаллов. Технические условия. 01.01.1988.

10. **Пономарев Д.П., Андреева Л.Е**. Расчет упругих элементов машин и приборов. М.: Машиностроение, 1980. 326 с.

11. **Павлов П.А. [и др.].** Сопротивление материалов: учеб. пособие для вузов / Под ред. Б. Е. Мельникова. Изд. 2-е, испр. и доп. СПб.: Лань, 2007. 553 с.

12. **Гренчук А.М., Гуменюк В.И.** О возможности массового применения средств диагностики пожароопасного состояния электрооборудования // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. №2(195). С. 21–215.

## REFERENCES


1. MChS Rossii. [Eletr. resurs] http://www.mchs.gov.ru/Stats/Pozhari/2012_god (data obrashcheniya 08.12.2013 g.). (rus.)

2. **Bazhanov S.A.** Teplovizionnyy kontrol elektrooborudovaniya v ekspluatatsii. M.: Izd-vo NTF Energoprogress, 2005. 144 s. (rus.)

3. **Myshkin N.K., Konchits V.V., Braunovich M.** Elektricheskiye kontakty. Dolgoprudnyy : Intellekt, 2008. 558 s. (rus.)

4. Pravila ekspluatatsii elektrooborudovaniya korabley VMF (PEEK-71). M.: Voyennoye izdatelstvo ministerstva oborony SSSR, 1972. (rus.)

5. **Boychenko V.I., Dzektser N.N.** Kontaktnyye soyedineniya tokovedushchikh shin L.: Energiya, 1978. 144 s. (rus.)

6. Classification of Visual and Mechanical Defects for Equipment Electronic. Wire and other Defects (Non Electronic) MIL-STD-252V(1Z), 1970. (rus.)

7. **Patent RF № 2491687.** MPK H01R 4/00. Ustroystvo dlya diagnostiki oslableniya zatyazhki rezbovogo kontaktnogo soyedineniya s tokovedushchim nakonechnikom./ A.I. Gorshkov, A.M. Grenchuk i dr. Prior. 11.10.2011. Byul. № 24. 27.08.2013. (rus.)

8. **Patent RF № 2493640.** MPK H01R 4/30. Ustroystvo dlya diagnostiki oslableniya zatyazhki gayki rezbovogo kontaktnogo soyedineniya tokovedushchikh shin./ A.I. Gorshkov, A.M. Grenchuk i dr. Prior. 11.10.2011. Byul. № 26, 20.09.2013. (rus.)

9. **GOST 10533–86.** Lenta kholodnokatanaya iz termobimelallov. Tekhnicheskiye usloviya. 01.01.1988. (rus.)

10. **Ponomarev D.P., Andreyeva L.Ye.** Raschet uprugikh elementov mashin i priborov M.: Mashinostroyeniye, 1980. 326 s. (rus.)

11. **Pavlov P.A. [i dr.].** Soprotivleniye materialov : ucheb. posobiye dlya vuzov / Pod red. B. Ye. Melnikova. Izd. 2-ye, ispr. i dop. SPb.: Lan, 2007. 553 s. (rus.)

12. **Grenchuk A.M., Gumenyuk V.I.** O vozmozhnosti massovogo primeneniya sredstv diagnostiki pozharoopasnogo sostoyaniya elektrooborudovaniya. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU.* 2014. №2(195). S. 210–215. (rus.)


## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ


**ГУМЕНЮК Василий Иванович** — доктор технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: vasiliy.gumenyuk@mail.ru

**ГРЕНЧУК Андрей Михайлович** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: grenchuk@yandex.ru


## AUTHORS


**GUMENYUK Vasilii I.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: vasiliy.gumenyuk@mail.ru

**GRENCHUK Andrei M.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: grenchuk@yandex.ru


© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.316.99

*Н.В. Коровкин, К.И. Нетреба*

# ВЛИЯНИЕ АКТИВНО-ИНДУКТИВНЫХ СВОЙСТВ ЗАЗЕМЛЯЮЩЕГО УСТРОЙСТВА НА УРОВНИ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ ПРИ УДАРЕ МОЛНИИ В ОПОРУ ЛЭП

*N.V. Korovkin, K.I. Netreba*

# THE EFFECT OF ACTIVE-REACTIVE CHARACTERISTICS OF GROUNDING SYSTEM ON OVERVOLTAGE LEVELS UNDER LIGHTNING STROKE TO POWER TRANSMISSION LINE SUPPORT

В статье рассмотрена методика определения *RLC*-схем замещения заземляющих (ЗУ) устройств при действии грозовых импульсов. Проведена оценка влияния модели ЗУ на уровни перенапряжений, возникающих на защищаемом объекте при ударе молнии в близлежащую опору.

ЗАЗЕМЛЯЮЩИЕ УСТРОЙСТВА; СХЕМА ЗАМЕЩЕНИЯ ЗУ; ПЕРЕХОДНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ; RLC МОДЕЛИ.

The article considers the methods of determination of grounding system RLC equivalent circuit under lightning effects. It is carried out the evaluation of influence of grounding system model on overvoltage at the substation after lightning stroke to the neighboring power transmission line support.

GROUNDING SYSTEM; EQUIVALENT CIRCUIT OF GS; TRANSIENT RESISTANCE; RLC MODELS.

Стационарное сопротивление, определяемое экспериментальным или расчетным путем, — основная интегральная характеристика заземляющего устройства (ЗУ) как в России, так и в других странах [1, 2]. На частотах грозового импульса существенное влияние на процессы растекания тока оказывает индуктивность ЗУ, а при высоком удельном сопротивлении грунта — и его емкость. В подобных задачах широкое распространение нашло понятие «импульсного» сопротивления — $R_и = \max(u)/\max(i)$ или $r_и(t) = u(t)/i(t)$. Отметим, что в теоретической электротехнике под импульсным сопротивлением традиционно понимается реакция цепи на функцию Дирака [3], поэтому термин «импульсное» сопротивление, используемый в теории заземления, взят в кавычки.

«Импульсное» сопротивление $R_и$ — чисто расчетная величина, зависящая от частоты. Поэтому при изменении длительности входного импульса для него вводятся поправочные коэффициенты [4]. В работе [5] показано, что между «импульсными» сопротивлениями, полученными при двух разных воздействиях — апериодическом и затухающем колебательном, корреляции не наблюдается.

Несмотря на отмеченые недостатки, «импульсное» сопротивление рассматривается как основная импульсная характеристика ЗУ, на основе которой ведутся экспериментальные и теоретические исследования. В научной среде признается условность понятия «импульсного» сопротивления, отсутствие под ним теоретической основы, однако в практических задачах расчета, измерения и сопоставления импульсных характеристик ЗУ «импульсное» сопротивление рассматривается как безальтернативный параметр.

Цель нашей работы — оценка влияния активно-индуктивных свойств ЗУ на уровни пере-

напряжений, возникающих на защищаемых объектах при ударе молнии. Для учета индуктивных свойств ЗУ используется методика, представленная в [6–8] и кратко описанная ниже.

### Переходное сопротивление и синтез *RLC*-схем замещения ЗУ

В методике построения *RLC*-моделей ЗУ в качестве первичного параметра устройства используется переходное сопротивление $z(t)$, численно равное напряжению ЗУ при воздействии единичного скачка тока и определяемое по осциллограммам напряжения для любого испытательного импульса тока. Схема замещения ЗУ можно трактовать как некоторую математическую модель, связывающую ток $i(t)$ и напряжение $u(t)$ ЗУ при действии грозовых импульсов. В предположении линейности процессов эти величины связаны между собой интегралом Дюамеля:

$$u(t) = i(0)z(t) + \int_0^t z(t-x)i'(x)dx. \qquad (1)$$

Величина $z(t)$ инвариантна к форме и длительности импульса тока молнии. Задача построения схемы замещения ЗУ состоит в определении структуры и параметров этой схемы, наилучшим образом согласующихся с экспериментальными данными.

Задача определения переходного сопротивления двухполюсника по заданному напряжению и току относится к классу обратных задач электротехники [9]. Синтез схемы замещения ЗУ сводится к аппроксимации $z(t)$ во временной области, а задача подбора параметров схемы — к задаче поиска минимума функционала при линейных ограничениях на параметры минимизации. Поскольку задача подбора параметров может оказаться не унимодальной, предпочтение отдается «мягким» методам оптимизации (генетический алгоритм, алгоритм пчелиной колонии, метод имитации отжига), позволяющим решить задачу поиска глобального минимума оптимизируемой функции.

### Оценка влияния модели ЗУ на расчетные уровни перенапряжений при ударах молнии

Проанализируем влияние активно-индуктивных свойств ЗУ на уровни перенапряжений, возникающих при ударе молнии. Пусть на установившийся синусоидальный режим сети 150 кВ в момент максимума напряжения накладывается стандартный грозовой импульс 1,2/50 мкс с амплитудой 350 кВ. Волна перенапряжения распространяется к подстанции (ПС) по линии Л1. Ограничитель перенапряжения (ОПН) установлен на расстоянии 450 м от ПС и соединен с ЗУ.

Рассмотрим ряд моделей ЗУ. В первом случае (рис. 1, *а*) рассмотрим резистивную модель ЗУ. Во втором случае (рис. 1, *б*) ЗУ эквивалентируется упрощенно, частью полной схемы замещения. В третьем случае (рис. 1, *в*) используем полную схему замещения ЗУ, полученную в [6–8], где в качестве основного параметра ЗУ рассматривалось его переходное, а не «импульсное» сопротивление.

Согласно результатам расчета, представленным на рис. 2, модель ЗУ оказывает большое влияние на максимальные уровни перенапряжений, возникающих на ПС и на ОПН. Использование в качестве модели ЗУ *RLC*-схем замещения приводит к появлению выраженных максимумов при возникновении любых возмущений. Так, для резистивной модели при первом срабатывании ток через ОПН моментально увеличивается, ограничивая напряжение.

Для *RLC*-схемы из-за наличия индуктивности ток через ОПН не может измениться моментально, вследствие чего возникает переходный процесс, определяющий более высокое максимальное значение перенапряжения. Как видим, максимальное напряжение на ОПН занижено на 10,3 %, что существенно. Для ПС погрешности в величинах первых максимумов будут еще больше из-за обусловленного переходным процессом удвоения максимума, что

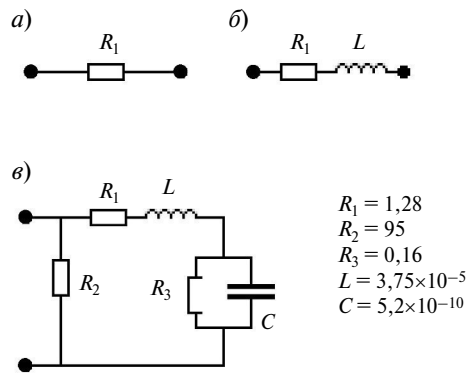



Рис. 1. Модели ЗУ и их параметры в СИ

**Отклонения максимумов перенапряжений (относительно полной схемы замещения)**

| ЗУ | $\bar{U}^{(1)}_{нэ}$, % | $\bar{U}^{(1)}_{зо}$, % | $\bar{U}^{(2)}_{нэ}$, % | $\bar{U}^{(2)}_{зо}$, % | $\bar{U}^{(3)}_{нэ}$, % | $\bar{U}^{(3)}_{зо}$, % |
|---|---|---|---|---|---|---|
| $R_1$ | –10,3 | –13,8 | –12,4 | 2,5 | –4,9 | 9,1 |
| $R_1 \cdot 10$ | –6,6 | –9,3 | –6,1 | 3,0 | 0,5 | 5,9 |
| *RL* | 6,9 | 9,1 | 17,94 | 9,8 | –6,2 | 9,7 |

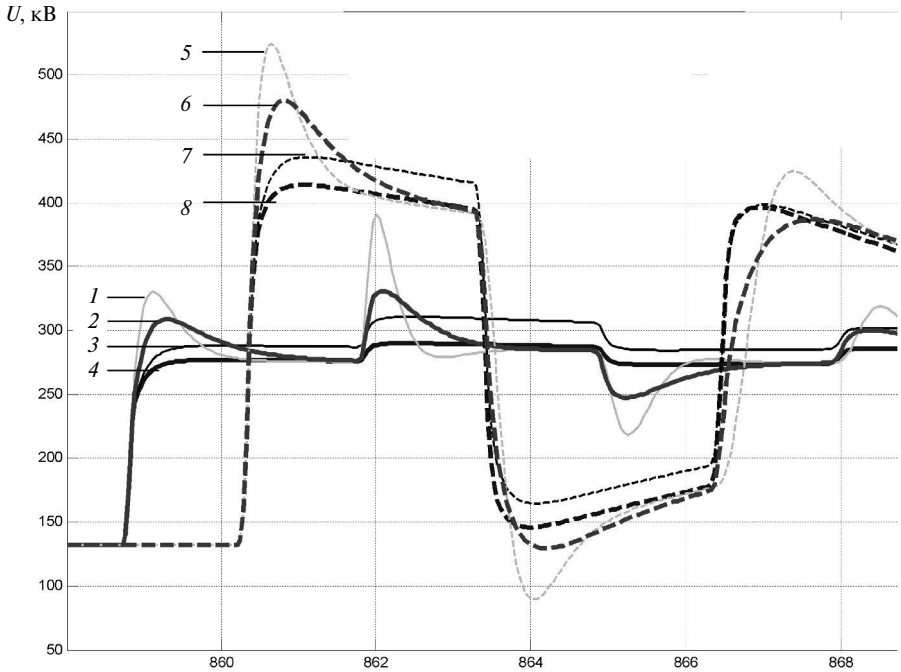



Рис. 2. Напряжения на ОПН (*1*, *2*, *3*, *4*) и ПС (*5*, *6*, *7*, *8*) для разных вариантов схем замещения ЗУ (см. табл. отклонения максимумов (относительно полной схемы замещения)):

— $R_1$; — $R_1 \cdot 10$; — *RL*-схема; — полная схема

не учитывается в рамках резистивной модели (таблица, рис. 2). При использовании резистора в качестве модели ЗУ максимальный уровень перенапряжения на ПС занижен на 13,8 % по сравнению с перенапряжением, возникающим при использовании полной схемы. В качестве компенсации активно-индуктивного характера ЗУ иногда предлагается увеличить величину активного сопротивления. Такой подход, как показывают расчеты, не дает должной качественной и количественной корреляции. При увеличении активного сопротивления заземлителя в десять раз (с 1,28 до 12,8 Ом) разница в максимумах перенапряжений остается довольно существенной (кривые *2*, *3* и *6*, *7* на рис. 2). В то же время приближенный учет индуктивного характера заземлителя дает искаженные результаты. В данном случае результат завышен (кривые *4*, *8* на рис. 2).

Модель ЗУ оказывают значительное влияние на расчетные максимальные уровни перенапряжений, возникающих на объектах при ударе молнии. Приближенный учет активно-индуктивных свойств ЗУ в рамках резистивной модели не дает должной качественной и количественной корреляции. Анализируемая в данной работе методика моделирования ЗУ позволяет более точно оценить их параметры и при необходимости определить, какие корректировки необходимо вносить в систему грозозащиты для ее надежного функционирования.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **РД 153–34.0–20.525–00.** Методические указания по контролю состояния заземляющих устройств электроустановок. М.: Изд-во СПО ОРГРЭС, 2000.

2. Methods for measuring the earth resistance of transmission towers equipped with earth wires / Technical Brochure № 275, WG C4.2.O2 // Electra. 2005. № 220.

3. **Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В., Чечурин В.Л.** Теоретические основы электротехники: В 3-х т. СПб.: Питер, 2003.

4. **Рябкова Е.Я.** Заземления в установках высокого напряжения. М.: Энергия, 1979.

5. **Целебровский Ю.В., Нестеров С.В., Цилько В.А.** Испульсные сопротивления заземления молниеотводов ОРУ подстанций // Первая Российская конф. по молниезащите: Сб. докл. / Сибирск. энерг. академия. Новосибирск, 2007. С. 243–248.

6. **Нетреба К.И. Бочаров Ю.Н., Коровкин Н.В., Кривошеев С.И., Шишигин С.Л., Миневич Т.Г., Ненашев А.П., Парфенов А.А.** Синтез RLC моделей заземляющих устройств опор воздушных линий с тросом импульсным методом // Воздушные линии. 2012. № 4(9). С. 61–68.

7. **Нетреба К.И., Бочаров Ю.Н., Коровкин Н.В., Кривошеев С.И., Шишигин С.Л., Миневич Т.Г., Ненашев А.П., Парфенов А.А.** Электромагнитные параметры заземляющих устройств при импульсных воздействиях. [Электрон. ресурс] III-я российская конф. по молниезащите. 22–23 мая 2012. Санкт-Петербург.

8. **Нетреба К.И., Бочаров Ю.Н., Коровкин Н.В., Кривошеев С.И., Шишигин С.Л.** Идентификация RLC параметров заземляющих устройств опор воздушных линий с тросом импульсным методом // Труды Кольского научного центра РАН. 2010. №1–1. С. 26–32.

9. **Коровкин Н.В., Чечурин В.Л., Потиенко А.А.** Обратные задачи в теоретической электротехнике. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003.

## REFERENCES

1. **RD 153–34.0–20.525–00.** Metodicheskiye ukazaniya po kontrolyu sostoyaniya zazemlyayushchikh ustroystv elektroustanovok. M.: SPO ORGRES, 2000. (rus.)

2. Methods for measuring the earth resistance of transmission towers equipped with earth wires / Technical Brochure № 275, WG C4.2.O2. *Electra. 2005.* № 220. (rus.)

3. **Demirchyan K.S., Neyman L.R., Korovkin N.V., Chechurin V.L.** Teoreticheskiye osnovy elektrotekhniki: V 3-kh t. SPb.: Piter, 2003.

4. **Ryabkova Ye.Ya.** Zazemleniya v ustanovkakh vysokogo napryazheniya. M.: Energiya, 1979. (rus.)

5. **Tselebrovskiy Yu.V., Nesterov S.V., Tsilko V.A.** spulsnyye soprotivleniya zazemleniya molniyeotvodov ORU podstantsiy. *Pervaya Rossiyskaya konf. po molniyezashchite: Sb. dokl. Sibirsk. energ. akademiya*. Novosibirsk, 2007. S. 243–248. (rus.)

6. **Netreba K.I., Bocharov Yu.N., Korovkin N.V., Krivosheyev S.I., Shishigin S.L., Minevich T.G., Nenashev A.P., Parfenov A.A.** Sintez *RLC*-modeley zazemlyayushchikh ustroystv opor vozdushnykh liniy s trosom impulsnym metodom. *Vozdushnyye linii.* 2012. № 4(9). S. 61–68. (rus.)

7. **Netreba K.I., Bocharov Yu.N., Korovkin N.V., Krivosheyev S.I., Shishigin S.L., Minevich T.G., Nenashev A.P., Parfenov A.A.** Elektromagnitnyye parametry zazemlyayushchikh ustroystv pri impulsnykh vozdeystviyakh. [Elektron. resurs] *III-ya rossiyskaya konf. po molniyezashchite*. 22–23 maya 2012, Sankt-Peterburg. (rus.)

8. **Netreba K.I. Bocharov Yu.N., Korovkin N.V., Krivosheyev S.I., Shishigin S.L.** Identifikatsiya RLC parametrov zazemlyayushchikh ustroystv opor vozdushnykh liniy s trosom impulsnym metodom. *Trudy Kolskogo nauchnogo tsentra RAN.* 2010. №1. T. 1. S. 26–32. (rus.)

9. **Korovkin N.V., Chechurin V.L., Potiyenko A.A.** Obratnyye zadachi v teoreticheskoy elektrotekhnike. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2003. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**КОРОВКИН Николай Владимирович** — доктор технических наук заведующий кафедрой теоретических основ электротехники Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: Nikolay.korovkin@gmail.com

**НЕТРЕБА Кирилл Иванович** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: knete-87@mail.ru

## AUTHORS

**KOROVKIN Nikolai V.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: Nikolay.korovkin@gmail.com

**NETREBA Kirill I.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: knete-87@mail.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.762

*А.И. Рудской, Ю.А. Соколов, В.Н. Копаев*

# МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОХЛАЖДЕНИЯ ЧАСТИЦ РАСПЫЛЕННОГО МЕТАЛЛА В ГАЗОВОЙ СМЕСИ ГЕЛИЯ И АРГОНА

*A.I. Rudskoi, Yu.A .Sokolov, V.N. Kopaev*

# COOLING'S PROCESS MODELING OF PARTICLES OF ATOMIZED METAL IN GAS MIXTURE OF HELIUM AND ARGON

Рассмотрен вопрос построения термоаэродинамической математической модели процесса получения гранул методом PREP. Выполнено моделирование процесса охлаждения частицы в газовой смеси гелия и аргона с учетом тепловых и гидродинамических явлений. Получены временные зависимости силы сопротивления и коэффициента теплоотдачи во время полета частицы. Выполнен расчет влияния смеси охлаждающих газов (90 % гелия и 10 % аргона по массе) на процесс охлаждения частицы титанового сплава ВТ6 с учетом фазового перехода частицы из жидкого состояния в твердое. Показано, что при моделировании процесса получения гранул тугоплавких металлов необходимо отдельно выделять стадию кристаллизации.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ГРАНУЛЫ; МЕТОД PREP; АЭРОДИНАМИКА; ТЕПЛО-МАССОПЕРЕНОС; ГАЗОВАЯ СРЕДА.

In the present article it is considered the question of thermo-aerodynamic mathematical model construction of granules obtaining process by method PREP. It is conducted cooling process modeling of the particle in gas mixture of helium and argon with the account of the thermal and hydrodynamic phenomena. Time dependences of resistance force and heat-transfer factor during the particle motion are received. We have calculated the influence of cooling gases mix (90% of helium and 10% of argon on weight) on the process of VT6 titanic alloy particle cooling, taking into account phase transition of the particle from a liquid state to the firm one. It is shown that when modeling process of receiving granules of refractory metals it is necessary to allocate a crystallization stage separately.

MATHEMATICAL MODELING; GRANULES; METHOD PREP; AERODYNAMICS; HEAT-MASS TRANSFER; GAS ENVIRONMENT.

Наиболее эффективный способ повышения качества деталей, в том числе ответственного назначения, — разработка новых эффективных технологий их изготовления. В этом отношении технологии получения порошковых и композиционных материалов и изделий — в настоящее время одни из наиболее перспективных [1–4]. Важное значение для них имеет использование лазерных технологий обработки материалов [5–7]. Одна из новых технологий —это синтез изделий с помощью электронного луча (СИЭЛ); в ее основу положена операция последовательного наплавления слоев из порошка различных сплавов [8–10].

Для разработки новых материалов, послойного синтеза изделий с помощью лазерного или

электронного луча, нанесения защитных покрытий необходима технология, обеспечивающая получение сферических гранул химически активных металлов (титан, цирконий, ниобий, молибден, тантал, сплавы на их основе, интерметаллиды). Среди различных методов получения гранул в России наиболее широкое распространение получил метод вращающегося электрода с плазменным нагревом (метод PREP) [11].

Для определения технологических режимов распыления и кристаллизации жидких частиц в процессе полета необходимо разработать ряд математических моделей (ММ) процесса распыления, которые представлены на рис. 1. Пунктирными линиями на рисунке показана взаимосвязь моделей, отражающая распределение потоков информации между ними.

Важнейшая составляющая исследования процесса получения гранул методом PREP связана с разработкой аэротермодинамической ММ. Задача моделирования — получить зависимости аэродинамических параметров (скорость, время полета частицы, сила сопротивления) от параметров тепло- и массопереноса (конвективный и радиационный теплообмен, температурное поле частицы и среды и др). Среди исследований, посвященных данному вопросу в области гранул жаропрочных никелевых сплавов, особо следует отметить работы В.К. Орлова [12, 13]. Расчет процесса охлаждения частицы распыленного металла в газовой среде требует учета тепловых и гидродинамических явлений. Поставленная задача — нелинейная, требующая применения численных методов.

Цель работы — построение аэротермодинамической математической модели процесса охлаждения частицы в смеси инертных газов (гелия и аргона).

## Методика моделирования и характерные особенности модели

К отличительным особенностям рассматриваемой математической модели следует отнести:

состав газовой смеси (90 % гелия и 10 % аргона по массе);

учет взаимосвязи между механической и тепловой составляющими (коэффициент аэродинамического сопротивления зависит от температуры, а коэффициент теплоотдачи — от скорости полета частицы);

стабилизацию потока перед началом нестационарного расчета;

большое количество расчетных точек теплоемкости материала частицы при температурах фазового перехода.

Теплообмен между поверхностью частицы и газом осуществляется путем конвекции, теплопроводности и лучистого переноса, т. е.

Рис. 1. Моделирование процесса получения гранул методом PREP

является сложным. Частица сферической формы, обладающая высокой начальной скоростью (до 100 метров в секунду), двигается в газовой среде.

Структура частицы во многом зависит от скорости зарождения центров кристаллизации и линейной скорости роста кристаллов, которые определяются скоростью отвода тепла $V_q$ от единицы массы металла, равной скорости уменьшения его удельной энтальпии [13].

Разрабатываемая модель является физико-математическим представлением исследуемого процесса охлаждения частицы, она основана на численном решении системы дифференциальных уравнений [14] — теплопередачи, энергии, гидродинамики (уравнение Навье — Стокса), непрерывности.

**Построение математической модели процесса**

Сложность задачи определяется главным образом не столько нелинейной зависимостью теплофизических свойств газовой среды и материала частицы от температуры, сколько необходимостью совместного решения системы дифференциальных уравнений, описывающих аэродинамические и термодинамические процессы. Действительно, тепловое воздействие частицы на газовую среду определяет ее термодинамическое состояние, которое, в свою очередь, влияет на механическое (сопротивление среды полету), а скорость полета частицы — на тепловое (конвективное) взаимодействие (рис. 2). Предположение о возможности моделирования процесса охлаждения частицы в газовой среде с постоянным коэффициентом аэродинамического сопротивления приводит к погрешности в расчетах. Для повышения точности расчета следует учитывать зависимость коэффициента аэродинамического сопротивления $C_x$ от скорости полета частицы и температуры, зависимость коэффициента теплоотдачи $\alpha$ от скорости полета частицы $V_ч$.

Рис. 2. Моделирование процесса охлаждения частицы распыленного металла в газовой среде с учетом тепловых и аэродинамических явлений

Средний по поверхности коэффициент $\alpha$ теплоотдачи от шара, обтекаемого потоком теплоносителя, можно рассчитать по формуле [15]

$$\mathrm{Nu} = 2 + 0{,}03\mathrm{Re}^{0{,}54}\mathrm{Pr}^{0{,}33} + 0{,}35\mathrm{Re}^{0{,}58}\mathrm{Pr}^{0{,}36}, \quad (1)$$

где Nu — число Нуссельта; Re — число Рейнольдса; Pr — число Прандтля.

Число Рейнольдса рассчитывается по следующей формуле [4]:

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho_г V_ч l}{\mu} = \frac{V d_ч}{\nu}, \quad (2)$$

где $\rho_г$ — плотность газовой среды; $V_ч$ — скорость движение частицы; $l$ — характерный линейный размер (принимаем диаметр частицы $d_ч$); $\mu$ — коэффициент динамической вязкости; $\nu$ — коэффициент кинематической вязкости.

Число Нуссельта, определяющее интенсивность конвективного теплообмена между поверхностью частицы и потоком газа, можно представить в следующем виде [16]:

$$\mathrm{Nu} = \alpha l/\lambda, \quad (3)$$

где $\alpha$ — коэффициент теплоотдачи; $\lambda$ — коэффициент теплопроводности.

Формулы для расчета числа Прандтля имеют следующий вид:

$$\mathrm{Pr} = \nu/a, \quad (4)$$

где $a$ — коэффициент температуропроводности.

На частицу в полете действует сила аэродинамического сопротивления, направленная в сторону противоположную скорости движения, сила тяжести и сила Архимеда, которой можно пренебречь. Силу аэродинамического сопротивления всегда можно представить в следующем виде [12]:

$$F_x = C_x S_{сеч} V_ч^2 \rho / 2, \quad (5),$$

где $C_x$ — коэффициент аэродинамического сопротивления, зависящий от числа Рейнольдса; $\rho_г$ — плотность газовой среды; $V_ч$ — скорость полета частицы; $S_{сеч}$ — площадь миделевого (среднего) сечения.

Полет частиц в газовой среде происходит не в ламинарном или турбулентном режимах, а в переходной области, которая характеризуется диапазоном изменения числа Рейнольдса от 1 до 1000.

Используя формулы для расчета площади сечения частицы и массы сферической частицы, после ряда преобразований имеем

$$F_x = k\, m_ч\, V_ч^2\,, \qquad (6)$$

где $m_ч$ — масса частицы; $k$ — коэффициент.

Коэффициент $k$ определяется по формуле

$$k = \frac{3C_x\rho_г}{8r_ч\rho_ч}, \qquad (7)$$

где $r_ч$ — радиус частицы; $\rho_ч$ — плотность частицы.

Таким образом, имеем следующую функциональную зависимость:

$$F_x = f(C_x, \rho_г, \rho_ч, \nu, V_ч), \qquad (8)$$

где $C_x = f(T)$; $\rho_г = f(T)$; $\rho_ч = f(T)$; $\nu = f(T)$; $V_ч = f(t)$.

Для организации обратной связи между механической и тепловой составляющими ММ рассмотрим дифференциальное уравнение движения частицы

$$m_ч \frac{dV_ч}{dt} = m_ч g - F_x, \qquad (9)$$

где $V$ — скорость частицы; $g$ — гравитационная постоянная; $t$ — время.

Трансформируем выражение (9) к следующему уравнению в конечных разностях:

$$\Delta V = g\Delta t - \frac{F_x}{m_ч}\Delta t\,, \qquad (10)$$

где $\Delta V$ — приращение скорости на данном временном шаге; $F_x$ — сила сопротивления; $\Delta t$ — выбранный временной шаг расчета.

В соответствии с последним уравнением принимаем следующую блок-схему расчета в ANSYS CFX (рис. 3):

в начальный момент времени принимаем скорость частицы равную скорости ее слета с венца электрода $V_0$;

на каждом временном шаге вычисляем аэродинамическую силу сопротивления с учетом теплового поля и скорости частицы;

осуществляем расчет скорости частицы в текущий момент времени по формуле (8);

после вычисления текущей скорости частицы переходим к следующему временному шагу.

В результате предварительного расчета в среде ANSYS CFX получаем табличную зависимость скорости полета частицы от времени с учетом зависимости теплофизических параметров среды от температуры (табл. 1).

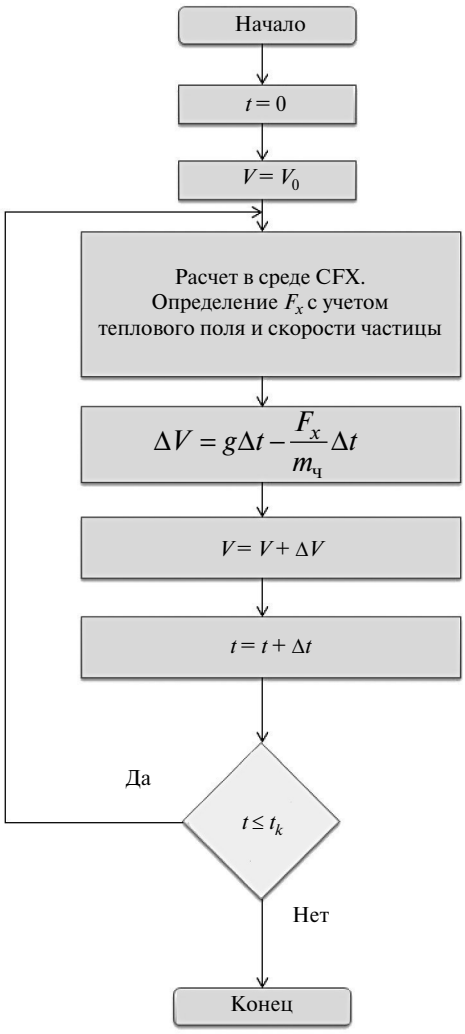



Рис. 3. Блок-схема расчета процесса получения гранул с учетом взаимосвязи аэродинамических и тепловых явлений

По данным таблицы находим аппроксимирующую функцию натурального логарифма скорости полета частицы от времени (рис. 4):

$$y = 271{,}63x^2 - 47{,}018x + 4{,}5235, \qquad (11),$$

где $y = \ln V$; $x = t$.

Окончательное выражение для аппроксимирующей функции скорости выглядит следующим образом:

$$V = V_0 \exp(271{,}63t^2 - 47{,}018t). \qquad (12)$$

Графическая зависимость скорости на входе (INLET) в модели CFX приведена на рис. 5.

Найденную функцию (12) считаем входным скоростным профилем по времени на входе цилиндра и делаем перерасчет с другим временным

шагом $\Delta t$ (возможно, переменным) и на другом временном интервале.

Для получения более точных и стабильных результатов в начале процесса предварительно проводится стационарный аэродинамический расчет без теплового обмена при $V = V_0$. Полученные результаты служат начальными данными для нестационарного расчета с учетом теплового обмена.

Для решения задачи используется метод конечных элементов (МКЭ), реализованный в среде программного комплекса ANSYS Workbench — Fluid Flow (CFX). Пространственный режим — 3D, режим расчета — динамический.

В основу решения задачи в рамках ANSYS CFX положен алгоритм, суть которого заключается в раздельном решении для каждой степени свободы (температура, давление, скорость) системы матриц, полученных конечно-элементной дискретизацией основного уравнения. Цель расчета — получить распределения температуры, давления, скорости в процессе полета частицы.

### Применение модели для моделирования процесса охлаждения частицы из сплава ВТ6

В настоящем исследовании выполнено моделирование процесса охлаждения частицы из сплава ВТ6 в газовой смеси аргона и гелия. Для описания процесса охлаждения частиц используются:

1) теплофизические параметры частицы — температура солидус $T_{sol}$, температура ликвидус $T_{liq}$, коэффициент теплопроводности $\lambda_ч$, удельная теплоемкость $c_\upsilon$, плотность материала $\rho_ч$;

2) теплофизические параметры составляющих газовой смеси (аргон и гелий) — плотность $\rho_г$, коэффициент теплопроводности $\lambda_г$, удельная теплоемкость $c_\upsilon$, плотность газа $\rho_г$, динамическая вязкость $\mu_г$;

3. Скорость и направление вылета частицы с электрода.

Поскольку в ANSYS Workbench — Fluid Flow (CFX) не используется такая характеристика, как энтальпия, то для решения задачи Стефана использовалась теплоемкость как функция от температуры, имеющая на участке фазового перехода резкое возрастание. Теплоемкость материала частицы из титанового сплава с учетом фазового перехода представлена на рис. 6.

**Обработка скоростного профиля, полученного по обратной связи**

| Время $t$, с | Характеристики полета частицы | | |
|---|---|---|---|
| | V(CFX), м/м | ln($V$) | $V_{anal}$ |
| 0 | 92,153 | 4,523 | 92,153 |
| 0,001 | 88,133 | 4,479 | 87,945 |
| 0,002 | 84,086 | 4,432 | 83,974 |
| 0,003 | 80,264 | 4,385 | 80,226 |
| 0,004 | 76,684 | 4,340 | 76,687 |
| 0,005 | 73,321 | 4,295 | 73,344 |
| 0,006 | 70,149 | 4,251 | 70,184 |
| 0,007 | 67,160 | 4,207 | 67,198 |
| 0,008 | 64,340 | 4,164 | 64,373 |
| 0,009 | 61,675 | 4,122 | 61,701 |
| 0,01 | 59,154 | 4,080 | 59,171 |
| 0,011 | 56,770 | 4,039 | 56,777 |
| 0,012 | 54,513 | 3,998 | 54,508 |
| 0,013 | 52,372 | 3,958 | 52,359 |
| 0,014 | 50,340 | 3,919 | 50,322 |
| 0,015 | 48,412 | 3,880 | 48,390 |
| 0,016 | 46,576 | 3,841 | 46,558 |
| 0,017 | 44,833 | 3,803 | 44,820 |
| 0,018 | 43,174 | 3,765 | 43,170 |
| 0,019 | 41,595 | 3,728 | 41,603 |
| 0,02 | 40,092 | 3,691 | 40,115 |
| 0,02 | | | 38,701 |

Такая замена подтверждена численным моделированием и определяется следующей формулой:

$$H(T) = H_0 + \int_{T_0}^{T} C_p(\tau)\tau\rho\, d\tau. \qquad (13)$$

Температурный интервал между температурами солидус и ликвидус материала частицы составляет 100 °С (температура солидус $T_{sol}$ = = 1580 °С, температура ликвидус $T_{liq}$ = 1680 °С).

**Геометрическое представление модели.** Модель построена следующим образом: частица неподвижно располагается в цилиндрической области с движущейся газовой средой, которая представлена профилем скорости $V(t)$. Далее считаем, что частица «перемещается» по оси газового цилиндра заданных размеров и не «конфликтует» с другими частицами. Более того, другие частицы не залетают в заданный цилиндр и не вносят тем самым дополнительных возмущений. Имея в силу приведенных рассуждений

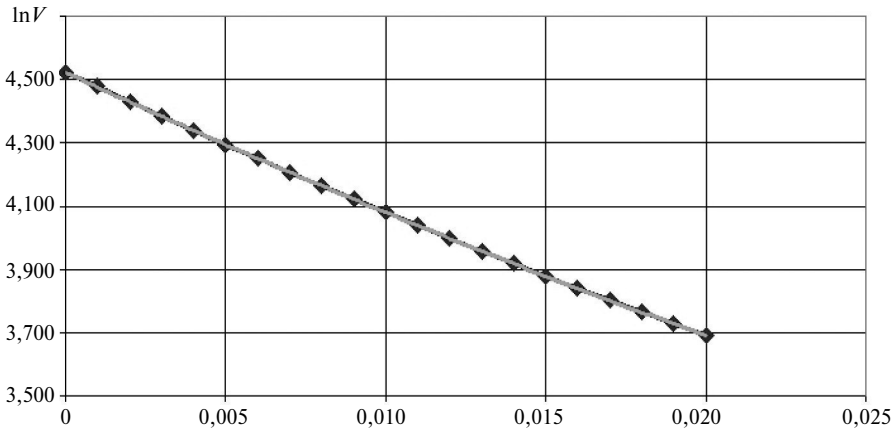



Рис. 4. Аппроксимация ln($V$) с использованием средств Excel

(— ln$V$; — полиномиальная аппроксимация ln $y = 271,63\,x^2 \cdot 47{,}018x + 4{,}5235$ $R^2 = 1$)

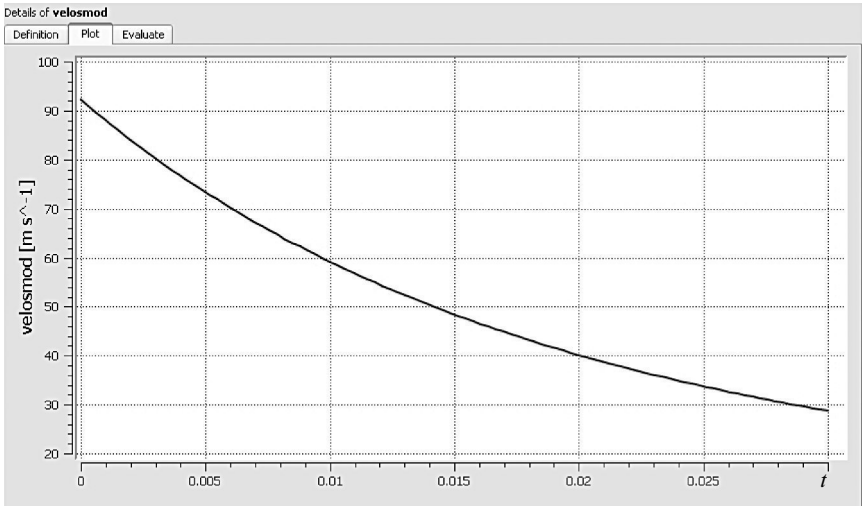



Рис. 5. Временная зависимость скорости на входе (INLET) в модели CFX

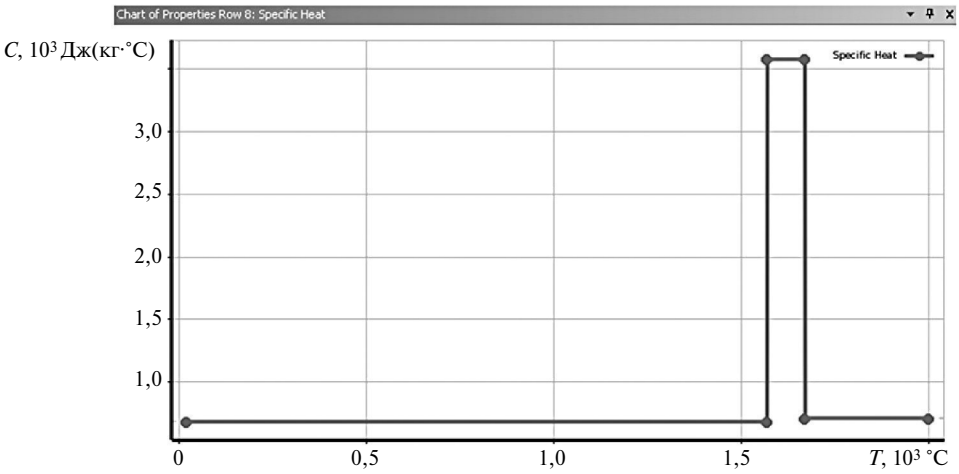



Рис. 6. Зависимость теплоемкости титана от температуры

осесимметричную задачу, рассмотрим ¼ часть модели, которая показана на рис. 7. Светлым цветом показан интерфейс между частицей и газовой средой, темным отмечены области симметрии.

**Граничные условия модели.** Одной из основных задач при моделировании процесса охлаждения частицы в газовой среде является задание нестационарных граничных и начальных условий, которые можно представить в следующем виде:

на входе (INLET) и на стенках цилиндра задается поток газовой среды с профилем скорости $V(t)$;

в области открытой зоны (OPENING) относительное давление равно нулю атмосферы;

в самой области потока газовой среды давление равно 1,2 атмосферы;

температура частицы — 1700 °С;

температура газа на входе — 40 °С;

скорость на входе (INLET) и в самой области равна $V_0$.

**Разбиение модели на конечные элементы.** На рис. 8 представлена сетка конечных элементов (КЭ) модели. Сетка имеет сгущение около пограничного слоя частицы. При разбиении модели на КЭ, чтобы «отследить» пограничные слои по тепломассопереносу вблизи поверхности частицы, газовую среду разбивают на существенно более мелкие конечные элементы, чем вдали от частицы.

Это позволяет корректно решить задачу, которая отличается большими градиентами как по скорости, так и по температуре в газовой среде около частицы.

**Результаты расчета.** Моделирование процесса охлаждения частицы проводили в газовой среде 90 гелия + 10 аргона %, масс. . Значения теплопроводности, плотности, динамической вязкости и температуры газовой смеси, рассчитанные в среде ANSYS CFX, представлены на рис. 9, 10.

Температурное поле и динамика изменения температуры частицы во времени приведена на рис. 11.

На рис. 11 отчетливо виден фазовый переход из жидкого состояния частицы в твердое, описываемый математически задачей Стефана. Время охлаждения в диапазоне от температуры ликвидус до температуры солидус составляет 0,017 с. Скорость охлаждения частицы из титанового сплава ВТ6 в данном диапазоне равна $6 \cdot 10^3$ °С/с.

Распределение скоростей потока газа в области частицы приведено на рис. 12.

Кроме того, на рис. 12 представлены две графические зависимости скорости полета частицы от времени, полученные на базе аэродинамической модели процесса распыления (верхний график) и модели ANSYS CFX (нижний график).

Отличие динамики изменения скорости частицы во времени можно объяснить зависимостью числа Рейнольдса, коэффициента аэродинамического сопротивления, коэффициента динамической вязкости от температуры.

Точность расчета скорости полета частицы имеет большое прикладное значение: до встречи частицы со стенкой камеры важно уменьшить скорость полета частицы до минимально возможного значения. В этом случае кинетическая энергия частицы, пропорциональная квадрату скорости, окажет небольшое влияние на деформацию частицы.

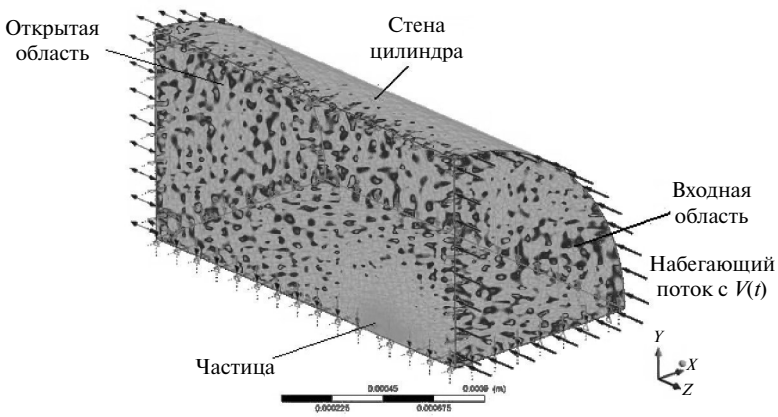



Рис. 7. Стрелками указаны направления потока

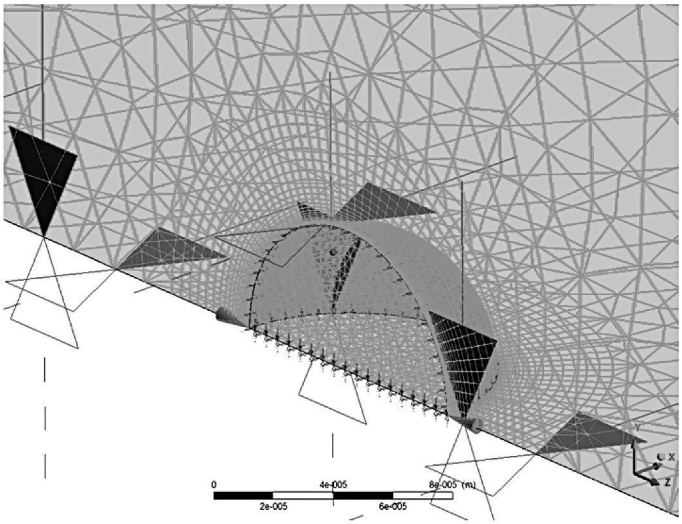



Рис. 8. Конечно-элементное представление модели

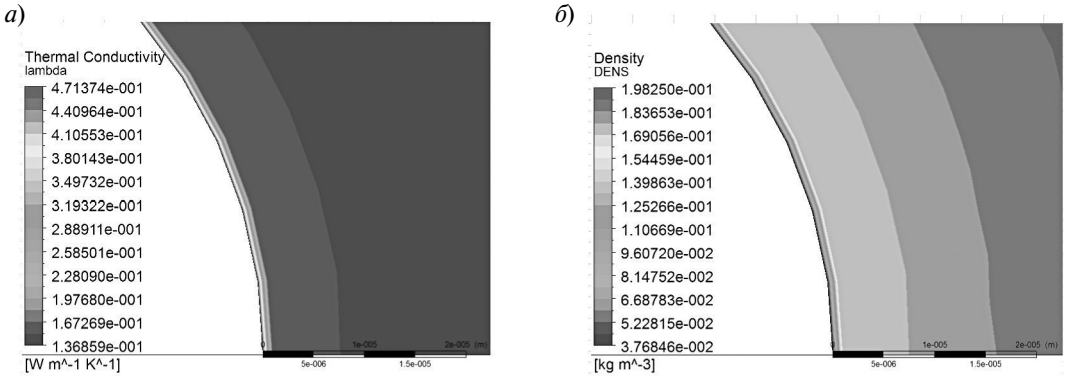



Рис. 9. Распределение коэффициента теплопроводности (*а*) и плотности (*б*) газовой смеси в области полета частицы

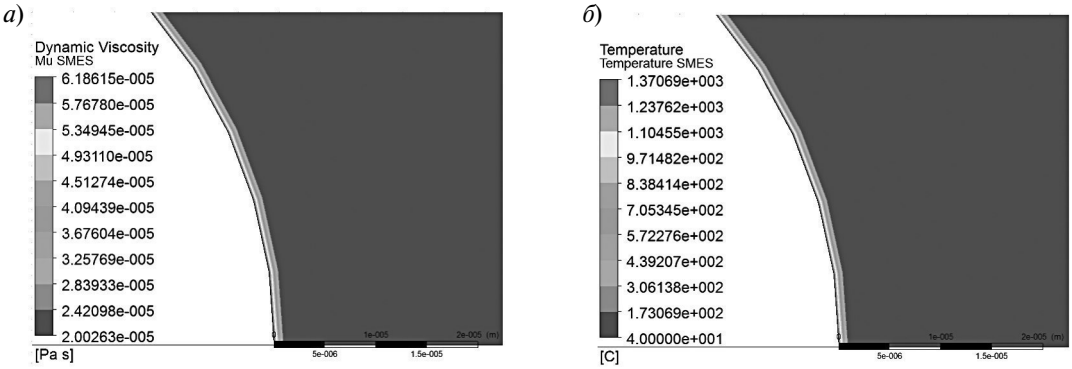



Рис. 10. Распределение коэффициента динамической вязкости (*а*) и температуры (*б*) газовой смеси в области полета частицы

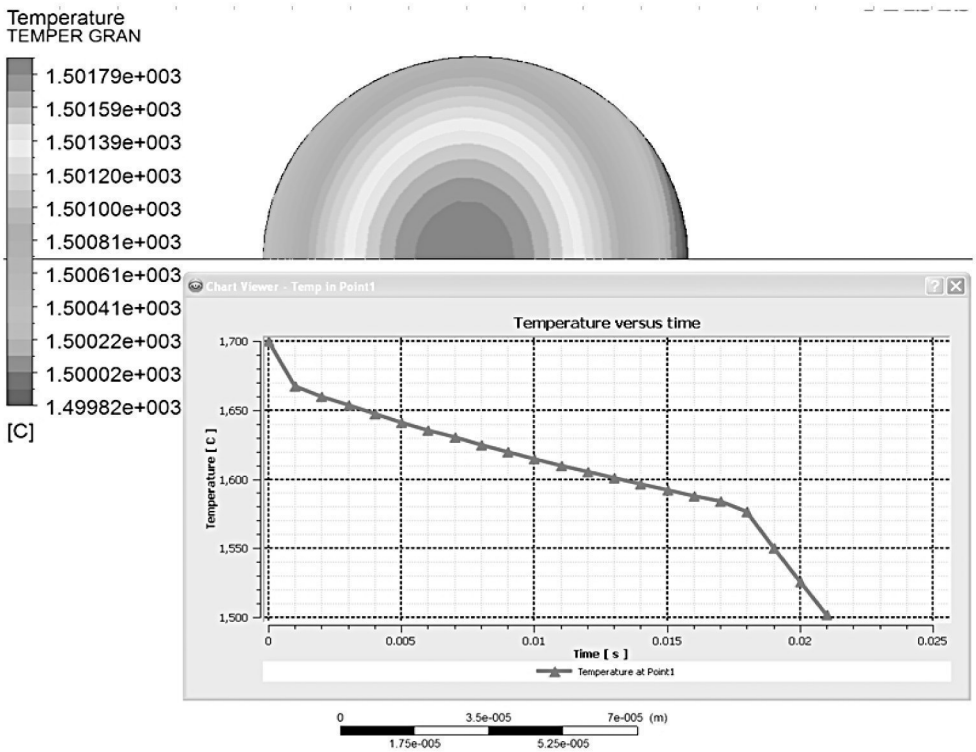



Рис. 11. Температурное поле и динамика изменения температуры частицы от времени

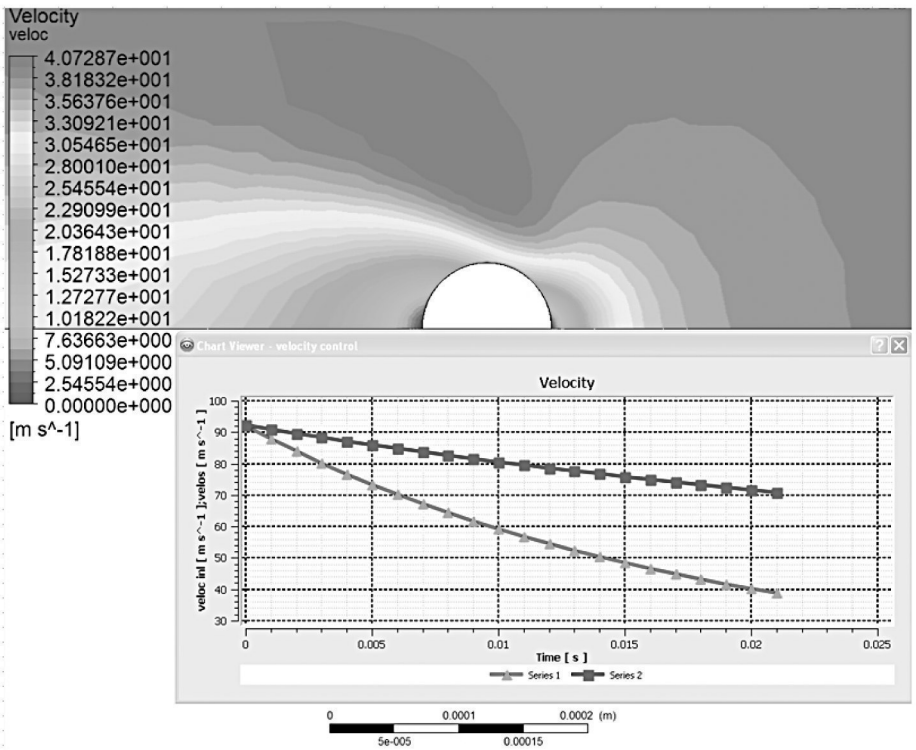



Рис. 12. Графическое представление динамики изменения скорости частицы

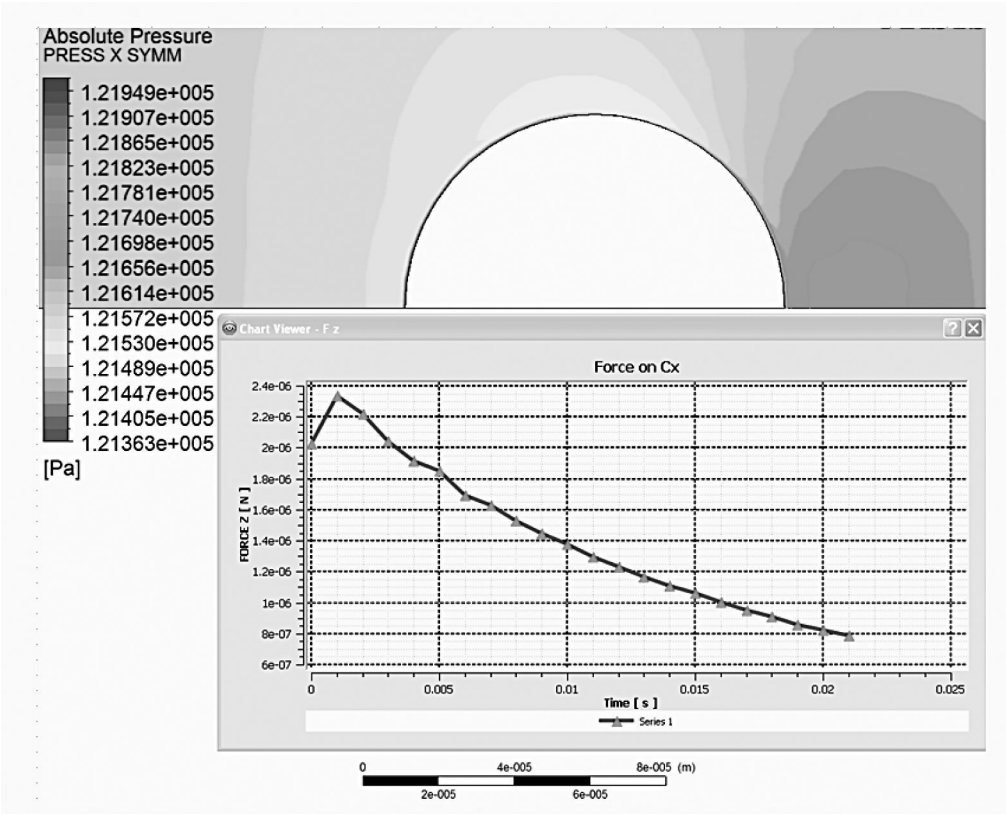



Рис. 13. Распределение давления и силы сопротивления в области полета частицы

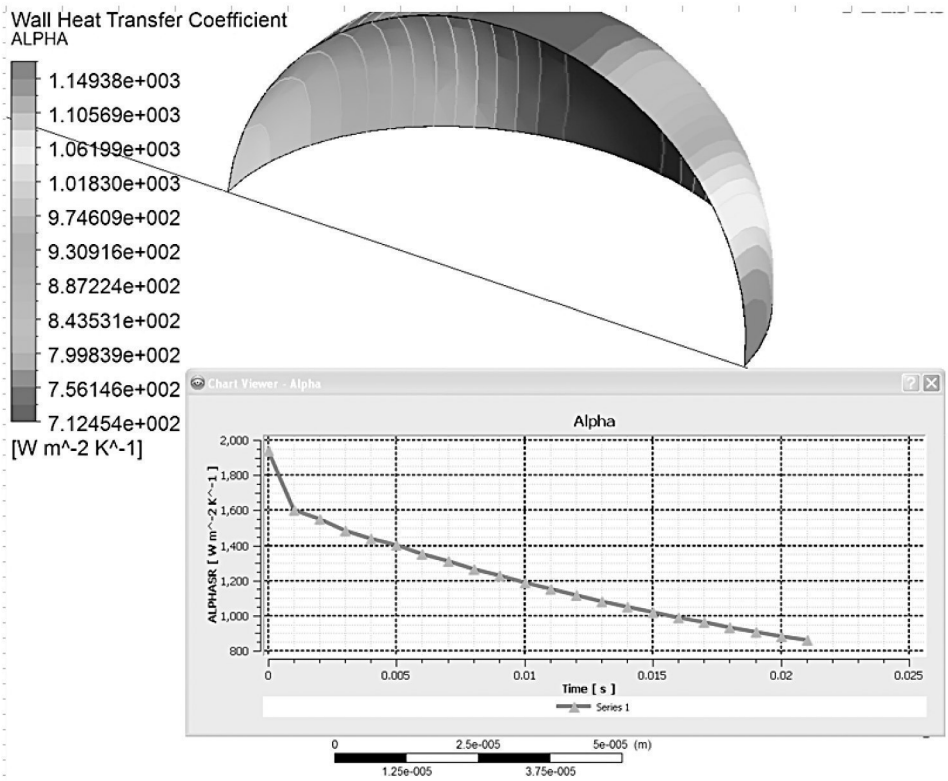



Рис. 14. Зависимость коэффициента теплоотдачи во время полета частицы

В камере распыления инертная среда охлаждения находится при избыточном давлении 0,2 атмосферы. Распределение давления газа в конце полета частицы показано на рис. 13.

В начале полета частицы градиент давления больше, он плавно уменьшается во время полета. По мере увеличения числа Рейнольдса уменьшается влияние коэффициента динамической вязкости на сопротивление частице, в то же время влияние распределения поля давления возрастает и становится доминирующим.

Графическая зависимость коэффициента теплоотдачи во время полета частицы приведена на рис. 14.

Из рис. 14 видно, что коэффициент теплоотдачи при охлаждении частицы в газовой среде гелия и аргона составляет от 2000 Вт/(м$^2$ К) до 900 Вт/(м$^2$ К) в зависимости от времени полета.

Разработана аэротермодинамическая математическая модель процесса получения гранул тугоплавких металлов методом вращающегося электрода с плазменным нагревом, учитывающая механическое и тепловое взаимодействие между частицей и газовой средой.

Выполнено расчетное исследование влияния смеси охлаждающих газов (90 % гелия и 10 % аргона по массе) на процесс охлаждения частицы титанового сплава ВТ6 с учетом фазового перехода частицы из жидкого состояния в твердое. Установлено, что коэффициент теплоотдачи при охлаждении частицы сплава ВТ6 в газовой среде гелия и аргона составляет от 2000 Вт/(м$^2$·К) до 900 Вт/(м$^2$·К) в зависимости от времени полета.

Показано, что для повышения точности расчета при моделировании процесса охлаждения частицы тугоплавкого металла в газовой среде следует учитывать зависимость коэффициента аэродинамического сопротивления $C_x$ от скорости полета частицы $V_ч$ и температуры $T$, а также зависимость коэффициента теплоотдачи $\alpha$ от скорости полета частицы $V_ч$.

Показано: при моделировании процесса получения гранул тугоплавких металлов необходимо отдельно выделять стадию кристаллизации за счет увеличения точек экстраполяции для теплоемкости $C_p$ материала частицы, что существенно повышает точность расчета.

Работа выполнена при поддержке гранта Министерства образования и науки Российской Федерации по программе поддержки ведущих научных школ РФ (грант № НШ-6413.2014.8).

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кокорин В.Н., Рудской А.И., Филимонов В.И., Булыжев Е.М., Кондратьев С.Ю.** Теория и практика процесса прессования гетерофазных увлажненных механических смесей на основе железа. Ульяновск: Изд-во УлГТУ, 2012. 236 с.

2. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н., Сизов Н.А.** Исследование процесса уплотнения при ультразвуковом воздействии на увлажненную порошковую среду // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 3 (178). С. 148–155.

3. **Рудской А.И., Кокорин В.Н., Кондратьев С.Ю., Филимонов В.И., Кокорин А.В.** Прессование гетерофазных увлажненных железных порошков при использовании метода интенсивного уплотнения // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2013. № 5 (23). С. 13–20.

4. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю, Кокорин В.Н.** Прессование гетерофазных увлажненных порошковых металлических смесей для повышения качества высокоплотных заготовок с использованием метода интенсивного уплотнения // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2011. № 6. С. 12–16.

5. **Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components // Welding International. August 2012. Vol. 26. №. 8. P. 629–632.

6. **Кондратьев С.Ю., Горынин В.И., Попов В.О.** Оптимизация параметров поверхностно-упрочненного слоя при лазерной закалке деталей // Сварочное производство. 2011. № 3. С. 11–15.

7. **Кондратьев С.Ю., Попов В.О.** Получение износостойкого квазинаноструктурного поверхностного слоя в сталях и цветных сплавах лазерной обработкой // Упрочняющие технологии и покрытия. 2011. № 2. С. 22–28.

8. **Murr L.E., Gaytan S.M., Ceylan A., Martinez E., Martinez J.L., Hernandez D.H., Machado B.I., Ramirez D.A., Medina F., Collins S., Wicker R.B.** Characterization of titanium aluminide alloy components fabricated by additive manufacturing using electron beam meltingю // Acta Materialia. 2010. № 58. P. 1887–1894.

9. **Biamino S., Penna A.U., Ackelid U., Sabbadini S., Tassa O., Fino P., Pavese M.P. Gennaro P., Badini C.** Electron beam melting of Ti48Al2Cr2Nb alloy: Microstructure

and mechanical properties investigation // Intermetallics. 2011. № 19. P. 776 781.

10. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Технология послойного электронно-лучевого синтеза порошковых изделий в вакууме // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 8. С. 40–45.

11. **Мусиенко В.Т.** Закономерности образования гранул при центробежном распылении вращающейся заготовки // В кн.: Металлургия гранул. М.: ВИЛС, 1983. Вып. 1. С. 41–48.

12. **Орлов В.К.** К инженерному расчету аэродинамики частицы при центробежном распылении расплава // В кн.: Металлургия гранул. М.: ВИЛС, 1984. Вып. 2. С. 33–40.

13. **Орлов В.К.** К расчету скоростей охлаждения капель распыленного металла в газовой среде // В кн.: Металлургия гранул. М.: ВИЛС, 1983. Вып. 1. С. 67–77.

14. **Самарский А.А., Вабищевич П.Н.** Вычислительная теплопередача. М.: Едиториал УРСС, 2003. 784 с.

15. Теплотехника / Под ред. А.П. Баскакова. М.: Энергоатомиздат, 1991. 224 с.

16. **Ландау Л.Д., Лифшиц Б.М.** Гидродинамика. Теоретическая физика: Т. VI: М.: Наука, 1986. 736 с.

## REFERENCES

1. **Kokorin V.N., Rudskoi A.I., Filimonov V.I., Bulyzhev Ye.M., Kondratiev S.Yu.** Teoriya i praktika protsessa pressovaniya geterofaznykh uvlazhnennykh mekhanicheskikh smesey na osnove zheleza. Ulyanovsk: Izd-vo UlGTU, 2012. 236 s. (rus.)

2. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu., Kokorin V.N., Sizov N.A.** Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 3 (178). S. 148–155. (rus.)

3. **Rudskoi A.I., Kokorin V.N., Kondratiev S.Yu., Filimonov V.I., Kokorin A.V.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh zheleznykh poroshkov pri ispolzovanii metoda intensivnogo uplotneniya. *Naukoyemkiye tekhnologii v mashinostroyenii*. 2013. № 5 (23). S. 13–20. (rus.)

4. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu, Kokorin V.N.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh poroshkovykh metallicheskikh smesey dlya povysheniya kachestva vysokoplotnykh zagotovok s ispolzovaniyem metoda intensivnogo uplotneniya. *Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal s prilozheniyem*. 2011. № 6. S. 12–16. (rus.)

5. **Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components. **Welding International**. August 2012. Vol. 26. № 8. P. 629–632. (rus.)

6. **Kondratiev S.Yu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)

7. **Kondratiev S.Yu., Popov V.O.** Polucheniye iznosostoykogo kvazinanostrukturnogo poverkhnostnogo sloya v stalyakh i tsvetnykh splavakh lazernoy obrabotkoy. *Uprochnyayushchiye tekhnologii i pokrytiya*. 2011. № 2. S. 22–28.

8. **Murr L.E., Gaytan S.M., Ceylan A., Martinez E., Martinez J.L., Hernandez D.H., Machado B.I., Ramirez D.A., Medina F., Collins S., Wicker R.B.** Characterization of titanium aluminide alloy components fabricated by additive manufacturing using electron beam meltingyu. *Acta Materialia*. 2010. № 58. R. 1887–1894.

9. **Biamino S., Penna A.U., Ackelid U., Sabbadini S., Tassa O., Fino P., Pavese M.P. Gennaro P., Badini C.** Electron beam melting of Ti48Al2Cr2Nb alloy: Microstructure and mechanical properties investigation. Intermetallics. 2011. № 19. P. 776 781.

10. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu., Sokolov Yu.A.** Tekhnologiya posloynogo elektronno-luchevogo sinteza poroshkovykh izdeliy v vakuume. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 8. S. 40–45. (rus.)

11. **Musiyenko V.T.** Zakonomernosti obrazovaniya granul pri tsentrobezhnom raspylenii vrashchayushcheysya zagotovki. *V kn.: Metallurgiya granul*. Vyp. 1. M.: VILS, 1983. S. 41–48. (rus.)

12. **Orlov V.K.** K inzhenernomu raschetu aerodinamiki chastitsy pri tsentrobezhnom raspylenii rasplava. *V kn.: Metallurgiya granul*. Vyp. 2. M.: VILS, 1984. S. 33–40. (rus.)

13. **Orlov V.K.** K raschetu skorostey okhlazhdeniya kapel raspylennogo metalla v gazovoy srede. V kn. Metallurgiya granul. Vyp. 1. M.: VILS, 1983. S. 67–77. (rus.)

14. **Samarskiy A.A., Vabishchevich P.N.** Vychislitelnaya teploperedacha. M.: Yeditorial URSS, 2003. 784 s. (rus.)

15. Teplotekhnika / Pod red. A.P. Baskakova. M.: Energoatomizdat, 1991. 224 s. (rus.)

16. **Landau L.D., Lifshits B.M.** Gidrodinamika. Teoreticheskaya fizika: T. VI. M.: Nauka, 1986. 736 s. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**РУДСКОЙ Андрей Иванович** — член-корреспондент РАН профессор ректор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: rector@spbstu.ru

**СОКОЛОВ Юрий Алексеевич** — кандидат технических наук главный конструкто ООО «НТК Электромеханика». 172386, ул. Заводское шоссе, 2, г. Ржев, Россия. E-mail: s5577@inbox.ru

**КОПАЕВ Владимир Николаевич** — ведущий инженер ООО «НТК Электромеханика». 172386, ул. Заводское шоссе, 2, г. Ржев, Россия. E-mail: vkopaev_ela@mail.ru

## AUTHORS

**RUDSKOI Andrei I.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: rector@spbstu.ru

**SOKOLOV Yurii A.** — «Electromechanica». 2, Zavodskoe shosse, Rzhev city Tver region, Russia, 172386. E-mail: s5577@inbox.ru

**KOPAEV Vladimir N.** — «Electromechanica». 2, Zavodskoe shosse, Rzhev city Tver region, Russia, 172386. E-mail: vkopaev_ela@mail.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 669.14:53.084.823:669.155:621.785.01:669.14.018.25

*С.Ю. Кондратьев, А.Д. Хайдоров*

# НАУГЛЕРОЖИВАНИЕ СТАЛЬНЫХ ОТЛИВОК, ПОЛУЧАЕМЫХ ЛИТЬЕМ ПО ГАЗИФИЦИРУЕМЫМ МОДЕЛЯМ

*S.Yu. Kondrat'ev, A.D. Khaidorov*

# CARBURIZING STEEL FOUNDING PRODUCED BY CAVITYLESS CASTING

Исследовано науглероживание стальных отливок, полученных литьем по газифицируемым моделям (ЛГМ). Рассмотрена возможность обезуглероживания литья последующей термической обработкой по различным режимам. Показана эффективность такой термической обработки для обезуглероживания сталей, полученных методом ЛГМ. Установлено, что наибольшее влияние на структуру отливок оказывает термоциклическая обработка.

ЛИТЫЕ СТАЛИ; ЛИТЬЕ ПО ГАЗИФИЦИРУЕМЫМ МОДЕЛЯМ; НАУГЛЕРОЖИВАНИЕ; ОБЕЗУГЛЕРОЖИВАНИЕ; ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА; ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА; МИКРОСТРУКТУРА; МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА.

The article deals with the problem of carburizing steel founding, produced by cavityless casting. It is considered the possibility of decarburization of steel casting by the subsequent heat treatment on various modes. It is shown the efficiency of such heat treatment for decarburization of steels produced by cavityless casting. It is established that thermocyclic processing has the greatest impact on the structure of castings.

CAST STEELS; CAVITYLESS CASTING; CARBURIZING; DECARBURIZATION; HEAT TREATMENT; THERMOCYCLIC TREATMENT; MICROSTRUCTURE; MECHANICAL PROPERTIES.

Одна из наиболее перспективных технологий изготовления отливок — литье по газифицируемым моделям (ЛГМ) [1–10]. Эта технология позволяет получать отливки высокой точности при минимальных издержках производства. Однако широкому промышленному использованию технологии ЛГМ препятствует ряд факторов, основным из которых является то, что при производстве стальных отливок сгорание пенополистирола приводит к взаимодействию продуктов сгорания с металлом и изменению как объемной, так и поверхностной концентрации углерода в отливках. Продукты термической деструкции модели из пенополистирола, образующиеся как на стадии заливки формы металлом, так и в период кристаллизации и охлаждения отливки, приводят к изменению концентрации углерода и в объеме металла, и в поверхностной зоне отливки. Наибольшее отрицательное влияние науглероживание оказывает на структуру и свойства стальных отливок, особенно тонкостенных, доля которых в промышленности велика.

Наиболее активные компоненты газовой термодеструкции пенополистирола в процессе заливки формы металлом — углерод и водород. Углерод образуется в результате радикально-цепных реакций бензола, ацетилена и метана. Углерод в газовой фазе может находиться в виде атомов и многоатомных частиц, причем с возрастанием числа атомов в частице углерода энергия отрыва атома углерода возрастает, т. е. диссоциация затруднена. В условиях литейной формы при ЛГМ в газовой фазе содержится

углерод в атомарном виде, однако с повышением температуры заливаемого металла увеличивается количество трехатомных частиц. В общем случае переход атомного углерода из газовой фазы в раствор жидкого металла включает три стадии [11]:

образование атомарного углерода в газовой фазе в результате термической деструкции пенополистирола;

адсорбцию углерода на поверхности расплава;

диффузию атомарного углерода в расплав.

В работах, посвященных исследованию технологических особенностей литья по газифицируемым моделям, [1–11] установлены общие закономерности влияния технологических параметров (температура жидкого металла при заливке его в форму, скорость заливки, плотность литейной модели и др.) на растворимость углерода в жидком металле, а также влияния исходного содержания углерода в стали на поверхностное и объемное приращение углерода. Однако глубина поверхностного науглероживания и ее связь с какими-либо технологическими параметрами не изучалась. Не рассмотрены и способы устранения поверхностного науглероживания, возникающего в отливках, полученных по технологии ЛГМ.

Известно [4, 5, 7–13], что устранение или уменьшение зоны поверхностного науглероживания может осуществляться двумя способами: изменением термодинамического потенциала углерода в газовой фазе и термической обработкой отливки. В первом случае в противопригарное покрытие вводятся компоненты, которые при заливке формы металлом диссоциируют с образованием углекислого газа и кислорода и связывают углерод, уменьшая тем самым углеродный потенциал газовой атмосферы в форме. Во втором случае устранение поверхностного науглероживания отливок достигается диффузионным отжигом 1-го рода, при котором стальные отливки нагреваются до температур 1000–1100 °С с последующим медленным охлаждением с печью. Однако в научной литературе практически отсутствуют данные о применении нестационарных режимов термообработки, таких, как термоциклическая обработка (ТЦО), для устранения науглероживания в отливках, полученных методом ЛГМ. В то же время в ряде работ [14–22] показано, что ТЦО значительно ускоряет диффузию углерода в сплавах на основе железа.

Таким образом, для широкого внедрения технологии литья по газифицируемым моделям необходимо изучить закономерности процесса науглероживания стальных отливок при их изготовлении, а именно — степень науглероживания и глубину науглероженного слоя, особенно при получении мелких деталей. Важной задачей также является исследование возможности применения термической обработки для уменьшения степени поверхностного науглероживания отливок, полученных методом ЛГМ.

Целью работы было исследование степени и глубины науглероживания отливок разных размеров из сталей с различным исходным содержанием углерода, полученных по технологии литья по газифицируемым моделям, а также изучение возможности применения различных видов термической обработки для его устранения или уменьшения глубины науглероженного слоя.

### Материал и методика эксперимента

Для исследования использовали углеродистые стали марок 20Л и 40Л. Химический состав исследованных сталей приведен в табл. 1.

Из обеих марок стали в промышленных условиях изготавливали по три типа отливок разного веса и размеров, с различной толщиной стенки. В качестве характеристического размера принимали основное сечение. Параметры отливок приведены в табл. 2.

Таблица 1

**Фактический химический состав исследованных сталей**

| Марка стали | Содержание элементов, % (масс). | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | C | Si | Mn | Ni | Cr | S | P | Cu | Fe |
| 20Л | 0,23 | 0,36 | 0,36 | 0,08 | 0,09 | 0,039 | 0,025 | 0,14 | Ост. |
| 40Л | 0,42 | 0,95 | 0,76 | 0,09 | 0,11 | 0,050 | 0,029 | 0,14 | Ост. |

Таблица 2

**Параметры исследованных отливок**

| № п/п | Название детали | Вес, г | | Характеристический размер *S*, мм | Примечание |
|---|---|---|---|---|---|
| | | отливки | модели | | |
| 1 | «Клин» | 160 | 1,23 | 14 | Сплошное сечение |
| 2 | «Бобышка» | 370 | 1,80 | 30 | Сплошное сечение |
| 3 | «Обойма» | 720 | 4,55 | 6 | Наличие внутренней полости |

Модели отливок изготавливали из пенополистирола Д833В. Плотность моделей составляла 25 кг/м$^3$. Однослойное антипригарное покрытие на водяной основе PR-COATING W200 (на основе огнеупорного силиката циркония) наносили методом окунания.

Металлографический анализ продольных и поперечных шлифов проводили на оптическом микроскопе «Reichert-Jung MeF3A» при увеличениях ×100–600 с использованием программы автоматического количественного анализа изображений согласно процедуре ASTM E 1245–03. Изготовление и подготовку металлографических шлифов выполняли на оборудовании фирмы «Buehler» согласно стандарту ASTM E 3–95. Травление микрошлифов осуществляли в 4 %-м водном растворе азотной кислоты. За толщину (глубину) науглероженного слоя принимали расстояние от поверхности образца до окончания зоны, отличающейся от структуры сердцевины. Относительная погрешность измерения толщины (глубины) науглероженного слоя не превышала 5 %.

Твердость измеряли методами Бринелля и Роквелла на твердомере ТК-2М. Погрешность измерений составляла соответственно ± 12 *HV* и ± 1,5 *HRC*. Микротвердость определяли по методу Виккерса на приборе «Reichert-Jung Micro-Duromat 4000E» в соответствии с ASTM E 92 при нагрузке 5 кг. Погрешность измерений микротвердости составляла ± 3 *HV*.

Термическую обработку образцов проводили в камерных печах «СНОЛ-1.6.2.5. 1/11-И2». Контроль температуры осуществляли по термопаре, впаянной в центр контрольного образца. Точность регулировки температуры составляла ± 2,5 °С. Образцы загружали в печь, предварительно нагретую до заданной температуры, выдерживали заданное время и охлаждали с различной скоростью. После термического воздействия определяли механические свойства и исследовали структуру сплавов.

## Результаты эксперимитальных исследований

### Исследование науглероживания отливок при ЛГМ

Металлографический анализ отливок из стали 20Л и 40Л, полученных методом ЛГМ, показал, что во всех случаях в структуре деталей имеется поверхностный науглероженный слой. Глубина поверхностного науглероживания неравномерная и зависит от конфигурации отливки. Наибольшее науглероживание наблюдается в угловых областях, прилегающих к внешней поверхности изделия, т. е. в местах выхода продуктов термодеструкции пенополистирола, а также в местах, удаленных от питателя. Характер микроструктуры позволяет заключить, что содержание углерода в науглероженном слое неравномерное и колеблется от 0,6 до 0,8 % масс. Поверхностный слой отливок из стали 20Л и 40Л, полученных методом ЛГМ, имеет микроструктуру как чистого перлита, что соответствует содержанию углерода в поверхностном слое ~ 0,8 % масс. (рис. 1, *а*), так и перлита с ферритной сеткой, что свидетельствует о содержании углерода ~ 0,6–0,7 % масс. (рис. 1, *б*).

В табл. 3 приведены результаты измерений глубины науглероженного слоя в полученных методом ЛГМ отливках с различными параметрами. Из этих экспериментальных данных видно, что максимальная толщина науглероженного слоя на поверхности отливки достигает 1,6 мм. При этом глубина науглероживания зависит от веса отливки. Так, наименьшее науглероживание наблюдается в отливках весом 160 г как для стали 20Л, так и для стали 40Л. С увеличением веса

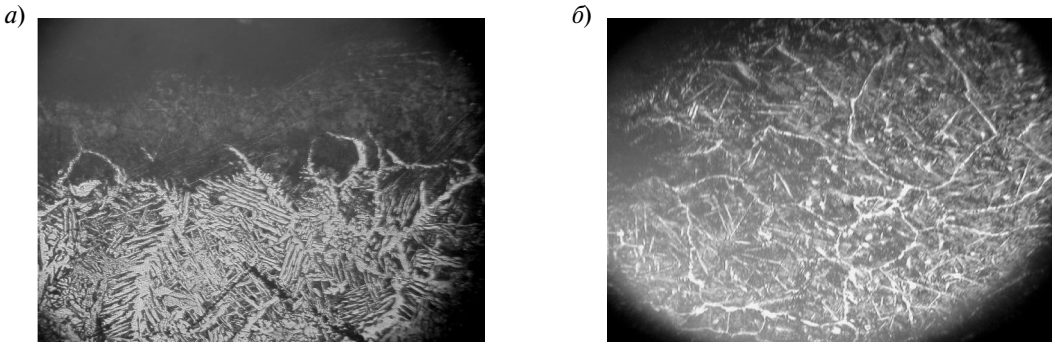



Рис. 1. Микроструктура (×50) поверхностного слоя отливки «Бобышка» из стали 20Л: перлитная (*а*) и перлитная с ферритной сеткой (*б*)

Таблица 3

**Глубина науглероженного слоя и параметры исследованных отливок**

| Название отливки | Вес отливки, г | Вес модели, г | Толщина стенки отливки, мм | Вес модели / Вес отливки | Глубина науглероживания, мм | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | 20Л | | 40Л | |
| | | | | | max | min | max | min |
| «Клин» | 160 | 1,23 | 14 | 0,0076875 | 0,48 | 0,32 | 0,16 | 0,80 |
| «Бобышка» | 370 | 1,80 | 30 | 0,0048649 | 0,32 | 1,28 | 0,64 | 1,6 |
| «Обойма» | 720 | 4,55 | 6 | 0,0063194 | 0,112 | 0,56 | 0,24 | 1,12 |

отливки глубина науглероженного слоя увеличивается. Максимальное науглероживание наблюдается в отливке весом 370 г. Дальнейшее увеличение веса отливки приводит к уменьшению глубины науглероживания.

На рис. 2 выявляется также зависимость глубины науглероживания от отношения веса модели к весу отливки. С увеличением этого отношения глубина науглероживания уменьшается. Кроме рассмотренных параметров отливки, на глубину науглероживания влияет толщина ее стенки. Наименьшую глубину науглероживания имеет отливка с толщиной стенки 14 мм. Уменьшение толщины стенки отливки приводит к некоторому увеличению науглероживания, а увеличение толщины стенки отливки ведет к значительному росту глубины науглероженного слоя (см. рис. 3).

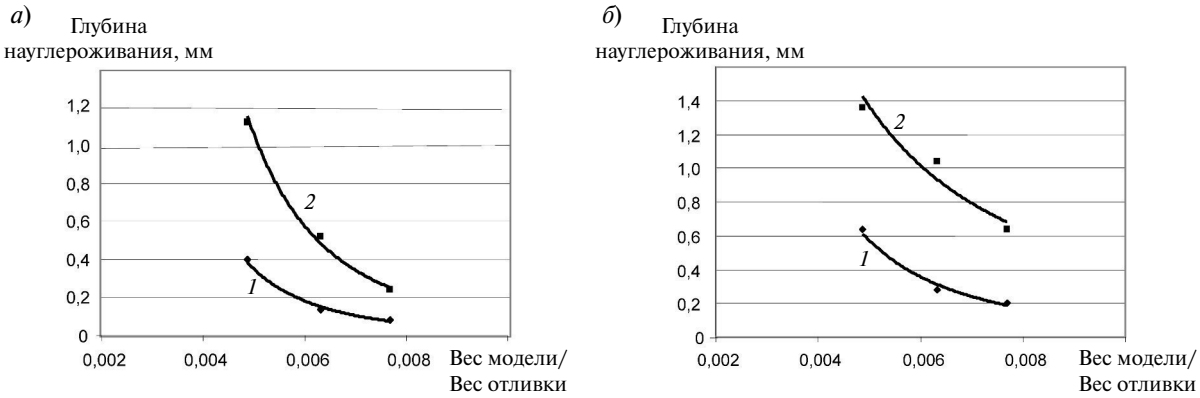



Рис. 2. Зависимости (*1* — минимальная, *2* — максимальная) глубины науглероженного слоя отливки от отношения веса модели к весу отливки из сталей 20Л (*а*) и 40Л (*б*)

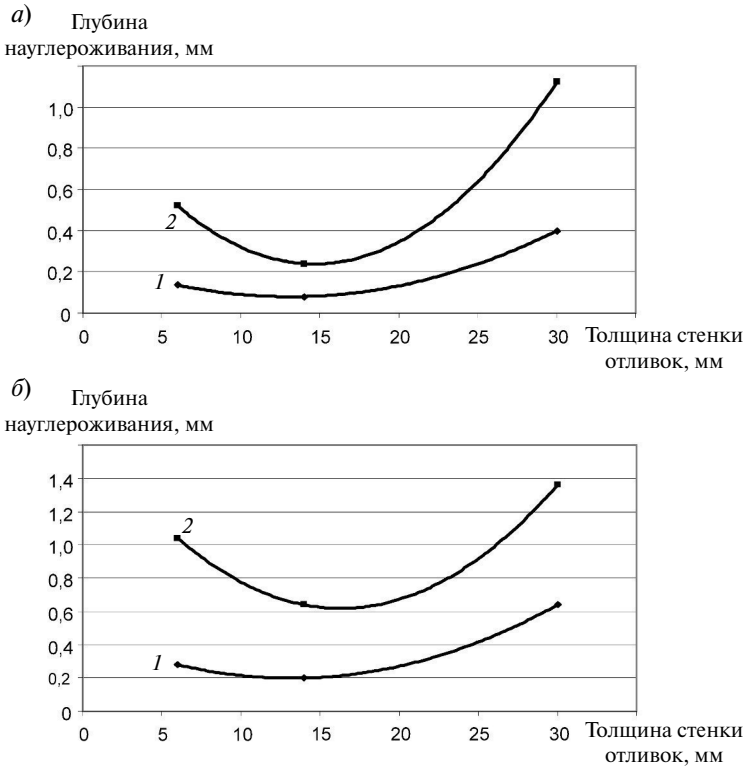



Рис. 3. Зависимости (*1* —минимальная, *2* —максимальная) глубины науглероженного поверхностного слоя от толщины стенки отливки из сталей 20Л (*а*) и 40Л (*б*)

Следует отметить, что полученные зависимости глубины науглероженного слоя от таких параметров отливки, как ее вес, соотношение веса модели и веса отливки, толщина стенки отливки, имеют аналогичный характер для деталей из стали 20Л и из стали 40Л, т. е. не зависят от исходного содержания углерода в материале.

Наряду с поверхностным, в отливках из стали 40Л наблюдается и частичное объемное науглероживание. Так, если во всех отливках из стали 20Л литая структура сердцевины имеет выраженный дендритный характер, то в ряде отливок из стали 40Л (например, отливка «Бобышка») дендритный характер структуры сохраняется, а в некоторых (например, отливка «Клин») происходит частичное науглероживание сердцевины и микроструктура существенно изменяется. В последнем случае структура стали становится неоднородной: уменьшается количество игольчатого феррита, появляются участки чистого перлита.

Результаты измерения микротвердости закаленной отливки «Клин» подтвердили закономерности науглероживания отливок, выявленные при металлографическом исследовании (рис. 4). Максимальная твердость ~ 1000 $HV_5$ наблюдается на глубине примерно до 0,8–1,0 мм от поверхности отливки, а далее — примерно до 1,6 мм — наблюдается плавное снижение ее значений до 620 $HV_5$. Однако на глубине около 1,6–1,8 мм микротвердость вновь увеличивается до значения 800 $HV_5$, которое сохраняется до глубины слоя ~ 2,2 мм, а затем плавно уменьшается до твердости стали 40Л. Повышенная твердость поверхностного слоя детали до глубины 0,8 мм объясняется ее науглероживанием при термодеструкции модели из пенополистирола, а повышение твердости на глубине около 1,6–1,8 мм, вероятно, связано с частичным объемным науглероживанием. Это является и причиной неоднородности структуры отливки.

Результаты исследования отливок из сталей 20Л и 40Л, полученных методом ЛГМ, позволяют заключить, что в процессе ЛГМ происходит как поверхностное, так и (частично) объемное (сталь 40Л) их науглероживание. При этом по-

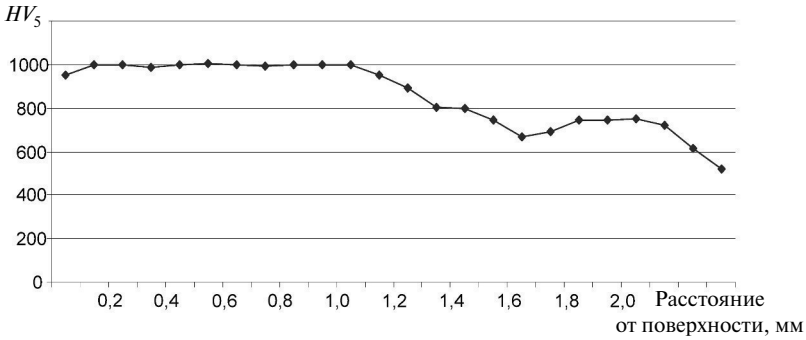



Рис. 4. Изменение микротвердости по глубине от поверхности отливки «Клин» из стали 40Л

верхностное науглероживание неравномерно как по содержанию углерода в слое, так и по его глубине, а глубина науглероженного слоя зависит от таких параметров отливки, как вес, соотношение вес модели / вес отливки, толщина стенки.

### Исследование влияния термической обработки на науглероженный слой отливок, полученных методом ЛГМ

Науглероживание, причем неравномерное, поверхности отливок, получаемых методом литья по газифицируемым моделям, существенно затрудняет их дальнейшую механическую обработку. Вследствие этого актуальна задача устранения или максимально возможного снижения степени науглероживания поверхности таких отливок. Одним из возможных способов решения этой проблемы может служить термическая обработка отливок [14–22].

В связи с этим исследовали влияние следующих режимов термической обработки на структуру отливок из сталей 20Л и 40Л, полученных методом ЛГМ,: а) полный отжиг; б) нормализация с высоким отпуском, в) высокотемпературный отжиг; г) термоциклический отжиг (ТЦО).

Основные технологические параметры исследованных режимов термической обработки отливок приведены в табл. 4.

Металлографический анализ отливок, полученных методом ЛГМ и подвергнутых последующей термической обработке по всем исследованным режимам (см. табл. 4), показал следующее. После всех видов термообработки, за исключением ТЦО, на поверхности отливок как из стали 20Л, так и из стали 40Л наблюдается обезуглероживание по сравнению с исходным литым состоянием, причем либо частичное, либо полное. Глубина обезуглероженного слоя

Таблица 4

**Исследованные режимы термической обработки отливок из сталей 20Л и 40Л, полученных методом ЛГМ**

| № п/п | Вид термообработки | Параметры режима термообработки * | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Температура и длительность выдержки | | Температура и длительность выдержки | | Число циклов | Среда охлаждения в циклах |
| | | $T$ ($T_В$), °С | $\tau_1$, мин | $T_{отп}$ ($T_н$), °С | $\tau_2$, мин | | |
| 1 | Полный отжиг | 880 | 30 | – | – | 1 | с печью |
| 2 | Нормализация с высоким отпуском | 900 | 30 | 640 | 60 | 1 | на воздухе |
| 3 | Высокотемпературный отжиг | 1050 | 30 | – | – | 1 | с печью |
| 4 | ТЦО | 925 | 30 | 650 | 10 | 5 | на воздухе |

* Примечание: $T$ — температура нагрева при отжигах и нормализации; $T_в$ — верхняя температура цикла при ТЦО; $T_н$ — нижняя температура цикла при ТЦО

изменяется в пределах 0,10–0,55 мм. В отливках, подвергнутых ТЦО, обезуглероживание не обнаружено.

После полного отжига или нормализации глубина науглероженного слоя в отливках уменьшается примерно на 10–15 % относительно литого состояния. В отливках, подвергнутых высокотемпературному отжигу, глубина науглероженного слоя уменьшается на ~ 40 %, но в них наблюдается наибольший обезуглероженный слой — глубиной до 0,55 мм. После ТЦО науглероженный слой в отливках уменьшается также на 40–45 %, но обезуглероживание в них не обнаружено.

Микроструктура науглероженного слоя отливок, подвергнутых ТЦО или термической обработке по другим режимам, существенно различается. После нормализации с высоким отпуском, полного отжига или высокотемпературного отжига науглероженный слой поверхности отливки состоит либо из чистого тонкопластинчатого перлита, либо из тонкопластинчатого перлита с небольшими участками феррита. Далее идет переходная зона: перлит с ферритной сеткой, а за ней — сердцевина. В отливках, подвергнутых ТЦО, поверхностный науглероженный слой имеет три зоны: тонкопластинчатый перлит (иногда перлит с мелкими частицами цементита), далее — перлит с крупными участками феррита, затем — перлит с мелкими участками феррита, после чего микроструктура науглероженного слоя переходит в микроструктуру сердцевины (рис. 5). Микроструктура сердцевины отливок, подвергнутых любому виду термической обработки, представляет собой мелкозернистую, достаточно равновесную феррито-перлитную смесь без каких-либо признаков литой структуры.

Результаты металлографического исследования хорошо согласуются с измерениями микротвердости поверхностного науглероженного слоя стали после различных видов термической обработки (рис. 6).

После всех режимов термической обработки, за исключением ТЦО, максимальная твердость стали 40Л наблюдается на глубине ~ 0,6–0,7 мм от поверхности (рис. 6). Далее значения твердости стали плавно снижаются до величины твердости сердцевины. Разница заключается в абсолютных значениях твердости отливок,

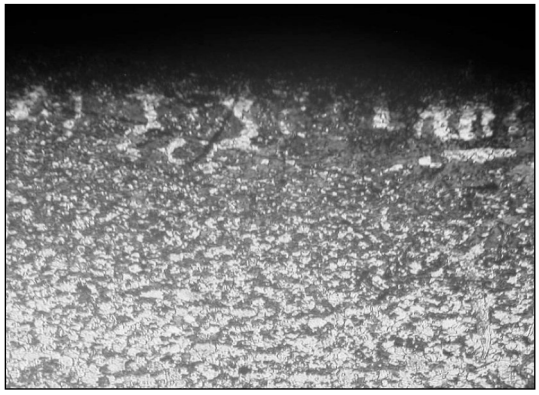


Рис. 5. Структура ×100 поверхностного слоя и сердцевины отливки из стали 20Л после ТЦО (режим ТЦО — по табл. 4)

подвергнутых различным видам термической обработки. Наибольшая твердость поверхностного слоя наблюдается в отливках, не подвергавшихся термической обработке (~ 1100 $HV_5$). Нормализация незначительно снижает твердость поверхностного слоя деталей (до ~ 1050 $HV_5$). После высокотемпературного отжига максимальная твердость науглероженного слоя составляет ~ 840 $HV_5$.

После ТЦО характер изменения микротвердости поверхностного слоя отливок существенно отличается от наблюдаемого после других видов термической обработки. На рис. 6 видно, что зависимость изменения твердости стали по глубине от поверхности детали имеет два максимума, между которыми находится зона пониженной твердости, причем ее значение ниже твердости сердцевины отливки. Такой характер зависимости связан с частичным обезуглероживанием поверхности отливок, подвергнутых ТЦО, обнаруженным при металлографическом анализе (см. рис. 5). Следует отметить, что максимальная твердость поверхностного слоя отливок, подвергнутых ТЦО, сопоставима с его твердостью после высокотемпературного отжига, однако после ТЦО обезуглероженный слой отсутствует. Характерно, что после ТЦО или нормализации отливок твердость сердцевины несколько повышается по сравнению с исходным литым состоянием.

Результаты исследования микроструктуры отливок из сталей 20Л и 40Л, полученных методом ЛГМ, свидетельствуют, что при термической обработке в их поверхностном науглероженном

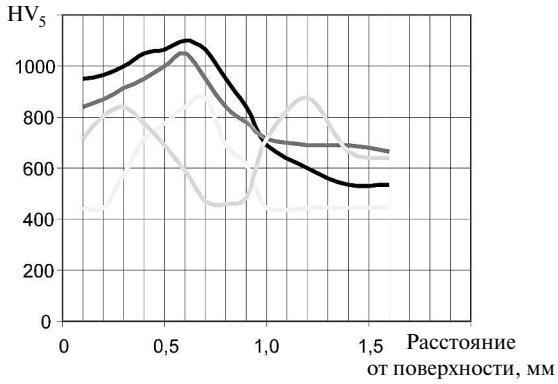



Рис. 6. Изменение микротвердости по глубине от поверхности отливок из стали 40Л после различных видов термической обработки:

*1* — литое состояние; *2* — нормализация с высоким отпуском; *3* — высокотемпературный отжиг; *4* — ТЦО (по табл. 4)

слое протекают процессы, обусловленные диффузией углерода. Характер структурных изменений, происходящих при этих процессах, одинаковый в сталях 20Л и 40Л. Очевидно, что диффузия углерода из науглероженного слоя в отливках при термической обработке происходит как к поверхности отливки, так и к ее сердцевине. Диффузия углерода к поверхности отливки частично или полностью (как в случае ТЦО) компенсирует обезуглероживание поверхности. Диффузия углерода к сердцевине отливки увеличивает переходную зону от науглероженного слоя к сердцевине, «размывая» науглероженный слой. Из полученных экспериментальных результатов можно заключить, что ТЦО является наиболее перспективным видом термической обработки для устранения науглероживания стальных отливок, получаемых методом ЛГМ. Варьируя режимы термоциклической обработки, можно выбрать такой, который позволяет полностью (или частично) устранить науглероженный слой, получаемый в стальных отливках при литье по газифицируемым моделям.

При изготовлении стальных отливок методом литья по газифицируемым моделям (ЛГМ) в их структуре происходит поверхностное науглероживание, причем с увеличением исходного содержания углерода в стали (от ~ 0,2 до ~ 0,4 % масс.) может также происходить объемное науглероживание. Науглероживание стальных отливок неравномерно по глубине и содержанию углерода. При этом глубина науглероженного слоя зависит от конфигурации отливки и ее параметров: веса, толщины стенки, соотношения веса отливки и веса литейной модели.

Термическая обработка стальных отливок, полученных методом ЛГМ, позволяет полностью устранить (или значительно уменьшить) глубину науглероженного слоя за счет инициирования процессов диффузии углерода. При этом диффузия углерода происходит из науглероженного слоя как к поверхности отливки, так и к ее сердцевине, что предотвращает получение неоднородной структуры детали. Наиболее эффективным видом термической обработки в данном случае является термоциклическая.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Шуляк В.С.** Исследование метода литья по газифицируемым моделям из пенострола: Авт. дисс. ... к.т.н. / МАМИ. М., 1967.

2. **Озеров В.Н., Шуляк В.С., Плотников Г.А.** Литье по моделям из пенострола. М.: Машиностроение. 1970. 183 с.

3. **Шуляк В.С., Рыбаков С.А., Григорян К.А.** Производство отливок по газифицируемым моделям. М.: МГИУ, 2001. 324 с.

4. **Шуляк В.С.** Литье по газифицируемым моделям. СПб.: Изд-во НПО «Профессионал», 2007. 408 с.

5. **Шварцман Л.А., Леонидова М.Н., Шульц Л.А.** Физико-хомические основы взаимодействия металлов с контролируемыми атмосферами. М.: Металлургия, 1980. 264 с.

6. **Рыбаков С.А.** Инновационные возможности литья по газифицируемым моделям, состояние и перспективы этого метода в России // Литейщик России. 2009. № 4. С. 35–41.

7. **Шуляк В.С.** О состоянии и развитии производства отливок литьем по газифицируемым моделям в России // Сб. трудов 1-й Международной научно-практической конференции «Литье по газифицируемым моделям». СПб., 2007. С. 28–32.

8. **Мацяс Ю.А.** Пенополистирол и его применение в технологии ЛГМ // Сб. трудов 1-й Международной научно-практической конференции «Литье по газифицируемым моделям». СПб., 2007. С. 35–39.

9. **Спиридонов С.М., Белоусов О.В.** Производство точных отливок из высокопрочного чугуна литьем по

газифицируемым моделям в ООО «Южноуральский арматурно-изоляторный завод Литейное производство». Дефекты литья. Способы предупреждения и мероприятия по устранению // Сб. трудов 1-й Международной научно-практической конференции «Литье по газифицируемым моделям». СПб., 2007. С. 45–51.

10. **Ефимова Н.П., Выдрин Б.И.** Проблемы производства отливок по газифицируемым моделям // Сб. трудов 1-й Международной научно-практической конференции «Литье по газифицируемым моделям». СПб., 2007. С. 12–16.

11. **Куликов И.С.** Термическая диссоциация соединений. М.: Металлургия, 1966. 251 с.

12. **Шварцман Л.А., Леонидова М.Н., Шульц Л.А.** Физико-хомические основы взаимодействия металлов с контролируемыми атмосферами. М.: Металлургия, 1980. 264 с.

13. **Шмыков А.А., Хорошайлов В.Г., Гюлиханданов Е.Л.** Термодинамика и кинетика процессов взаимодействия контролируемых атмосфер с поверхностью стали. М: Металлургия, 1991. 160 с.

14. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. СПб: Наука, 2006. 363 с.

15. **Гюлиханданов Е.Л., Хайдоров А.Д.** Ускорение процессов диффузионного насыщения при неизотермической ХТО // Металловедение и термическая обработка металлов. 2001. № 6. С. 16–20.

16. **Гюлиханданов Е.Л., Хайдоров А.Д., Хен Ли Гей.** Комбинированные режимы цементации стали 20ХГНР // Металловедение и термическая обработка металлов. 1992. № 10. С. 2–4.

17. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Орыщенко А.С., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Трансформация структуры жаропрочного сплава 0,45С 26Cr 33Ni 2Si 2Nb при длительной высокотемпературной выдержке // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 10 (700). С. 7–14.

18. **Rudskoi A.I., Kondrat'ev S.Yu., Anastasiadi G.P., Oryshchenko A.S., Fuks M.D., Petrov S.N.** Transformation of the Structure of Refractory Alloy 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb During a Long-Term High-Temperature Hold // Metal Science and Heat Treatment. January 2014. Vol. 55. № 9–10. P. 517–525. (DOI 10.1007/s11041–014–9664–6).

19. **Анастасиади Г.П., Кондратьев С.Ю., Орыщенко А.С., Петров С.Н., Фукс М.Д.** Влияние циклов «нагрев охлаждение» на длительную прочность литого жаропрочного сплава 45Х26Н33С2Б2 // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 1 (166). С. 113–120.

20. **Забелин С.Ф.** Общие закономерности формирования цементитного слоя стали при термоциклическом режиме насыщения // Металловедение и термическая обработка металлов. 1992. № 2. С. 2–6.

21. **Хайдоров А.Д., Кондратьев С.Ю.** Термоциклическая обработка литой быстрорежущей стали Р6М5 // Технология машиностроения.– 2010.– № 12. С. 5–9.

22. **Хайдоров А.Д., Кондратьев С.Ю.** Влияние термоциклической обработки на структуру литой быстрорежущей стали Р6М5-Ш // Металловедение и термическая обработка металлов. 2011. № 6. С. 42–47.

## REFERENCES

1. **Shuliak V.S.** Issledovaniye metoda litya po gazifitsiruyemym modelyam iz penostirola: Avt. diss. ... k.t.n. / MAMI. M., 1967. (rus.)

2. Ozerov V.N., Shuliak V.S., Plotnikov G.A. Litye po modelyam iz penostirola. M.: Mashinostroyeniye. 1970. 183 s. (rus.)

3. **Shuliak V.S., Ribakov S.A., Grigoryan K.A.** Proizvodstvo otlivok po gazifitsiruyemym modelyam. M.: MGIU, 2001. 324 s. (rus.)

4. **Shuliak V.S.** Litye po gazifitsiruyemym modelyam. SPb.: Izd-vo NPO «Professional», 2007. 408 s. (rus.)

5. **Shvartsman L.A., Leonidova M.N., Shults L.A.** Fiziko-khomicheskiye osnovy vzaimodeystviya metallov s kontroliruyemymi atmosferami. M.: Metallurgiya, 1980. 264 s. (rus.)

6. **Rybakov S.A.** Innovatsionnyye vozmozhnosti litya po gazifitsiruyemym modelyam, sostoyaniye i perspektivy etogo metoda v Rossii. *Liteyshchik Rossii*. 2009. № 4. S. 35–41. (rus.)

7. **Shuliak V.S.** O sostoyanii i razvitii proizvodstva otlivok lityem po gazifitsiruyemym modelyam v Rossii. *Sb. trudov 1-y Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Litye po gazifitsiruyemym modelyam»*. SPb., 2007. S. 28–32. (rus.)

8. **Matsyas Yu.A.** Penopolistirol i yego primeneniye v tekhnologii LGM. *Sb. trudov 1-y Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Litye po gazifitsiruyemym modelyam»*. SPb., 2007. S. 35–39. (rus.)

9. **Spiridonov S.M., Belousov O.V.** Proizvodstvo tochnykh otlivok iz vysokoprochnogo chuguna lityem po gazifitsiruyemym modelyam v OOO «Yuzhnouralskiy armaturno-izolyatornyy zavod Liteynoye proizvodstvo». Defekty litya. Sposoby preduprezhdeniya i meropriyatiya po ustraneniyu. *Sb. trudov 1-y Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Litye po gazifitsiruyemym modelyam»*. SPb., 2007. S. 45–51. (rus.)

10. **Yefimova N.P., Vydrin B.I.** Problemy proizvodstva otlivok po gazifitsiruyemym modelyam. *Doklad v sb.*

*trudov 1-y Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Litye po gazifitsiruyemym modelyam»*, SPb.: 2007. S. 12–16. (rus.)

11. **Kulikov I.S.** Termicheskaya dissotsiatsiya soyedineniy. M.: Metallurgiya, 1966. 251 s. (rus.)

12. **Shvartsman L.A., Leonidova M.N., Shults L.A.** Fiziko-khomicheskiye osnovy vzaimodeystviya metallov s kontroliruyemymi atmosferami. M.: Metallurgiya, 1980. 264 s. (rus.)

13. **Shmykov A.A., Khoroshailov V.G., Gyulikhandanov Ie.L.** Termodinamika i kinetika protsessov vzaimodeystviya kontroliruyemykh atmosfer s poverkhnostyu stali. M: Metallurgiya, 1991. 160 s. (rus.)

14. **Kolbasnikov N.G., Kondratiev S.Iu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. SPb: Nauka, 2006. 363 s. (rus.)

15. **Gyulikhandanov Ie.L., Khaydorov A.D.** Uskoreniye protsessov diffuzionnogo nasyshcheniya pri neizotermicheskoy KhTO. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2001. № 6. S. 16–20. (rus.)

16. **Gyulikhandanov Ye.L., Khaydorov A.D., Khen Li Gey.** Kombinirovannyye rezhimy tsementatsii stali 20KhGNR. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 1992. № 10. S. 2–4. (rus.)

17. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu., Anastasiadi G.P., Oryshchenko A.S., Fuks M.D., Petrov S.N.** Transformatsiya struktury zharoprochnogo splava 0,45C 26Cr 33Ni 2Si 2Nb pri dlitelnoy vysokotemperaturnoy vyderzhke. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2013. № 10 (700). S. 7–14. (rus.)

18. **Rudskoi A.I., Kondrat'ev S.Yu., Anastasiadi G.P., Oryshchenko A.S., Fuks M.D., Petrov S.N.** Transformation of the Structure of Refractory Alloy 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb During a Long-Term High-Temperature Hold. *Metal Science and Heat Treatment*. January 2014. Vol. 55, № 9–10. P. 517–525. (DOI 10.1007/s11041-014-9664-6). (rus.)

19. **Anastasiadi G.P., Kondratiev S.Yu., Oryshchenko A.S., Petrov S.N., Fuks M.D.** Vliyaniye tsiklov «nagrev okhlazhdeniye» na dlitelnuyu prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 1 (166). S. 113–120. (rus.)

20. **Zabelin S.F.** Obshchiye zakonomernosti formirovaniya tsementitnogo sloya stali pri termotsiklicheskom rezhime nasyshcheniya. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 1992. № 2. S. 2–6. (rus.)

21. **Khaydorov A.D., Kondratiev S.Iu.** Termotsiklicheskaya obrabotka litoy bystrorezhushchey stali R6M5. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2010. № 12. S.5–9. (rus.)

22. **Khaydorov A.D., Kondratiev S.Yu.** Vliyaniye termotsiklicheskoy obrabotki na strukturu litoy bystrorezhushchey stali R6M5-Sh. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2011. № 6. S. 42–47. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**КОНДРАТЬЕВ Сергей Юрьевич** — доктор технических наук профессор кафедры технологии и исследований материалов Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: petroprom2013@yandex.ru

**ХАЙДОРОВ Александр Дмитриевич** — кандидат технических наук доцент кафедры технологии и исследований материалов Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: akhaidorov@yandex.ru

## AUTHORS

**KONDRAT'EV Sergei Yu.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: petroprom2013@yandex.ru

**KHAIDOROV Aleksandr D.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: akhaidorov@yandex.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 338/224:873.01–53

*А.Г. Морачевский*

# ОТРАБОТАННЫЕ СВИНЦОВЫЕ АККУМУЛЯТОРЫ — ВАЖНЕЙШИЙ ИСТОЧНИК ВТОРИЧНОГО СВИНЦА

*A.G. Morachevskij*

# USED LEAD ACID BATTERIES — THE VITAL SOURCE FOR SECONDARY LEAD

В работе рассмотрены вопросы, связанные с производством вторичного свинца путем утилизации выработавших свой ресурс свинцовых аккумуляторов. Показано, что сбор отработавших свинцово-кислотных аккумуляторов — это, прежде всего, забота об охране среды обитания. Утилизация свинцовых аккумуляторов является не только экономической, но и экологической проблемой.

СВИНЕЦ; УТИЛИЗАЦИЯ; ПЕРЕРАБОТКА; АККУМУЛЯТОР.

The paper discusses the issues connected with the production of secondary lead by recycling used lead acid batteries. It is shown that the collection of them is, above all, the principal concern on environmental protection. Recycling of lead acid batteries is not only economic, but also an environmental problem.

LEAD; RECYCLING; PROCESSING; BATTERY.

Свинец относится к числу металлов, которые использовались еще в глубокой древности. Пластичность и слабая подверженность свинца коррозии были известны древнейшим цивилизациям. История добычи и выплавки этого металла насчитывает не менее 8000 лет, что подтверждается находками, хранящимися в различных музеях мира. Одним из самых значительных в истории примеров применения свинца был древнеримский водопровод. Для него изготавливались трубы трехметровой длины, имевшие 15 стандартных диаметров. Общее количество свинца, произведенного в Римской империи за 400 лет, оценивается приблизительно в 15 млн т.

По окончании древнеримской эпохи и в средние века добыча и применение свинца продолжали расширяться. Была усовершенствована технология производства труб, из листового свинца делались кровли соборов, других зданий. Началось применение свинца для полиграфических целей. В 1889 году возникло промышленное производство свинцовых батарей, которые были изобретены еще в 1859-м французским инженером Г. Планте. Колоссальный рост спроса на аккумуляторы в XX веке в значительной степени связан с широким распространением автомобильного транспорта. После 1921 года свинец начали расходовать на изготовление тетраэтилсвинца — добавки к бензину, повышающей его антидетонационные свойства. Достигнув спустя пятьдесят лет максимального распространения, применение тетраэтилсвинца пошло на убыль из-за принятия новых природоохранных законодательств. В целом же свинец относится к числу металлов, которые многократно включаются в сферу материального производства и относительно мало теряются в процессе промышленного использования. Это, в частности, относится к свинцовым аккумуляторам, которые являются основным

видом вторичного свинцового сырья и утилизация которых в условиях промышленной переработки сопровождается минимальными потерями свинца. Безвозвратный расход свинца на производство свинецсодержащих химических соединений в настоящее время очень мал.

Уже много лет в структуре потребления свинца в большинстве промышленно развитых стран первое место отводится производству свинцовых аккумуляторов. Как правило, на них расходуется свыше 70 % потребляемого свинца: в США — 83 %, в Японии — 80,3 %, в Италии — 72,1 %, во Франции — 70,4 % [1]. Несмотря на успехи в производстве литий-ионных аккумуляторов и перспективные разработки других электрохимических систем, в ближайшие десятилетия не предвидится альтернативы применению свинцовых аккумуляторов в транспортных средствах и в других автономных объектах. На протяжении целого ряда лет наблюдается корреляция между мировым выпуском автомобилей и ростом суммарного производства свинца [2].

Содержание свинца в земной коре оценивается различно — от $1{,}5\cdot10^{-3}$ до $4\cdot10^{-3}$ % по массе. Самородный свинец в природе не найден, крайне редко встречаются монометаллические свинцовые руды, преимущественно свинец входит в состав полиметаллических руд. Выявленные ресурсы свинца в мире оцениваются в 1,5 млрд т. По данным Геологической службы США наиболее крупные запасы свинца находятся в Австралии. На ее долю приходится 34 % мировых запасов свинца, далее следуют Китай (16,5 %), Россия (10,8 %). По данным той же службы мировые запасы свинца в виде руды, пригодной для добычи и переработки, по состоянию на 2012 год составляют 89 млн т. Наибольшими запасами обладает Австралия (36 млн т.), затем следуют Китай (14 млн т.), Россия (9,2 млн т.), Перу (7,9 млн т.), Мексика (5,6 млн т.), на все прочие страны приходится 16,3 млн т.

В табл. 1 приведены данные Международной исследовательской группы по свинцу и цинку за пять лет, с 2008-го по 2012 год, о мировом производстве рафинированного свинца (тыс. т).

По экспертным оценкам в последующие годы ожидался дальнейший рост производства свинца, приблизительно на 4–5 % в год. Из приведенных выше данных видно, что в среднем за пять лет (2008–2012 гг.) 55,8 % свинца в мировой свинцовой промышленности производилось из вторичного сырья. В целом ряде стран, не располагающих достаточными запасами свинцовой руды, этот процент значительно выше. В работе [3] анализируется состояние мировой свинцовой промышленности за период с 1998 по 2005 год и отмечается, что более тридцати стран производили металлический свинец в основном или полностью из вторичного сырья. Не самые крупные производители свинца в мире Испания (125 тыс. т в год) и Франция (105 тыс. т в год) выплавляли весь свинец из вторичного сырья. США занимает второе место в мире по масштабам производства свинца, уступая только Китаю. За рассматриваемый период в США выплавлялось ежегодно 1100–1150 тыс. т свинца из вторичного сырья, что составляло около 89 % от всего производимого свинца в стране. При этом во вторичном свинце 90 % составляли свинцовые аккумуляторы. В США очень хорошо налажены сбор и переработка аккумуляторов. Еще в 2000 году там утилизировалось 98 % выработавших свой ресурс аккумуляторов и принимались меры для того, чтобы утилизировать 100 % [4]. Все компоненты аккумуляторов находят свое применение. Утилизация аккумуляторов во всех

Таблица 1

**Мировой производство свинца**

| Год | Суммарное, тыс. т | Первичный свинец, тыс. т | Вторичный свинец, тыс. т (%) |
|---|---|---|---|
| 2008 | 9196 | 3805 | 5391(58,6*) |
| 2009 | 9204 | 3830 | 5374(58,4) |
| 2010 | 9816 | 4328 | 5488(55,9) |
| 2011 | 10549 | 4699 | 5850(55,5) |
| 2012 | 10615 | 5244 | 5371(50,.6) |

*Доля, %, вторичного свинца по отношению к суммарному производству

штатах поддерживается государством и федеральными властями. В странах Западной Европы в конце XX века на переработку поступало не менее 90 % отработанных аккумуляторов, в том числе в Германии — 90 %, в Швеции — свыше 95 % [5, 6].

До распада СССР производство свинца в нашей стране базировалось в основном на переработке рудных концентратов. Доля свинца, выплавленного из вторичного сырья, не превышала 20 % в общем балансе производимого металла. Аккумуляторный лом перерабатывался совместно с рудным сырьем по одной технологии. Произошедшие в 1991 году геополитические изменения привели к тому, что оставшиеся на территории России аккумуляторные заводы, другие потребители свинца практически лишились сырьевой базы, так как на долю РСФСР приходилось не более 10 % производимого в стране свинца. Основными производителями были Казахстан и Украина. К тому же российские предприятия по производству свинца имели устаревшее оборудование, наносили вред окружающей среде, требовали реконструкции.

Необходимо иметь в виду, что по эффекту токсичности свинец относится к первому классу веществ, наиболее токсичных, наряду с мышьяком, ртутью, бериллием и т. д. Свинцовые отравления занимают первое место среди профессиональных интоксикаций [7]. Предельно допустимая концентрация свинца в зоне дыхания человека (в воздухе населенных мест) составляет $3 \cdot 10^{-4}$ мг·м$^{-3}$. В 1997 году был опубликован «Доклад о свинцовом загрязнении окружающей среды Российской Федерации и его влиянии на здоровье населения» [8], подготовленный Российским экологическим федеральным информационным агентством» (РЭФИА), где подробно анализировались источники загрязнения окружающей среды свинцом, включая горнометаллургические предприятия, аккумуляторные заводы.

Из материалов доклада следует, что на первом месте по выбросам свинца в атмосферу стоят заводы, выплавляющие свинец из руды и одновременно перерабатывающие вторичное свинцовое сырье. Завод «Электроцинк», расположенный в центре г. Владикавказа и имеющий свинцовое производство, в 1995 году, несмотря на снижение объемов производства, выбросил в атмосферу 15785 кг свинца. Другой производитель свинца в России — завод «Дальполиметалл», находящийся недалеко от г. Владивосток, в 1995 году выбросил в атмосферу 28375 кг свинца. Оба завода в дальнейшем подверглись реконструкции.

Суммарные выбросы свинца в атмосферу семи аккумуляторных заводов, находящихся на территории России, в 1995 году оценивались в 38200 кг, суммарные выбросы свинца в водоемы (через канализацию) — 35300 кг.

Утилизация свинцовых аккумуляторов является не только экономической, но и экологической проблемой. Процесс утилизации выработавших свой ресурс аккумуляторов начинается с их сбора и транспортировки. Согласно международным правилам (Базельская конвенция о контроле за трансграничной перевозкой опасных отходов и их удалением. Базель, Швейцария, 23 марта 1990 г. Ратифицирована РФ 25 ноября 1994 г. № 49-ФЗ) отработанные аккумуляторные батареи классифицируются как опасные отходы и нуждаются в соответствующем обращении во избежание нанесения ущерба здоровью человека и окружающей среде.

Как показывает международный опыт, наиболее рациональной формой организации сбора отработанных аккумуляторов является система «реализация — прием», при которой производители, предприятия оптовой и розничной торговли, станции технического обслуживания, другие организации занимаются продажей новых аккумуляторных батарей в обмен на использованные, направляемые затем с соблюдением определенных правил на перерабатывающие предприятия. Экономическая жизнеспособность такой схемы обеспечивается высокой стоимостью свинца, содержащегося в отработанных аккумуляторных батареях. Слив электролита следует рассматривать как потенциально опасную процедуру, которая должна производиться только на перерабатывающих предприятиях. Собранные у населения аккумуляторные батареи не должны передаваться нелицензированным предприятиям по переработке аккумуляторного лома.

В настоящее время в России отсутствует законодательная база, регулирующая сбор и переработку отработанных аккумуляторов, не развита широкая сеть пунктов их сбора. Как

отмечается в работе [9], в Советском Союзе действовал порядок, согласно которому новую батарею не продавали без сдачи отслужившей, но этот порядок, как и многие другие позитивные для экологии и здоровья населения государственные решения, давно уже отменили. Отработавшие батареи накапливаются в автохозяйствах и частных гаражах либо вывозятся на полигоны бытовых отходов или неорганизованные свалки. Беспорядочное выбрасывание свинцово-кислотных батарей и даже складирование их на специально отведенных участках приводит к значительному загрязнению окружающей природной среды.

В опубликованной в 2010 году работе [2] приводится экспертная оценка, согласно которой на территории России находится около 1 млн т лома использованных аккумуляторов. Эта оценка приводится не первый год и, вероятно, сильно занижена. Известно, что в последние годы выпуск только автомобильных аккумуляторов в России составляет около 11,5 млн в год. О том, сколько легально и нелегально ввозится в Россию аккумуляторов, можно судить только очень приблизительно [2]. Нет никакой надежной статистики того, какой процент выработавших свой ресурс свинцовых аккумуляторов в нашей стране утилизируется. Нет сомнения, что по этому показателю Россия прочно занимает в мире одно из последних мест. Указываемые иногда в литературе 50 % сбора ни на какой статистике не основаны, о выполнении требований Базельской конвенции не может идти речи. Обладая значительными природными ресурсами, разведанными запасами свинца в виде руды и огромными запасами вторичного сырья в виде отработанных аккумуляторов, Россия по производству свинца занимает скромное 21-е место.

При выборе той или иной технологии переработки аккумуляторов важнейшими требованиями являются максимальное снижение объемов выбрасываемых газов, снижение температуры процесса, минимизация различного рода отходов. Производство свинца в России должно базироваться прежде всего на утилизации вторичного свинцового сырья, иметь региональную структуру, использовать экологически безопасные технологии. Принципы рационального размещения предприятий по переработке свинцовых аккумуляторов в России были рассмотрены ранее в работах [10, 11].

При переработке свинцовых аккумуляторов в мировой практике реализуются две принципиально различные технологии. Первая из них заключается в плавке шихты, в состав которой входят неразделанные аккумуляторы (без электролита), флюсы, топливо. Процесс реализуется в шахтных печах или электропечах. Возможна совместная переработка рудного и вторичного сырья. Вторая технология включает предварительную разделку аккумуляторного лома: измельчение, сепарацию, отделение органических составляющих (эбонит, полипропилен, поливинилхлорид) от металлических частей и активных масс. Можно считать общепризнанным, что с точки зрения экологической безопасности наиболее эффективна технология, предусматривающая разделку аккумуляторов (после слива электролита) на отдельные фракции и дальнейшую их раздельную переработку [1,12,13].

В настоящее время для разделки аккумуляторов получила распространение установка «CX-compact», разработанная итальянской фирмой Engitec Impianti SpA. Установка позволяет получить металлическую и оксидно-сульфатную фракции и раздельно органические компоненты — эбонит, полипропилен и поливинилхлорид. При такой технологической схеме центральное место занимает переработка оксидно-сульфатной фракции (активные массы положительной и отрицательной пластин), которая в сухом виде составляет 45–50 % от массы аккумуляторного лома.

После промывки водой и сушки оксидно-сульфатная фракция в среднем содержит (в мас. %): Pb — 73; Sb — (0,3–0,6); As — до 0,04; Cu — 0,1; Fe — 0,05; $SO_4^{2-}$ — 16,7. По данным рентгенодифракционного анализа основными компонентами оксидно-сульфатной фракции являются $PbO_2$ (платтнерит, тетрагональная модификация) и $PbSO_4$ *(*англезит), находящиеся в соизмеримых количествах (рис. 1). Возможно наличие небольших количеств оксида свинца (II) (тетрагональная модификация) и металлического свинца. Химические анализы, выполненные различными методами, показали, что содержание $PbSO_4$ составляет 47–49 мас. % (14,3 мас. % $SO_4$*)*. Оценка состава сухой оксидно-сульфатной фракции методом

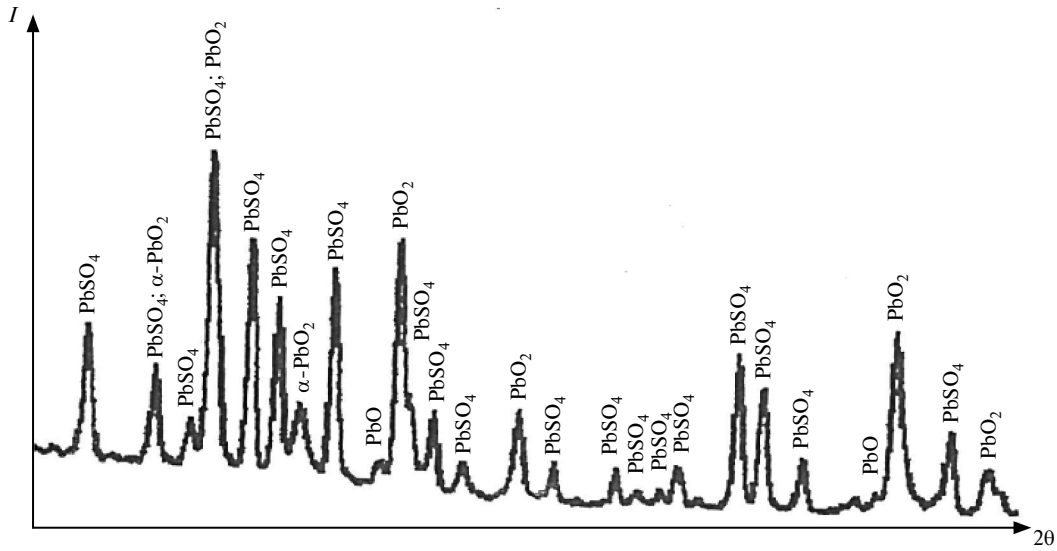



Рис.1. Дифрактограмма исходной оксидно-сульфатной фракции активные массы положительной и отрицательной пласти свинцовых аккумуляторов.

электронно-микроскопического анализа дает следующие величины (в мас. %): Pb — 73,7; S — 7,5; O — 16,9. Состав хорошо воспроизводится по объему пробы.

Вопрос об извлечении свинца из оксидно-сульфатной фракции тесно связан с вопросом о наиболее рациональном способе утилизации серы, входящей в состав этой фракции. Любой вид пирометаллургической переработки без предварительного удаления из нее сульфатной серы связан с повышением температуры восстановительного процесса, с образованием штейнов, с необходимостью создавать устройства для поглощения диоксида серы из газовой фазы. Плавка оксидно-сульфатной фракции в электропечах без предварительной десульфатации проводится при температуре 1100–1150 °С и требует устройства сложной системы газоочистки.

Исследования, связанные с изучением процессов десульфатации, опубликованные до 1998 года, рассмотрены в обзоре [14]. Для проведения десульфатации преимущественно используются водные растворы карбонатов натрия, калия или аммония. В основе процесса лежит реакция

$$PbSO_4 + CO_3^{2-} \rightarrow PbCO_3 + SO_4^{2-}.$$

Изменение энергии Гиббса реакции в стандартных условиях (25 °С) составляет 26,3 кДж. Соответственно константа равновесия равна $9{,}14 \cdot 10^4$. Другой подход к рассмотрению равновесия заключается в сравнении произведения растворимости (ПР) сульфата и карбоната свинца (II): для $PbSO_4$ и $PbCO_3$ величины ПР соответственно равны $1{,}6 \cdot 10^{-8}$ и $3{,}2 \cdot 10^{-12}$.

В течение ряда лет физико-химические основы процессов десульфатации активных масс с помощью различных реагентов, восстановления оксидов свинца углеродсодержащими восстановителями, последующего рафинирования вторичного свинца изучались на кафедре физической химии СПбГПУ с участием аспирантов кафедры М.С. Коган, О.А. Калько, М.И. Хабачева, Е.В. Бочагиной. Основные результаты суммированы в работах [14–17] и монографии [13].

Независимо от используемого реагента для возможно более полного перевода сульфата свинца в карбонат требуется избыток реагента по сравнению со стехиометрической величиной в 10–15 %. Как правило, скорость процесса увеличивается при подъеме температуры до 35–40 °С. Оптимальное соотношение твердой и жидкой фаз (т : ж) должно быть от 1:3 до 1:4. Процесс десульфатации должен сопровождаться перемешиванием, его длительность в зависимости от температуры составляет 20–30 мин. Степень десульфатации — 96–98 %. Возможно применение вместо карбонатов гидроксида натрия.

При десульфатации оксидно-сульфатной фракции карбонатами продуктами реакции яв-

ляются преимущественно карбонат свинца (церуссит) и в небольших количествах гидроцеруссит $Pb_3(CO_3)_2(OH)_2$. Типичная дифрактограмма получаемого после десульфатации оксидно-карбонатного кека приведена на рис. 2.

Водные растворы после отделения оксидно-карбонатного кека содержат ионы $SO_4^{2-}$, и выводить их из технологического цикла без дополнительной обработки нецелесообразно. Растворы могут быть легко утилизированы. Конкретные товарные продукты, получаемые при этом, зависят от применяемого при десульфатации реагента. Например, может быть получен безводный сульфат натрия, который по нормам на содержание тяжелых металлов удовлетворяет реактиву марки «чистый», и, следовательно, возможно его использование для производства синтетических моющих средств. Подробно все варианты утилизации сульфатсодержащих водных растворов рассмотрены в работе [13].

Органические компоненты аккумуляторов — полипропилен или эбонит (корпуса), поливинилхлорид (сепараторы) — требуют предварительной обработки для очистки от механического загрязнения свинецсодержащим шламом. После механической очистки полипропилен может быть использован повторно для изготовления корпусов аккумуляторов. Эбонитовые корпуса применяются только в России; имеются различные варианты использования эбонита. Поливинилхлорид подлежит только захоронению на специальных полигонах. Его сжигание сопровождается появлением в газовой фазе вредных веществ. В зарубежной практике прослеживается четкая тенденция замены поливинилхлорида при изготовлении сепараторов на другие материалы (полиэтилен, полипропилен).

Свинец с кислородом образует целый ряд оксидов, с точки зрения технологической практики наиболее распространенными соединениями являются оксид свинца (II) PbO, оксид свинца (IV) $PbO_2$ и смешанный оксид $Pb_3O_4$ (сурик). Оба последних оксида при нагревании разлагаются с выделением кислорода. Известны две полиморфные модификации PbO: низкотемпературная красная, α-PbO (минерал глет), и высокотемпературная орторомбическая желтая, β-PbO (минерал массикот). Температура перехода одной модификации в другую существенно зависит от фактического состава PbO, так как это соединение обладает заметной областью гомогенности. Установлено, что α-PbO может содержать избыток кислорода по сравнению со стехиометрической формулой; β-PbO может содержать избыток не только кислорода, но и свинца. В справочной литературе для поли-

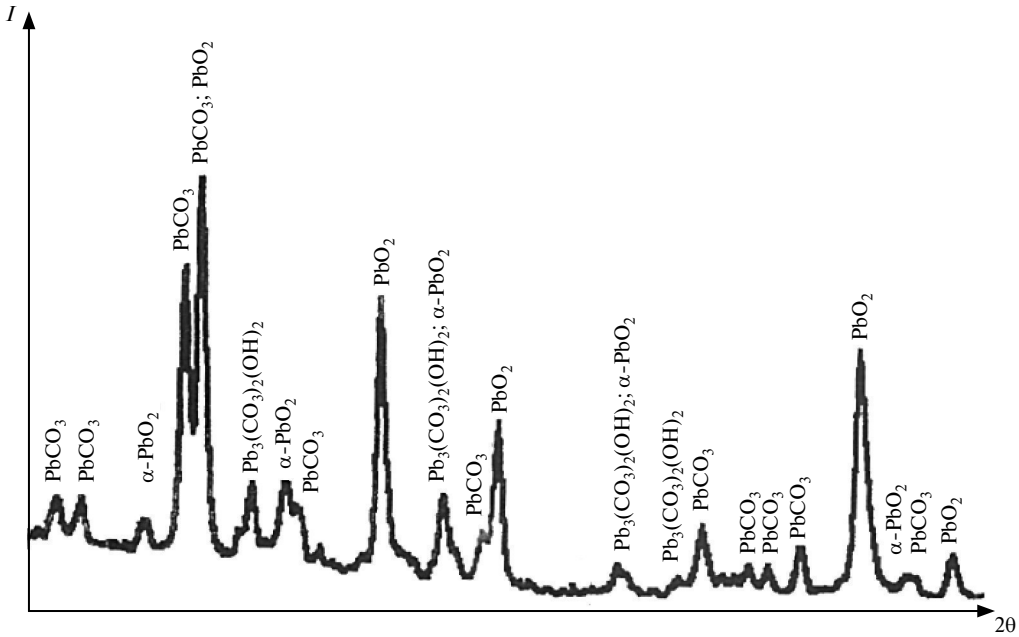



Рис. 2. Дифрактограмма продукта десульфатации оксидно-сульфатной фракции — оксидно-карбонатного кека

морфного перехода α-PbO в β-PbO указывается интервал температур 550–590 °С. Более подробно это рассмотрено в работе [13].

При нагревании оксидно-карбонатного кека его составляющие разлагаются, и в результате при температуре 600 °С единственным соединением свинца является оксид свинца (II) преимущественно орторомбической модификации (рис. 3). Кривые изменения массы и тепловых эффектов, сопровождающих процессы разложения компонентов оксидно-карбонатного кека, приведены в работе [16].

Для восстановления PbO в твердом состоянии могут использоваться как твердые углеродосодержащие восстановители, так и газообразные (монооксид углерода, водород). Проведенные нами исследования показали, что твердофазный процесс восстановления PbO углеродом или углеродсодержащими материалами (включая древесные опилки) может быть реализован в интервале температур 720–740 °С с достаточно высокой скоростью протекания [12]. Такой относительно низкотемпературный процесс восстановления оксида свинца должен быть очень привлекателен с экологической точки зрения, давление пара свинца при этих температурах невелико: при температуре 727°С (1000 К) оно составляет $1{,}22 \cdot 10^{-2}$ мм рт.ст.

Активные массы свинцового аккумулятора (оксидно-сульфатная фракция после разделки аккумуляторов) представляют собой богатый свинцом специфический вид вторичного свинцового сырья, и переносить на его переработку технологии плавки рудного сырья (шахтная плавка, электроплавка), требующие высоких температур, сложной системы очистки газов, имеющие целый ряд других недостатков, не следует [18].

Как известно, согласно наиболее распространенным представлениям о восстановлении оксидов металлов твердым углеродом важнейшее значение в процессе отводится газовой фазе, и действительным восстановителем считается не столько твердый углерод, сколько его монооксид, который регенерируется по реакции $C+CO_2 = 2\ CO$ [19]. Однако, как показывают термодинамические расчеты, при температуре ниже 1000 К эта реакция не может получить достаточного развития. В то же время экспериментально показано, что восстановление PbO интенсивно протекает уже в интервале температур 600–700 °С [20]. На основании наших данных и работ других авторов, рассмотренных в обзоре [1] и монографии [13], можно заключить, что в течение всего процесса восстановления PbO протекает реакция PbO+C= Pb +CO, которая и определяет скорость процесса. Газовая фаза состоит на 90 % из $CO_2$, что также указывает на восстановление PbO непосредственно твердым углеродом. На процесс восстановления PbO благоприятно влияет деформация его кристаллической решетки. Природа активного состояния твердых фаз, влияние дефектов кристаллической структуры на реакционную способность компонентов твердофазных реакций обсуждаются в монографии Ю.Д. Третьякова [21].

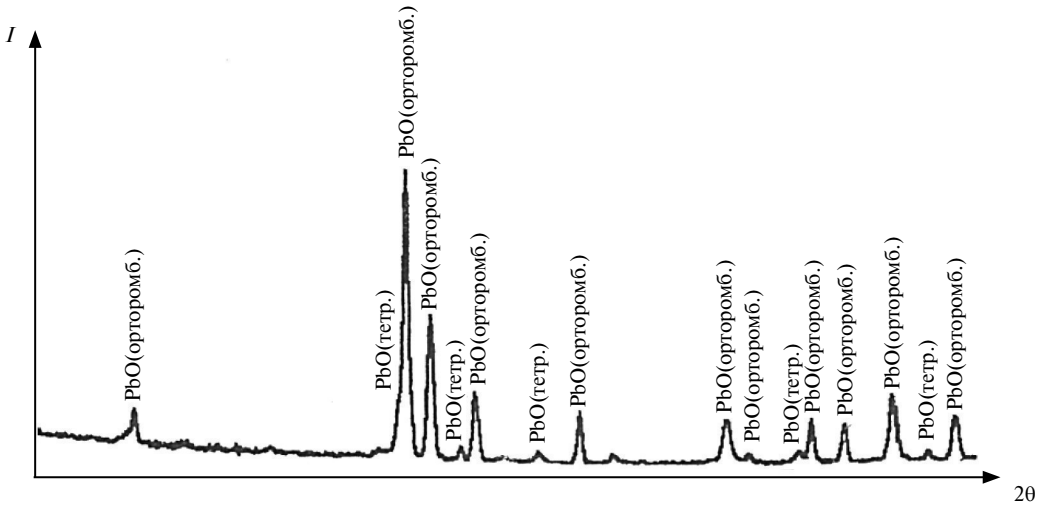



Рис. 3. Дифрактограмма продукта терморазложения оксидно-карбонатного кека при температуре 600 °С

Оксид свинца (II) может быть восстановлен водородом при температуре ниже точки плавления свинца. Восстановление начинается при 160 °С и устойчиво протекает с образованием металлического свинца при 240 °С. Промежуточных соединений при этом не наблюдается. Важнейшие факторы, влияющие на скорость и полноту восстановления оксида свинца (II), — парциальное давление водорода в газовой фазе, температура и степень измельчения исходного PbO. В монографии И.Р. Полывянного обсуждается применение природного газа в металлургии свинца [22].

В последние 15–20 лет разрабатываются альтернативные гидрометаллургические и электрохимические технологии переработки оксидно-сульфатной фракции лома свинцовых аккумуляторов. Преимущественно они сводятся к переводу компонентов фракции в водную фазу тем или иным способом и электроосаждению свинца или его гидроксида. Работы последних лет в этом направлении, выполненные зарубежными и отечественными авторами, рассматриваются в обзоре [1]. Они свидетельствуют о растущем интересе к экологически безопасным низкотемпературным технологиям утилизации свинцовых аккумуляторов, прежде всего к переработке их активных масс. Пока ни одна из технологий подобного вида не нашла промышленного применения по различным причинам. В будущем низкотемпературные электрохимические технологии, возможно, смогут составить конкуренцию традиционным пирометаллургическим технологиям. В настоящее время представляется оптимальным сочетание гидрометаллургического процесса (десульфатация активных масс) с восстановлением оксида свинца при возможно более низкой температуре.

Рафинирование чернового свинца, полученного как из рудного, так и из вторичного сырья, на промышленных предприятиях проводится пирометаллургическими или электрохимическими методами. В последнем случае применяются водные электролиты. Расплавленные электролиты, несмотря на возможность реализации с их участием некоторых перспективных рафинировочных операций [23], пока не нашли промышленного применения. По данным работы [24] доля заводов, рафинирующих черновой свинец независимо от способа его получения электрохимическим методом с водным электролитом, в 2003 году составляла 12,9 %.

Как известно, в черновом свинце, полученном из вторичного сырья, основной примесью является сурьма, возможно присутствие небольших количеств мышьяка, олова, меди, висмута. В наших работах [17, 23, 25–27] предложен двухстадийный способ очистки вторичного чернового свинца от примесей. Метод был обоснован термодинамически, проверен экспериментально, были получены соответствующие авторские свидетельства (2003 г. № 2208652, № 2219265). Первая стадия сводится к добавлению в рафинируемый сплав алюминия при температуре 700 °С с последующим образованием соединения AlSb в виде твердой фазы. Температура плавления AlSb — 1058±10 °С, плотность — около 4,2 г·см$^{-3}$ [28]. Согласно термодинамическим расчетам, подтвержденным экспериментальными исследованиями, путем медленного охлаждения (5–6 град. мин$^{-1}$) удается снизить равновесное содержание сурьмы в свинце при 350 °С до 0,005 % по массе. Удаление растворенного в свинце алюминия и снижение содержания других примесей достигается на второй стадии рафинирования — путем анодной поляризации металла в расплавленном гидроксиде натрия при температуре 350–380 °С. Результаты обеих стадий рафинирования приведены в табл. 2.

Анализ всех продуктов на содержание примесей выполнялся методом атомно-абсорбционного анализа с использованием спектрофотометра 4100-Z фирмы «Перкин-Элмер». Данные анализа не позволяют судить об изменении содержания висмута, которое очень мало в исходном материале. При анодной поляризации свинца с целью снижения содержания сурьмы и некоторых других примесей плотность тока определяется только содержанием этих примесей. В лабораторных опытах плотность тока составляла 0,04 А·см$^{-2}$, в конце опыта снижалась до 0,01 А·см$^{-2}$ [23]. В укрупненных опытах с электролизером, вмещающим 35 кг металла, в начальный период плотность тока составляла 0,2 А·см$^{-2}$, в конце процесса снижалось до 0, 01 А·см$^{-2}$ [25]. В этих опытах начальное содержание сурьмы было 1,5 %, предварительного снижения концентрации сурьмы не производилось, конечное содержание было 0,001 %.

Таблица 2

**Содержание примесей в исходном десульфатированном оксидно-карбонатном кеке, черновом свинце и в свинце после двустадийного процесса рафинирования**

| Материал | Конечное содержание примесей, мас. % | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Sb | As | Sn | Cu | Bi |
| Исходная десульфатированная активная масса | 1,5 | 0,005 | 0,007 | 0,007 | 0,003 |
| Свинец после восстановительной плавки | 2,1 | 0,007 | 0,010 | 0,010 | 0,004 |
| Свинец после рафинирования алюминием (оптимальные условия) | 0,004 | 0,005 | 0,010 | 0,0004 | 0,004 |
| Свинец после дополнительного рафинирования анодной поляризацией | 0,0013 | 0,010 | 0,000016 | 0,0004 | 0,004 |

В последние десять лет началось возрождение отечественной свинцовой промышленности главным образом за счет переработки вторичного свинцового сырья. Однако надо иметь в виду, что одним из основных факторов, определяющих рециклинг свинца и предотвращение накопления экологически опасных свинецсодержащих отходов, в экономически развитых странах является рациональная законодательная политика в природоохранной деятельности на общегосударственном и региональном уровнях. Необходима разработка различных механизмов возмещения вероятных убытков организациям, занимающимся сбором и транспортировкой отработанных аккумуляторов. Принимая во внимание огромную территорию страны, необходимы специализированные транспортные средства. Необходимы меры, стимулирующие максимальный возврат использованных аккумуляторов в пункты их сбора.

Россия имеет возможность многие годы в больших масштабах получать свинец путем переработки вторичного сырья, прежде всего аккумуляторного лома, но нужно это делать цивилизованно, с учетом богатого мирового опыта. В работе [9] подробно анализируется порядок сбора аккумуляторов в Италии, Швеции, Дании. В Швеции, например, где процент собранных аккумуляторов давно превышает 95 %, все 290 муниципалитетов страны должны организовать системы сбора отработанных батарей и безопасную доставку их на место переработки. Муниципалитеты информируют местных продавцов и покупателей о том, как организована местная система сбора батарей, куда можно их сдать. В Дании процент сбора батарей превышал 97 % еще в 1995 году. Следует четко представлять себе, что сбор отработавших свинцово-кислотных аккумуляторов — это, прежде всего, забота об охране среды обитания.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Морачевский А.Г.** Физико-химические исследования процессов утилизации свинцовых аккумуляторов // Ж. прикл. химии. 2014. Т. 87, №3. С. 273–290.

2. **Супрун В.И.** Проблемы вторичного свинца // Вторичные металлы. 2010. № 4. С. 39–43.

3. **Натаров А.** Второе рождение свинца // Металлы Евразии. 2007. № 6. С. 52–55.

4. **Ларионов В.Г., Скрыпникова М.И., Куркин П.Ю.** Утилизация свинцовых аккумуляторов в США // Экология и промышленность России. 2000. Март. С. 46–47.

5. **Степанов Б.Е., Аксельрод А.Р., Дитятовский Л.И.** Опыт переработки аккумуляторного лома за рубежом // Цветн. металлургия. 1998. № 8–9. С. 32–37.

6. **Кошелев В.А., Аксельрод А.Р., Рыбачук Н.Т.** Зарубежная практика сбора лома свинцово-кислотных аккумуляторов // Цветн. металлургия. 1999. № 2–3. С. 36–40.

7. **Лисин В.С., Юсфин Ю.С.** Ресурсо-технологические проблемы XXI века и металлургия. М.: Высш. шк., 1998. 447 с.

8. Доклад о свинцовом загрязнении окружающей среды Российской Федерациии его влиянии на здоровье населения («Белая книга»). М.: РЭФИА, 1997. 233 с.

9. **Мальцев В.И.** Пора власть употребить, чтобы порядок навести // Рециклинг отходов. 2007. № 4(10). С. 2–6.

10. **Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Демидов А.И.** Переработка вторичного свинцового сырья. СПб: Химия, 1993. 176 с.

11. **Колотыркин Я.М., Ткачек З.А.** Электрохимия и проблемы экологии // Российский химич. журн. 1993. Т.37, № 4. С. 61–66.

12. **Морачевский А.Г.** Актуальные проблемы утилизации лома свинцовых аккумуляторов // Ж. прикл. химии. 2003. Т. 76, № 9. С. 1467–1476.

13. **Морачевский А.Г.** Физико-химия рециклинга свинца. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2009. 270 с.

14. **Морачевский А.Г.** Физико-химические и технологические исследования процесса десульфатации свинецсодержащих материалов // Ж. прикл. химии. 1998. Т. 71, № 6. С. 881–890.

15. **Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Бочагина Е.В., Хабачев М.И.** Утилизация серы — важнейший этап экологически безопасной технологии переработки лома свинцовых аккумуляторов // Цветные металлы. 2002. № 8. С. 34–37.

16. **Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Уголков В.Л. [и др.].** Восстановительные процессы при переработке активных масс лома свинцовых аккумуляторов // Ж. прикл. химии. 2006. Т. 79, № 2. С. 242–250.

17. **Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Бутуханова Т.В.** Термодинамическое обоснование и реализация двухстадийной очистки свинца от сурьмы // Прикладные аспекты высокотемперат. электрохимии: Тезисы докл. 15 Росс. конф. по физич. химии и электрохимии распл. и тверд. электролитов. Нальчик, 2010. С. 208–209.

18. **Бессер А.Д., Сорокина В.С., Соколов О.К., Парецкий В.М.** Переработка использованных свинцовокислотных аккумуляторных батарей — основа рециклинга свинца // Электрометаллургия. 2009. № 3. С. 2–9.

19. **Елютин В.П., Павлов Ю.А., Поляков В.П., Шебалов С.Б.** Взаимодействие окислов металлов с углеродом. М.: Металлургия, 1976. 360 с.

20. **Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Калько О.А.** Восстановление оксидов свинца (II) и (IV) углеродом в твердой фазе // Ж. прикл. химии. 1995. Т. 68, № 11. С. 1899–1903.

21. **Третьяков Ю.Д.** Твердофазные реакции. М.: Химия, 1978. 300 с.

22. **Полывянный И.Р.** Кислород и природный газ в металлургии свинца. Алма-Ата: Наука Каз.ССР, 1976. 374 с.

23. **Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Клебанов Е.Б., Калько О.А.** Очистка свинца от сурьмы при переработке активных масс лома свинцовых аккумуляторов // Ж. прикл. химии. 1996. Т. 69, № 3. С. 460–462.

24. **Погосян А.А., Бессер А.Д., Сорокина В.С.** Переработка использованных аккумуляторов — основа рециклинга свинца. М.: ФГУП «ЦНИИАтоминформ», 2005. 256 с.

25. **Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Мальцев В.И.** Анодное рафинирование свинца в гидроксидном расплаве // Ж. прикл. химии. 1999. Т. 72, № 4. С. 692–693.

26. **Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Хабачев М.И., Мальцев В.И.** Взаимодействие алюминия с жидкими сплавами системы свинец-сурьма // Ж. прикл. химии. 2000. Т. 73, № 1. С. 3–7.

27. **Морачевский А.Г., Бутуханова Т.В.** Взаимодействие алюминия с примесями, растворенными в жидком свинце // Ж. прикл. химии. 2009. Т. 82, № 7. С. 1221–1223.

28. **Глазов В.М., Чижевская С.Н., Глаголева Н.Н.** Жидкие полупроводники. М.: Наука, 1967. 244 с.

## REFERENCES

1. **Morachevskiy A.G.** Fiziko-khimicheskiye issledovaniya protsessov utilizatsii svintsovykh akkumulyatorov. *Zh. prikl. khimii*. 2014. T. 87, №3. S. 273–290. (rus.)

2. **Suprun V.I.** Problemy vtorichnogo svintsa. *Vtorichnyye metally*. 2010. № 4. S. 39–43. (rus.)

3. **Natarov A.** Vtoroye rozhdeniye svintsa. *Metally Yevrazii*. 2007. № 6. S. 52–55. (rus.)

4. **Larionov V.G., Skrypnikova M.I., Kurkin P.Yu.** Utilizatsiya svintsovykh akkumulyatorov v SShA. *Ekologiya i promyshlennost Rossii*. 2000. Mart. S. 46–47. (rus.)

5. **Stepanov B.Ye., Akselrod A.R., Dityatovskiy L.I.** Opyt pererabotki akkumulyatornogo loma za rubezhom. *Tsvetn. metallurgiya*. 1998. № 8–9. S. 32–37. (rus.)

6. **Koshelev V.A., Akselrod A.R., Rybachuk N.T.** Zarubezhnaya praktika sbora loma svintsovo-kislotnykh akkumulyatorov. *Tsvetn. metallurgiya*. 1999. № 2–3. S. 36–40. (rus.)

7. **Lisin V.S., Yusfin Yu.S.** Resurso-tekhnologicheskiye problemy XXI veka i metallurgiya. M.: Vyssh. shk., 1998. 447 s. (rus.)

8. Doklad o svintsovom zagryaznenii okruzhayushchey sredy Rossiyskoy Federatsiii yego vliyanii na zdorovye naseleniya. («Belaya kniga»). M.: REFIA, 1997. 233 s. (rus.)

9. **Maltsev V.I.** Pora vlast upotrebit, chtoby poryadok navesti. *Retsikling otkhodov.* 2007. № 4(10), avgust. M. S. 2–6. (rus.)

10. **Morachevskiy A.G., Vaysgant Z.I., Demidov A.I.** Pererabotka vtorichnogo svintsovogo syrya. SPb: Khimiya, 1993. 176 s. (rus.)

11. **Kolotyrkin Ya.M., Tkachek Z.A.** Elektrokhimiya i problemy ekologii. *Rossiyskiy khimich. zhurn*. 1993. T.37, № 4. S. 61–66. (rus.)

12. **Morachevskiy A.G.** Aktualnyye problemy utilizatsii loma svintsovykh akkumulyatorov. *Zh. prikl. khimii*. 2003. t.76 № 9. S. 1467–1476. (rus.)

13. **Morachevskiy A.G.** Fiziko-khimiya retsiklinga svintsa. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2009. 270 s. (rus.)

14. **Morachevskiy A.G.** Fiziko-khimicheskiye i tekhnologicheskiye issledovaniya protsessa desulfatatsii svinetssoderzhashchikh materialov. *Zh. prikl. khimii*. 1998. T. 71, № 6. S. 881–890. (rus.)

15. **Morachevskiy A.G., Vaysgant Z.I., Bochagina Ye.V., Khabachev M.I.** Utilizatsiya sery — vazhneyshiy etap ekologicheski bezopasnoy tekhnologii pererabotki loma svintsovykh akkumulyatorov. *Tsvetnyye metally*. 2002. № 8. S. 34–37. (rus.)

16. **Morachevskiy A.G., Vaysgant Z.I., Ugolkov V.L. [i dr.].** Vosstanovitelnyye protsessy pri pererabotke aktivnykh mass loma svintsovykh akkumulyatorov. *Zh. prikl. khimii. 2006*. T. 79. № 2. S. 242–250. (rus.)

17. **Morachevskiy A.G., Vaysgant Z.I., Butukhanova T.V.** Termodinamicheskoye obosnovaniye i realizatsiya dvukhstadiynoy ochistki svintsa ot surmy / *Prikladnyye aspekty vysokotemperat. elektrokhimii*: Tezisy dokl. 15 Ross. konf. po fizich. khimii i elektrokhimii raspl. i tverd. elektrolitov. Nalchik, 2010. S. 208–209. (rus.)

18. **Besser A.D., Sorokina V.S., Sokolov O.K., Paretskiy V.M.** Pererabotka ispolzovannykh svintsovokislotnykh akkumulyatornykh batarey — osnova retsiklinga svintsa. Elektrometallurgiya. 2009. № 3. S. 2–9. (rus.)

19. **Yelyutin V.P., Pavlov Yu. A., Polyakov V.P., Shebalov S.B.** Vzaimodeystviye okislov metallov s uglerodom. M.: Metallurgiya, 1976. 360 s. (rus.)

20. **Morachevskiy A.G., Vaysgant Z.I., Kalko O.A.** Vosstanovleniye oksidov svintsa (II) i (IV) uglerodom v tverdoy faze. *Zh. prikl. khimii*. 1995. T. 68, № 11. S. 1899–1903. (rus.)

21. **Tretyakov Yu.D.** Tverdofaznyye reaktsii. M.: Khimiya, 1978. 300 s. (rus.)

22. **Polyvyannyy I.R.** Kislorod i prirodnyy gaz v metallurgii svintsa. Alma-Ata: Nauka Kaz.SSR, 1976. 374 s. (rus.)

23. **Morachevskiy A.G., Vaysgant Z.I., Klebanov Ye.B., Kalko O.A.** Ochistka svintsa ot surmy pri pererabotke aktivnykh mass loma svintsovykh akkumulyatorov. *Zh. prikl. khimii*. 1996. T. 69, № 3. S. 460–462. (rus.)

24. **Pogosyan A.A., Besser A.D., Sorokina V.S.** Pererabotka ispolzovannykh akkumulyatorov — osnova retsiklinga svintsa. M.: FGUP «TSNIIatominform», 2005. 256 s. (rus.)

25. **Morachevskiy A.G., Vaysgant Z.I., Maltsev V.I.** Anodnoye rafinirovaniye svintsa v gidroksidnom rasplave. *Zh. prikl. khimii*. 1999. T. 72, № 4. S. 692–693. (rus.)

26. **Morachevskiy A.G., Vaysgant Z.I., Khabachev M.I., Maltsev V.I.** Vzaimodeystviye alyuminiya s zhidkimi splavami sistemy svinets-surma. *Zh. prikl. khimii*. 2000. T. 73, № 1. S. 3–7.

27. **Morachevskiy A.G., Butukhanova T.V.** zaimodeystviye alyuminiya s primesyami, rastvorennymi v zhidkom svintse. Zh. prikl. khimii. 2009. T. 82, № 7. S. 1221–1223. (rus.)

28. **Glazov V.M., Chizhevskaya S.N., Glagoleva N.N.** Zhidkiye poluprovodniki. M.: Nauka, 1967. 244 s. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

**МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: andrey.morachevsky@gmail.com

## AUTHOR

**MORACHEVSKIJ Andrei G.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: andrey.morachevsky@gmail.com

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.771.23:669.1:669.017.3:621.787

*А.А. Кононов, П.А. Глухов, О.Г. Зотов*

# МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ПО СЕЧЕНИЮ ПОЛОСЫ АНИЗОТРОПНОЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ СТАЛИ В ПРОЦЕССЕ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

*A.A. Kononov, P.A. Glukhov, O.G. Zotov*

# MODELING OF THE TEMPERATURE FIELD ON THE SECTION OF THE STRIP OF GRAIN ORIENTED SILICON STEEL DURING HOT ROLLING

Методами математического моделирования исследовано изменение распределения температуры по толщине полосы анизотропной электротехнической стали в процессе горячей прокатки. На основании полученных данных определено изменение фазового состава полосы в процессе прокатки и оценена его неравномерность по толщине прокатываемой полосы.

АНИЗОТРОПНАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКАЯ СТАЛЬ; ГОРЯЧАЯ ПРОКАТКА; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ; РЕКРИСТАЛЛИЗАЦИЯ.

By methods of mathematical modeling it was investigated the changes of distribution of temperature on thickness of a strip of anisotropic electric technical steel during hot rolling. On the basis of the data obtained it is determined the change of phase structure of the strip in the rolling process and it is evaluated its irregularity on thickness of the rolled strip.

ANISOTROPIC ELECTROTECHNICAL STEEL; HOT ROLLING; MATHEMATICAL MODELING; PHASE TRANSFORMATIONS; RECRYSTALLIZATION.

Известно, что высокие магнитные свойства в анизотропной электротехнической стали (АЭС) обеспечиваются наличием кристаллографической текстуры {110}<001> (текстура Госса), формирование которой происходит на всех этапах производства [1, 2]. При такой текстуре направления легкого намагничивания и прокатки совпадают, что обусловливает наличие в этом направлении высоких магнитных свойств [3, 4].

Одним из основных этапов производства анизотропной электротехнической стали является горячая прокатка, в процессе которой в поверхностных слоях полосы образуются зерна с ребровой текстурой. Предотвращение их образования способствует исключению аномального роста зерен {110}<001> в процессе последующего высокотемпературного отжига [5, 6]. Поэтому один из путей повышения качества готового листа — это оптимизация структуры горячекатаной полосы [7], в частности формирование определенного соотношения феррита и аустенита в процессе прокатки, что в значительной степени определяет характер зеренной структуры стали [8, 9].

Сформировалось достаточно ясное представление о механизмах образования зародышей новых рекристаллизованных зерен при горячей деформации металлических материалов [10–12]. Однако значительно меньше экспериментально и теоретически исследовалось влияние на эти процессы таких технологических факторов, как скорость нагрева, продолжительность горячей деформации, характер температурного поля по сечению заготовки. Лишь в последние десяти-

летия в промышленности используются комплексные технологические линии изготовления горячекатаного листа, что позволяет управлять структурой и свойствами металла. В связи с этим установление закономерностей формирования свойств деформированного металла —весьма важная задача.

Целью нашей работы было выявить характер распределения температуры по сечению полосы в процессе прокатки, который определяет соотношение феррита и аустенита в структуре анизотропной электротехнической стали.

### Материал и методика эксперимента

Расчет температурных полей проводили в программе Deform-2D. Для этого была создана компьютерная модель прокатки АЭС на стане 2000, которая включает в себя модели черновой и чистовой групп клетей, а также промежуточного рольганга (рис. 1). Задачу решали в симметричной постановке (рис. 2) для рассматриваемого сечения. В качестве температурных граничных условий задавали отрицательный тепловой поток по поверхности сляба, который учитывает суммарные температурные потери полосы за счет излучения, конвекции, действия установок гидросбива окалины.

Решение задачи в пакете Deform-2D осуществляли с помощью анализа Лагранжа (Lagrangian incremental), который применяется для большинства процессов ОМД — ковки, прокатки, волочения, штамповки, а также для процессов термической обработки.

Теплофизические характеристики стали (рис. 3) задавали как функции от температуры [13]. Из-за трудности определения коэффициента теплоотдачи на контакте «сляб — валок» при решении задачи этот параметр был подгоночным коэффициентом. Показатель трения на контакте «сляб — валок» при расчетах приняли постоянным и равным 0,8 согласно данным работы [14]. Использована модель трения по Зибелю. Калибровку температурной задачи в пакете Deform-2D проводили по экспериментальным данным. Поскольку задачей моделирования было определение изменения температуры по толщине проката, то в расчетах не учитывали распределение температуры по ширине и длине сляба. Также в расчетах не учитывали тепловые потери за счет контакта раската с роликами рольганга.

### Результаты расчетов и их обсуждение

При производстве анизотропной электротехнической стали, в которой в качестве ингибиторной фазы выступают частицы AlN, слябы перед горячей прокаткой подогревают до температуры 1200–1270 °С, а за время прокатки в черновой группе клетей их температура по поверхности раската падает до 1140 °С. При этом толщина сляба, как правило, уменьшается с 200–250 мм до 40–50 мм.

Расчет параметров горячей прокатки в черновой группе клетей вели по режимам, представленным в табл. 1. Суммарное обжатие в черновой группе составило 83,8 %.

Результаты расчетов распределения температуры по толщине полосы, прокатанной по указанным режимам, представлены на рис. 4. В процессе черновой прокатки температура

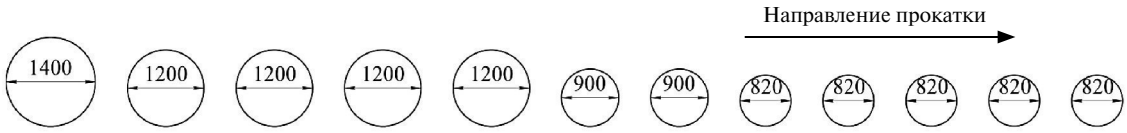



Рис. 1. Компьютерная модель стана 2000 в программе *Deform-2D*

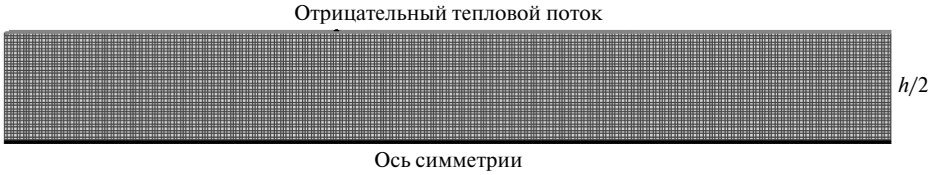



Рис. 2. Граничные условия в программе *Deform-2D*

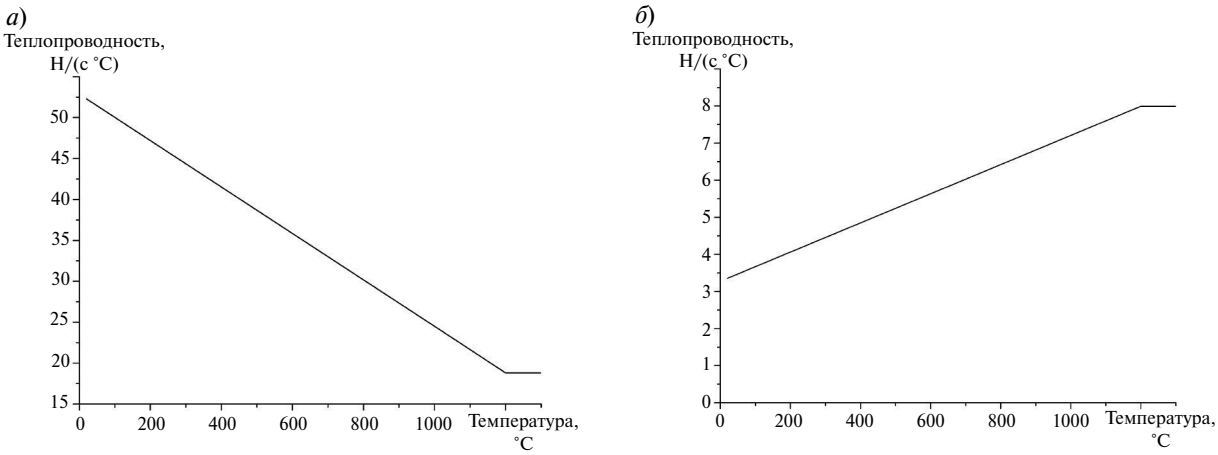



Рис. 3. Теплофизические характеристики исследованной стали:
*а* — теплопроводность; *б* — теплоемкость

Таблица 1

**Режим расчетной черновой прокатки АЭС**

| Параметры | Значения параметров в клетях №№ 1–5 | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | Исходн. | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| Относительное обжатие, % | – | 8,0 | 17,4 | 47,4 | 30,0 | 31,4 |
| Толщина после клети, мм | 250 | 230 | 190 | 100 | 70 | 48 |
| Абсолютное обжатие, мм | | 20 | 40 | 90 | 30 | 22 |
| Скорость прокатки, м/сек. | 1,0 | 1,0 | 1,5 | 2,0 | 2,5 | 3,2 |
| Время пребывания раската между клетями, сек. | – | 17,1 | 19,8 | 20,6 | 26,5 | 73,5 |

центральной части полосы остается практически неизменной и составляет 1250–1270 °С. Температура поверхности полосы в процессе прокатки понижается до 1130 °С. Толщина захоложенного слоя металла практически не изменяется в процессе черновой прокатки и составляет 25–30 мм, при этом толщина сляба уменьшается более чем в 5 раз. Таким образом, доля захоложенного металла увеличивается с 0,1 до 0,25 от толщины полосы.

Чистовая прокатка начинается при температуре поверхности раската 1010–1020 °С, а из последней клети чистовой группы полоса выходит с температурой поверхности 910–920 °С. Толщина горячекатаной полосы обычно составляет 2,0–2,5 мм. Таким образом, обжатия в чистовой группе клетей составляют ~ 95 %.

Расчеты параметров чистовой прокатки вели по режимам, представленным в табл. 2.

Результаты расчетов представлены на рис. 5. К началу чистовой прокатки температура центральной части полосы падает до 1150–1180 °С и к моменту выхода из последней клети принимает значения 920–930 °С. Разница температуры между поверхностью и центром полосы перед входом в шестую клеть (начало чистовой группы) составляет около 200 °С и в процессе прокатки понижается до 30 °С, что связано с уменьшением толщины прокатываемой полосы и выравниванием температурного поля по ее толщине.

Теперь, зная распределение температуры на различных этапах производства электротехнической стали, можно предположить возможные структурные изменения в ней. Необходимо учесть, что в составе подобных сталей содержится около 3 % (масс.) кремния, при температурах горячей прокатки они находятся в двухфазной ($\alpha+\gamma$) области (рис. 6). Результаты выполненных

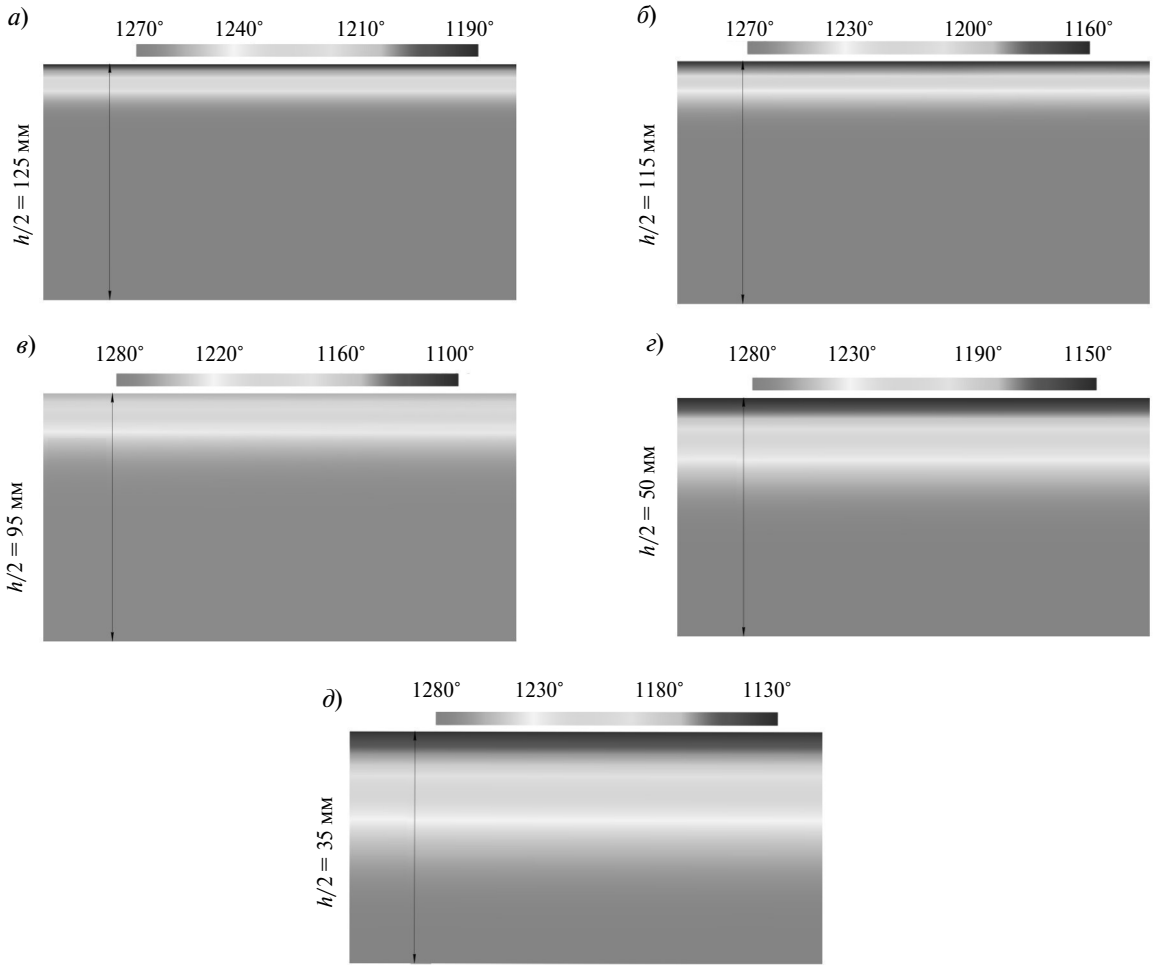



Рис. 4. Расчет распределения температуры по толщине полосы в процессе горячей прокатки в черновой группе клетей: перед клетью № 1 (*а*), № 2 (*б*), № 3 (*в*), № 4 (*г*), № 5 (*д*)

Таблица 2

**Режим расчетной чистовой прокатки АЭС**

| Параметры | Значения параметров в клетях №№ 6–12 | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 |
| Относительное обжатие, % | 35,4 | 41,0 | 40,0 | 38,0 | 34,0 | 29,0 | 22,0 |
| Толщина после клети, мм | 31,0 | 18,3 | 11,0 | 6,8 | 4,5 | 3,2 | 2,5 |
| Абсолютное обжатие, мм | 17,0 | 12,7 | 7,8 | 4,2 | 2,3 | 1,3 | 0,7 |
| Скорость прокатки, м/сек. | 1,0 | 1,7 | 2,8 | 4,4 | 6,7 | 9,5 | 12,7 |
| Время пребывания раската между клетями, сек. | 6,2 | 3,6 | 2,2 | 1,4 | 0,9 | 0,6 | 0,5 |

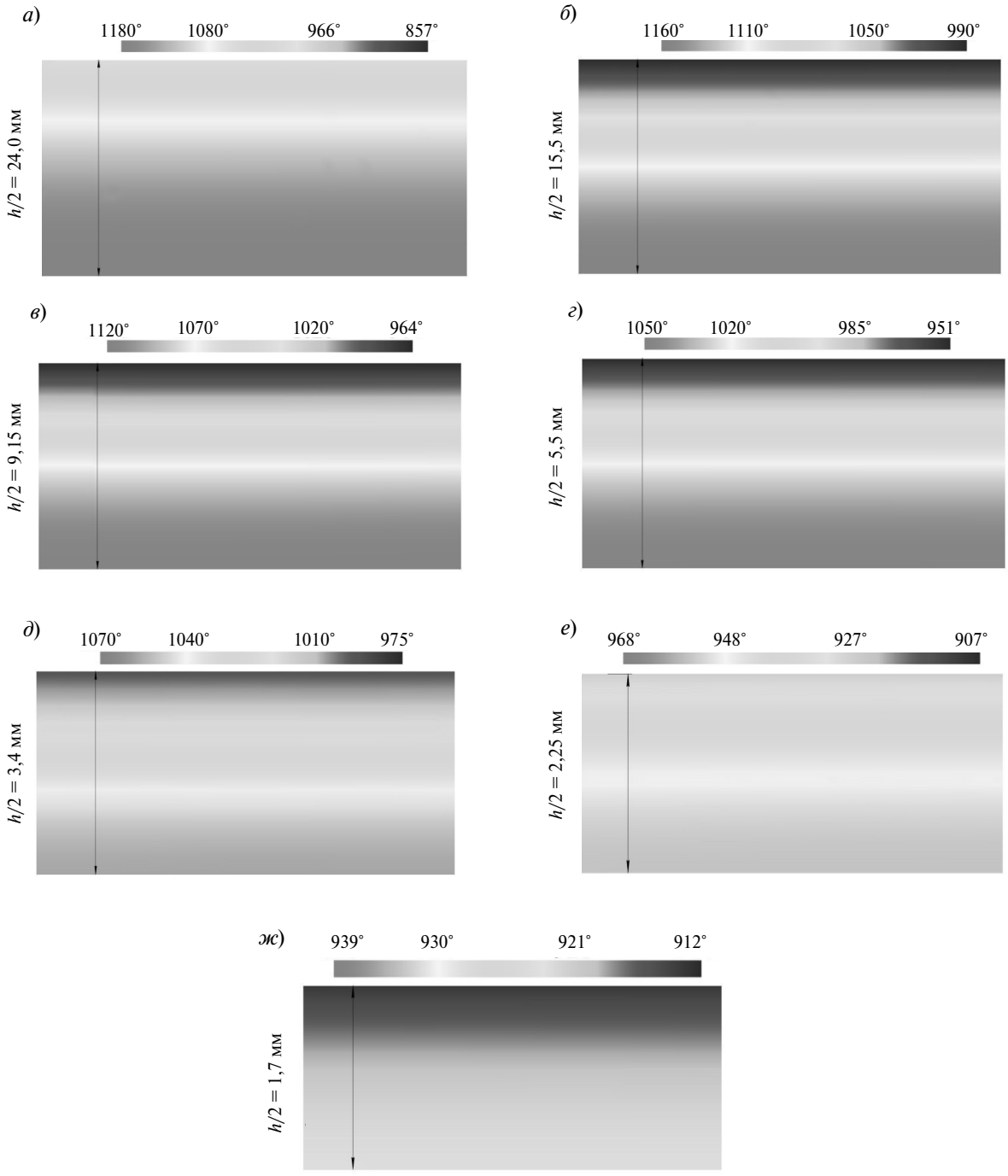



Рис. 5. Расчет распределения температуры по толщине полосы в процессе горячей прокатки в чистовой группе клетей: перед клетью № 6 (*а*), № 7 (*б*), № 8 (*в*), № 9 (*г*), № 10 (*д*), № 11 (*е*), № 12 (*ж*)

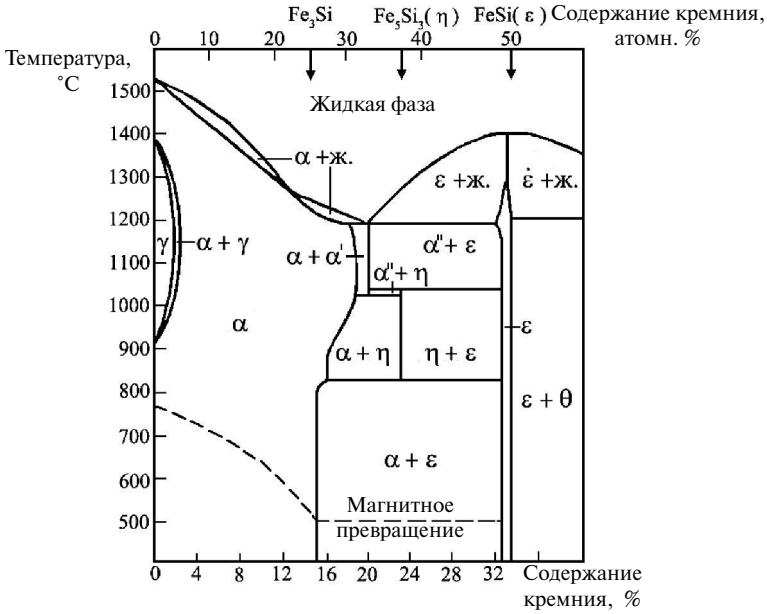



Рис. 6. Диаграмма состояния «железо — кремний»

расчетов показывают, что сердцевина сляба находится на границе двухфазной области, т. е. содержание аустенита в ней крайне мало. Поверхностные слои перед первой клетью характеризуются таким же фазовым составом. В процессе прокатки их температура понижается, и содержание аустенита в них увеличивается, достигая практически максимального значения после выхода полосы из пятой клети. Таким образом, на промежуточном рольганге наблюдается заметный градиент по содержанию аустенита в полосе: практически полное его отсутствие в центре и большое содержание в поверхностных слоях. На промежуточном рольганге полоса остывает, в результате чего в ее центральной части количество аустенита увеличивается до значений, близких к максимальному. В то же время температура поверхностных слоев снижается, что сопровождается увеличением доли ферритной составляющей в структуре.

В процессе чистовой прокатки металл продолжает остывать и доля аустенита в полосе снижается. Причем уже после седьмой клети температура поверхностных слоев близка к температуре конца фазового аустенитно-ферритного превращения, поэтому количество аустенита в них близко к нулю. Центральные слои полосы при прокатке в 6-й, 7-й и 8-й клетях разогреты до температуры максимального содержания аустенита. В процессе дальнейшей прокатки температура центра уменьшается, и к концу прокатки содержание аустенита по всей толщине листа близко к нулю.

Таким образом, на протяжении всего процесса горячей прокатки фазовый состав полосы электротехнической стали является неравномерным по толщине, что отражается на процессах динамической рекристаллизации. Как следствие, динамическая рекристаллизация протекает неравномерно, так как включения аустенита служат местами образования зародышей рекристаллизации. Кроме того, в результате фазовой перекристаллизации в структуре полосы образуются новые зерна феррита, размер которых также зависит от количества и характера распределения аустенита. Кроме того, аустенит, выстраиваясь в строчки, может препятствовать деформации более мягких зерен феррита. Следовательно, одной из основных причин образования неоднородной структуры по толщине горячекатаной полосы является ее неравномерный фазовый состав (соотношение аустенита и феррита) в процессе горячей прокатки, связанный с неравномерностью температурного поля по сечению.

Математическое моделирование температурного поля по сечению полосы анизотропной

электротехнической стали в процессе горячей прокатки показало, что распределение температуры по толщине полосы неравномерно. Это обусловливает формирование по сечению полосы неравномерной структуры стали с различным соотношением феррита и аустенита, что оказывает существенное влияние на процессы динамической рекристаллизации и приводит к образованию неоднородной структуры готового проката.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Кононов А.А., Зотов О.Г., Шамшурин А.И.** Распределение кристаллографических ориентировок в анизотропной электротехнической стали на прокатных переделах // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 8. С. 49–52.

2. **Казаджан Л.Б.** Магнитные свойства электротехнических сталей и сплавов. М.: ООО «Наука и технологии», 2000. 224 с.

3. **May J.E., Turnbull D.** Secondary recrystallization in silicon-iron // Transactions AIME. 1958. Vol. 212, № 6. P. 769–781.

4. **Cui F., Yang P., Mao W-M.** Behaviors of different inhibitors during secondary recrystallization of a grain-orientated silicon steel // International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials. 2011. Vol. 18, № 3. P. 314–321.

5. **Suzuki S., Ushigami Y., Homma H., Takebayashi S., Kubota T.** Influence of Metallurgical Factors on Secondary Recrystallization of Silicon Steel // Materials Transactions. 2001. Vol. 42, № 6. P. 994–1006.

6. **Yang P., Shao Y-Y., Mao W-M., Jiang Q-W., Jin Yang W-X.** Orientation Evolutions During Hot Rolling of Electrical Steel Containing Initial Columnar Grains // Materials Science Forum. 2012. Vols. 702–703. P. 754–757.

7. **Hong B.D., Kim J.K., Cho Hong K-M.** Effects of Hot Rolling on Microstructures and Magnetic Properties in 3 % Si Grain Oriented Electrical Steels // Journal of Magnetics. 2006. Vol. 11, № 3. P. 111–114.

8. **Akta S., Richardson G.J., Sellars C.M.** Hot Deformation and Recrystallization of 3 % Silicon Steel Part 1: Microstructure, Flow Stress and Recrystallization Characteristics // ISIJ International. 2005. Vol. 45, № 11. P. 1666–1675.

9. **Кононов А.А.** Влияние режимов горячей прокатки на размер зерна анизотропной электротехнической стали // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 2 (195). С. 128–133.

10. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. СПб: Наука, 2006. 363 с.

11. **Колбасников Н.Г., Щукин С.В., Кондратьев С.Ю.** Образование новых границ механизм релаксации внутренних напряжений // Известия АН СССР. Металлы. 1990. № 5. С. 86–91.

12. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: учебное пособие. СПб.: Изд-во Политех. ун-та, 2011. 128 с.

13. **Вол А.Е.** Строение и свойства двойных металлических систем. М.: Государственное издательство физико-математической литературы, 1962. Т. 2. 1982 с.

14. **Kobayashi S., Oh S.I., Altan T.** Metal forming and the Finite-Element Method. Oxford: Oxford University Press, 1989. 378 p.


## REFERENCES


1. **Kononov A.A., Zotov O.G., Shamshurin A.I.** Raspredeleniye kristallograficheskikh oriyentirovok v anizotropnoy elektrotekhnicheskoy stali na prokatnykh peredelakh. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2014. № 8. S. 49–52. (rus.)

2. **Kazadzhan L.B.** Magnitnyye svoystva elektrotekhnicheskikh staley i splavov. M.: OOO «Nauka i tekhnologii», 2000. 224 s. (rus.)

3. **May J.E., Turnbull D.** Secondary recrystallization in silicon-iron. *Transactions AIME*. 1958. Vol. 212, № 6. P. 769–781. (rus.)

4. **Cui F., Yang P., Mao W-M.** Behaviors of different inhibitors during secondary recrystallization of a grain-orientated silicon steel. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*. 2011. Vol. 18, № 3. P. 314–321. (rus.)

5. **Suzuki S., Ushigami Y., Homma H., Takebayashi S., Kubota T.** Influence of Metallurgical Factors on Secondary Recrystallization of Silicon Steel. *Materials Transactions*. 2001. Vol. 42, № 6. P. 994–1006.

6. **Yang P., Shao Y-Y., Mao W-M., Jiang Q-W., Jin Yang W-X.** Orientation Evolutions During Hot Rolling of Electrical Steel Containing Initial Columnar Grains. *Materials Science Forum*. 2012. Vol. 702–703. P. 754–757.

7. **Hong B.D., Kim J.K., Cho Hong K-M.** Effects of Hot Rolling on Microstructures and Magnetic Properties in 3 % Si Grain Oriented Electrical Steels. *Journal of Magnetics*. 2006. Vol. 11, № 3. P. 111–114.

8. **Akta S., Richardson G.J., Sellars C.M.** Hot Deformation and Recrystallization of 3 % Silicon Steel Part 1: Microstructure, Flow Stress and Recrystallization Characteristics. *ISIJ International*. 2005, Vol. 45 № 11. P. 1666–1675. (rus.)

9. **Kononov A.A.** Vliyaniye rezhimov goryachey prokatki na razmer zerna anizotropnoy elektrotekhnicheskoy

stali. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU.* 2014. № 2 (195). S. 128–133. (rus.)

10. **Kolbasnikov N.G., Kondratiev S.Yu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. SPb: Nauka, 2006. 363 s. (rus.)

11. **Kolbasnikov N.G., Shchukin S.V., Kondratiev S.Yu.** Obrazovaniye novykh granits mekhanizm relaksatsii vnutrennikh napryazheniy. *Izvestiya AN SSSR. Metally.* 1990. № 5. S. 86–91. (rus.)

12. **Kondratiev S.Yu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye. SPb.: Izd-vo Politekh. un-ta, 2011. 128 s.

13. **Vol A.Ye.** Stroyeniye i svoystva dvoynykh metallicheskikh sistem. M.: Gosudarstvennoye izdatelstvo fiziko-matematicheskoy literatury, 1962. T. 2. 1982 s. (rus.)

14. **Kobayashi S., Oh S.I., Altan T.** Metal forming and the Finite-Element Method. Oxford: Oxford University Press, 1989. 378 p. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**КОНОНОВ Александр Александрович** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: a.a.kononov@russia.ru

**ГЛУХОВ Павел Александрович** — инженер Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: glukhovpavel@gmail.com

**ЗОТОВ Олег Геннадьевич** — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: zog-58@mail.ru

## AUTHORS

**KONONOV Aleksandr A.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: a.a.kononov@russia.ru

**GLUKHOV Pavel A.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: glukhovpavel@gmail.com

**ZOTOV Oleg G.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: zog-58@mail.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.762

*А.И. Рудской, Ю.А. Соколов*

# ИССЛЕДОВАНИЕ С ПОМОЩЬЮ ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА ANSYS WORKBENCH НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ЧАСТИЦЫ ПРИ УДАРЕ О СТЕНКУ КАМЕРЫ

*A.I. Rudskoi, Yu.A. Sokolov*

# ON RESEARCHING THE PARTICLE TENSION ON IMPACT WITH CAMERA WALL BY USING ANSYS WORKBENCH PROGRAM COMPLEX

Исследовано напряженно-деформированное состояние частицы и стенки камеры в области их взаимодействия в процессе получения гранул методом PREP. Критерием является допустимый порог упруго-пластической деформации, обеспечивающий заданное качество гранул. Показано, что моделирование напряженно-деформированного состояния частицы и стенки камеры в области их взаимодействия является эффективным инструментом для исследования процесса получения гранул методом PREP. Предлагаемый подход позволяет прогнозировать качество гранул. Разработанная математическая модель имеет прикладное значение. Модель позволяет рассчитывать режимы процесса при получении гранул из тугоплавких металлов и сплавов, интерметаллидов и др. С помощью современного программного комплекса ANSYS выполнено исследование процесса столкновения частицы из титана со стальной стенкой .

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ГРАНУЛЫ; МЕТОД PREP; НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ; ПОРОШКОВАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ.

The article draws on the intense deformed condition of a particle and camera wall within their interaction in the course of receiving granules by the PREP method. The criterion is an admitted threshold of elastic plastic deformation providing the set quality of granules. It is shown that modeling of the intense deformed condition of the particle and camera wall within their interaction is the effective tool for the research of a process of receiving granules by PREP method. The approach suggested allows to predict quality of granules. The developed mathematical model has an applied value. The model allows to calculate the process modes when receiving granules from refractory metals and alloys, intermetallid, etc. It is executed the research of a process of collision of the titan-made particle with a steel wall by using the modern program ANSYS complex.

MATHEMATICAL MODELING; GRANULES; METHOD PREP; INTENSE-DEFORMED CONDITION; POWDER METALLURGY.

Для изготовления ответственных деталей различного назначения широко используются технологии порошковой металлургии [1–4], в том числе в сочетании с технологиями лазерной и электронно-лучевой обработки материалов [5–7]. Одной из наиболее перспективных является технология синтеза изделий с помощью электронного луча (СИЭЛ) [8–10]. Для ее про-

мышленной реализации важное значение имеет процесс получения исходных гранул различных материалов. В связи с этим актуальна задача исследования деформации частицы вследствие ее взаимодействия со стенкой камеры. Решение этой задачи предоставляет новые возможности для управления процессом получения гранул методом вращающегося электрода с плазменным нагревом (PREP).

Процесс получения гранул жаропрочных и титановых сплавов методом PREP показан на рис. 1. Вращающийся электрод подается в камеру распыления, где в результате оплавления плазменной дугой на торце электрода образуется жидкая пленка металла толщиной в несколько раз меньше диаметра образующихся гранул. Отделение частицы от электрода происходит с торцевого жидкого венца, диаметр которого больше диаметра электрода [11, 12]. Частицы расплава, оторвавшиеся от венца вращающейся заготовки, перемещаясь в газовой среде, охлаждаются и сталкиваются со стенкой камеры распыления.

Для более интенсивного отвода тепла от частицы, помимо охлаждения излучением, целесообразно использовать конвективное охлаждение в потоке смеси инертных газов (аргон и гелий). В процессе охлаждения частицы теплоотдача путем принудительной конвекции примерно на порядок превосходит потери тепла за счет излучения. В этом случае длина полета частицы, регулируемая скоростью подачи и составом газовой смеси в камере распыления, существенно уменьшается.

Важнейшими параметрами, влияющими на скорость охлаждения частицы, являются размер частицы, разность температур между частицей и газом, теплофизические свойства газа и материала частицы.

Целью нашего исследования является определение напряженно-деформированного состояния частицы и стенки камеры в области их взаимодействия при использовании метода PREP. Сложность задачи обусловлена динамикой процесса, включающего в себя контактирование частицы со стенкой, а также пластическую деформацию.

### Методика моделирования и характерные особенности модели

В общем случае частица в момент удара о стенку камеры может иметь значения скорости и температуры, при которых происходит пластическая деформация, превышающая предельно допустимую, что отрицательно отражается на качестве. Критерием оценки допустимой скорости полета частицы служит допустимый порог упруго-пластической деформации, обеспечивающий заданное качество гранул. К основным параметрам, определяющим скорость полета и температуру частиц, можно отнести размеры рабочей камеры распыления и состав газовой среды.

Экспериментальные данные, полученные при исследовании геометрии частиц и стенки камеры, не всегда позволяют получить полную информацию о протяженности упругой и пластической

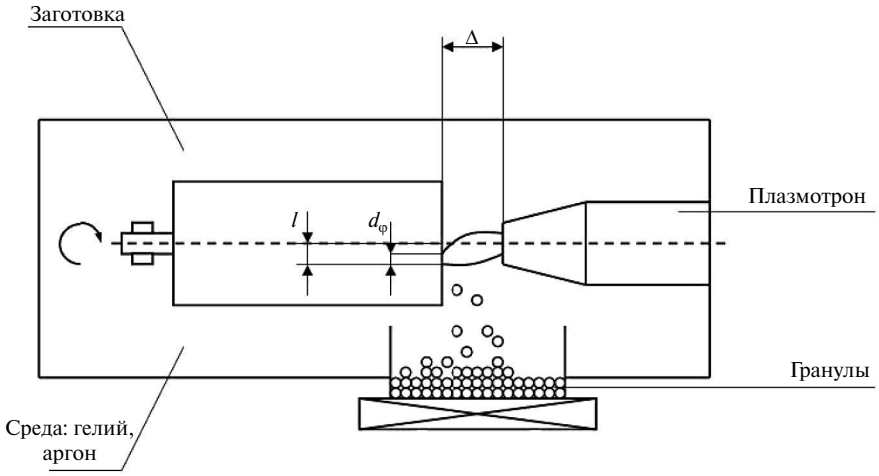



Рис. 1. Получение гранул жаропрочных и титановых сплавов методом вращающейся заготовки (PREP)

зон, о характере распределения контактных напряжений на поверхности частицы.

При исследовании была рассмотрена модель частицы, представленная на рис. 2 (*а* — до удара частицы о стенку, *б* — после удара). Рассмотрим наиболее критичный случай — прямой центральный удар частицы сферической формы о стенку. Во время удара частица и стенка деформируются (фаза деформации). Далее частица в зависимости от температуры и скорости полета может полностью или частично восстановить свою геометрическую форму (фаза восстановления). Эта задача — нестационарная. Особо следует отметить шероховатость поверхности частицы и стенки, обеспечивающей нормальный контакт.

Уравнение энергии для рассматриваемого удара частицы о стенку можно представить в следующем виде:

$$m_ч V_1^2 / 2 = m_ч V_2^2 / 2 = E_{пласт}, \quad (1)$$

где $V_1$ — скорость частицы до удара о стенку; $V_2$ — скорость частицы после удара о стенку; $m_ч$ — масса частицы; $E_{пласт}$ — энергия пластической деформации.

Запишем формулу для определения ударного импульса:

$$P(t) = \int_0^{t_1} F(t)dt, \quad (2)$$

где $P(t)$ — ударный импульс, $F(t)$ — сила удара, $t_1$ — время удара.

Формула для расчета импульса во время удара имеет следующий вид:

$$P = m_ч V_1. \quad (3)$$

Используя формулу (2), можно выразить импульс через силу и время удара:

$$P(t) = \int_0^{t_1} F(t)dt = F_{ср} t_1, \quad (4)$$

где $F_{ср}$ — средняя сила удара.

Отсюда для фазы деформации следует

$$F_{ср} t_1 = m_ч V_1. \quad (5)$$

Процесс столкновения можно описать следующей схемой. При ударе частицы о стенку в ней возникают упругие деформации, которые, развиваясь, могут переходить в пластические деформации. В материалах частицы и стенки камеры возникает сложнонапряженное состояние.

Успешное решение прикладных задач получения гранул методом PREP металлов во многом зависит от понимания физической сущности явлений, сопровождающих процесс.

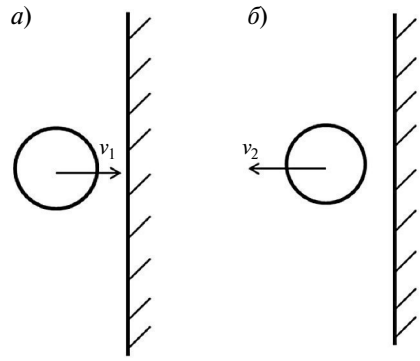



Рис. 2. Расчетная схема модели (схема соударения частицы с неподвижной стенкой)

В качестве инструмента моделирования выбран программный комплекс ANSYS Workbench [13]; пространственный режим — осесимметричная задача; тип расчета — динамический; скорость полета частицы задается.

**Построение математической модели процесса**

**Геометрическое представление модели.** Рассматривается процесс столкновения частицы сферической формы, летящей со скоростью $V$, массой $m_ч$. Диаметр частицы составляет 100 мкм. Материал частицы — титан. Материал стенки камеры — сталь, обладающая следующими характеристиками: предел текучести — $2{,}5 \cdot 10^8$ Па; плотность — 7850 кг/м$^3$; коэффициент линейного расширения стали — $1{,}2 \cdot 10^{-5}$ °С$^{-1}$; начальная температура — 40 °С; модуль упругости — $2 \cdot 10^{11}$ Па; коэффициент Пуассона — 0,3; модуль объемной упругости — $1{,}6667 \cdot 10^{11}$ Па; модуль сдвига — $7{,}6923 \cdot 10^{10}$ Па.

Поскольку оторвавшаяся от венца заготовки (электрода) частица имеет температуру близкую к температуре плавления и во время полета охлаждается, при расчете необходимо учитывать зависимость модуля упругости $E$ материала частицы от температуры. Для титана принимаем линейную зависимость, представленную на рис. 3, причем $E(T_{liq}) = 0$ ($T_{liq}$ — температура ликвидус).

В общем виде предел прочности материала можно представить следующей функциональной зависимостью:

$$\sigma_т = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T), \quad (6)$$

где $\sigma_т$ — предел текучести, $\varepsilon$ — деформация, $\dot{\varepsilon}$ — скорость деформации, $T$ — температура.

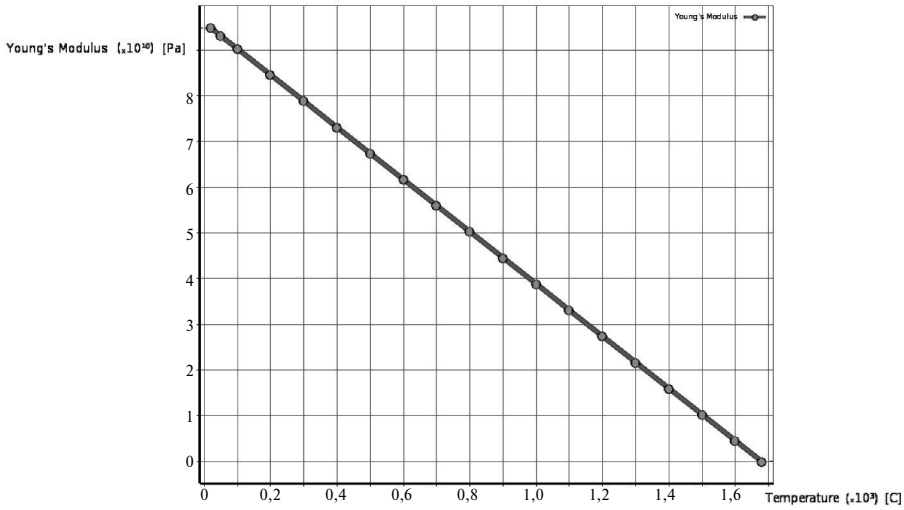



Рис. 3. Зависимость модуля упругости титана от температуры

Формула Зерилли — Армстронга для расчета предела текучести металлов с различной кристаллической решеткой выглядит следующим образом [14]:

для гранецентрированной решетки

$$\sigma_т = \sigma_0 + C_0\varepsilon^{0,5} \exp[C_3 T + C_4\, T \log \dot{\varepsilon}\,]; \quad (7)$$

для объемоцентрированной решетки

$$\sigma_т = \sigma_0 + C_1 \exp[-C_3 T + C_4\, T \log \dot{\varepsilon}\,] + C_5\varepsilon^n, \quad (8)$$

где $\sigma_0$ — предел текучести при комнатной температуре; $C_0$, $C_1$, $C_2$, $C_3$, $C_4$, $C_5$, $n$ — постоянные.

Джонсон и Кук предложили свою формулу для определения предела текучести, которая имеет следующий вид [14]:

$$\sigma_т = [A + B\varepsilon^n]\,[1 + C \ln \dot{\varepsilon}\,]\,[1 - T_H^m\,]; \quad (9)$$

$$T_н = (T - T_К)/(T_{пл} - T_к), \quad (10)$$

где $T_н$ — относительная температура; $T_к$ — комнатная температура; $T_{пл}$ — температура плавления; $A$, $B$, $C$, $n$, $m$ — постоянные.

Выбираем подход Джонсона — Кука, который при показателе степени $m = 1$ обеспечивает линейную зависимость предела текучести и модуля упругости от температуры.

Зависимость предела текучести от относительной деформации при температурах от 1000 °С (красный цвет) до 1680 °С (голубой цвет) представлена на рис. 4.

**Разбиение модели на конечные элементы и типы элементов.** В качестве основного конечного элемента, принятого при разбиении модели частицы, выбран структурный твердый элемент (рис. 5). В месте контакта произведено измельчение сетки.

Контактные элементы типа «поверхность с поверхностью» отличают следующие характеристики:

контакт типа «поверхность с поверхностью» определяется не единственным элементом, а двумя типами элементов, которые именуют «ответными» и «контактными»;

любое число ответных и контактных элементов может идентифицироваться как набор или группа;

контакт может реализовываться между любыми контактными элементами и любыми ответными элементами, находящимися в этой группе.

**Граничные условия.** Граничные условия модели показаны на рис. 6, *а* — области *A*, *B*, *C* и *D*; на рис. 6, *б* — скорость частицы. Принимаем следующие граничные условия в математической модели:

*A* — узлам, лежащим на нижней поверхности стенки, запрещены перемещения по оси *Y*;

*B* — узлам, лежащим на боковой поверхности стенки, запрещены перемещения по оси *X*;

*C* — узлы, лежащие на поверхности частицы, имеют скорость $V_1$ ($V_1$ — скорость подлета частицы к стенке);

*D* — узлы имеют температуру $T_{удар}$ ($T_{удар}$ — температура частицы в момент удара).

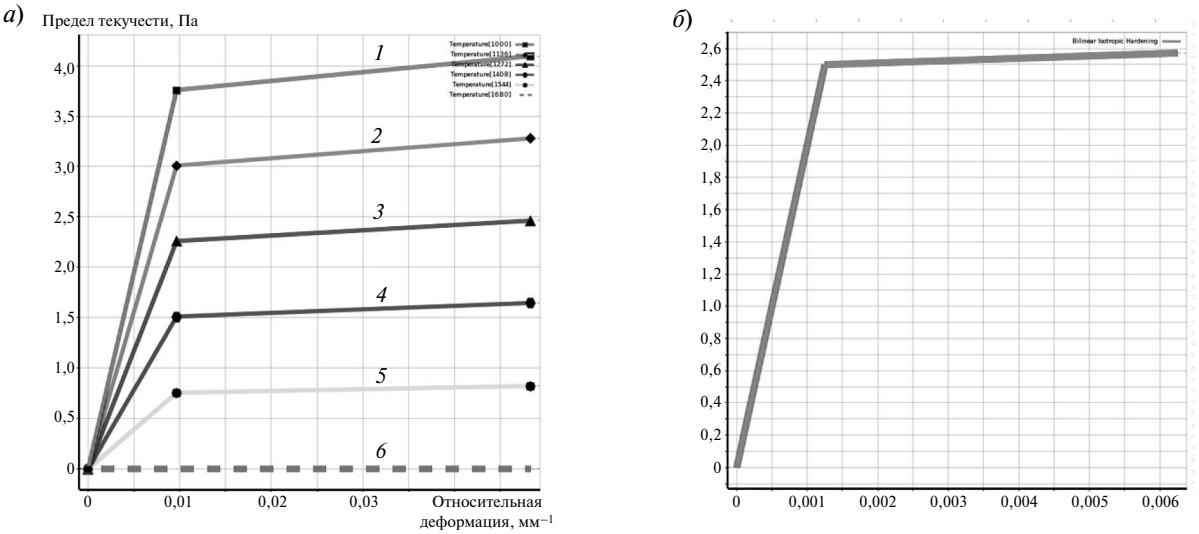



Рис. 4. Зависимость предела текучести титана (*а*) и стали (*б*) от относительной деформации при различных температурах:

*1* — ; *2* — ; *3* — ; *4* — ;*5* —

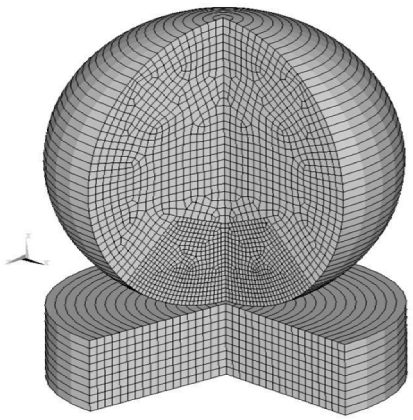


Рис. 5. Твердотельная сетка модели

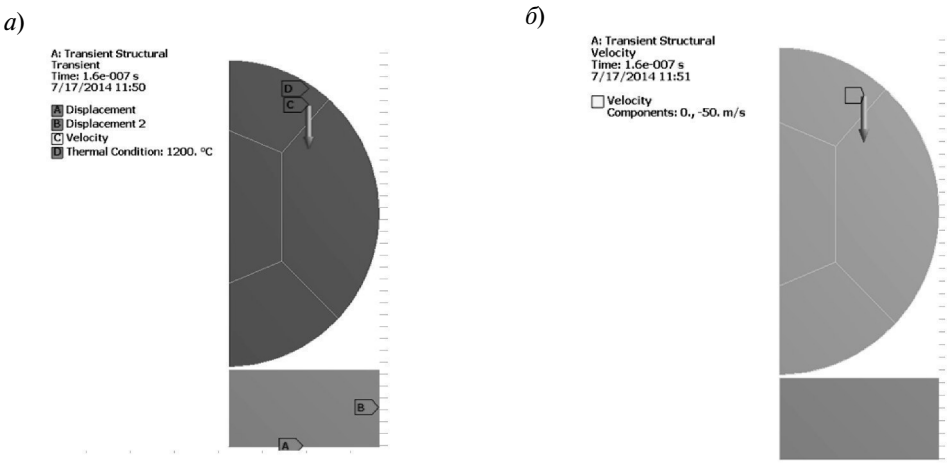



Рис. 6. Граничные условия

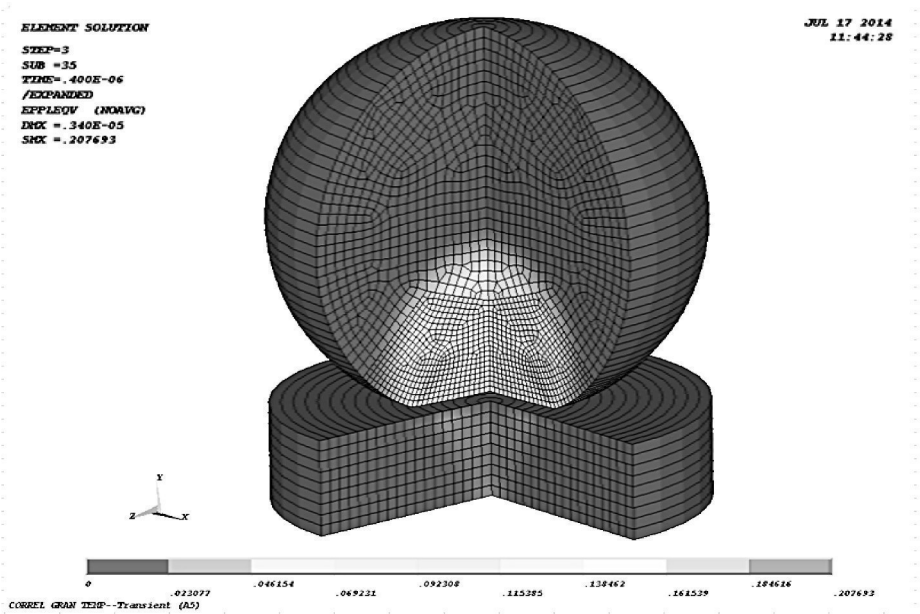



Рис. 7. Распределение пластических деформаций в частице после столкновения частицы со стенкой

Температуру стенки в момент удара принимаем равной 40 °С.

**Результаты расчетных исследований.** При ударе частицы о стенку в ее материале возникают значительные пластические деформации (рис. 7), величина которых зависит от температуры и скорости частицы в момент ее столкновения со стенкой камеры.

Общая (остаточная) деформация частицы после удара представлена на рис. 8.

За критерий деформации частицы принимаем отношение ее вертикального размера до и после деформации:

$$k = h_1/h_2, \qquad (11)$$

где $h_1$, $h_2$ — вертикальный размер частицы соответственно после и до деформации.

Формула для расчета коэффициента деформации частицы в процентах имеет следующий вид:

$$k\,[\%] = \mathrm{abs}(\Delta_1 - \Delta_2)\ 100/d_ч, \qquad (12)$$

где $\Delta_1$, $\Delta_2$ — деформация соответственно в верхней и в нижней областях частицы; $d_ч$ — диаметр частицы.

На рис. 9 представлены графические зависимости коэффициента деформации $k$ от скорости полета частицы (*а*) и от температуры (*б*): *1* — линейная зависимость, *2* — квадратичная.

На рис. 10 показана диаграмма влияния двух параметров (скорость и температура частицы) на коэффициент деформации. Результаты расчета показывают, что наиболее сильное влияние на деформацию частицы оказывает ее температура (на рисунке выделена желтым цветом), в гораздо меньшей степени — скорость полета (красный цвет). Следовательно, наиболее важной характеристикой является температура частицы. Во время полета частицы необходимо обеспечить

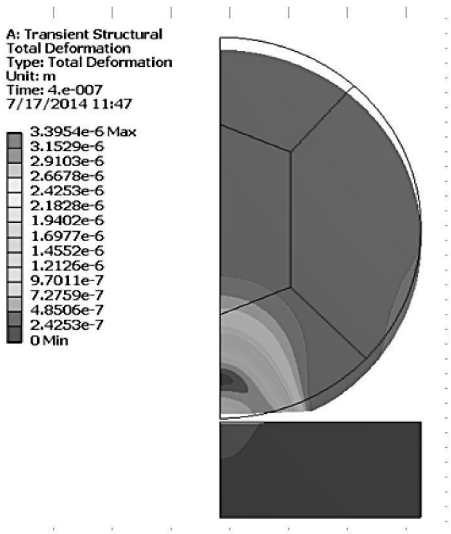



Рис. 8. Общая деформация частицы после столкновения со стенкой

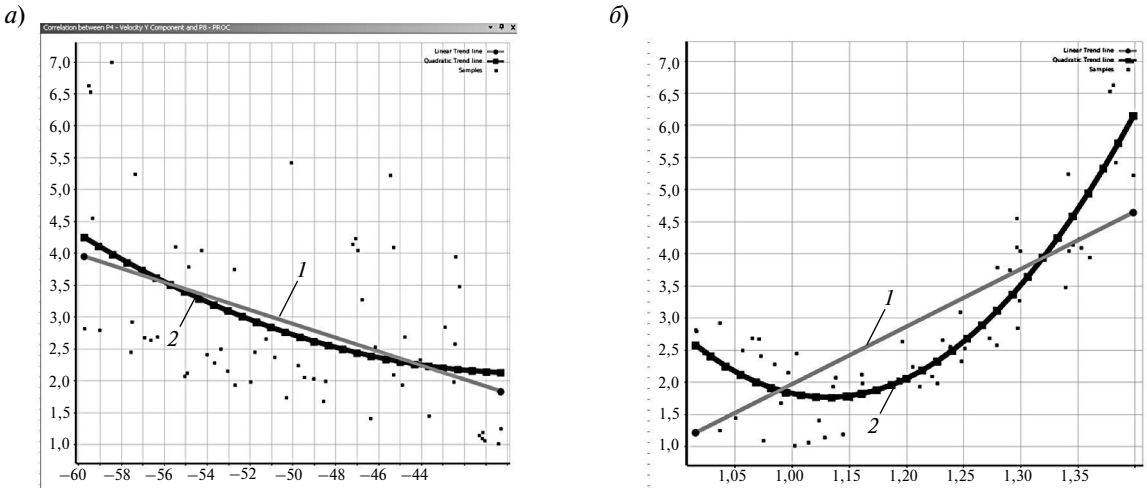



Рис. 9. Графическая зависимость коэффициента деформации *k* от скорости полета частицы (*а*) и температуры (*б*)

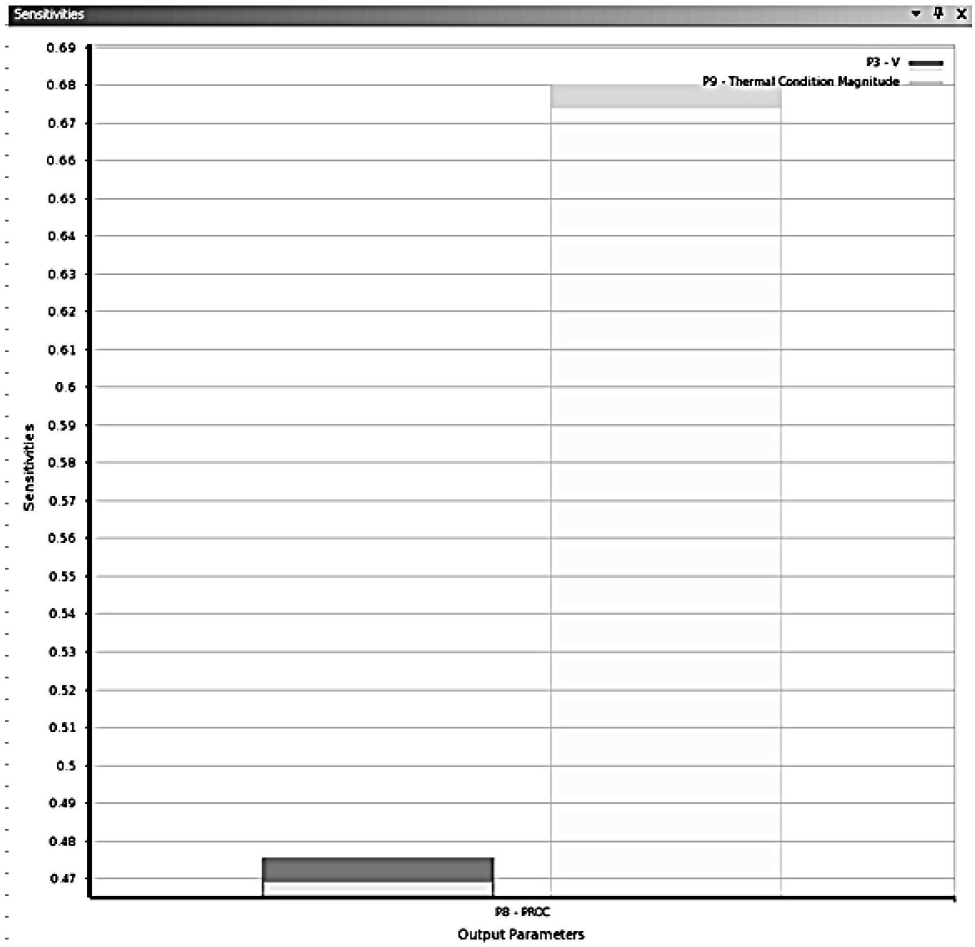



Рис. 10. Диаграмма влияния скорости полета частицы и температуры на степень деформации

надежное охлаждение с целью максимально возможного снижения температуры частицы до ее встречи со стенкой.

После завершения процедуры заполнения исследуемого пространства возможных решений пробными точками ANSYS Workbench переходим к построению поверхности отклика. Определена поверхность отклика деформаций частицы на изменение температуры и скорости полета после удара со стенкой (рис. 11).

Полученные результаты расчета позволяют перейти к определению области ($V_i$, $T_i$), в которой значения деформаций ниже заданного допустимого уровня (рис. 12).

Моделирование напряженно-деформированного состояния частицы и стенки камеры в области их взаимодействия — эффективный инструмент для исследования процесса получения гранул методом PREP, позволяющий прогнозировать качество гранул.

Разработанная математическая модель имеет прикладное значение, так как:

позволяет рассчитать режимы процесса при получении гранул из тугоплавких металлов и сплавов, интерметаллидов и др.;

определяет область значений параметров «скорость полета — температура частицы», обеспечивающую получение качественных гранул;

учитывает зависимость модуля упругости и предела текучести материала частицы от температуры.

Выполнено исследование процесса столкновения частицы из титана со стальной стенкой с помощью современного программного комплекса ANSYS, в результате которого:

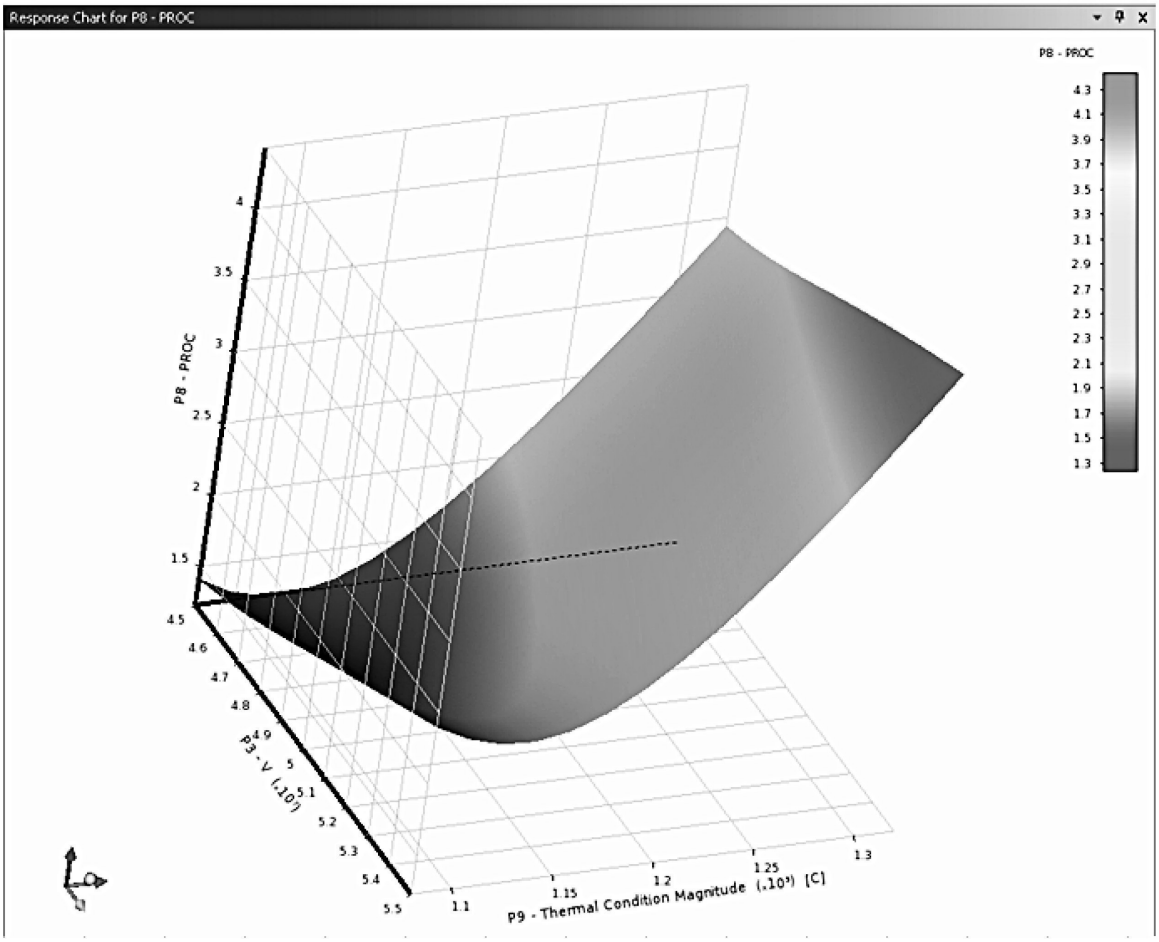



Рис. 11. Поверхности отклика остаточных (пластических) деформаций частицы на изменение температуры и скорости полета частицы

Рис. 12. Области ($V_i$, $T_i$), в которой значения деформаций ниже заданного допустимого уровня (*1* — $V_4$; *2* — $V_3$; *3* — $V_5$)

получено распределение пластических деформаций в частице после столкновения со стенкой;

определено, что наиболее сильное влияние на деформацию частицы оказывает ее температура (по сравнению со скоростью полета);

рассчитана область допустимых значений в двухмерном пространстве параметров «температура частицы — скорость полета», в которой величины деформаций являются приемлемыми.

Работа выполнена при поддержке гранта Министерства образования и науки Российской Федерации по программе поддержки ведущих научных школ РФ, грант № НШ-6413.2014.8

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кокорин В.Н., Рудской А.И., Филимонов В.И., Булыжев Е.М., Кондратьев С.Ю.** Теория и практика процесса прессования гетерофазных увлажненных механических смесей на основе железа. Ульяновск: Изд-во УлГТУ, 2012. 236 с.

2. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н., Сизов Н.А.** Исследование процесса уплотнения при ультразвуковом воздействии на увлажненную порошковую среду // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 3 (178). С. 148–155.

3. **Рудской А.И., Кокорин В.Н., Кондратьев С.Ю., Филимонов В.И., Кокорин А.В.** Прессование гетерофазных увлажненных железных порошков при использовании метода интенсивного уплотнения // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2013. № 5 (23). С. 13–20.

4. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю, Кокорин В.Н.** Прессование гетерофазных увлажненных порошковых металлических смесей для повышения качества высокоплотных заготовок с использованием метода интенсивного уплотнения // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2011. № 6. С. 12–16.

5. **Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components // Welding International. August 2012. Vol. 26, № 8. P. 629–632.

6. **Кондратьев С.Ю., Горынин В.И., Попов В.О.** Оптимизация параметров поверхностно-упрочненного слоя при лазерной закалке деталей // Сварочное производство. 2011. № 3. С. 11–15.

7. **Кондратьев С.Ю., Попов В.О.** Получение износостойкого квазинаноструктурного поверхностного слоя в сталях и цветных сплавах лазерной обработкой // Упрочняющие технологии и покрытия. 2011. № 2. С. 22–28.

8. **Murr L.E., Gaytan S.M., Ceylan A., Martinez E., Martinez J.L., Hernandez D.H., Machado B.I., Ramirez D.A., Medina F., Collins S., Wicker R.B.** Characterization of titanium aluminide alloy components fabricated by additive manufacturing using electron beam melting // Acta Materialia. 2010. № 58. P. 1887–1894.

9. **Biamino S., Penna A.U., Ackelid U., Sabbadini S., Tassa O., Fino P., Pavese M.P., Gennaro P., Badini C.** Electron beam melting of Ti48Al2Cr2Nb alloy: Microstructure and mechanical properties investigation // Intermetallics. 2011. № 19. P. 776 781.

10. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Технология послойного электронно-лучевого синтеза порошковых изделий в вакууме // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 8. С. 40–45.

11. **Мусиенко В.Т.** Особенности распыления вращающейся заготовки // В кн. Металлургия гранул. М.: ВИЛС, 1986. Вып. 3. С. 23–33.

12. **Мусиенко В.Т.** Закономерности образования гранул при центробежном распылении вращающейся заготовки // В кн.: Металлургия гранул. М.: ВИЛС,

1983. Вып. 1. С. 41–48.

13. ANSYS Basic Analysis Procedures Guide. ANSYS Realise 5.6 / ANSYS Inc, 1998.

14. **Каплун А.Б., Морозов Е.М., Олферьева М.А.** ANSYS в руках инженера: практическое руководство. М.: Едиториал УРСС, 2003. 272 с.

## REFERENCES

1. **Kokorin V.N., Rudskoi A.I., Filimonov V.I., Bulyzhev Ye.M., Kondratiev S.Yu.** Teoriya i praktika protsessa pressovaniya geterofaznykh uvlazhnennykh mekhanicheskikh smesey na osnove zheleza. Ulyanovsk: Izd-vo UlGTU, 2012. 236 s. (rus.)

2. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu., Kokorin V.N., Sizov N.A.** Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 3 (178). S. 148–155. (rus.)

3. **Rudskoi A.I., Kokorin V.N., Kondratiev S.Yu., Filimonov V.I., Kokorin A.V.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh zheleznykh poroshkov pri ispolzovanii metoda intensivnogo uplotneniya. *Naukoyemkiye tekhnologii v mashinostroyenii*. 2013. № 5 (23). S. 13–20. (rus.)

4. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu, Kokorin V.N.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh poroshkovykh metallicheskikh smesey dlya povysheniya kachestva vysokoplotnykh zagotovok s ispolzovaniyem metoda intensivnogo uplotneniya. *Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal s prilozheniyem*. 2011. № 6. S. 12–16. (rus.)

5. **Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components. *Welding International*. August 2012. Vol. 26, № 8. P. 629–632.

6. **Kondratiev S.Yu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)

7. **Kondratiev S.Yu., Popov V.O.** Polucheniye iznosostoykogo kvazinanostrukturnogo poverkhnostnogo sloya v stalyakh i tsvetnykh splavakh lazernoy obrabotkoy. *Uprochnyayushchiye tekhnologii i pokrytiya*. 2011. № 2. S. 22–28. (rus.)

8. **Murr L.E., Gaytan S.M., Ceylan A., Martinez E., Martinez J.L., Hernandez D.H., Machado B.I., Ramirez D.A., Medina F., Collins S., Wicker R.B.** Characterization of titanium aluminide alloy components fabricated by additive manufacturing using electron beam meltingy. *Acta Materialia*. 2010. № 58. P. 1887–1894.

9. **Biamino S., Penna A.U., Ackelid U., Sabbadini S., Tassa O., Fino P., Pavese M.P., Gennaro P., Badini C.** Electron beam melting of Ti48Al2Cr2Nb alloy: Microstructure and mechanical properties investigation. *Intermetallics*. 2011. № 19. P. 776–781.

10. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu., Sokolov Yu.A.** Tekhnologiya posloynogo elektronno-luchevogo sinteza poroshkovykh izdeliy v vakuume. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 8. S. 40–45. (rus.)

11. **Musiyenko V.T.** Osobennosti raspyleniya vrashchayushcheysya zagotovki. *V kn.: Metallurgiya granul*. M.: VILS, 1986. Vyp. 3. S. 23–33. (rus.)

12. **Musiyenko V.T.** Zakonomernosti obrazovaniya granul pri tsentrobezhnom raspylenii vrashchayushcheysya zagotovki. *V kn.: Metallurgiya granul*. M.: VILS, 1983. Vyp. 1. S. 41–48. (rus.)

13. ANSYS Basic Analysis Procedures Guide. ANSYS Realise 5.6. - ANSYS Inc, 1998.

14. **Kaplun A.B., Morozov Ye.M., Olferyeva M.A.** ANSYS v rukakh inzhenera: prakticheskoye rukovodstvo. M.: Yeditorial URSS, 2003. 272 s. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**РУДСКОЙ Андрей Иванович** — член-корреспондент РАН профессор ректор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: rector@spbstu.ru

**СОКОЛОВ Юрий Алексеевич** — кандидат технических наук главный конструктор ООО «НТК Электромеханика». 172386, ул. Заводское шоссе, 2, г. Ржев, Россия. E-mail: s5577@inbox.ru

## AUTHORS

**RUDSKOI Andrei I.** — corresponding member of the RAS, St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: rector@spbstu.ru

**SOKOLOV Yurii A.** — «Electromechanica». 2, Zavodskoe shosse, Rzhev city Tver region, Russia, 172386. E-mail: s5577@inbox.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 669.14-462:669.017.3:620.171:621.771.23

*О.Г. Зотов, Р.В. Сулягин,*
*А.А. Кононов, А.И. Шамшурин*

# ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИЧИН СНИЖЕНИЯ ВЯЗКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОБРАЗЦОВ ТРУБНОЙ СТАЛИ ПРИ ИСПЫТАНИЯХ НА CTOD

*O.G. Zotov, R.V. Sulyagin,*
*A.A. Kononov, A.I. Shamshurin*

# ON RESEARCHING THE REASONS OF A DECREASE OF DUCTILE CHARACTERISTICS OF PIPELINE STEEL SPECIMENS DURING CTOD TEST

Исследовали образцы трубной стали с различными значениями CTOD: были проведены металлографические исследования структуры образцов методами оптической и электронной сканирующей микроскопии, определен химический состав матрицы и неметаллических включений. Установлено, что решающее влияние на вязкие характеристики образцов оказывает наличие, химический состав и характер распределения неметаллических включений в центральной части образцов.

ТРУБНАЯ СТАЛЬ; МИКРОСТРУКТУРА; МЕТАЛЛОГРАФИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ; МИКРОШЛИФЫ; ВЯЗКИЕ СВОЙСТВА; ИСПЫТАНИЯ НА CTOD; НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИЕ ВКЛЮЧЕНИЯ; СУЛЬФИДЫ МАРГАНЦА; ОКСИДЫ КРЕМНИЯ; ХАРАКТЕР РАЗРУШЕНИЯ.

The paper considers the pipeline steel specimens with different values of CTOD. A number of metallographic structure researches by optical microscopy and scanning electron microscopy were carried out. Chemical compositions of matrix and nonmetallic inclusions were determined. It was established that the chemical composition, presence and distribution of nonmetallic inclusions in specimen center part are the main factors that determine the ductile characteristics.

PIPELINE STEEL, MICROSTRUCTURE, METALLOGRAPHIC RESEARCHES, MICROSECTIONS, DUCTILE CHARACTERISTICS, CTOD TEST, NONMETALLIC INCLUSIONS, MANGANESE SULFIDES, SILICON OXIDES, FRACTURE BEHAVIOR

В последнее время все больше внимания уделяется проблеме надежности трубопроводных сетей, прокладываемых под водой, в условиях повышенной сейсмической активности и в вечной мерзлоте [1–4]. По этой причине на первое место среди требуемых свойств выходит склонность материала к хрупкому разрушению. Эта характеристика может быть оценена как при определении ударной вязкости материала, так и при более сложных комплексных испытаниях, которым подвергаются и металл труб, и сварные соединения трубопроводов. К подобным испытаниям относятся испытания на раскрытие в вершине трещины CTOD, методика которых регламентирована британским стандартом BS 7448–91.

Испытания сталей на CTOD широко применяются при оценке допустимых значений распространения трещины и приложенных нагрузок. Испытания проводятся на полнотолщинном образце стали с надрезом и предварительно нанесенной усталостной трещиной на конце [5]. Испытания проводят от начала образования хрупкой трещины до полного пластического разрушения (рис. 1). При этом определяют следующие количественные характеристики: $\delta_c$ — раскрытие вершины трещины на первоначальном этапе приложения нагрузки; $\delta_u$ — хрупкий излом после медленного (вязкого) роста трещины; $\delta_m$ — вязкий рост трещины до разрушения образца при максимальной нагрузке в условиях стабильного

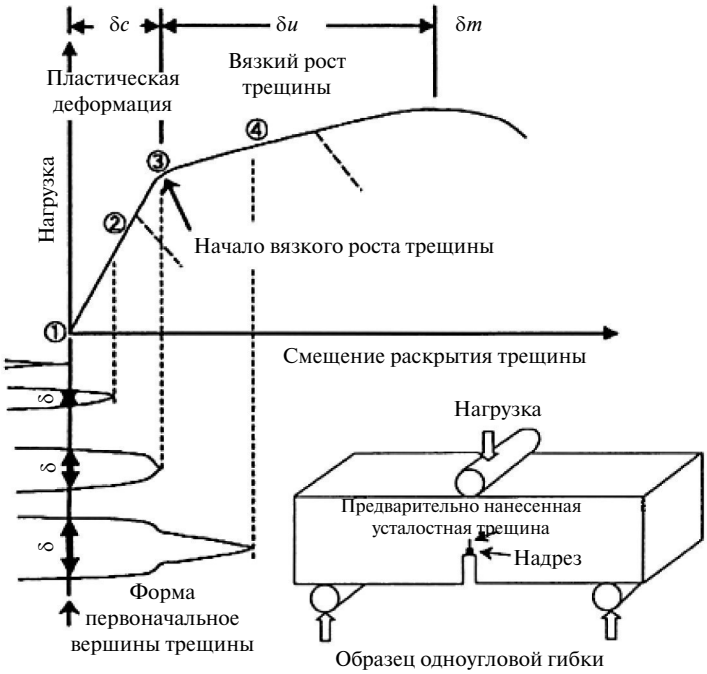



Рис. 1. Схема испытаний по определению раскрытия трещины CTOD

роста трещины. Чем больше величина CTOD, тем более длинные трещины или более высокие нагрузки может выдерживать конструкция.

Величина CTOD зависит от таких внешних параметров, как температура испытаний и толщина образца, однако определяющее влияние на эту характеристику оказывает структура материала, неметаллические включения и различные дефекты [6–9]. По этой причине для одного типа материала, изготовленного по одинаковой технологии, при одинаковых параметрах испытания можно получить совершенно различные результаты по величине CTOD. Объяснить причину таких различий исходя из известных литературных данных не представляется возможным. Однако этот вопрос имеет важное практическое значение.

Целью работы было выявление причин различий в значениях параметров CTOD образцов стали одинаковой категории прочности.

### Материал и методика эксперимента

Исследовали трубную сталь категории прочности К60. Марочный химический состав стали в масс. % следующий:

C..... 0,07–0,09
Si ..... 0,17–0,54
Mn..... 1,50–1,70
Nb.....0,08
V.....0,09
Al..... 0,02–0,05
S ..... <0,005
P ..... <0,013
Cu..... 0,3
Cr..... 0,3
Ni ..... 0,3

Использовали три образца трубной стали категории прочности К60, а именно 281-2, 280-1, 323-1, которые после проведения испытаний основного металла на CTOD в соответствии с требованиями стандарта BS 7448-1 показали различные результаты (табл. 1). В качестве критерия оценки параметра CTOD использовали

Таблица 1

**Результаты механических испытаний по определению параметра CTOD**

| Номер образца | Критическое значение CTOD $\delta_c$, мм | Требуемое значение CTOD $\delta_c$, мм |
|---|---|---|
| 281–2 | 0,65 | 0,25 |
| 280–1 | 0,18 | 0,25 |
| 323–1 | 2,30 | 0,25 |

значение $\delta_c$, соответствующее раскрытию вершины трещины на первоначальном этапе приложения нагрузки.

Как видно из представленных в табл. 1 результатов, параметр CTOD в образце 280-1 стали не соответствует требуемому значению, а в образцах 281-2 и 323-1 — соответствует. При этом значения CTOD в образце 323-1 значительно выше, чем в образце 281-2.

Для проведения исследований образцы стали были разрезаны в поперечном по отношению к излому направлении и на плоскости реза изготовлены микрошлифы. Резка образцов и изготовление микрошлифов производили на специализированном оборудовании фирмы ATM. Металлографический анализ микрошлифов осуществляли на световом оптическом микроскопе *Leica DMI* 5000. Для исследования были изготовлены образцы стали без травления и после травления в 5 %-м растворе $HNO_3$ в этиловом спирте.

**Результаты эксперимeтальных исследований**

Панорамные изображения непротравленных макрошлифов исследуемых образцов стали в месте центрального расслоения приведены на рис. 2. Видно, что в образце 281-2 центральное расслоение представляет собой острую трещину, проходящую через вытянутые включения (рис. 2, *а*). В центральной части образца видна «дорожка» из подобных включений. В образце 280-1 центральное расслоение также представляет собой острую трещину (рис. 2, *б*), причем в вершине трещины видны отдельные включения. В образце 323–1 центральное расслоение представляет собой тупую трещину и следов включений в вершине трещины не наблюдается (рис. 2, *в*).

На следующем этапе работы изучали микроструктуру образцов стали на протравленных микрошлифах. На рис. 3 приведены панорамные изображения микроструктуры исследованных образцов.

Из анализа микроструктуры стали следует, что у всех исследованных образцов расслоение наблюдается в центральной части вдоль направления прокатки. Вершины трещин, образовавшихся при расслоении, располагаются в зоне осевой структурной ликвации, которая хорошо просматривается во всех образцах. При этом в структуре всех исследованных образцов наблюдается ярко выраженная структурная полосчатость. Полученные результаты металлографического анализа согласуются с данными макроструктурного исследования стали.

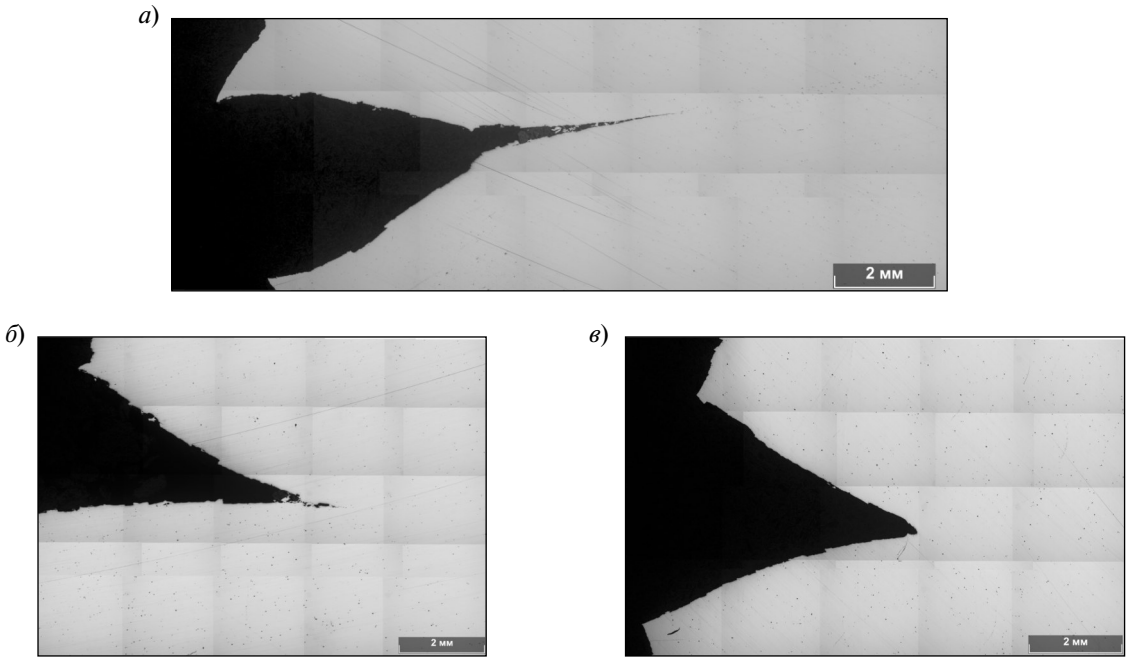



Рис. 2. Панорамные изображения непротравленных макрошлифов исследованных образцов стали:
*а* — 281–2; *б* — 280–1; *в* — 323–1

Более детальное изучение микроструктуры образцов стали позволило установить следующее (рис. 4–6).

Микроструктура образца 281-2 является мелкодисперсной ферритно-перлито-бейнитной (рис. 4). В центральной части образца наблюдаются крупные, вытянутые вдоль направления прокатки скопления гранулярного бейнита с ферритом, формирующиеся в пределах аустенитного зерна. Этот факт может свидетельствовать о недостаточной проработке структуры при прокатке. Более подробно аналогичные структурные образования были рассмотрены в работе [10]. Следует также отметить, что в вершине расслоения видны вытянутые включения, располагающиеся в центральной части образца. Можно предположить, что по виду и характеру расположения данные включения являются включениями сульфида марганца.

Микроструктура образца 280-1 (рис. 5) также является ферритно-перлито-бейнитной и принципиально не отличается от структуры ранее рассмотренного образца 281-2. В структуре образца присутствуют крупные конгломераты феррито-бейнитной смеси. В вершине трещины (расщепление) также наблюдаются мелкие включения. Однако вершина трещины имеет более разветвленный характер и цепочки вытянутых включений в центральной части образца отсутствуют.

Микроструктура образца 323-1 (рис. 6) принципиально не отличается от ранее рассмотренных образцов и также является ферритно-перлито-бейнитной, однако характер расщепления в этом образце совершенно иной. Расщепление здесь представляет собой вязкую раскрытую тупую трещину с довольно большим радиусом в вершине. Никаких включений в вершине трещины и на пути ее распространения не обнаружено.

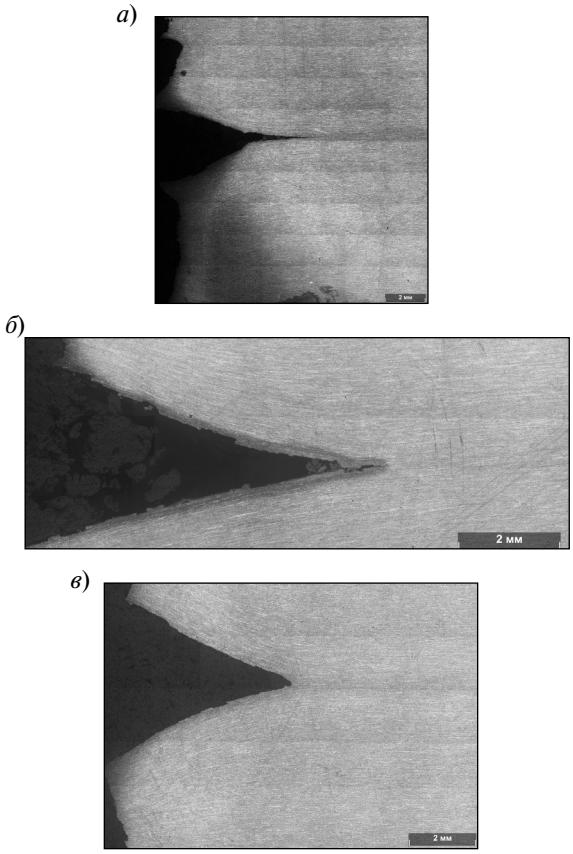



Рис. 3. Панорамные изображения микроструктуры исследованных образцов стали:
*а* — 281–2; *б* — 280–1; *в* — 323–1

Таким образом, в центральной части образцов 281-2 и 280-1 расщепление представляет собой острую хрупкую трещину, проходящую по включениям, тогда как в образце 323-1 расщепление выглядит как вязкая тупая раскрытая трещина с большим радиусом в вершине.

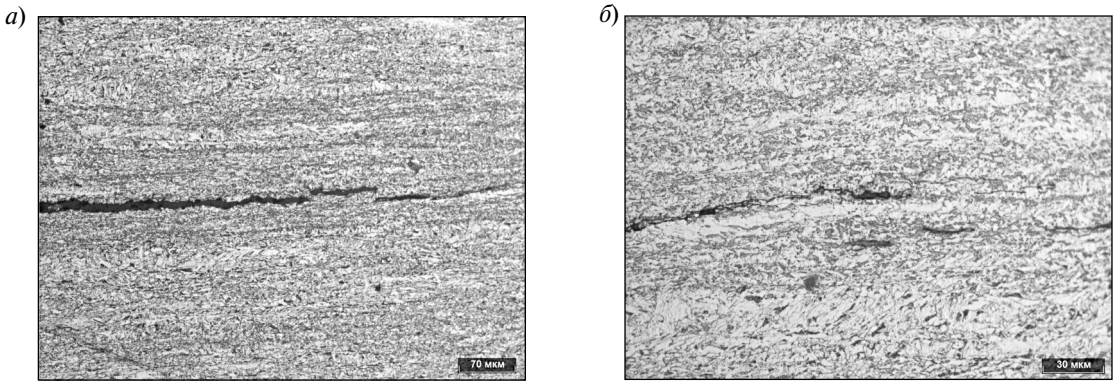
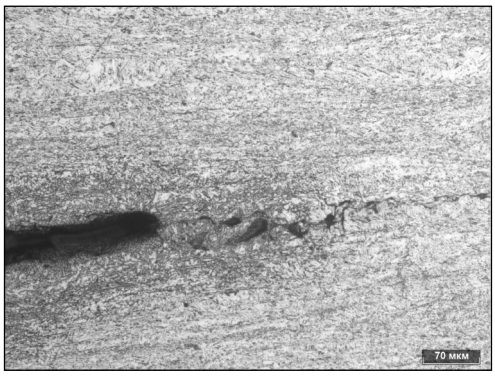



Рис. 4. Микроструктура образца 281–2 исследованной стали

*а*)




*б*)

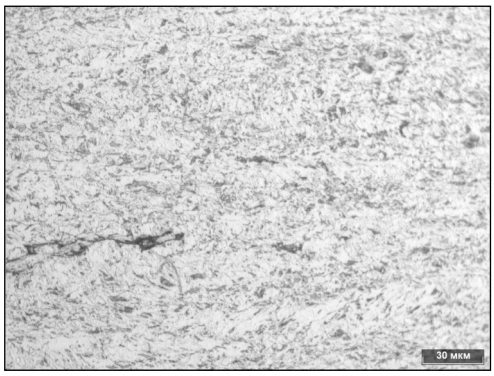
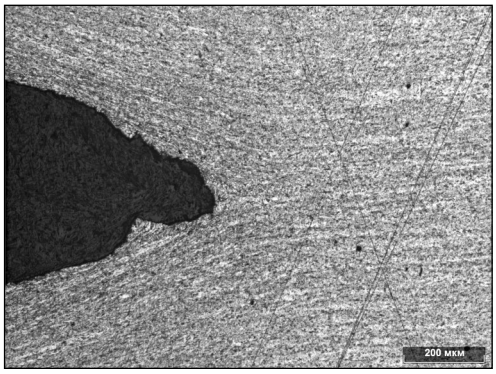



Рис. 5. Микроструктура образца 280-1 исследованной стали

*а*)




*б*)

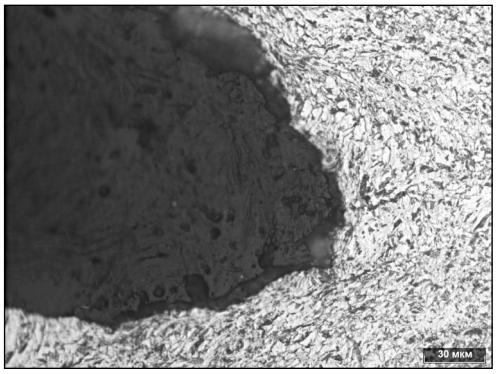
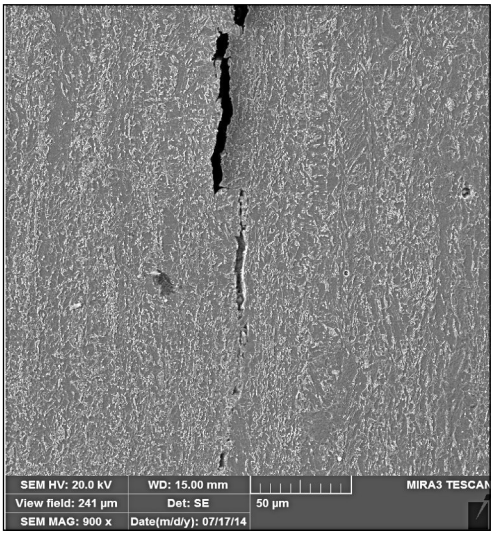



Рис. 6. Микроструктура образца 323-1 исследованной стали

*а*)




*б*)

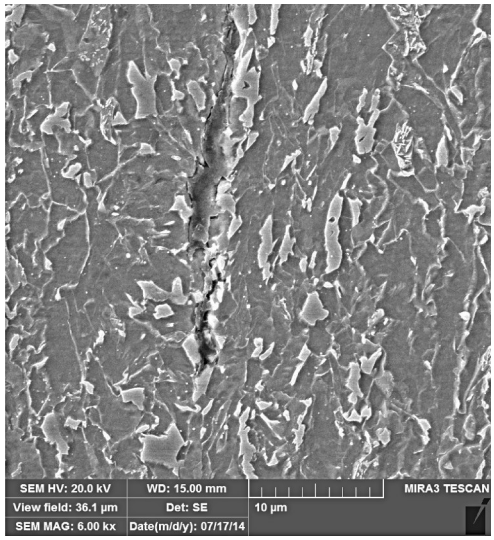



Рис. 7. Электронномикроскопическое изображение микроструктуры образца 281-2 исследованной стали

Дальнейшие исследования проводили на сканирующем электронном микроскопе TESCAN Mira 3M с использованием энерго-дисперсионного и волнового детекторов. Изучали микроструктуру образцов стали при больших увеличениях и определяли химический состав включений.

Полученные данные (рис. 7, 8, табл. 2) полностью совпадают с результатами металлографического анализа. Структура образца 281-2 — ферритно-перлито-бейнитная, расщепление представляет собой острую трещину, проходящую по вытянутым вдоль направления прокатки включениям (см. рис. 7).

Химический состав включений и основного металла в различных участках образца 281-2 (рис. 8) приведен в табл. 2.

Анализ химического состава включений в структуре образца 281-2 показал, что они представляют собой сложные химические соединения двух типов с большим количеством кислорода. В участках 1–5 образца стали, помимо кислорода, включения содержат повышенное количество кремния, марганца и серы. Встречается повышенное содержание Nb (участок 3). В участках 6 и 7, помимо Si, Mn и S, обнаружено повышенное содержание Na и Al. Химический состав и характер расположения позволяют идентифицировать обнаруженные включения как сульфид марганца. Подобные включения относительно пластичны и вытягиваются вдоль направления прокатки. Однако в том случае, когда они располагаются по ходу распространения трещины, включения могут снизить работу ее распространения и тем самым понизить вязкие свойства материала. По этой причине значение CTOD в данном образце стали относительно невысокое (0,65 мм), несмотря на то, что удовлетворяет предъявляемым стандартным требованиям.

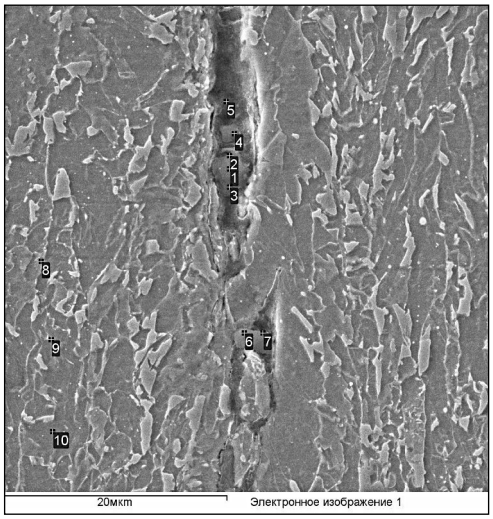



Рис. 8. Расположение участков определения химического состава в образце 281-2 исследованной стали

Структура образца 280-1 ферритно-перлито-бейнитная, в вершине расслоения наблюдается острая, ветвистая трещина, проходящая по неметаллическим включениям (рис. 9).

Результаты определения химического состава включений образца 280-1, выполненного на электронном сканирующем микроскопе, представлены в табл. 3, участки определения — на рис. 10.

Таблица 2

**Химический состав в различных участках образца 281–2 исследованной стали**

| № спектра | Участок анализа | Содержание химических элементов, % (масс,) | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | O | Na | Al | Si | S | Mn | Fe | Nb |
| 1 | включение | 40,70 | 0,23 | 0,51 | 24,02 | 0,13 | 0,62 | 33,30 | 0,25 |
| 2 | включение | 33,21 | 0,21 | 0,50 | 22,87 | 0,12 | 0,88 | 41,74 | 0,00 |
| 3 | включение | 21,62 | 0,12 | 0,17 | 5,70 | 0,18 | 1,61 | 66,90 | 3,45 |
| 4 | включение | 8,49 | 0,00 | 0,10 | 1,84 | 0,18 | 1,78 | 86,88 | 0,00 |
| 5 | включение | 22,06 | 0,30 | 0,21 | 2,24 | 0,24 | 1,40 | 73,11 | 0,00 |
| 6 | включение | 22,77 | 2,03 | 3,91 | 10,72 | 0,10 | 1,24 | 57,12 | 0,00 |
| 7 | включение | 26,82 | 2,29 | 4,68 | 13,32 | 0,11 | 0,98 | 49,08 | 0,00 |
| 8 | основ. металл | 0,38 | 0,00 | 0,00 | 0,59 | 0,09 | 2,42 | 96,17 | 0,00 |
| 9 | основ. металл | 0,44 | 0,00 | 0,00 | 0,61 | 0,09 | 2,43 | 96,11 | 0,00 |
| 10 | основ. металл | 0,42 | 0,00 | 0,00 | 0,63 | 0,07 | 2,48 | 96,06 | 0,00 |

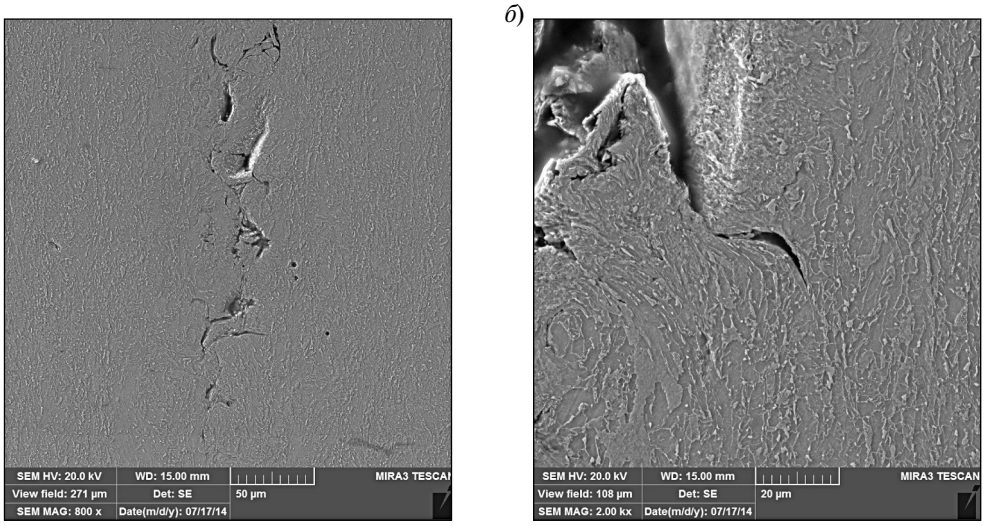



Рис. 9. Электронномикроскопическое изображение микроструктуры образца 280-1 исследованной стали

Участки №№ 1–6 образца относятся к включениям, а №№ 7–9 — к основному металлу.

В отличие от предыдущего образца, в данном случае в составе включений практически отсутствует повышенное содержание S, но наблюдается большое количество кислорода, кремния и кальция. По этой причине образовавшиеся неметаллические включения не являются сульфидами, как в предыдущем случае, а представляют собой оксиды кремния, образовавшиеся на стадии кристаллизации сляба. Представленные включения не вытягиваются вдоль направления прокатки, а располагаются в виде мелких включений, преимущественно по границам рекристаллизованных аустенитных зерен. Подобный характер расположения включений, довольно хрупких, обусловливает ветвистость трещины и существенное снижение вязких свойств материала, в частности CTOD.

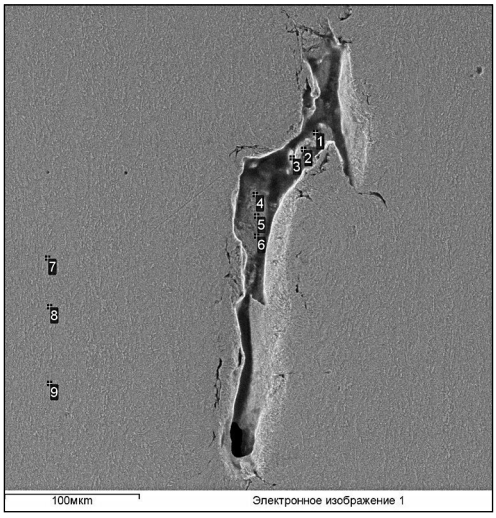



Рис. 10. Расположение участков определения химического состава в образце № 280-1 исследованной стали

Электронномикроскопические исследования микроструктуры образца 323-1 (рис. 11) полностью подтвердили данные металлографического анализа. Структура исследованного образца является ферритно-перлито-бейнитной, с видимыми направлениями пластической деформации при прокатке (структурной полосчастостью). Вершина расслоения представляет собой тупую трещину с большим радиусом. Следует отметить, что неметаллических включений в структуре металла в месте расслоения не обнаружено.

Результаты определения химического состава в различных участках структуры образца 323-1 представлены в табл. 4, участки определения химического состава — на рис. 12.

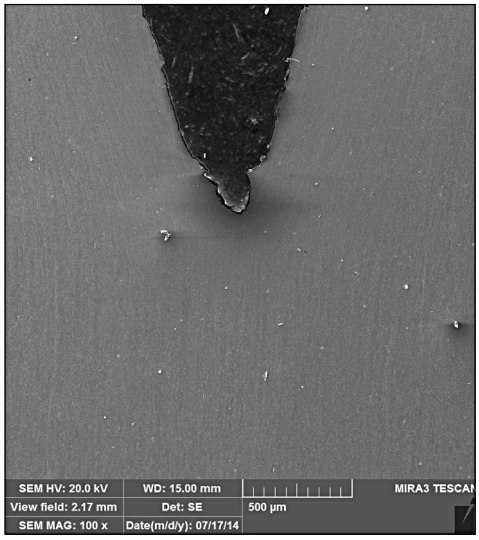
Обнаруженные в образце 323-1 исследованной стали неметаллические включения в вершине расслоения представляют собой окислы кремния и алюминия с повышенным содержанием серы, которые образовались на поверхности излома после проведения испытаний. Они не влияют на результаты испытаний и не связаны с качеством металла образца. Как уже

Таблица 3

**Химический состав различных участков в образце стали 280–1**

| Спектр | Место анализа | Содержание химических элементов, % (масс,) | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | O | Si | S | Ca | Mn | Fe |
| 1 | включение | 24,75 | 17,50 | 0,00 | 14,01 | 1,26 | 42,40 |
| 2 | включение | 6,70 | 12,28 | 0,00 | 0,27 | 1,60 | 79,16 |
| 3 | включение | 13,43 | 13,67 | 0,09 | 0,27 | 1,55 | 70,97 |
| 4 | включение | 6,95 | 5,73 | 0,11 | 0,00 | 1,75 | 85,46 |
| 5 | включение | 8,59 | 3,96 | 0,08 | 0,00 | 1,67 | 85,67 |
| 6 | включение | 10,99 | 9,53 | 0,08 | 0,10 | 1,53 | 77,69 |
| 7 | основ. металл | 0,85 | 1,06 | 0,00 | 0,00 | 1,89 | 96,20 |
| 8 | основ. металл | 0,64 | 0,80 | 0,00 | 0,00 | 1,91 | 96,65 |
| 9 | основ. металл | 1,88 | 1,60 | 0,00 | 0,00 | 1,94 | 94,58 |

*а*)




*б*)

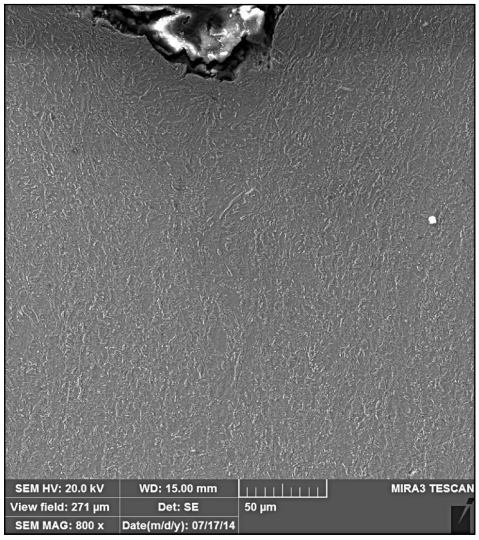
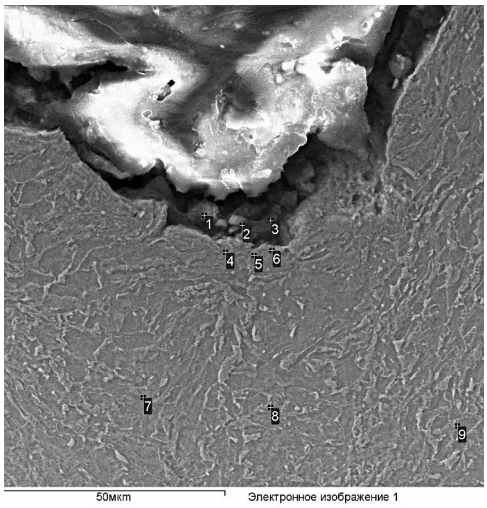



Рис. 11. Электронномикроскопическое изображение микроструктуры образца 323-1 исследованной стали




◂ Рис. 12. Расположение участков определения химического состава в образце 323-1 исследованной стали

Таблица 4

**Химический состав различных участков в образце стали 323–1**

| Спектр | Место анализа | Содержание химических элементов, % (масс,) | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | O | Al | Si | S | Ca | Mn | Fe |
| 1 | включение | 50,41 | 4,06 | 24,51 | 0,26 | 0,58 | 0,00 | 12,12 |
| 2 | включение | 36,27 | 5,71 | 28,21 | 0,00 | 0,35 | 0,31 | 19,36 |
| 3 | включение | 21,27 | 0,73 | 31,39 | 0,25 | 0,55 | 0,85 | 44,59 |
| 4 | основ. металл | 0,58 | 0,00 | 0,47 | 0,00 | 0,00 | 1,68 | 97,20 |
| 5 | основ. металл | 1,03 | 0,11 | 0,76 | 0,07 | 0,00 | 1,74 | 96,30 |
| 6 | основ. металл | 0,64 | 0,00 | 0,62 | 0,07 | 0,00 | 1,74 | 96,93 |
| 7 | основ. металл | 0,72 | 0,00 | 0,71 | 0,08 | 0,00 | 1,75 | 96,74 |
| 8 | основ. металл | 1,23 | 0,00 | 0,87 | 0,08 | 0,00 | 1,76 | 96,05 |
| 9 | основ. металл | 0,44 | 0,00 | 0,64 | 0,07 | 0,00 | 1,84 | 97,01 |

отмечалось, в структуре образца 323–1 неметаллических включений не обнаружено.

Таким образом, в результате проведенных исследований образцов трубной стали К60 после испытаний на CTOD установлено следующее:

решающее влияние на величину раскрытия трещины при испытаниях на CTOD оказывают наличие, химический состав и характер расположения в структуре неметаллических включений в центральной части образца;

присутствие в центральной части образца пластичных выделений типа сульфидов марганца незначительно снижает вязкие свойства металла (образец 281–2, имеющий CTOD 0,65);

наличие в стали оксидов кремния, выделившихся в виде последовательно расположенных цепочек в центральной части образца, приводит к образованию хрупкой трещины и существенному снижению вязкости материала (образец 280–1, у которого CTOD 0,18);

при отсутствии в центральной части образцов неметаллических включений материал при испытаниях имеет наиболее высокие значения вязких свойств (образец 323–1, имеющий CTOD 2,30).

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Колбасников Н.Г., Зотов О.Г., Лукьянов А.А.** Исследование причин формирования вязкого и хрупкого излома при испытаниях трубных сталей падающим грузом // В сб.: Труды международной научно-технической конференции «Современные металлические материалы и технологии» (СММТ 2009), 24–26 июня 2009 г. С. 507.

2. **Рудской А.И., Колбасников Н.Г., Зотов О.Г., Лукьянов А.А.** Компьютерное моделирование испытаний на ударную вязкость: температурная зависимость ударной вязкости // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2010. № 4 (110). С. 271–278.

3. **Колбасников Н.Г., Зотов О.Г., Лукьянов А.А.** Математическое моделирование испытаний сталей падающим грузом и доли вязкой составляющей в изломе // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2010. № 4 (110). С. 335–341.

4. **Колбасников Н.Г., Зотов О.Г., Лукьянов А.А., Шамшурин А.И.** Моделирование испытаний падающим грузом: поиск слабого звена // Сталь. 2011. № 10. С. 53–61.

5. **Цветков Д.С., Корчагин А.М., Попова С.Д., Тихонов С.М., Зотов О.Г., Леонов В.П.** Влияние структурных несовершенств непрерывнолитой заготовки на свойства высокопрочного трубного штрипса // Черная металлургия. 2012. № 1346. С. 54–62.

6. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. СПб: Наука, 2006. 363 с.

7. **Gorynin V.I., Kondrat'ev S.Yu., Olenin M.I.** Raising the Resistance of Pearlitic and Martensitic Steels to Brittle Fracture Under Thermal Action on the Morphology of the Carbide Phase // Metal Science and Heat Treatment. 2014. Vol. 55. № 9–10. P. 533–539.

8. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И.** Повышение сопротивляемости хрупкому разрушению перлитных и мартенситных сталей при термическом воздействии на морфологию карбидной фазы // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 10 (700). С. 22–29.

9. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И.** Повышение сопротивляемости разрушению сталей

перлитного класса за счет микро- и наноструктурной трансформации карбидной фазы при дополнительном отпуске // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 2. С. 42–48.

10. **Колбасников Н.Г., Зотов О.Г., Шамшурин А.И., Лукьянов А.А.** Исследование бейнита реечной морфологии в высокопрочной трубной стали // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 6. С. 3–9.

## REFERENCES

1. **Kolbasnikov N.G., Zotov O.G., Lukyanov A.A.** Issledovaniye prichin formirovaniya vyazkogo i khrupkogo izloma pri ispytaniyakh trubnykh staley padayushchim gruzom. V sb.: *Trudy mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii «Sovremennyye metallicheskiye materialy i tekhnologii»* (SMMT 2009), 24–26 iyunya 2009 g. S. 507. (rus.)

2. **Rudskoi A.I., Kolbasnikov N.G., Zotov O.G., Lukyanov A.A.** Kompyuternoye modelirovaniye ispytaniy na udarnuyu vyazkost: temperaturnaya zavisimost udarnoy vyazkosti. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU.* 2010. № 4 (110). S. 271–278. (rus.)

3. **Kolbasnikov N.G., Zotov O.G., Lukyanov A.A.** Matematicheskoye modelirovaniye ispytaniy staley padayushchim gruzom i doli vyazkoy sostavlyayushchey v izlome. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU.* 2010. № 4 (110). S. 335–341. (rus.)

4. **Kolbasnikov N.G., Zotov O.G., Lukyanov A.A., Shamshurin A.I.** Modelirovaniye ispytaniy padayushchim gruzom: poisk slabogo zvena. *Stal.* 2011. № 10. S. 53–61. (rus.)

5. **Tsvetkov D.S., Korchagin A.M., Popova S.D., Tikhonov S.M., Zotov O.G., Leonov V.P.** Vliyaniye strukturnykh nesovershenstv nepreryvnolitoy zagotovki na svoystva vysokoprochnogo trubnogo shtripsa. *Chernaya metallurgiya.* 2012. № 1346. S. 54–62. (rus.)

6. **Kolbasnikov N.G., Kondratiev S.Yu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. SPb: Nauka, 2006. 363 s. (rus.)

7. **Gorynin V.I., Kondrat'ev S.Yu., Olenin M.I.** Raising the Resistance of Pearlitic and Martensitic Steels to Brittle Fracture Under Thermal Action on the Morphology of the Carbide Phase. *Metal Science and Heat Treatment.* 2014. Vol. 55. № 9–10. P. 533–539.

8. **Gorynin V.I., Kondratiev S.Yu., Olenin M.I.** Povysheniye soprotivlyayemosti khrupkomu razrusheniyu perlitnykh i martensitnykh staley pri termicheskom vozdeystvii na morfologiyu karbidnoy fazy. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 2013. № 10 (700). S. 22–29. (rus.)

9. **Gorynin V.I., Kondratiev S.Yu., Olenin M.I.** Povysheniye soprotivlyayemosti razrusheniyu staley perlitnogo klassa za schet mikro- i nanostrukturnoy transformatsii karbidnoy fazy pri dopolnitelnom otpuske. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii.* 2013. № 2. S. 42–48. (rus.)

10. **Kolbasnikov N.G., Zotov O.G., Shamshurin A.I., Lukyanov A.A.** Issledovaniye beynita reyechnoy morfologii v vysokoprochnoy trubnoy stali. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 2013. № 6. S. 3–9. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЗОТОВ Олег Геннадьевич** — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: zog-58@mail.ru

**СУЛЯГИН Роман Валерьевич** — кандидат технических наук начальник ЦЗЛ ЗАО «Ижорский трубный завод». 196651, г. Колпино, проспект Ленина, 1. E-mail: Roman_sulyagin@mail.ru

**КОНОНОВ Александр Александрович** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: a.a.kononov@russia.ru

**ШАМШУРИН Алексей Игоревич** — младший научный сотрудник, Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: sham_a@mail.ru

## AUTHORS

**ZOTOV Oleg G.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: zog-58@mail.ru

**SULYAGIN Roman V.** — Izhorskii Pipe Plant Company. 1, st. Lenina, Kolpino, Russia, 196651. E-mail: Roman_sulyagin@mail.ru

**KONONOV Aleksandr A.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: a.a.kononov@russia.ru

**SHAMSHURIN Aleksei I.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: sham_a@mail.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 51-7:531:532:533

*К.Ю. Замотин, М.В. Мишин*

# МОДЕЛИРОВАНИЕ ДЕФЕКТОВ ПОКРЫТИЯ ТОНКИХ СЛОЕВ НАНОМАТЕРИАЛА

*K.Y. Zamotin, M.V. Mishin*

# MODELING OF COATING DEFECTS NANOMATERIAL THIN LAYERS

В работе приведены результаты моделирования процесса изменения размера пылевых частиц в процессе их транспортировки из области синтеза к подложке. Рассматриваются процессы изменения размера частиц в результате коагуляции, происходящей при их движении в неоднородном электрическом поле. Изложены постановка задачи и метод решения, позволяющий рассчитать формирование дефектов покрытия — крупных шарообразных частиц микрометрового размера. Проведено параметрическое исследование распределения агломератов по размерам в зависимости от глубины потенциальной ямы, расхода реагентов и несущего газа.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; НАНОЧАСТИЦЫ; ПЫЛЕВАЯ ЧАСТИЦА; ДЕФЕКТ ПОКРЫТИЯ.

The paper draws on the results of modeling the process of dust particles size changing during their transportation from the synthesis area to the substrate. It is considered the process of particle size changing as a result of coagulation which occurs by their movement in the non-homogeneous electric field. It is given the problem statement and the solution method, which enable to calculate the formation of coating defects – large spherical particles of a micron size. The parametrical research of size distribution of agglomerates is conducted and it depends on the depth of the potential well, reagent consumption and carrier gas.

MATHEMATICAL MODELING, NANOPARTICLES, DUST PARTICLES, COATING DEFECTS

Нанопорошки различных материалов находят все более широкое применение в различных областях техники при получении современных композиционных материалов, керамики, катализаторов и т. д. Для синтеза наночастиц различных веществ пристальное внимание исследователей привлекают плазмохимические технологии. В частности, продемонстрировано их успешное применение для получения нанопорошков чистых металлов, нитридов и оксидов различных веществ в низкотемпературной плазме [1–10].

При выполнении экспериментальных исследований основных закономерностей процессов синтеза наночастиц диоксида кремния в высокочастотном (ВЧ) разряде атмосферного давления и формирования из них покрытия на поверхности подложек [6, 11–13] был выявлен факт присутствия в таких покрытиях дефектов, представляющих собой крупные, микрометрового размера, сферические частицы.

Целью настоящей работы было моделирование процессов формирования частиц микрометрового размера из наночастиц.

Анализ СЭМ-изображений покрытий, полученных по методике, описанной в [6, 11, 13], показывает, что при некоторых параметрах эксперимента наблюдается образование отдельных частиц сферической формы, с размерами в диапазоне 0,5–3 мкм (рис. 1). Частицы микрометрового размера были обнаружены как непосредственно на поверхности кремниевых подложек (рис. 1, *а*), так и в толще (рис. 1, *в*) и на поверхности (рис. 1, *б*) формируемого покрытия из наночастиц. Форма и область обнаружения частиц микрометрового размера позволили выдвинуть предположение, что их формирование происходило не на подложке, а в пространстве

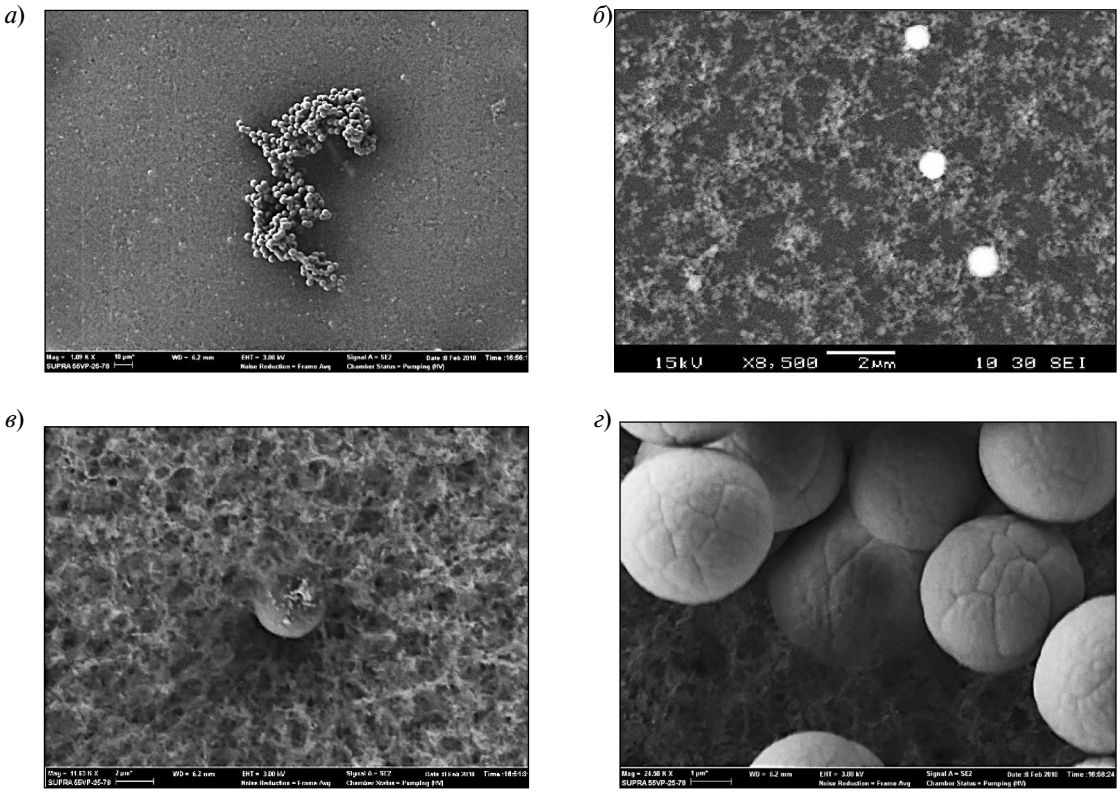



Рис. 1. СЭМ-изображения подложки с частицами микрометрового размера полученные в результате плазмохимического синтеза

реактора до нее. Характерная морфология поверхности крупных частиц (рис. 1, *г*), позволяет предположить, что они образовались в процессе слипания более мелких частиц.

Мы предположили, что в некоторой локальной области реактора возникают условия, при которых там скапливаются синтезируемые наночастицы минимального размера. В таких локальных областях реактора, отличающихся повышенной пространственной плотностью синтезированного материала [7], происходит рост их размера в результате коагуляции [14], т. е. физико-химический процесс слипания мелких нанометровых частиц, приводящий к формированию частиц большего размера. Подобные процессы наблюдались при различных механизмах синтеза [15–18].

В пользу такого предположения свидетельствует также наблюдаемая агломерация крупных частиц на поверхности сформированного покрытия (рис 1, *а*). Такая агломерация реализуется обычно в газовых потоках с высокой концентрацией крупных частиц [8].

Причиной появления областей с повышенной концентрацией синтезированного материала может быть неоднородность электрического потенциала [7, 19] в пространстве между областью синтеза и подложкой.

Перейдем к построению модели дефектов покрытия. Математическая модель формирования крупных частиц основана на решении уравнения движения наночастиц, обладающих электрическим зарядом, в области дрейфа — области от «разрядного промежутка», где осуществлялся синтез, до подложки, на которой происходит осаждение частиц. Заряд может быть приобретен частицей в результате химических реакций в процессе синтеза либо в результате взаимодействия с ионом. Как показано в [7, 19], концентрация положительных ионов в области транспортировки достигала значений $10^6$–$10^7$ см$^{-3}$.

На движение частиц оказывает влияние поток газа-носителя, а также неоднородное электрическое поле, возникающее после разрядного промежутка вдоль по потоку в окрестности заземленного электрода. В модели учитывается

возможность столкновений подвижных частиц, в результате чего происходит необратимое укрупнение (слияние) более крупной частицы и уничтожение более мелкой.

При моделировании движения частиц будем полагать, что эти частицы не оказывают влияния на поток газа в силу их малой концентрации. Кроме того, число Рейнольдса для потока несущего газа (гелий) равно 0,25. Такое значение в силу его малости отвечает ламинарному характеру течения:

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho \nu \iota}{\eta}, \qquad (1)$$

где $\rho$ — плотность среды: $\nu$ — скорость потока; $l$ — характерное расстояние; $\eta$ — динамическая вязкость среды.

Поскольку течение ламинарное и, как было сказано, частицы не оказывают на него влияние, параметры потока не изменяются во времени, и их удается высчитать один раз, а затем задать в каждой точке пространства. Для нахождения траектории движения некоторой выделенной частицы используется уравнение движения в координатах Лагранжа:

$$\frac{d\vec{r}_i}{dt} = \vec{u}_p; \qquad (2)$$

$$\frac{\pi d^2}{6}\rho\frac{d\vec{u}_p}{dt} = \sum \vec{F}_i\ , \qquad (3)$$

где индекс $p$ указывает на принадлежность частице; $r$ — радиус-вектор положения, $u$ — скорость, $\rho$ — плотность, а $d$ — диаметр частицы. Правая часть уравнения (3) есть баланс всех сил, действующих на частицу. Раскроем знак суммирования в правой части уравнения (3) и учтем силы, делающие доминирующий вклад в движение частицы:

$$m_p\frac{d\vec{u}_p}{dt} = F_D(\vec{u}_p - \vec{u}) + \left(\vec{F}_g + m_p\vec{g}\right) + \vec{F}_t + \vec{F}_e\ , \qquad (44)$$

где $u_p$ — скорость частицы, $u$ — скорость среды; $F_D(u_p - u)$ — сила сопротивления потоку с учетом субмикронного размера частиц [20, 21]; $\left(F_g + m_p g\right)$ представляет собой силу градиента давления и гравитационное воздействие [22]; $F_t$ — вклад термофоретической силы; наконец, последнее слагаемое, $F_e$ — сила, действующая на частицу, обладающую зарядом в неоднородном электрическом поле [22]. С учетом ламинарного характера течения можно исключить из рассмотрения турбулентную миграцию частиц и поперечные силы, вызванные неравномерным профилем скорости потока и вращением частицы.

Рассмотрим поведение системы из множества частиц. При моделировании эволюции такой системы возможна ситуация пересечения траекторий движения отдельных частиц, т. е. их столкновение. Сложность расчета столкновений заключается в том, что каждая из $N$ частиц имеет $N$–1 возможных партнеров для столкновения. Таким образом, число возможных пар столкновения составляет величину $\frac{1}{2}N^2$, где коэффициент 1/2 возникает из-за идентичности частиц *А* и *Б* при столкновении, т. е. симметрия уменьшает количество возможных событий столкновения вдвое. Важно еще и то, что алгоритм расчета столкновений должен вычислять $\frac{1}{2}N^2$ возможных столкновений на каждом шаге по времени. В реальности количество частиц, находящихся в расчетной области, таково, что проводить расчет столкновений путем перебора вариантов столкновений всех частиц невозможно. Для снижения вычислительной сложности задачи используется алгоритм О'Рурка (O'Rourke)[23]. В методе О'Рурка предлагается стохастически оценивать столкновения вместо того, чтобы следить за траекториями и отслеживать их пересечения. О'Рурк также делает предположение, что две частицы могут столкнуться только в случае, когда они находятся в одной ячейке сетки расчета газовой динамики. Эти два предположения справедливы в том случае, когда размер конечно-объемной сетки достаточно мал по сравнению с размером области движения частиц. Как только будет установлено, что два пакета сталкиваются, становится необходимым определить тип столкновения. Интересным с позиций данной работы типом столкновения будут считаться только слияние и рост частиц.

При проведения численных экспериментов с целью исследования влияния технологических параметров установки на скорость формирования и размер крупных частиц использовалась модельная задача. Расчетная область (рис. 2, *а*, *в*) представляет собой прямоугольник (решение задачи осуществлялось в двумерной постановке). Верх-

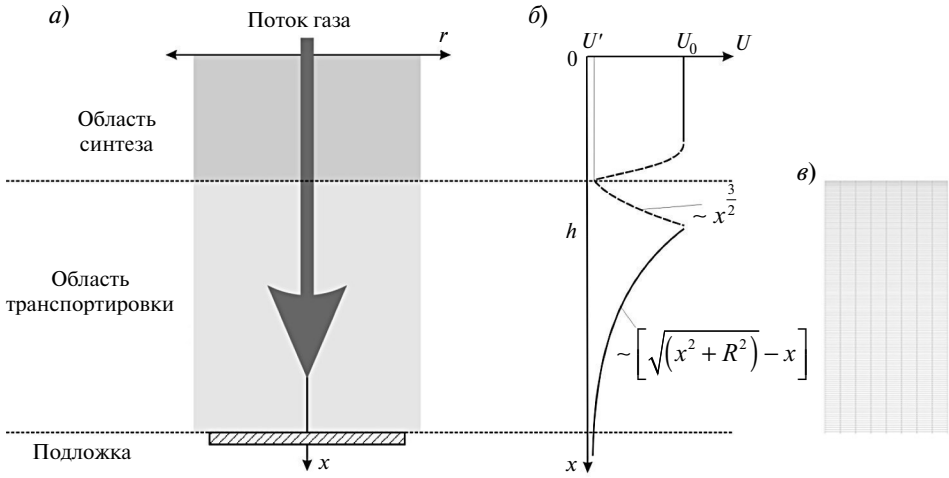



Рис. 2. Схематичное изображение областей синтеза и транспорта материала на подложку (*а*) и неоднородного электрического поля (*б*), а также используемой расчетной сетки (*в*) со сгущением в окрестности электрода

нее основание расчетной области расположено на уровне заземленной сетки и соответствует ячейке сетки с длиной ребра 1мм. Высота области равна 10 см (общая длина реактора).

Для проведения численного эксперимента необходимо определить граничные условия для течения газа и условия подачи в расчетную область пакетов частиц. Скорость входного потока легко получить из рассмотрения величины расхода $Q$ несущего газа и площади $S$ сечения реактора: $v = Q/S$.

Температура подаваемого газа носителя определяется плазменной температурой и равна 573 К на подаче в расчетную область. На выходе из расчетной области в окрестности подложки ставится условие нулевого избыточного давления, а также экспериментально полученное значение температуры 300 К. На боковой стенке области ставятся условия периодичности и теплоотвода. Величина теплоотвода подбирается из соотношения начальной и конечной температуры для скорости потока 16,6 мм/с.

На вход расчетной области подаются заряженные частицы. Количество поступающих частиц определяется из условия сохранения массы подаваемых в реактор реагентов. При этом количество подаваемых частиц в единицу времени можно оценить исходя из следующих соображений. Шаг по времени для вычисления положения и скорости частицы может быть выбран малым, равным $\Delta t = 0{,}0001$ секунды. Столь малый шаг по времени обеспечивает выполнение условия нахождения равномерно движущейся частицы в каждой ячейке расчетной сетки в течение по меньшей мере трех временных шагов. Полное время нахождения частицы внутри расчетной области приближенно можно оценить как $T = \frac{L}{v}$, где $L$ — длина области, $v$ — скорость потока газа. Тогда количество поступающих частиц за это время будет таково: $M = T/\Delta t$.

При этом посоображениям обеспечения приемлемого времени расчета в работе не может быть использовано более $N = 10^7$ пакетов. Отсюда имеем количество участвующих на каждом временном шаге пакетов, равное

$$W = \frac{N}{M} = \frac{Nv\Delta t}{L}.$$

Размер самой частицы определяется по законам сохранения. Пусть $Q_M$ — массовый расход реагента (масса за единичный временной шаг). За единицу времени подается $W$ пакетов. Тогда масса пакета равна $M_p = Q_M/W$.

Расчет движения газа, его температура, движение частиц осуществляется в области, покрытой конечными объемами в количестве 20 тысяч ячеек структурированной гексаэдральной сетки. Ключевым моментом при дискретизации модели (рис. 2, *в*) было необходимое сгущение объемов вблизи области разворота положительных

ионов. Сгущение выполнялось с целью качественного воспроизведения движения частиц в области наибольшего влияния электрических сил. При этом разбиение производилось таким образом, чтобы объемы имели малый линейный размер по направлению потока. Вдали от области концентрации положительных ионов характерные размеры гексаэдров в горизонтальной плоскости увеличивались.

Решение газодинамической части выполнялось в специализированном программном комплексе ANSYS Fluent, предназначенном для математического моделирования в задачах аэрогидромеханики. Решение осуществлялось в рамках ламинарной модели течения, дополненной уравнением для температуры среды [24]. Благодаря предположению о том, что частицы не изменяют параметров течения потока в силу их малой концентрации и ввиду малости числа Рейнольдса, удается решать задачу в стационарной постановке.

Учет неоднородного электрического поля (рис. 2, *б*) для движущихся частиц выполнялся путем написания и компиляции отдельных пользовательских функций, определяющих величину и направление силы электрического поля, действующей на частицу. В качестве пользовательских сил задавались сила, действующая на частицу (диэлектрический шар) в неоднородном электрическом поле, и электростатическая, изменяющие свои значения в зависимости от положения частицы. Наличие у частицы заряда также определялось через функции (UDF, User Defined Functions). Все расчеты выполнялись на персональном компьютере со следующими техническими характеристиками: процессор *Intel Core i*7 950, имеющий 8 ядер и тактовую частоту 3,07 ГГц.

В качестве результатов моделирования рассмотрим поведение заряженной частицы в случае установившегося баланса действующих на нее сил. В таком равновесном случае может наблюдается левитация частицы. При этом частица может продолжать испытывать соударения с разогнанными нейтральными частицами, причем результатом такого столкновения является агломерация частиц и их слияние. По мере роста частицы, увеличения ее массы и размера увеличиваются гравитационная сила и сила вязкости. Таким образом, баланс действующих на частицу сил нарушается, что приводит к прекращению левитации и выносу частицы из области локализации в сторону подложки, а соответственно, — к прекращению дальнейшего ее роста.

Критический размер частицы, при котором нарушается баланс сил и происходит вынос частицы из области потенциальной ямы, зависит от большого количества факторов: величины заряда, глубины потенциальной ямы, расхода реагента или газа-носителя, температуры газа и др. Исследование возможности зафиксировать все факторы, влияющие на агломерацию, по-

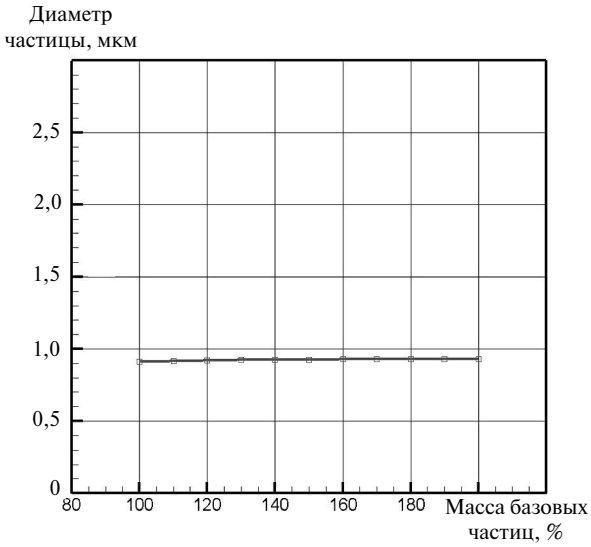



Рис. 3. Зависимость размера крупных частиц от массы поступающих базовых частиц в отношении к базовому случаю

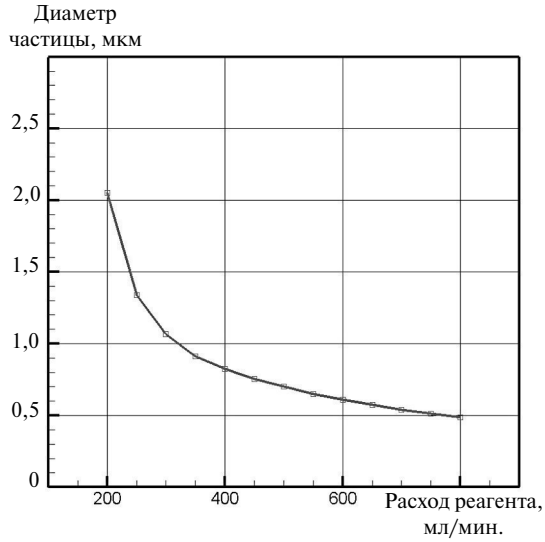



Рис. 4. Зависимость размера крупных частиц от величины расхода реагента (скорости потока)

родило так называемый базовый вариант, в рамках которого все вариации одного параметра происходили при фиксации остальных.

На рис. 3 и 4 представлены зависимости размера агломерата от расхода газа-носителя (гелий) и массового расхода TEOS, отнесенного к базовому случаю. Как видно из графиков, расход реагентов не влияет на размер формируемых крупных частиц. При варьировании же расхода несущего газа наблюдается формирование шарообразных частиц из всего спектра размеров от 0,3 до 2,2 микрометров. При этом влияние изменения потенциала плазмы $U$ на размер агломерированных крупных частиц оказывается линейным (рис. 5).

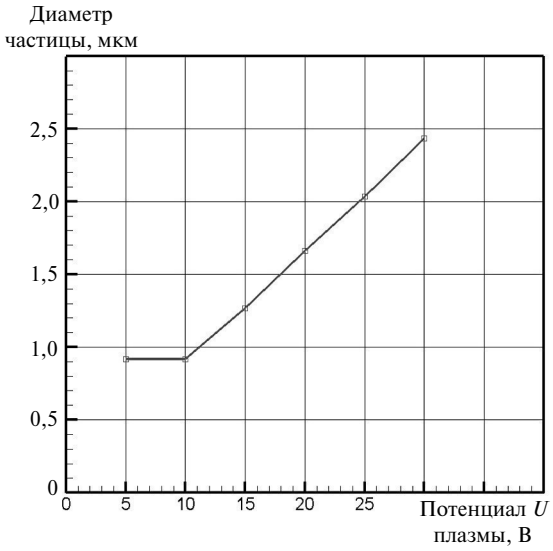



Рис. 5. Зависимость размера крупных частиц от величины потенциала плазмы

В работе приведено описание модели, на основе которой выявлены основные механизмы формирования крупных сферических частиц. Показано, что причиной возникновения агломератов микронного размера является выход ионов, ускоренных разностью потенциалов между электродом и плазмой. Баланс сил, из-за которого частица левитирует, определяется в первую очередь электростатическим взаимодействием: для рассмотренных в работе величин расхода реагента (200–800 мл/мин) оно приблизительно на два порядка превышает силу увлечения потоком (Стокса). Рост сферической частицы возможен, например, из-за постоянного осаждения материала на поверхности частицы, агломерации. В результате указанного роста, увеличения массы и размера частицы баланс действующих на нее сил нарушается, что приводит к выносу частицы из области локализации и, соответственно, к прекращению дальнейшего роста.

На основе математического моделирования проведено решение задачи определения критических размеров таких агломератов в зависимости от скорости газового потока, массового расхода реагентов и глубины потенциальной ямы (5–30 В), наблюдаемой за заземленным электродом вниз по потоку.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Alexandrov S.E., Kretusheva I.V., Mishin M.V.** Atmospheric pressure plasma enhanced CVD of Fe nanoparticles // ECS Transactions. 2009. Vol. 25. P. 943–951.

2. **Chen C., Bai H., Chein H.M., Chen T.M.** Continuous generation of TiO2 nanoparticles by an atmospheric pressure plasma-enhanced process // Aerosol Science and Technology. 2007. Vol. 41, № 11. P. 1018–1028.

3. **Zhu H., Lau Y.C., Pfender E.** RF plasma synthesis of YBa2Cu3O7−x powders // Journal of Superconductivity. 1990. Vol. 3, № 2. P. 171–175.

4. **Barankin M.D., Creyghton Y., Schmidt-Ott A.** Synthesis of nanoparticles in an atmospheric pressure glow discharge // Journal of Nanoparticle Research. 2006. Vol. 8. Iss. 3–4. P. 511–517.

5. **McIlroy D.N., Huso J., Kranov Y., Marchinek J., Ebert C., Moore S., Marji E., Gandy R., Hong Y.-K., Grant Norton M., Cavalieri E., Benz R., Justus B.L., Rosenberg A.** Nanoparticle formation in microchannel glass by plasma enhanced chemical vapor deposition // Journal of Applied physics. 2003. Vol. 93, № 9. P. 5643–5649.

6. **Aguas H., Silva V., Fortunato E.** Large Area Deposition of Polymorphous Silicon by Plasma Enhanced Chemical Vapor Deposition at 27.12MHz and 13.56MHz // Jpn. J. Appl. Phys. 2003. Vol. 42. P. 4935–4942.

7. **Virzonis D., Sinkevicius V., Grigaliunas V., Tamulevicius S., Kaliasas R.** Advanced Process Equipment for PECVD Silicon Nitride Deposition an Experimental Study // Materials Science (Medziagotyra). 2006. Vol. 12. № 2. P. 97–100.

8. **Cho D.L., Min H., Kim J.-H., Cha G.-S.** Photocatalytic Characteristics of TiO2 Thin Films Deposited by PECVD // J. Ind. Eng. Chem. 2007. Vol. 13, № 3. P. 434–437.

9. **Chryssou C.E., Pitt C.W.** Al2O3 thin films by plasma-enhanced chemical vapour deposition using trimethyl-amine alane (TMAA) as the Al precursor // Appl. Phys. A. 1997. Vol. 65. P. 469–475.

10. **Kouprine A., Gitzhofer F., Boulos M., Veres T.** Synthesis of ferromagnetic nanopowders from iron pentacarbonyl in capacitively coupled RF plasma // Carbon. 2006. Vol. 44. Iss. 13. P. 2593–2601.

11. **Мишин М.В., Александров С.Е., Кретушева И.В., Боричева И.К.** Формирование фрактальных структур микрометрового размера из наночастиц диоксида кремния // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2012. № 4. С. 105–110.

12. **Кретушева И.В., Мишин М.В., Александров С.Е.** Некоторые закономерности получения наночастиц диоксида кремния в низкотемпературной плазме атмосферного давления // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 2(171). С. 158–164.

13. **Мишин М. В.** Плазмохимический синтез : проведение процесса в низкотемпературной плазме атмосферного давления / М. В. Мишин, В. С. Протопопова, С. Е. Александров // Российский Химический Журнал (ЖРХО им. Д. И. Менделеева). 2013. Т. 57, № 3/4. С. 5–16.

14. **Фукс Н.А.** Механика аэрозолей. М.: Изд-во АН СССР, 1955.

15. **Nitter T.** Levitation of dust in rf and dc glow discharges // Plasma Sources Science and Technology. 1996. Vol. 5. P. 93–111.

16. **Michau A., Lombardi G., Delacqua L.C., Redolfi M., Arnas C., Bonnin X. Hassouni K.** Modeling carbonaceous particle formation in an argon graphite cathode dc discharge // Plasma Physics and Controlled Fusion 2010. Vol. 52, P. 10.

17. **Белов И.А., Иванов А.С., Иванов Д.А. [и др.].** Коагуляция заряженных частиц в пылевой плазме // ЖЭТФ. Том 117. Вып. 1. 2010. С. 105–114.

18. **Манкелевич Ю.А., Олеванов М.А., Паль А.Ф., Рахимова Т.В., Рябинкин А.Н., Серов А.О., Филиппов А.В.** Коагуляция пылевых частиц в аргоновой плазме ВЧ разряда // Физика плазмы. № 3. 2009. Том 35. С.219–228.

19. **Mishin M.V., Protopopova V.S., Uvarov A.A., Alexandrov S.E.** Spatial distribution of the electrical potential and ion concentration in thedownstream area of atmospheric pressure remote plasma AIP Advances 4, 107130 (2014); doi: 10.1063/1.4898785.

20. **Лойцянский Л.** Механика жидкости и газа. М.: Наука, 1973. С. 904.

21. **Ландау Л.Д.. Лифшиц Е.М.** Теоретическая физика. Том 6. Гидродинамика. М.: Наука, 1986.

22. **Сивухин Д.В.** Общий курс физики. Рипол Классик, 2005.

23. **O'Rourke P.J.** Collective drop effects on vaporizing liquid sprays / Los Alamos National Lab., NM (USA). 1981.

24. ANSYS FLUENT Theory Guide / ANSYS Inc., USA. 2011.

## REFERENCES

1. **Alexandrov S.E., Kretusheva I.V., Mishin M.V.** Atmospheric pressure plasma enhanced CVD of Fe nanoparticles. *ECS Transactions*. 2009. Vol. 25. P. 943–951.

2. **Chen C., Bai H., Chein H.M., Chen T.M.** Continuous generation of TiO2 nanoparticles by an atmospheric pressure plasma-enhanced process. *Aerosol Science and Technology*. 2007. Vol. 41. № 11. P. 1018–1028.

3. **Zhu H., Lau Y.C., Pfender E.** RF plasma synthesis of YBa2Cu3O7−x powders. *Journal of Superconductivity*. 1990. Vol. 3. № 2. P. 171–175.

4. **Barankin M.D., Creyghton Y., Schmidt-Ott A.** Synthesis of nanoparticles in an atmospheric pressure glow discharge. *Journal of Nanoparticle Research*. 2006. Vol. 8. Iss. 3–4. P. 511–517.

5. **McIlroy D.N., Huso J., Kranov Y., Marchinek J., Ebert C., Moore S., Marji E., Gandy R., Hong Y.-K., Grant Norton M., Cavalieri E., Benz R., Justus B. L., Rosenberg A.** Nanoparticle formation in microchannel glass by plasma enhanced chemical vapor deposition. *Journal of Applied physics*. 2003. Vol. 93, № 9. P. 5643–5649.

6. **Aguas H., Silva V., Fortunato E.** Large Area Deposition of Polymorphous Silicon by Plasma Enhanced Chemical Vapor Deposition at 27.12MHz and 13.56MHz. *Jpn. J. Appl. Phys*. 2003. Vol. 42. P. 4935–4942.

7. **Virzonis D., Sinkevicius V., Grigaliunas V., Tamulevicius S., Kaliasas R.** Advanced Process Equipment for PECVD Silicon Nitride Deposition an Experimental Study. *Materials Science (Medziagotyra)*. 2006. Vol. 12. № 2. P. 97–100.

8. **Cho D.L., Min H., Kim J.-H., Cha G.-S.** Photocatalytic Characteristics of TiO2 Thin Films Deposited by PECVD. *J. Ind. Eng. Chem*. 2007. Vol. 13. № 3. P. 434–437.

9. **Chryssou C.E., Pitt C.W.** Al2O3 thin films by plasma-enhanced chemical vapour deposition using trimethyl-amine alane (TMAA) as the Al precursor. *Appl. Phys. A*. 1997. Vol. 65. P. 469–475.

10. **Kouprine A., Gitzhofer F., Boulos M., Veres T.** Synthesis of ferromagnetic nanopowders from iron pentacarbonyl in capacitively coupled RF plasma. *Carbon*. 2006. Vol. 44. Iss. 13. P. 2593–2601.

11. **Mishin M.V., Aleksandrov S.Ye., Kretusheva I.V., Boricheva I.K.** Formirovaniye fraktalnykh struktur mikrometrovogo razmera iz nanochastits dioksida kremniya. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2012. № 4. S. 105–110. (rus.)

12. **Kretusheva I.V., Mishin M.V., Aleksandrov S.Ye.** Nekotoryye zakonomernosti polucheniya nanochastits dioksida kremniya v nizkotemperaturnoy plazme atmosfernogo davleniya. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 2(171). S. 158–164. (rus.)

13. **Mishin, M.V. Protopopova V.S., Aleksandrov S.Ye.** Plazmokhimicheskiy sintez : provedeniye protsessa v nizkotemperaturnoy plazme atmosfernogo davleniya. *Rossiyskiy Khimicheskiy Zhurnal (ZhRKhO im. D. I. Mendeleyeva)*. 2013. T. 57, № 3/4. S. 5–16. (rus.)

14. **Fuks N.A.** Mekhanika aerozoley. M.: Izd-vo AN SSSR 1955. (rus.)

15. **Nitter T.** Levitation of dust in rf and dc glow discharges. *Plasma Sources Science and Technology*. 1996. Vol. 5. P 93–111.

16. **Michau A., Lombardi G., Delacqua L.C., Redolfi M., Arnas C., Bonnin X., Hassoun, K.** Modeling carbonaceous particle formation in an argon graphite cathode dc discharge. *Plasma Physics and Controlled Fusion* 2010. Vol. 52, P. 10.

17. **Belov I.A., Ivanov A.S., Ivanov D.A. [i dr.].** Koagulyatsiya zaryazhennykh chastits v pylevoy plazme. *ZhETF*. Vyp. 1. 2010. Tom 117. S. 105–114. (rus.)

18. **Mankelevich Yu.A., Olevanov M.A., Pal A.F., Rakhimova T.V., Ryabinkin A.N., Serov A.O., Filippov A.V.** Koagulyatsiya pylevykh chastits v argonovoy plazme VCh razryada. *Fizika plazmy*. 2009. T. 35, № 3 S. 219–228. (rus.)

19. **Mishin M.V., Protopopova V.S., Uvarov A.A., Alexandrov S.E.** Spatial distribution of the electrical potential and ion concentration in thedownstream area of atmospheric pressure remote plasma. *AIP Advances* 4, 107130 (2014); doi: 10.1063/1.4898785.

20. **Loytsyanskiy L.** Mekhanika zhidkosti i gaza. M.: Nauka, 1973. S. 904.

21. **Landau L.D., Lifshits Ye.M.** Teoreticheskaya fizika. Tom 6: Gidrodinamika. M.: Nauka, 1986. (rus.)

22. **Sivukhin D.V.** Obshchiy kurs fiziki. Ripol Klassik, 2005. (rus.)

23. **O'Rourke P.J.** Collective drop effects on vaporizing liquid sprays. Los Alamos National Lab., NM (USA). 1981.

24. ANSYS FLUENT Theory Guide / ANSYS Inc., USA. 2011.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЗАМОТИН Кирилл Юрьевич** — начальник отдела Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: kirart@gmail.com

**МИШИН Максим Валерьевич** — кандидат физико-математических наук доцент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: vera_protopopova@mail.ru

## AUTHORS

**ZAMOTIN Kirill Yu.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: kirart@gmail.com

**MISHIN Maksim V.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: maximvmishin@gmail.com

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.762

*А.А. Лукьянов, Ю.А. Соколов*

# МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ, ПОЛУЧЕННЫХ МЕТОДОМ СИНТЕЗА ЭЛЕКТРОННЫМ ЛУЧОМ

*A.A. Lukianov, Yu.A. Sokolov*

# MECHANICAL PROPERTIES OF THE COMPOSITE MATERIALS PRODUCED BY SIB TECHNOLOGY

Исследованы механические свойства композиционных сплавов титана, полученных методом электронно-лучевого синтеза. Изучена возможность повышения износостойкости таких сплавов путем нанесения поверхностных покрытий из молибдена. Рассмотрены различные технологии нанесения покрытий. Установлено, что технология синтеза электронным лучом обеспечивает получение однородного композиционного материала. Послойный синтез электронным лучом позволяет получать требуемые механические свойства материалов. Сравнение композиционных материалов с компактными (тех же составов) показало, что они не уступают по механическим свойствам. Показана перспективность промышленного использования рассматриваемой технологии для получения материалов различного назначения.

ПОРОШКОВАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ; КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ; ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ СИНТЕЗ; МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА; КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ.

Mechanical properties of the titan composite alloys produced by the method of electron beam synthesis are investigated. It is studied the possibility of an increase of wear resistance of such alloys by drawing superficial coverings from molybdenum. Various technologies of drawing coverings are considered. It is discovered that the synthesis technology by an electronic beam provides homogeneous composite material. Layer-by-layer synthesis by an electronic beam enables to produce the demanded mechanical properties of materials. Comparison of composite materials with the compact ones of the same composition showed that they are highly competitive with mechanical properties. It is shown industrial application prospectivity of the technology considered, for obtaining materials of different function.

POWDER METALLURGY; COMPOSITE MATERIALS; ELECTRON BEAM SYNTHESIS; MECHANICAL PROPERTIES; STRUCTURAL MATERIALS.

Одним из наиболее перспективных направлений развития материаловедения является порошковая металлургия. Разработаны, используются или проходят промышленное опробование различные методы изготовления и компактирования порошков, а также соответствующее оборудование [1–4]. Это позволило значительно увеличить долю использования в промышленности изделий порошковой металлургии.

Новые возможности по получению изделий из порошка различного химического состава с программируемой структурой открывает создание и отработка технологии синтеза изделий электронным лучом (СИЭЛ) [5–7], а также формирования на поверхности таких деталей покрытий с повышенными эксплуатационными свойствами [8, 9]. Важным вопросом является оценка однородности и уровня механических свойств материалов, полученных методом СИЭЛ.

Цель данной работы — исследование механических свойств композиционного титанового сплава ВТ6, полученного методом послойного электронно-лучевого синтеза, а также оценка возможности нанесения на изделия из него износостойких молибденовых покрытий.

**Результаты эксперимегальных исследований**

Титановый сплав ВТ6 имеет следующий химический состав (по ГОСТ 19807–91):

Ti..... осн.
Al ..... 5,3–6,8
V ..... 3,5–5,3
Fe ..... < 0,3
C ..... < 0,1
Si..... < 0,15
Zr ..... < 0,3
N..... < 0,05
O ..... < 0,2
H.....< 0,015

Он применяется для изготовления крупногабаритных сварных и сборных конструкций и отдельных изделий ответственного назначения. В связи с этим к материалу предъявляются высокие требования по механическим свойствам (табл. 1).

Однако детали, полученные по технологии синтеза с помощью электронного луча, могут иметь свойства, отличающиеся от свойств компактного материала. Последнее связано с тем, что любые композиционные материалы имеют пористую структуру, поэтому их свойства могут быть хуже по сравнению с компактным материалом. Для конкурентоспособности технологии СИЭЛ по отношению к традиционным методам получения изделий из компактного материала необходимо, чтобы свойства деталей, полученных по технологии СИЭЛ, удовлетворяли или превышали требования, предъявляемые к компактным материалам.

Для оценки механических свойств изделий [10], полученных методом электронно-лучевого синтеза, в работе исследовали композиционный титановый сплав ВТ6 (Ti-6Al-4V). Заготовки для исследования размером 10×70×3 мм синтезировали из гранул сплава ВТ6 методом послойного электронно-лучевого синтеза по следующему режиму: скорость перемещения луча — 4530 мм/с; ток луча — 19 мА; ускоряющее напряжение — 60 кВ; давление в рабочей камере — $1{,}3 \cdot 10^{-3}$ Па.

Метод СИЭЛ осуществляет послойный синтез материала из сплава в виде порошка (гранул). В связи с этим можно ожидать значительную неравномерность свойств «по слоям» полученного образца. Выявить неоднородность свойств можно методом послойного измерения твердости.

Твердость синтезированного композиционного образца сплава ВТ6 в различных сечениях измеряли по шкале Виккерса на универсальном твердомере Zwick//Roell ZHU (рис. 1). Схема измерения твердости представлена на рис. 2. Результаты измерения получились следующие:

| Номер точки (по рис. 2) | *HV*10, кгс/мм² |
|---|---|
| *По горизонтальной оси* | |
| 1 | 348 |
| 2 | 335 |
| 3 | 328 |
| 4 | 351 |
| 5 | 331 |
| 6 | 343 |

Таблица 1

**Требования к механическим свойствам компактного сплава ВТ6**

| Вид изделия | ГОСТ | Предел прочности $\sigma_в$, МПа | Удлинение δ, % | Сужение в шейке ψ, % | *KCU*, Дж/см² |
|---|---|---|---|---|---|
| Лист отожженный | 22178–76 | 885 | 8 | – | – |
| Пруток отожженный повышенного качества | 26492–85 | 835–1050 | 6–10 | 20–30 | 30–40 |
| Пруток после закалки и старения | 26492–85 | 1080 | 4 | 12 | 20 |
| Пруток отожженный | 26492–85 | 835–885 | 6–8 | 15–20 | 25 |
| Пруток после закалки и старения повышенного качества | 26492–85 | 1080 | 6 | 20 | 25–30 |
| Плита отоженная | 23755–79 | 835–1080 | 6 | 12–16 | 30 |
| Твердость, *HV*10 | | | | | |
| Пруток после закалки и отпуска | | | 310–382 | | |
| Штамповка после отжига | | | 266–363 | | |

7 ..... 354
8 ..... 348
9 ..... 327
10 ..... 344
11 ..... 348
12 ..... 346

*По вертикальной оси*

1 ..... 332
2 ..... 333
3 ..... 326
4 ..... 329
5 ..... 335
6 ..... 355
7 ..... 337

Из полученных результатов следует, что твердость по всем слоям исследованных образцов как в горизонтальном, так и вертикальном направлениях имеет незначительные разбросы и удовлетворяет требованиям, предъявляемым к компактному титановому сплаву ВТ6.

Механические свойства композиционного материала ВТ6 определяли согласно ГОСТ 1497–84 с использованием универсальной испытательной машины Zwick//Roell Z100 с максимальным усилием 10 тс (рис. 3). Для испытания из заготовки композиционного сплава ВТ6 изготавливали пятикратные плоские образцы: тип II, № 22 по ГОСТ 1497–84. Определяли следующие характеристики: условный предел текучести ($\sigma_{0,2}$); предел прочности ($\sigma_в$); относительное удлинение после разрыва ($\delta$). Относительное остаточное сужение в шейке после разрыва согласно ГОСТ 1497–84 на плоских образцах не определяется. Полученные при испытаниях диаграммы растяжения представлены на рис. 4, а механические свойства сплава — в табл. 2.

Испытания на ударную вязкость проводили согласно ГОСТ 9454–78 с использованием маятникового копра Zwick//Roell RKP 450 с максимальной запасенной энергией 450 Дж (рис. 5). Для испытания из заготовок композиционного сплава ВТ-6 изготавливали образцы: тип I по ГОСТ 9454–78. Результаты испытания представлены в табл. 5.

Рис. 1. Универсальный твердомер Zwick//Roell ZHU

При испытаниях на ударный изгиб получены следующие значения ударной вязкости композиционного сплава ВТ6:

| *KU*, Дж | *KCU*, Дж/см$^2$ |
|---|---|
| 34,2 | 42,5 |
| 34,6 | 43,5 |

Таким образом, результаты испытаний показывают, что композиционный материал, полученный методом послойного электронно-луче-

Рис. 2. Схема измерения твердости *HV*10 образца композиционного сплава ВТ6 (расстояние между замерами — в мм)

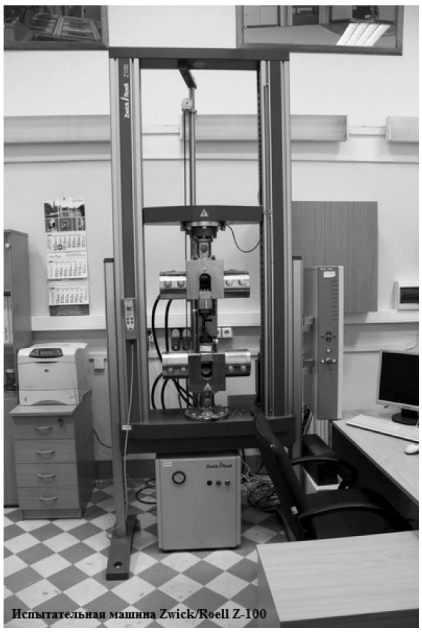



Рис. 3. Универсальная испытательная машина Zwick//Roell Z100

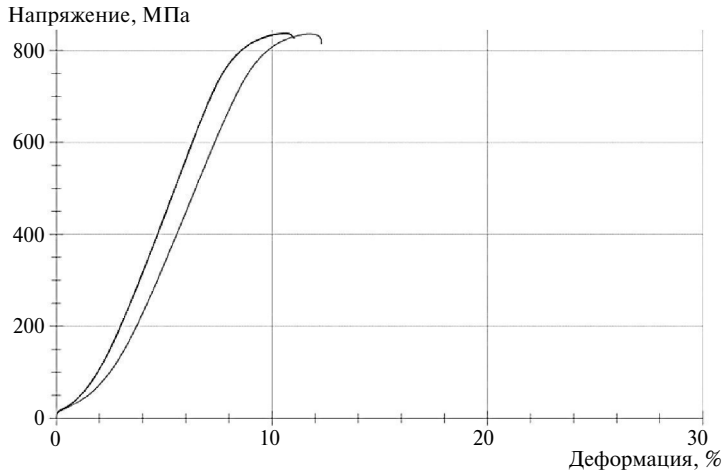



Рис. 4. Диаграммы растяжения образцов, полученных методом послойного электронно-лучевого синтеза из гранул титанового сплава ВТ-6

Таблица 2

**Механические свойства композиционного сплава ВТ6 при испытаниях на статическое растяжение**

| № образца | $\sigma_{0,2}$, МПа | $\sigma_в$, МПа | $\sigma_р$, МПа | $\delta$, % |
|---|---|---|---|---|
| 1 | 750 | 838 | 827 | 1,8 |
| 2 | 750 | 836 | 814 | 2,7 |
| 3 | 760 | 838 | 830 | 2,5 |

вого синтеза из гранул титанового сплава ВТ-6, является однородным и по уровню механических свойств удовлетворяет требованиям, предъявляемым к компактным изделиям из отожженного титанового сплава ВТ6. Это свидетельствует о перспективности применения технологии СИЭЛ для изготовления деталей ответственного назначения из конструкционных композиционных металлических материалов.

Технология электронно-лучевого синтеза позволяет послойно наносить гранулы различных металлов на поверхность изделия из другого металла и получать защитный слой заданной толщины с требуемыми свойствами.

Технологическая схема, представленная на рис. 6, показывает последовательность получения образцов методом послойного электронно-лучевого синтеза и плазменного нанесения на них порошковых покрытий. На первом этапе методом послойного электронно-лучевого синтеза изготавливали образец из гранул титанового сплава ВТ-6. На втором этапе на образец наносили слой из гранул молибдена методом газо-плазменного напыления.

Последовательность технологических операций получения готового изделия в этом случае включала:

1) синтез образца из гранул титанового сплава ВТ-6 размером 10×10×15 мм. Режим обработки: скорость перемещения луча — 4530 мм/с, ток луча — 17 мА, ускоряющее напряжение — 60 кВ, давление в рабочей камере — $1,3\cdot 10^{-3}$ Па;

Рис. 5. Маятниковый копер Zwick//Roell RKP-450

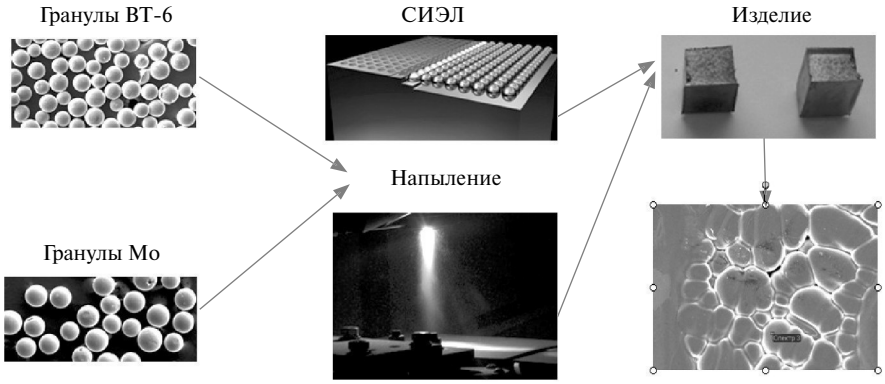



Рис. 6. Технологическая схема получения образцов из гранул титанового сплава ВТ6 на базе методов послойного синтеза и пайки

2) плазменное напыление слоя гранул из молибдена (100 % объемн.) на переднюю поверхность образца. Режим обработки: ток напыления — 550 А, среда — аргон.

При помощи гранул тугоплавких металлов можно получать особостойкие покрытия на основе оксидов, карбидов, нитридов, а также создание композиционных матриц и получение материалов с заранее заданными характеристиками.

Метод послойного электронно-лучевого синтеза позволяет получать композиционные материалы с однородными по сечению изделия структурой и свойствами, а также формировать на их поверхности функциональные покрытия заданной толщины.

Экспериментально установлено, что механические свойства титанового сплава ВТ6, полученного методом синтеза электронным лучом, удовлетворяют требованиям, предъявляемым к компактным изделиям из этого материала.

Технология синтеза электронным лучом перспективна для получения композиционных материалов из различных, в том числе тугоплавких, металлов и нанесения на них покрытий, а также для комбинированных технологий, сочетающих разные методы изготовления и обработки готовых деталей.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Либенсон Г.А., Лопатин В.Ю., Комарницкий Г.В.** Процессы порошковой металлургии. В 2-х томах. Т.1. Производство металлических порошков. М.: Изд-во МИСИС, 2001. 368 с.

2. **Либенсон Г.А., Лопатин В.Ю., Комарницкий Г.В.** Процессы порошковой металлургии. В 2-х томах. Т.2. Формование и спекание. М.: Изд-во МИСИС, 2002. 320 с.

3. **Герман Рендалл М.** Порошковая металлургия от А до Я: Учебно-справочное руководство / Пер. с англ. О.В. Падалко и Г.А. Либенсон. М.: ИД Интеллект, 2009. 336 с.

4. **Кокорин В.Н., Рудской А.И., Филимонов В.И., Булыжев Е.М., Кондратьев С.Ю.** Теория и практика процесса прессования гетерофазных увлажненных механических смесей на основе железа. Ульяновск: Изд-во УлГТУ, 2012. 236 с.

5. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю, Кокорин В.Н.** Прессование гетерофазных увлажненных порошковых металлических смесей для повышения качества высокоплотных заготовок с использованием метода интенсивного уплотнения // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 6. С. 12–16.

6. **Рудской А.И., Кокорин В.Н., Кондратьев С.Ю., Филимонов В.И., Кокорин А.В.** Прессование гетерофазных увлажненных железных порошков при использовании метода интенсивного уплотнения // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2013. № 5 (23). С. 13–20.

7. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н., Сизов Н.А.** Исследование процесса уплотнения при ультразвуковом воздействии на увлажненную порошковую среду // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 3 (178). С. 148–155.

8. **Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components // Welding International. August 2012. Vol. 26. № 8. P. 629–632.

9. **Кондратьев С.Ю., Горынин В.И., Попов В.О.** Оптимизация параметров поверхностно-упрочненного слоя при лазерной закалке деталей // Сварочное производство. 2011. № 3. С. 11–15.

10. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: учебное пособие. СПб.: Изд-во Политех. ун-та, 2011. 128 с.

## REFERENCES

1. **Libenson G.A., Lopatin V.Yu., Komarnitskiy G.V.** Protsessy poroshkovoy metallurgii. V 2-kh tomakh. T.1. Proizvodstvo metallicheskikh poroshkov. M.: Izd-vo MISIS, 2001. 368 s. (rus.)

2. **Libenson G.A., Lopatin V.Yu., Komarnitskiy G.V.** Protsessy poroshkovoy metallurgii. V 2-kh tomakh. T.2. Formovaniye i spekaniye. M.: Izd-vo MISIS, 2002. 320 s. (rus.)

3. **German Rendall M.** Poroshkovaya metallurgiya ot A do Ya. Uchebno-spravochnoye rukovodstvo / Per. s angl. O.V. Padalko i G.A. Libenson. M.: ID Intellekt, 2009. 336 s. (rus.)

4. **Kokorin V.N., Rudskoi A.I., Filimonov V.I., Bulyzhev Ye.M., Kondratiev S.Yu.** Teoriya i praktika protsessa pressovaniya geterofaznykh uvlazhnennykh mekhanicheskikh smesey na osnove zheleza. Ulyanovsk: Izd-vo UlGTU, 2012. 236 s. (rus.)

5. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu, Kokorin V.N.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh poroshkovykh metallicheskikh smesey dlya povysheniya kachestva vysokoplotnykh zagotovok s ispolzovaniyem metoda intensivnogo uplotneniya. *Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal.* 2011. № 6. S. 12–16. (rus.)

6. **Rudskoi A.I., Kokorin V.N., Kondratiev S.Yu., Filimonov V.I., Kokorin A.V.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh zheleznykh poroshkov pri ispolzovanii metoda intensivnogo uplotneniya. *Naukoyemkiye tekhnologii v mashinostroyenii.* 2013. № 5 (23). S. 13–20. (rus.)

7. **Rudskoi A.I., Kondratiev S.Yu., Kokorin V.N., Sizov N.A.** Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU.* 2013. № 3 (178). S. 148–155. (rus.)

8. **Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components. *Welding International.* August 2012. Vol. 26. № 8. P. 629–632.

9. **Kondratiev S.Yu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley. *Svarochnoye proizvodstvo.* 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)

10. **Kondratiev S.Yu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye. SPb.: Izd-vo Politekh. un-ta, 2011. 128 s. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЛУКЬЯНОВ Алексей Александрович** — кандидат технических наук ассистент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: lookianov0@gmail.com

**СОКОЛОВ Юрий Алексеевич** — кандидат технических наук главный конструктор ООО «НТК Электромеханика». 172386, ул. Заводское шоссе, 2, г. Ржев, Россия. E-mail: s5577@inbox.ru

## AUTHORS

**LUKIANOV Aleksei A.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: lookianov0@gmail.com

**SOKOLOV Yurii A.** — «Electromechanica». 2, Zavodskoe shosse, Rzhev city Tver region, Russia, 172386. E-mail: s5577@inbox.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.315 (075.8)

*Ю.К. Осина, М.Э. Борисова*

# ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ И ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПЛЕНОК НА ОСНОВЕ ПОЛИЭТИЛЕНА

*Yu.K. Osina, M.E. Borisova*

# ELECTRICAL AND DIELECTRIC PROPERTIES OF COMPOSITE FILMS BASED ON POLYETHYLENE

Статья посвящена влиянию мелкодисперсного наполнителя цеолита на диэлектрические характеристики полиэтилена низкого давления. Исследованы зависимости токов зарядки и разрядки в интервале температур (90–110) °С и проанализированы полученные данные на основе эквивалентной схемы Фойгта. В области низких частот ($10^{-1}$–$10^{-4}$) Гц по параметрам эквивалентной схемы Фойгта рассчитаны диэлектрические характеристики как для исходного полиэтилена низкого давления, так и с добавлением наполнителя. Произведен расчет одной из основных технических характеристик пленочных полимерных материалов — коэффициента абсорбции $k_a$.

ПОЛИЭТИЛЕН НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ; НЕПОЛЯРНЫЙ ПОЛИМЕР; ЦЕОЛИТ; ТОКИ ЗАРЯДКИ И РАЗРЯДКИ; КОЭФФИЦИЕНТ АБСОРБЦИИ.

The article is dedicated to the study of zeolite fine filler impact on the dielectric characteristics of high-density polyethylene. The author has researched the dependency of the charging and discharging currents in the range of temperatures (90-110)°C and analyzed the data obtained on the base of the Voigt equivalent circuit. Within low frequencies (10-1 – 10-4) Hz in parameters of the Voigt equivalent circuit, the electric characteristics are calculated both for the initial low pressure polyethylene and for that with additional filler. It is executed the calculation of one of the main technical characteristics of the film polymeric materials – ka absorption coefficient.

LOW PRESSURE POLYETHYLENE; NONPOLAR POLYMER; ZEOLITE; CHARGING AND DISCHARGING CURRENTS; ABSORPTION COEFFICIENT.

Изучение влияния мелко- и нанодисперных наполнителей — достаточно актуальная проблема полимерной физики, химии и современного материаловедения, так как постоянно растет практическое применение этих композитов в таких областях техники, как электро-, радио-, опто- и акустоэлектроника, вычислительная техника.

В работе исследовался полимерный композиционный материал на основе полиэтилена низкого давления (ПЭНД). В качестве наполнителя использовался природный минерал — цеолит (алюмосиликат) сложного химического состава: $M_2mO{\cdot}Al_2O_3{\cdot}nSiO_2{\cdot}kH_2O$, где M — катион, имеющий валентность $m$; $n$ — коэффициент, характеризующий тип цеолита, иногда называемый силикатным модулем; $k$ — количество молекул воды [1, 2].

В отличие от большинства других минералов, цеолиты обладают уникальными физико-химическими свойствами: они устойчивы к действию высоких температур, агрессивных сред, ионизирующих излучений, проявляют селективность к крупным катионам тяжелых металлов. Высокая сорбционная способность обусловливает широкий диапазон использования этого материала в промышленности [3]. Лидеры по применению минерала — Китай, Япония, США.

Частицы цеолита аморфны и изотропны, их форма приближается к сферической, диаметр частиц составляет 1,6–4 мкм. В порошке отдельные частицы образуют ассоциаты от 10 до 100 мкм. Цеолиты относятся к классу нанодисперсных наполнителей за счет наличия нанопор (3,5–4,1 нм), являющихся функциональными

структурными элементами данного модификатора. Этот материал имеет почти идеальную сферическую форму частиц и узкое распределение размеров частиц [4]. Будучи природным сорбентом с регулярной пористой структурой элементарных ячеек нанометровых размеров, природный минерал цеолит проявляет разнообразные свойства (ионообменные, каталитические и т. д.) [5].

Определение механизма поляризации диэлектриков — сложная и не всегда однозначная задача. Измерения в области низких частот (диапазон от $10^{-2}$ до $10^{-5}$ Гц) проводятся в основном для получения информации о молекулярной подвижности, ответственной за деформируемость при длительном нагружении, о механизмах накопления и релаксации заряда в диэлектрике [6, с. 30]. Изучение низкочастотных зависимостей $\varepsilon'(\omega)$, $\varepsilon''(\omega)$ и $\mathrm{tg}\delta(\omega)$ затруднено, так как время измерения достаточно велико.

В работе использовался метод измерения токов зарядки и разрядки образца с дальнейшим расчетом диэлектрических характеристик.

Целью работы было исследование влияния цеолита на диэлектрические свойства композиционных полимерных пластин, изготовленных на основе ПЭНД марки ПЭ2НТ11–285Д [7], и изучение абсорбционных характеристик полимерного композита.

### Экспериментальная часть

В качестве объектов исследования был выбран ПЭНД марки ПЭ2НТ11–285Д [6]. Нанопористый наполнитель имел следующие характеристики: плотность цеолита — 2,4 г/см$^3$, размер частиц цеолита не превышал 50 мкм. Образцы представляли собой пластины прямоугольной формы площадью $S = 11{,}2$ см$^2$. В качестве электродов использовалась алюминиевая фольга толщиной 2 мкм диаметром 1 см. Толщины пластин составляли: для исходного ПЭНД — $h = 280$ мкм; ПЭНД + 2 % цеолита — $h = 320$ мкм; ПЭНД + 4 % цеолита $h = 440$ мкм; ПЭНД+6 % цеолита — $h = 390$ мкм.

Образцы были изготовлены в Казанском национальном исследовательском технологическом университете (ФГБОУ ВПО КНИТУ) [1].

Измерение малых токов в изотермическом режиме производилось в интервале температур 90–110 °С. Точность определения температуры составляла 2 градуса. Ток зарядки $I_{зар}$ и ток разрядки $I_{раз}$ измерялись электрометром марки ЭМ-1, а зависимости $I(t)$ и $I_{раз}(t)$ регистрировались с помощью планшетного двухкоординатного потенциометра ПДП4–002.

Анализ спадающих с течением времени токов зарядки проводился на основе эквивалентной схемы Фойгта (рис.1) [8].

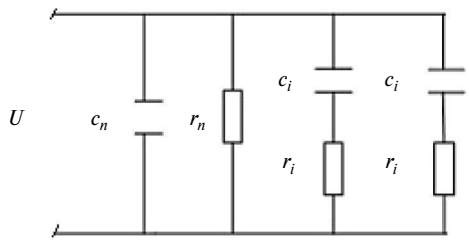



Рис. 1. Эквивалентная схема Фойгта

Исходные дифференциальные уравнения схемы Фойгта могут быть записаны в следующем виде [9]:

$$I^{\Phi} = \frac{dq_n}{dt} + \frac{q_n}{\vartheta_n} + \sum_{i=1}^{n-1} \frac{dq_n}{dt}; \qquad (1)$$

$$U^{\Phi} = \frac{q_n}{c_n} = \frac{q_i}{c_i} + r_i \frac{dq_i}{dt}, \qquad (2)$$

где $c_n$ — безынерционная емкость; $c_i$ — вклад в емкость $i$-й релаксационной составляющей; $q_n$ и $q_i$ — заряды на емкостях $c_n$, $c_i$.

Начальные условия:

$$q_i(0) = 0; \quad q_n(0) = c_n U_p, \qquad (3)$$

где $U_p$ — напряжение, подаваемое на образец.

Решив систему уравнений (1) и (2) с учетом начальных условий (3), определим выражение для $I^{\Phi}_{зар}$:

$$I^{\Phi}_{зар}(t) - I^{\Phi}_{скв} = I^{\Phi}_{скв} \sum_{i=1}^{n-1} \frac{r_n}{r_i} \exp\left(-\frac{t}{\vartheta_i}\right);$$

$$I^{\Phi}_{скв} = \frac{U_p}{r_n}, \qquad (4)$$

где $I_{скв}$ — сквозной ток; $r_n$ — сопротивление слоя диэлектрика; $r_i$ — резистор в релаксационной цепочке; $\vartheta_i = c_i r_i$ —время релаксации, $i = 1, 2, ..., (n-1)$.

Параметры эквивалентной схемы Фойгта определяются выражениями

$$r_n = \frac{U_p}{I_{\text{скв}}};\quad c_n = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_{\text{м}} S}{h};\quad \vartheta_n = c_n r_n = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_{\text{м}}}{\gamma};$$

$$c_i = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_{si} S}{h};\quad r_i = \frac{\vartheta_i}{c_i} = \frac{h\vartheta_i}{\varepsilon_0 \varepsilon_{si} S}, \qquad (5)$$

где $\varepsilon_{\text{м}}$ — безынерционная диэлектрическая проницаемость; $\vartheta_n$ — время релаксации; $\varepsilon_{si}$ — диэлектрическая проницаемость; $\gamma$ — удельная проводимость; $h$ — толщина образца, $S$ — площадь.

### Результаты и их обсуждение

Измеренные зависимости токов зарядки и разрядки $I(t)$ и $I_{\text{разр}}(t)$ образцов ПЭНД с разным процентным содержанием наполнителя приведены на рис. 2. У всех исследованных образцов в указанном интервале температур кривые имеют спадающий характер, через определенное время измерения устанавливается сквозной ток $I_{\text{скв.}}$

Такая зависимость тока от времени характерна для полимерных диэлектриков. Однако причины спадания тока могут быть разные. Характер зависимости $I(t)$ (рис. 2) может быть обусловлен дипольно-ориентационной и межслоевой релаксационной поляризацией, остальные виды поляризации в этом случае не наблюдаются. Зависимости $I(t)$ описываются суммой экспонент с временами релаксации $\tau_1$ и $\tau_2$.

На основе эквивалентной схемы Фойгта в соответствии с формулами (4) и (5) рассчитывались параметры эквивалентной схемы образцов ПЭНД +2 и 6 об % цеолита (табл. 1).

В области низких частот ($10^{-1}$—$10^{-4}$) Гц, что соответствует времени измерения токов до 6 часов, для образцов исходного ПЭНД и ПЭНД с добавлением цеолита с объемами концентрацией 2 и 6 % рассчитаны зависимости $\varepsilon' = f(\omega)$, $\varepsilon'' = f(\omega)$ и tgδ по формулам

$$\varepsilon'(\omega) = \frac{c_n}{c_0} + \frac{c_1}{\varepsilon_0(1+\omega^2\upsilon_1^2)} + \frac{c_1}{\varepsilon_0(1+\omega^2\upsilon_1^2)}; \qquad (6)$$

$$\varepsilon''(\omega) = \frac{1}{\omega r_n c_0} + \frac{\omega^2\upsilon_1^2}{\omega r_1 c_0(1+\omega^2\upsilon_1^2)} + \frac{\omega^2\upsilon_2^2}{\omega r_2 c_0(1+\omega^2\upsilon_2^2)}; \qquad (7)$$

$$\text{tg}\delta(\omega) = \frac{\varepsilon''(\omega)}{\varepsilon'(\omega)}. \qquad (8)$$

Из рис. 3 видно, что величина tgδ во всей области низких частот у ПЭНД и у ПЭНД +6 %

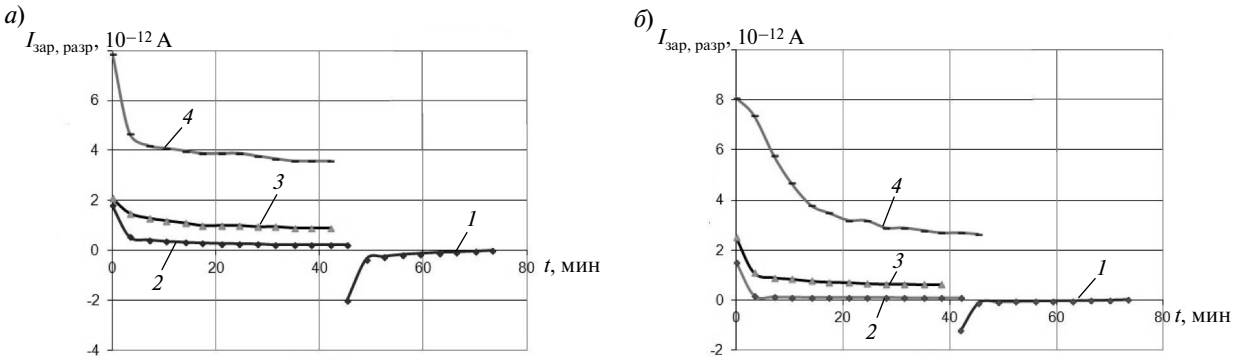



Рис. 2. Зависимости $I(t)$ и $I_{\text{разр}}(t)$ для ПЭНД с 2 об. % (*а*) и 6 об. % (*б*) цеолита при температурах 90—110 °С

*а*) *1* — ПЭНД+ 2 % Ц, 90 °С; *2* — ПЭНД+ 2 % Ц, 90 °С; *3* — ПЭНД+ 2 % Ц, 100 °С; *4* — ПЭНД+ 2 % Ц, 110 °С;

*б*) *1* — ПЭНД+ 6 % Ц, 90 °С; *2* — ПЭНД+ 6 % Ц, 90 °С; *3* — ПЭНД+ 6 % Ц, 100 °С; *4* — ПЭНД+ 6 % Ц, 110 °С

Таблица 1

**Параметры образцов ПЭНД + *n* % об. цеолита**

| $\vartheta_1$, с | $\vartheta_2$, с | $r_n$, Ом | $r_1$, Ом | $r_2$, Ом | $c_1$, Ф | $c_2$, Ф | Температура, °С |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1555 | 114 | $1{,}34\cdot10^{15}$ | $8{,}47\cdot10^{14}$ | $2{,}48\cdot10^{14}$ | $1{,}83\cdot10^{-12}$ | $4{,}59\cdot10^{-13}$ | 90 |
| 1647,00 | 223,00 | $3{,}3\cdot10^{14}$ | $4{,}3\cdot10^{14}$ | $7{,}2\cdot10^{14}$ | $3{,}83\cdot10^{-12}$ | $3\cdot10^{-13}$ | 100 |
| 2235,00 | 153,00 | $8{,}3\cdot10^{13}$ | $3{,}08\cdot10^{14}$ | $9{,}05\cdot10^{13}$ | $1{,}37\cdot10^{-13}$ | $5{,}9\cdot10^{-11}$ | 110 |

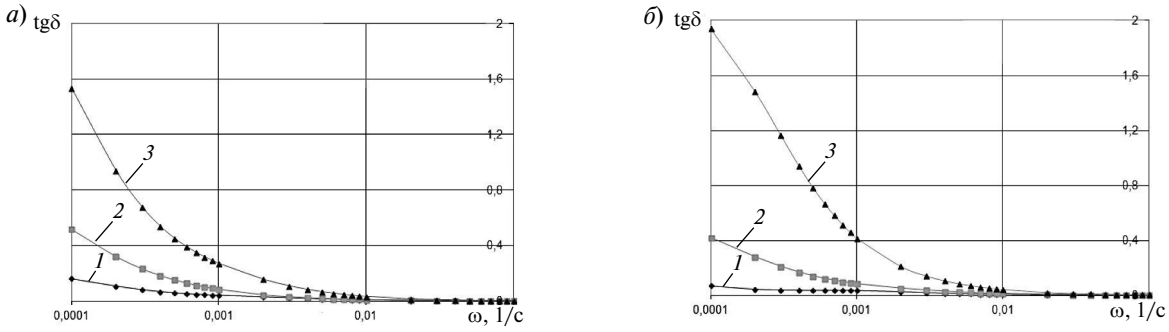



Рис. 3. Зависимость tg δ = $f(\omega)$ образцов ПЭНД + 2 (*а*) и 6 (*б*) об. % цеолита:
*1* — 90 °С; *2* — 100 °С; *3* — 110 °С

цеолита оказалась выше, чем у ПЭНД +2 % цеолита. При 110 °С у образцов ПЭНД +6 % цеолита tgδ = 2, а у образцов ПЭНД +2 % цеолита tg δ = 1,5. Увеличение tg δ от разного процентного содержания наполнителя связано, возможно, со структурой полимера; 6 %-е содержание наполнителя увеличивает tg δ.

Как известно, ПЭ — это неполярный полимер, и диэлектрическая релаксация в нем выражена несильно. Однако при незначительном окислении, например измельчении в воздушной среде, часть групп -$CH_2$ становятся полярными группами >C = 0, которые встраиваются в кристаллическую решетку ПЭ [11]. Поэтому процессы молекулярной релаксации исследуются диэлектрическим методом.

В области инфранизких частот увеличение диэлектрических потерь связывают с процессами электропереноса, например с поляризацией Максвелла — Вагнера [12, 13], а в области частот при $f > 10^3$ Гц — из-за полярных примесей с дипольно-групповыми потерями [12–14]. Данные примеси, как известно [13], всегда присутствуют в неполярных полимерах.

Уменьшение дипольных потерь у неполярных полимеров может быть обусловлено очисткой мономеров, хорошей отмывкой полимера от катализаторов, стабилизацией материала от окисления такими стабилизаторами, введение которых незначительно увеличивает tg δ, вакуумной переработкой полимеров в изделия [11].

Одна из основных технических характеристик пленочных полимерных материалов — коэффициент абсорбции $k_а$.

Из зависимостей $I(t)$ и $I_{раз}(t)$ по отношению абсорбционного заряда $Q_а$ к приложенному напряжению $U_р$ рассчитали абсорбционную емкость $C_а$. Величина $Q_а$ определяется по площади, ограниченной кривой абсорбционного тока:

$$Q_а = \int_0^\infty I_{раз}(t)\,dt; \qquad (9)$$

$$C_а = \frac{Q_а}{U_р}. \qquad (10)$$

В этом случае значение коэффициента абсорбции рассчитывается по формуле

$$k_а = \frac{C_а}{C_а + C_п}, \qquad (11)$$

где $C_п$ — емкость, связанная с быстро устанавливающейся поляризацией, измеряется мостовым методом на звуковой частоте.

По формулам (9)–(11) определили $k_а$.

Предельный коэффициент абсорбции $k_а$ был рассчитан по формуле

$$k_а = \frac{\sum_{i=1}^{n-1} c_i}{\sum_{i=1}^{n} c_i}. \qquad (12)$$

Зависимости предельного коэффициента абсорбции от температуры представлены на рис. 4.

Как видно из рис. 4 предельный коэффициент абсорбции $k_а$ у образцов ПЭНД +2 об. % цеолита составляет 0,84, а у исходного ПЭНД $k_а$ = 0,36.

Произведено сопоставление коэффициентов абсорбции — предельного и рассчитанного из площади под кривой $I(t)$ (табл. 3).

Как видно из табл. 3, значения предельного $k_а$ больше коэффициента, рассчитанного по формуле (11), что хорошо согласуется с литературными данными [8]. Коэффициент абсорбции увеличивается с ростом температуры.

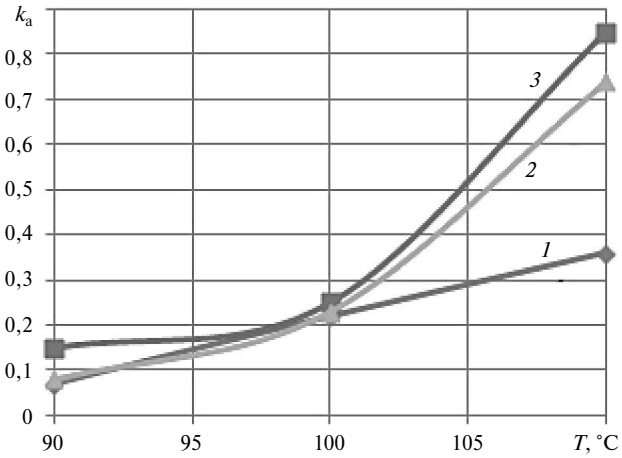



Рис. 4. Зависимость предельного коэффициента абсорбции от температуры $k_a = f(T)$ исходного ПЭНД (*1*), для ПЭНД + 6 об. % цеолита (*2*), для ПЭНД + 2 об. % цеолита (*3*)

Таблица 3

**Сравнение коэффициентов абсорбции**

| Температура, °С | $k_{а\ пред}$ | $k_а$ |
|---|---|---|
| *Исходный ПЭНД* | | |
| 90 | 0,07 | 0,04 |
| 100 | 0,22 | 0,14 |
| 110 | 0,36 | 0,18 |
| *ПЭНД + 2 об. % цеолита* | | |
| 90 | 0,15 | 0,08 |
| 100 | 0,25 | 0,11 |
| 110 | 0,85 | 0,23 |
| *ПЭНД + 6 об. % цеолита* | | |
| 90 | 0,08 | 0,06 |
| 100 | 0,23 | 0,13 |
| 110 | 0,74 | 0,49 |

Показано, что величина tg δ зависит от разного процентного содержания наполнителя.

Установлено, что коэффициент абсорбции у исходного ПЭНД ($k_а = 0{,}04$) примерно в два раза меньше, чем у модифицированного (ПЭНД + + 2 об % цеолита) — $k_а = 0{,}08$.

Механизм накопления и релаксации заряда может быть связан с поляризацией Максвелла — Вагнера, которая обусловлена накоплением заряда в приповерхностном слое диэлектрика и на межфазных границах наполнителя и ПЭ.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Курамшина З.Д., Галиханов М.Ф., Дебердеев Р.Я.** Влияние цеолита на свойства полиэтилена низкого давления // Вестник Казанского технологического университета. 2012. Т. 31, № 14. С.1 26–128.

2. **Осина Ю.К., Борисова М.Э., Галиханов М.Ф.** Влияние диатомита и цеолита на свойства полиэтилена // Тезисы докл. XIII междунар. конф. молодых ученых «Пищевые технологии и биотехнологии».

15–17 апреля 2014 г. Секция 6. С. 114.

3. **Челищев Н.Ф., Беренштейн Б.Г., Володин В.Ф.** Цеолиты новый тип минерального сырья. М.: Недра, 1987. 176 с.

4. **Цвайфель Х., Майер Р.Д., Шиллер М.** Добавки к полимерам: Справочник / Пер. с англ. 6-го изд. Под ред. В.Б. Узденского, А.О. Григорова. СПб.: ЦОП «Профессия», 2010. 1144 с.

5. **Самонин В.В., Чечевичкин А.В.** Получение нанопленок диоксида марганца на поверхности природных цеолитов // Тезисы докл. VII Всеросс. студенческой олимпиады и семинара с международным участием «Наноструктурные, волокнистые и композиционные материалы». СПб., 10–14 мая 2011 г.

6. **Лущейкин Г.А.** Методы исследования электрических свойств полимеров. М.: Химия, 1988. С. 30–31.

7. **Борисова М.Э., Курамшина З.Д., Осина Ю.К.** Электретные свойства и проводимость пленок полиэтилена с микро- и нанодисперсными наполнителями // Вестник Казанского технологического университета. 2014. Т. 17, №11. С. 108–111.

8. **Борисова М.Э., Койков С.Н.** Диагностика электрической изоляции по абсорбционным характеристикам диэлектриков: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во СПБГТУ, 1994. 18 с.

9. **Борисова М.Э., Галюков О.В., Койков С.Н.** Нелинейные эффекты нестационарного электро-переноса в пленочных полимерных диэлектриках // Электротехника. 1991. №.7. С. 69–71.

10. **Блайт Э.Р.** Электрические свойства полимеров. М.: Физматлит, 2008.

11. Электрические свойства полимеров / Под ред. Б.И. Сажина. Л.: Химия, 1986. 82 с.

12. **Лущейкин Г.А.** Полимерные электреты. М.: Химия, 1984.

13. **Сажин Б.И., Лобанов А.М., Романовская О.С. [и др.].** Электрические свойства полимеров. Л.: Химия, 1977.

14. **Бартнев Г.М, Френкель С.Я.** Физика полимеров. Л.: Химия, 1990.

## REFERENCES

1. **Kuramshina Z.D., Galikhanov M.F., Deberdeyev R.Ya.** Vliyaniye tseolita na svoystva polietilena nizkogo davleniya. *Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta*. 2012. T. 31, № 14. S.126–128. (rus.)

2. **Osina Yu.K., Borisova M.E., Galikhanov M.F.** Vliyaniye diatomita i tseolita na svoystva polietilena. Tezisy dokl. *XIII mezhdunar. konf. molodykh uchenykh, «Pishchevyye tekhnologii i biotekhnologii»*. 15–17 aprelya 2014g. Sektsiya 6. (rus.)

3. **Chelishchev N.F., Berenshteyn B.G., Volodin V.F.** Tseolity novyy tip mineralnogo syrya. M.: Nedra, 1987. (rus.)

4. **Tsvayfel Kh., Mayer R.D., Shiller M.** Dobavki k polimeram. Spravochnik. / Per. s angl. 6-go izd. / pod red. V.B. Uzdenskogo, A.O. Grigorova. SPb.: TsOP «Professiya», 2010. (rus.)

5. **Samonin V.V., Chechevichkin A.V.** Polucheniye nanoplenok dioksida margantsa na poverkhnosti prirodnykh tseolitov. *Tezisy dokladov VIIVserossiyskaya studencheskaya olimpiada i seminar s mezhdunarodnym uchastiyem «Nanostrukturnyye, voloknistyye i kompozitsionnyye materially»*. SPb., 10–14 maya 2011g. (rus.)

6. **Lushcheykin G.A.** Metody issledovaniya elektricheskikh svoystv polimerov. M.: Khimiya.1988. S. 30–31. (rus.)

7. **Borisova M.E., Kuramshina Z.D., Osina Yu.K.** Elektretnyye svoystva i provodimost plenok polietilena s mikro- i nanodispersnymi napolnitelyami. *Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta*. 2014. T. 17, №11. S. 108–111. (rus.)

8. **Borisova M.E., Koykov S.N.** Diagnostika elektricheskoy izolyatsii po absorbtsionnym kharakteristikam dielektrikov: Ucheb. posobiye. SPb.: Izd-vo SPBGTU, 1994. 18 s. (rus.)

9. **Borisova M.E., Galyukov O.V., Koykov S.N.** Nelineynyye effekty nestatsionarnogo elektro-perenosa v plenochnykh polimernykh dielektrikakh. *Elektrotekhnika*. 1991. №.7. S. 69–71. (rus.)

10. **Blayt E.R.** Elektricheskiye svoystva polimerov. 2008. 63 s. (rus.)

11. Elektricheskiye svoystva polimerov / Pod red. B.I. Sazhina. L.: Khimiya, 1986. 82 s. (rus.)

12. **Lushcheykin G.A.** Polimernyye elektrety. M.: Khimiya, 1984. (rus.)

13. **Sazhin B.I., Lobanov A.M., Romanovskaya O.S. [i dr.].** Elektricheskiye svoystva polimerov. L.: Khimiya, 1977. (rus.)

14. **Bartnev G.M, Frenkel S.Ya.** Fizika polimerov. L.: Khimiya, 1990. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ОСИНА Юлия Константиновна** — аспирант кафедры техники высоких напряжений, электроизоляционной и кабельной техники Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: julia_npf@list.ru

**БОРИСОВА Маргарита Эдуардовна** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: vladimirl.borisov@gmail.com

## AUTHORS

**OSINA Yulia K.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: julia_npf@list.ru

**BORISOVA Margarita E.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: vladimirl.borisov@gmail.com

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.43.031.3.001.2

*К.Л. Лапшин*

# ПРОЕКТИРОВАНИЕ ОСЕВОГО КОМПРЕССОРА МЕТОДОМ КИНЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

*K.L. Lapshin*

# DESIGNING OF AXIAL COMPRESSOR BY THE KINEMATIC MODELING METHOD

Качество осевого компрессора существенно зависит от начального этапа проектирования на уровне одномерных газодинамических расчетов. Поэтому понятно стремление конструкторов использовать на этом этапе конкретный опыт по ранее созданным удачным компрессорам. Разработан новый метод проектирования проточных частей многокаскадных осевых компрессоров — метод кинематического моделирования. Суть его в том, что для проектирования нового компрессора используется кинематика удачного компрессора-прототипа. Получена базовая формула, которая лежит в основе проектировочного газодинамического расчета проточной части многокаскадного осевого компрессора. Метод кинематического моделирования реализован в виде компьютерной программы. Результаты расчетов по этой программе показали, что на основе кинематики потока в проточной части компрессора-прототипа можно проектировать варианты компрессоров с различными показателями и выбирать оптимальный вариант.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ОСЕВЫХ КОМПРЕССОРОВ; ПРОЕКТИРОВОЧНЫЙ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ; МЕТОД КИНЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ; ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОГО ВАРИАНТА.

The quality of an axial compressor depends on the initial design stage-level one-dimensional gas-dynamic calculations. Therefore it means the aim of designers to use at this stage certain experience in successful compressors previously created. It is developed the new design method of running parts of multistage axial compressors – the kinematic modeling method. Its core is that for designing a new compressor it is used kinematics of good compressor prototype. We have obtained the basic formula that underlies the design of gas-dynamic calculation of the flow part of multi-stage axial compressor. The kinematic modeling method is implemented as a computer program. The results from this program showed that basing on the kinematics of the flow in the flow part of the compressor prototype one can design variants of compressors with different indicators and choose the best option.

DESIGN OF AXIAL COMPRESSORS; DESIGN OF GAS-DYNAMIC CALCULATION; KINEMATIC MODELING METHOD; THE CHOICE OF THE OPTIMAL VARIANT.

Методы газодинамического расчета проточных частей осевых компрессоров достигли высокой степени развития. Теперь трехмерный (3D) проверочный газодинамический расчет проточной части осевого компрессора на номинальном и переменных режимах используется в качестве виртуального стенда для исследования и улучшения его характеристик. Вместе с тем совершенство проточной части осевого компрессора существенно зависит от начального этапа его проектирования на уровне одномерных проектировочных газодинамических расчетов. Поэтому конструкторы стремятся в значительной степени использовать на этом

этапе конкретный опыт по ранее созданным удачным компрессорам.

Часто, применяя теорию подобия [1], используют проточную часть компрессора-прототипа в целом. Этот метод проектирования наиболее заманчив и вместе с тем имеет ряд недостатков, сужающих область его практического приложения. Поскольку степень повышения давления $\pi_k^*$ вновь проектируемых компрессоров имеет тенденцию к увеличению, то обычно возникают проблемы при подборе компрессора-прототипа на требуемую величину $\pi_k^*$.

Отмеченные выше недостатки метода моделирования компрессора в целом могут быть в известной степени преодолены в методе проектирования, основанном на моделировании отдельных ступеней [2], когда многоступенчатый компрессор может быть образован из одной или нескольких исходных модельных ступеней за счет их подрезки от втулки или периферии. Этот метод дает возможность использовать характеристики ступеней, полученные экспериментально, вследствие чего повышается достоверность расчетов. Вместе с тем ряд принимаемых допущений в некоторых случаях сужает область его применения, особенно для малорасходных компрессоров. Это, прежде всего, влияние подрезки на изменение характеристик модельной ступени и ряд других факторов [3].

Развитием метода модельных ступеней является метод модельных венцов [3]. При моделировании венцов предполагается использование известного аэродинамического метода, основанного на продувках плоских решеток профилей [4, 5], в сочетании с экспериментальными данными по поправочным коэффициентам, полученными из опытов с модельными и натурными ступенями. В этом случае лопаточные венцы при проектировании можно подрезать и поворачивать, а также менять густоту решетки, что расширяет диапазон использования метода.

Метод модельных ступеней и метод модельных венцов характеризуются тем, что их применение основано на использовании традиционных методик проектировочного газодинамического расчета проточной части осевого компрессора [2–6]. В соответствии с этими методиками окружные скорости $u_1$, $u_2$, кинематические степени реактивности $\rho_K$, напоры $H$, осевые скорости $c_z$ (или высоты лопаток $l$ (рис.1)) и ряд других важных параметров задаются для каждой из ступеней компрессора в определенной степени произвольно, на основании общих рекомендаций. Углы потока $\alpha_1$, $\beta_1$, $\beta_2$, $\alpha_2$ (рис. 2), тесно свя-

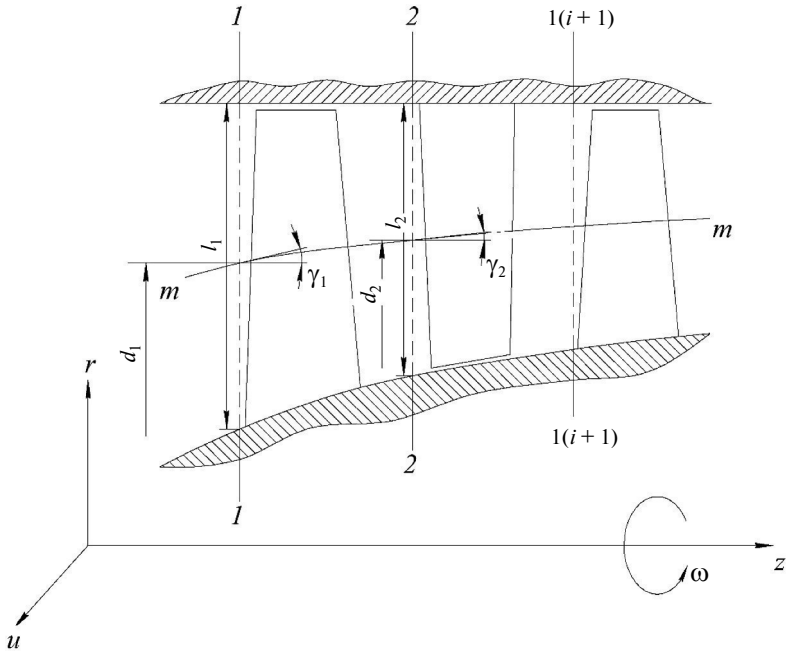



Рис. 1. Проточная часть осевого компрессора

занные с конфигурацией рабочих и направляющих лопаток (РЛ и НЛ), в каждом варианте расчета получаются различными, что затрудняет использование модельных лопаточных венцов.

Целью работы было создание методики одномерного проектировочного газодинамического расчета проточной части многокаскадного осевого компрессора, основанной на кинематическом моделировании потоков газа в проточной части проектируемого компрессора и компрессора-прототипа. Такая методика позволит в значительной степени использовать на этапе проектирования конкретный опыт по ранее созданным удачным компрессорам.

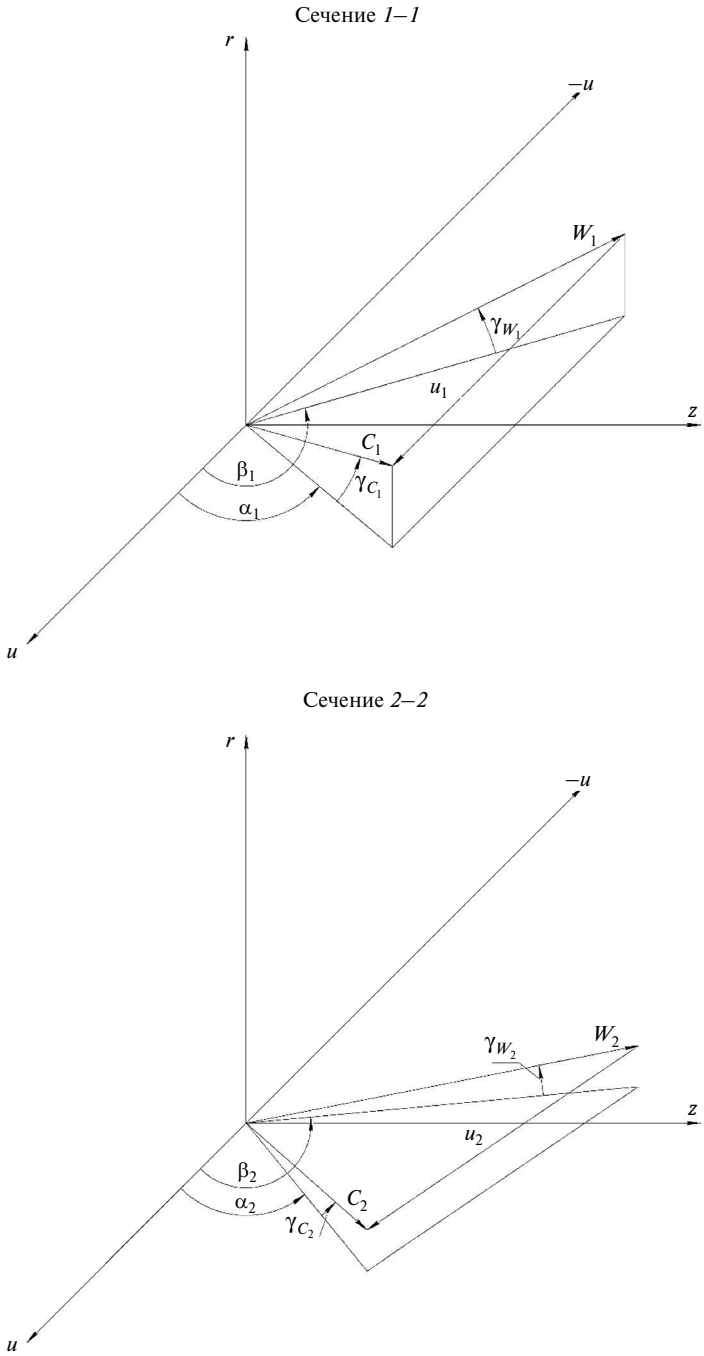



Рис. 2. Треугольники скоростей в сечениях *1–1* и *2–2*

Для достижения указанной цели рассмотрим проточную часть многоступенчатого компрессора, состоящую из элементарных ступеней (см. рис. 1). Поток рабочего тела для каждой ступени рассматривается в межвенцовых зазорах проточной части (сечения *1–1* и *2–2*) и полагается там стационарным, осесимметричным и одномерным на криволинейной средней поверхности тока *m–m*; процессы сжатия считаются адиабатными, а газ совершенным. Система уравнений сохранения, описывающая рассматриваемую модель, представлена, например, в монографии [7]. Для замыкания этой системы уравнений для каждой ступени требуется задать шесть величин. В качестве этих величин примем углы потока $\alpha_1$, $\beta_1$, $\beta_2$, $\alpha_2$ и коэффициенты $k_u = u_1 / u_2 = d_1 / d_2$ и $\bar{d} = u_2 / u_{2n} = \omega_2 d_2 / (\omega_{2n} d_{2n})$, где $\omega_{2n}$ — угловая частота вращения и $d_{2n}$ — средний диаметр РЛ последней ступени. Конкретные значения углов и коэффициентов могут быть различными для каждой из ступеней и задаваться, например, из газодинамического расчета проточной части компрессора-прототипа, которую мы намерены моделировать.

При проектировании компрессора считаем известными давление $p_1^*$ и температуру $T_1^*$ торможения газа на входе в первую ступень, расход воздуха $G_{в1}$ перед первой ступенью и степень повышения давления $\pi_k^*$. Задаются также расходы $G_{вj}$ воздуха в отборы и соответствующие им степени повышения давления $\pi_{кj}^*$. Таким образом, в компрессоре рассматриваются несколько потоков газа от входа в первую ступень до выхода из проточной части, в том числе и за последней ступенью. Тогда теоретическая мощность, потребляемая компрессором, может быть выражена так:

$$N_т = \sum_{J=1}^{S} N_{тj} , \qquad (1)$$

где $S$ — число потоков; $N_{тj} = G_{вj} c_P T_1^* \times \times ((\pi_{кj}^*)^{(k-1)/k} - 1)$ — теоретическая мощность отдельного потока газа, причем $G_{в1} = \sum_{J=1}^{S} G_{вj}$.

Связь между действительной $N$ и теоретической $N_т$ мощностью устанавливается соотношением

$$N_т = N \eta_к^* , \qquad (2)$$

где $\eta_к^*$ — КПД проточной части компрессора по заторможенным параметрам.

Формулу (2) запишем в таком виде

$$N_т = \eta_к^* \sum_{i=1}^{n} N_i , \qquad (3)$$

где $N_i$ — мощность, потребляемая *i*-й ступенью; *n* — количество ступеней.

В соответствии с известной формулой Эйлера [1] напор ступени равен

$$N_i = G_{вi}(c_{2u} u_2 - c_{1u} u_1) = \\ = G_{вi} u_{2i}^2 (c_{2u} / u_2 - k_u^2 c_{1u} / u_1)_i , \qquad (4)$$

где $c_{2u}, c_{1u}$ — проекции векторов $c_2$ и $c_1$ на направление $u$ (см. рис. 2).

Для треугольников скоростей (см. рис. 2) с использованием теоремы синусов можно записать

$$c_{2u} / u_2 = \sin\beta_2 \cos\alpha_2 / \sin(\beta_2 - \alpha_2) ; \qquad (5)$$

$$c_{1u} / u_1 = \sin\beta_1 \cos\alpha_1 / \sin(\beta_1 - \alpha_1) . \qquad (6)$$

Решая совместно (3)–(6), получим удобную для практического применения базовую формулу для вычисления окружной скорости $u_{2n}$ последней ступени осевого компрессора:

$$u_{2n} = \sqrt{\frac{N_т}{A}};$$

$$A = G_{в1} \eta_к^* \sum_{i=1}^{n} \left\{ \frac{G_в}{G_{в1}} \left( \frac{d_2}{d_{2n}} \right)^2 \left( \frac{\omega_2}{\omega_{2n}} \right)^2 \times \right. \\ \left. \times \left[ \frac{\sin\beta_2 \cos\alpha_2}{\sin(\beta_2 - \alpha_2)} - \frac{(d_1 / d_2)^2 \sin\beta_1 \cos\alpha_1}{\sin(\beta_1 - \alpha_1)} \right] \right\}_i . \qquad (7)$$

Вычислив из (7) $u_{2n}$, через заданные коэффициенты $k_u$ и $\bar{d}$ для каждой ступени определяют окружные скорости $u_1$ и $u_2$, а затем скорости $c_1, w_1, c_2$ и $w_2$:

$$c_1 = \frac{u_1 \cdot \sin\beta_1}{\sin(\beta_1 - \alpha_1) \cdot \cos\gamma_{c1}} ; \quad w_1 = \frac{u_1 \cdot \sin\alpha_1}{\sin(\beta_1 - \alpha_1) \cdot \cos\gamma_{w1}} ;$$

$$c_2 = \frac{u_2 \cdot \sin\beta_2}{\sin(\beta_2 - \alpha_2) \cdot \cos\gamma_{c2}} ;$$

$$w_2 = \frac{u_2 \cdot \sin\alpha_2}{\sin(\beta_2 - \alpha_2) \cdot \cos\gamma_{w2}} ,$$

где углы $\gamma_{c1}$, $\gamma_{w1}$, $\gamma_{c2}$ и $\gamma_{w2}$ показаны на рис. 2. Далее по известным треугольникам скоростей выполняется стандартный проектировочный

газодинамический расчет проточной части осевого компрессора.

Таким образом, базовая формула (7) дает возможность получить конкретное решение при проектировании проточной части многоступенчатого компрессора, в том числе и состоящего из нескольких каскадов, вращающихся с различными угловыми частотами. Естественно, таких решений множество, поскольку угловая частота $\varpi_{2n}$ вращения ротора высокого давления может быть задана произвольно, лишь бы удовлетворялись требования прочности РЛ, особенно первой ступени компрессора, и габариты проточной части соответствовали бы желаемым. Каждое решение, очевидно, следует получать методом последовательных приближений, так как априори заданная величина КПД $\eta_{\text{к}}^*$ должна быть уточнена газодинамическим расчетом. Следует подчеркнуть, что одномерный проектировочный газодинамический расчет многоступенчатого многокаскадного осевого компрессора оказывается полностью формализованным и поэтому особенно удобным для реализации на ЭВМ, что и будет показано ниже. Для однокаскадного компрессора подобный подход впервые был разработан в статье [8] и применен в учебном пособии [9]. Назовем этот новый

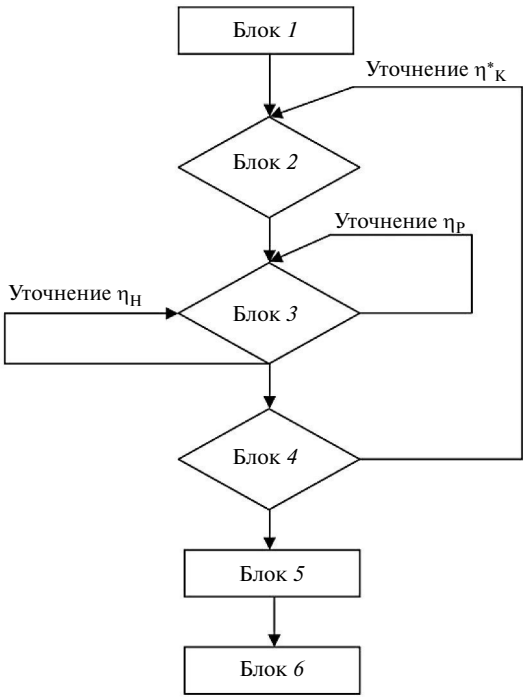



Рис. 3. Блок-схема программы OSKOMRS

метод проектирования проточных частей осевых компрессоров *методом кинематического моделирования*.

Рассмотрим блок-схему основного модуля (рис. 3) проектировочного газодинамического расчета проточной части осевого компрессора в одномерной постановке задачи (по среднему диаметру), выполняемого методом кинематического моделирования. Как и обычно, одномерный расчет дополняется системой коэффициентов к основным уравнениям сохранения, устанавливающей соответствие между пространственным и одномерным потоками [ 3 ].

Блок *1* предназначен для ввода исходных данных. Задаются: $n$ — количество ступеней в проточной части; $p_1^*, T^*$ — давление и температура торможения газа на входе в первую ступень; $\pi_{\text{к}}^*$ — степень повышения давления в компрессоре; расход воздуха перед первой ступенью $G_{\text{в}1}$ и расходы $G_{\text{в}j}$ воздуха в отборы и соответствующие им степени повышения давлений $\pi_{\text{к}j}^*$; угловая частота вращения $\omega_{2n}$ ротора высокого давления; $\eta_{\text{к}}^*$ — КПД проточной части компрессора по параметрам торможения; $k$ — коэффициент изоэнтропы расширения; $R$ — газовая постоянная; плотность $\rho_m$ материала рабочих лопаток. Задаются также массивы размерности [1, $n$]: углов потока $\alpha_1$, $\beta_1$, $\beta_2$, $\alpha_2$; коэффициентов $k_u$ и $\bar{d}$; чисел $z_1$ рабочих и $z_2$ направляющих лопаток; относительных шагов $t_1 / b_1$ рабочих и $t_2 / b_2$ направляющих лопаток; предельных с точки зрения роста профильных потерь чисел Маха $M_{1\max}$ для рабочих и $M_{2\max}$ для направляющих решеток; коэффициентов $k_G$ в уравнениях неразрывности и $\kappa$ в уравнениях энергии [3–5]; коэффициентов $F$, характеризующих изменение площадей рабочих лопаток вдоль радиуса; КПД $\eta_{\text{р}}$ рабочих и $\eta_{\text{н}}$ направляющих решеток [4]; коэффициентов $k_{2p} = \delta_2'' / d_2''$ и $k_1' = \delta_1' / d_1'$, предназначенных для вычисления радиальных зазоров $\delta_2''$ у периферии рабочих и $\delta_1'$ у корня направляющих лопаток.

В блоке *2* по формуле (7) вычисляется $u_{2n}$ — окружная скорость для последней ступени, а затем скорости $u_2$, $u_1$, $c_1$, $w_1$, $c_2$, $w_2$ для каждой ступени осевого компрессора.

В блоке *3* выполняется стандартный проектировочный газодинамический расчет проточной части осевого многокаскадного компрессо-

ра при известных треугольниках скоростей. По-существу, с учетом информации, содержащейся в блоках *1* и *2*, расчет в блоке *3* сводится к нахождению параметров потока и определению диаметров и высот лопаток в сечениях *1–1* и *2–2* (см. рис. 1) по известным формулам [1–5]. При этом осуществляется процесс последовательных приближений при расчете КПД $\eta_р$ рабочих и $\eta_н$ направляющих решеток (рис. 3), которые вычисляются с учетом профильных, вторичных и концевых потерь кинетической энергии, а также влияния чисел *M* и Re [4–6], с точностью до 0,0001 $\eta$. Для определения потерь могут также привлекаться результаты экспериментальных исследований с модельными и натурными ступенями осевых компрессоров.

В блоке *3* определяется КПД $\eta_к^*$ по параметрам торможения проточной части компрессора. Полученное значение $\eta_к^*$ сравнивается с заданным в блоке *1*, и, если их значения различаются более чем 0,001 $\eta_к^*$, расчет повторяется начиная с блока *2* с уточненным значением $\eta_к^*$ (рис. 3).

В блоке *5* вычисляются для каждой из ступеней кинематическая степень реактивности $\rho_к$, коэффициенты $\bar{H}_t$ напора и $\varphi_2$ расхода, осевые и радиальные зазоры в проточной части, напряжения растяжения и изгибающие моменты в корневых сечениях рабочих лопаток.

Блок *6* предназначен для вывода результатов расчета. Обозначения большинства величин выводимой информации общеприняты [1–5]. Рассмотренная блок-схема была реализована автором в среде ТУРБО-ПАСКАЛЬ в виде компьютерной программы OSKOMRS, предназначенной для моделирования и оптимизации проточных частей многокаскадных осевых компрессоров в режиме диалога с ЭВМ.

Метод кинематического моделирования проточных частей многокаскадных осевых компрессоров служит альтернативой традиционным методам проектирования и имеет широкие возможности при практическом применении. В самом деле, можно моделировать проточную часть компрессора-прототипа в целом, но допускаются также дополнения: надстройка проточной части компрессора-прототипа ступенями от этого или другого компрессора; разворот лопаточных венцов; изменения густот решеток и другие воздействия на конструкцию проектируемого компрессора. Все эти воздействия, влияющие на потери кинетической энергии в лопаточных венцах и КПД $\eta_к^*$ компрессора, учитываются в расчете по программе OSKOMRS.

Рассмотрим примеры практической реализации изложенного выше метода кинематического моделирования проточных частей осевых компрессоров. В качестве компрессора-прототипа используем восьмиступенчатый одно-каскадный осевой компрессор авиационного двигателя [5]. На режиме проектирования этот компрессор обеспечивает степень повышения давления $\pi_к^* = 8$. Используем кинематику потока на среднем диаметре в проточной части этого компрессора-прототипа для создания вариантов компрессоров с различными показателями.

На первом этапе расчетов изучим влияние частоты вращения ротора на показатели проектируемого компрессора. Примем, что степень повышения давления, число ступеней и остальные задаваемые для расчета параметры во всех вариантах поддерживаются неизменными, а варьируется только частота *n* вращения ротора. Основные результаты расчетов представлены в табл. 1.

Как и следовало ожидать, с увеличением частоты вращения ротора уменьшаются диаметры $d_1$ и $d_2$ и увеличиваются высоты $l_1$ и $l_2$ лопаточных венцов первой и последней ступеней. При этом уменьшаются вторичные и концевые потери и увеличивается КПД $\eta_к^*$ проточной части компрессора, но растут напряжения растяжения в рабочих лопатках, особенно $\sigma_1$ РЛ первой ступени. При выборе оптимального варианта следует не только ориентироваться на уровень КПД, но также принимать во внимание напряжения в рабочих лопатках, особенно первой ступени, и габариты проточной части.

На втором этапе расчетов изучим влияние степени повышения давления $\pi_к^*$ на показатели проектируемого компрессора. Число ступеней, частота вращения ротора и остальные задаваемые для расчета параметры во всех вариантах поддерживаются неизменными, а варьируется только степень повышения давления $\pi_к^*$. Основные результаты расчетов представлены в табл. 2.

Таблица 1

**Влияние частоты вращения роторо на показатели компрессора**

| $n$, об/мин | $\eta_к^*$ — | $d_1$, м | $l_1$, м | $d_2$, м | $l_2$, м | $\sigma_1$ МПа |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 7500 | 0,687 | 0,648 | 0,173 | 0,912 | 0,023 | 197 |
| 8000 | 0,756 | 0,579 | 0,143 | 0,815 | 0,026 | 230 |
| 8500 | 0,797 | 0,531 | 0,159 | 0,747 | 0,028 | 263 |
| 9000 | 0,825 | 0,493 | 0,173 | 0,694 | 0,030 | 299 |
| 9500 | 0,847 | 0,461 | 0,186 | 0,649 | 0,032 | 335 |
| 10000 | 0,863 | 0,434 | 0,199 | 0,610 | 0,034 | 373 |
| 10500 | 0,875 | 0,410 | 0,222 | 0,578 | 0,036 | 413 |

Таблица 2

**Влияние степени повышения давления на показатели компрессора**

| $\pi_к^*$ — | $\eta_к^*$ — | $d_1$, м | $l_1$, м | $d_2$, м | $l_2$, м | $\sigma_1$ МПа |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 7,0 | 0,863 | 0,461 | 0,192 | 0,650 | 0,037 | 310 |
| 7,5 | 0,845 | 0,477 | 0,182 | 0,671 | 0,033 | 304 |
| 8,0 | 0,825 | 0,493 | 0,173 | 0,694 | 0,030 | 299 |
| 8,5 | 0,803 | 0,509 | 0,164 | 0,717 | 0,027 | 293 |
| 9,0 | 0,778 | 0,526 | 0,156 | 0,741 | 0,025 | 288 |

С ростом степени повышения давления $\pi_к^*$ увеличиваются диаметры $d_1$ и $d_2$, уменьшаются высоты $l_1$ и $l_2$ лопаточных венцов и напряжения растяжения в рабочих лопатках, особенно $\sigma_1$ РЛ первой ступени. КПД $\eta_к^*$ проточной части компрессора с ростом степени повышения давления $\pi_к^*$ уменьшается, так как увеличиваются числа Маха в потоке газа и растут вторичные и концевые потери в лопаточных венцах.

На третьем этапе расчетов рассмотрим влияние числа ступеней $n$ на показатели проектируемого компрессора. Число ступеней в проточной части изменяется за счет тиражирования кинематики потока последней ступени. При этом частота вращения ротора $n = 9000$ об/мин, диаметр $d_1 = 0{,}493$ м и высота $l_1 = 0{,}173$ м РЛ первой ступени в расчетах поддерживались постоянными. Основные результаты расчетов представлены в табл. 3.

Таблица 3

**Влияние числа ступеней на показатели компрессора**

| $n$ шт | $\pi_к^*$ — | $\eta_к^*$ — | $d_1$, м | $l_1$, м | $d_2$, м | $l_2$, м | $\sigma_1$ МПа |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 8 | 8 | 0,825 | 0,493 | 0,173 | 0,694 | 0,030 | 299 |
| 9 | 9,34 | 0,809 | 0,493 | 0,173 | 0,694 | 0,027 | 299 |
| 10 | 10,76 | 0,792 | 0,493 | 0,173 | 0,694 | 0,025 | 299 |

Для принятых условий сравнения увеличение количества ступеней приводит к росту степени повышения давления $\pi_к^*$. При этом, однако, уменьшается КПД $\eta_к^*$ проточной части компрессора под влиянием невысокого КПД коротких последних ступеней.

Результаты расчетов (табл. 1–3) иллюстрирует тот факт, что развитая выше методика одномерного проектировочного газодинамического расчета проточной части многокаскадного осевого компрессора, основанная на кинематическом моделировании потоков газа в проточной части проектируемого компрессора и компрессора-прототипа (метод кинематического моделирования), дает возможность разрабатывать варианты компрессоров с различными показателями и выбирать оптимальный вариант, используя на этапе проектирования конкретный опыт по ранее созданным удачным компрессорам.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Кириллов И.И.** Теория турбомашин: Монография. Л., 1972. 536 с.
2. **Гофлин А.П.** Аэродинамический расчет проточной части осевых компрессоров для стационарных установок: Монография. М.-Л., 1959. 303 с.
3. **Дондошанский В.К., Дергач В.Ф., Либенсон М.Н., Либерман М.А.** Расчет и испытания проточной части газотурбинного двигателя: Монография. Л., 1964. 307 с.
4. **Подобуев Ю.С., Селезнев К.П.** Теория и расчет осевых и центробежных компрессоров: Монография. М.-Л., 1957. 392 с.
5. **Холщевников К.В.** Теория и расчет авиационных лопаточных машин: Монография. М., 1970. 603 с.
6. **Гельмедов Ф.Ш., Милешин В.И., Сачкова Н.Г., Сальников В.С., Талызина В.С.** Методология проектирования осевого компрессора // Теплоэнергетика. 2002. №9 С. 19–28.
7. **Лапшин К.Л.** Оптимизация проточных частей паровых и газовых турбин: Монография. СПб., 2011. 177 с.
8. **Лапшин К.Л.** О приближенном моделировании проточных частей осевых компрессоров // Энергомашиностроение. 1984. №3 С. 24–27.
9. **Лапшин К.Л., Жижина Л.Н.** Газодинамический расчет осевого компрессора в режиме диалога с ЭВМ: Учебное пособие. СПб.: Изд-во СПбГТУ, 1993. 24 с.


## REFERENCES


1. **Kirillov I.I.** Teoriya turbomashin: Monografiya. L., 1972. 536 s. (rus.)
2. **Goflin A.P.** Aerodinamicheskiy raschet protochnoy chasti osevykh kompressorov dlya statsionarnykh ustanovok: Monografiya. M.-L., 1959. 303 s. (rus.)
3. **Dondoshanskiy V.K., Dergach V.F., Libenson M.N., Liberman M.A.** Raschet i ispytaniya protochnoy chasti gazoturbinnogo dvigatelya: Monografiya. L., 1964. 307 s. (rus.)
4. **Podobuyev Yu.S., Seleznev K.P.** Teoriya i raschet osevykh i tsentrobezhnykh kompressorov: Monografiya. M.-L., 1957. 392 s. (rus.)
5. **Kholshchevnikov K.V.** Teoriya i raschet aviatsionnykh lopatochnykh mashin: Monografiya. M., 1970. 603 s. (rus.)
6. **Gelmedov F.Sh., Mileshin V.I., Sachkova N.G., Salnikov V.S., Talyzina V.S.** Metodologiya proyektirovaniya osevogo kompressora. *Teploenergetika*. 2002. №9. S. 19–28. (rus.)
7. **Lapshin K.L.** Optimizatsiya protochnykh chastey parovykh i gazovykh turbin: Monografiya. SPb., 2011. 177 c. (rus.)
8. **Lapshin K.L.** O priblizhennom modelirovanii protochnykh chastey osevykh kompressorov. *Energomashinostroyeniye*. 1984. №3. S. 24–27. (rus.)
9. **Lapshin K.L., Zhizhina L.N.** Gazodinamicheskiy raschet osevogo kompressora v rezhime dialoga s EVM: Uchebnoye posobiye,SPbGTU // 1993. 24 s. (rus.)


## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ


**ЛАПШИН Кирилл Леонидович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: kirill.lapschin@gmail.com


## AUTHOR


**LAPSHIN Kirill L.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: kirill.lapschin@gmail.com


© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 536.24:519.63

*С.С. Макаров, К.Э. Чекмышев, Е.В. Макарова*

# МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОХЛАЖДЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКИ ОДНОМЕРНЫМ НЕСТАЦИОНАРНЫМ ПОТОКОМ ВОДЫ

*S.S. Makarov, K.E. Chekmyshev, E.V. Makarova*

# MATHEMATICAL MODEL OF CYLINDRICAL BLANK COOLING BY ONE-DIMENSIONAL NON-STATIONARY WATER STREAM

В работе приведена математическая модель процесса охлаждения сплошной цилиндрической металлической заготовки из конструкционной стали нестационарным потоком воды. Проведены параметрические исследования процесса охлаждения. Основой математической модели является система дифференциальных уравнений неразрывности, движения, энергии для жидкости и теплопроводности для заготовки, при этом пренебрегается возможным парообразованием, а поток считается однофазным. Уравнение двумерной нестационарной задачи теплопроводности решается методом прогонки при граничных условиях третьего рода. На примере для заготовки из стали 30ХГСА определены относительное значение коэффициента теплоотдачи при времени процесса охлаждения, приведенная скорость, давление и температура потока воды по длине охлаждаемой поверхности заготовки. Показана возможность оценки фазовых переходов в материале в зависимости от скорости охлаждения по всему объему заготовки. Математическая модель процесса охлаждения и полученные результаты могут быть применены для решения задач машиностроения и металлургии.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; ОХЛАЖДЕНИЕ; ЦИЛИНДРИЧЕСКАЯ МЕТАЛЛИЧЕСКАЯ ЗАГОТОВКА; ПАРАМЕТРЫ ТЕПЛООБМЕНА; ПОТОК ВОДЫ; ЧИСЛЕННЫЙ РАСЧЕТ.

The paper represents the mathematical model of cooling a cylindrical solid metal blank made of construction steel by the non-stationary water stream. Parametric study of cooling process is carried out. The basis of mathematical model is a system of differential equations such as: equation of continuity, equation of momentum, equation of energy for water steam and heat equation for blank. The model neglects the possibility of vaporization. The water steam is single-phase medium. The equation of two-dimensional non-stationary task of thermal conductivity is solved by double-sweep method. Boundary conditions are those of the third kind. In terms of blank of 30HGSA steel we have determined: reduced heat-transfer coefficient during the time of cooling process, reduced velocity, reduced pressure and temperature of water stream throughout of cooled blank surface. The article shows the evaluation possibility of phase change in the metal according to cooling rate over the entire blank volume. The mathematical model of cooling process and results obtained can be applied for solving engineering and metallurgic problems.

MATHEMATICAL MODEL; COOLING; CYLINDRICAL METAL BLANK; HEAT TRANSFER PARAMETERS; WATER STREAM; NUMERICAL CALCULATION.

В работах [1, 2] приведено численное решение задачи охлаждения потоками воды и воздуха высокотемпературного сплошного металлического цилиндра. При этом, охлаждающий поток жидкости считается квазистационарным. Проведенные тестовые расчеты подтвердили правильность построения модели и достоверность результатов исследований. В [3] приведены результаты математического моделирования охлаждения при закалке осесимметричных металлических заготовок из стали 30ХГСА квазистационарными потоками охлаждающей среды.

Настоящая статья является продолжением более ранних публикаций и посвящена построению математической модели процесса охлаждения высокотемпературных заготовок нестационарным потоком воды и проведению параметрического исследования рассматриваемого процесса.

Рассмотрим случай, когда поверхность высокотемпературного цилиндрического тела обтекает нестационарный одномерный поток воды в направлении оси по продольной координате *x*.

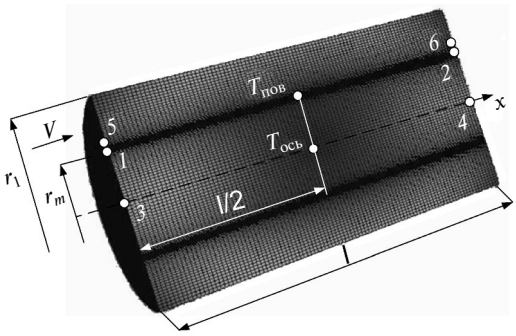



Рис. 1. Расчетная схема охлаждаемого цилиндра, первая и последняя расчетные точки:

*1, 2* — по поверхности заготовки; *3, 4* — на оси заготовки; *5, 6* — точки жидкости по длине заготовки

На рис. 1 приведена расчетная схема сплошного металлического цилиндра с внешним радиусом $r_m$ и длиной $L$, охлаждаемого продольно движущимся между радиусами $r_m$ и $r_l$ в направлении оси $x$ потоком среды.

**Уравнение неразрывности.** Запишем его в виде

$$\frac{\partial(F\rho)}{\partial t}+\frac{\partial(F\rho V)}{\partial x}=0. \qquad (1)$$

Здесь $t$ — время; $F$ — площадь поперечного сечения потока; $\rho$ — плотность жидкости; $V$ — скорость потока. Примем, что плотность жидкости $\rho=\text{const}$; тогда при любом заданном линейном размере элемента среды $\Delta x$ уравнение (1) можно преобразовать к виду

$$\rho\frac{\partial F}{\partial t}=\frac{\Delta G}{\Delta x}, \qquad (2)$$

где $\Delta G=\Delta(F\rho V)$ — разность массовых расходов на входе и выходе участка потока с линейным размером $\Delta x$.

**Уравнение движения** запишем так:

$$a_k\frac{\partial}{\partial t}(F\rho V)+a_k\frac{\partial}{\partial x}\left(F\rho V^2\right)+F\rho g_x+$$

$$+F\frac{\partial p}{\partial x}+\Pi\tau=0. \qquad (3)$$

Здесь $a_k$ — коэффициент Кориолиса (примем для простоты изложения $a_k\approx 1$); $\tau$ — напряжение трения; $p$ — давление; $\Pi=\pi d$ — смоченный периметр поверхности тела; $d$ — внешний диаметр цилиндрического тела.

Вторым слагаемым $\frac{\partial}{\partial x}\left(F\rho V^2\right)$ в уравнении (3) можно пренебречь ввиду его малости по сравнению с первым слагаемым. Примем проекцию массовых сил на ось продольной координаты $x$ равной нулю ($F\rho g_x=0$) в силу горизонтального течения потока жидкости. Тогда уравнение (3) запишем в виде

$$\rho F\frac{\partial V}{\partial t}+F\frac{\partial p}{\partial x}=-\Pi\tau. \qquad (4)$$

В результате для участка протяженностью $\Delta x$ уравнение (4) можем записать так:

$$\frac{dV}{dt}=\frac{\Delta p}{\Delta x\rho}-\frac{\Pi\tau}{F\rho}, \qquad (5)$$

где $\Delta p$ — разность давлений на входе и выходе участка потока линейным размером $\Delta x$.

**Уравнение энергии.** В общем случае уравнение энергии для потока жидкости, обменивающейся теплотой с высокотемпературной поверхностью, имеет вид

$$F\rho\frac{\partial E}{\partial t}+F\rho V\frac{\partial}{\partial x}\left(E+\frac{p}{\rho}\right)=\alpha\Pi\Delta T. \qquad (6)$$

Здесь $E=\left(\frac{V^2}{2}+c_lT_l\right)$ — удельная энергия жидкости; $\alpha$ — коэффициент теплоотдачи; $c_l$ — удельная теплоемкость воды; $\Delta T=(T_m-T_l)$ — разность температуры поверхности и температуры потока жидкости.

Преобразуем (6) с учетом (1) к следующему виду:

$$F\rho c_l\frac{\partial T}{\partial t}+F\rho V\left(c_l\frac{\partial T}{\partial x}+\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x}\right)=\alpha\Pi\Delta T.$$

При условии $\frac{dp}{dx}=-\frac{\Pi\tau}{F}$ уравнение (6) запишем так:

$$\frac{dT}{dt}=\frac{\alpha f\Delta T+\Delta(Gc_lT)+\tau fV}{F\rho c_l\Delta x}. \qquad (7)$$

Здесь $\Delta(Gc_lT)$ — разность входящей и исходящей из конечного объема тепловой энергии, переносимой потоком; $\alpha f\Delta T$ — тепловая энергия, подведенная к элементу потока от нагретого тела; $\tau fV$ — энергия, получаемая за счет превращения механической энергии в тепловую в процессе движения жидкости; $F\rho c_l\Delta x$ — тепловая емкость жидкости; $f=\Pi\Delta x$ — площадь контакта жидкости и поверхности; $T$ — температура.

**Уравнение для решения задачи теплопроводности цилиндрической заготовки.** Распределение температуры в цилиндрической заготовке при условии соблюдения симметрии относительно продольной оси $x$ описывается дифференциальным уравнением теплопроводности Био — Фурье:

$$\frac{\partial}{\partial t}(c\rho T)=\frac{\partial}{\partial r}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial r}\right)+\frac{\lambda}{r}\frac{\partial T}{\partial r}+\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\right). \quad (8)$$

Здесь $r$, $x$ — пространственные координаты, вдоль которых рассматривается процесс теплопроводности; теплофизические характеристики материала цилиндра: $c$ — теплоемкость; $\rho$ — плотность; $\lambda$ — теплопроводность.

Начальные условия для заготовки: $T(x,r)=T_{m0}$ при $x\in[0,l]$, $r\in[0,r_m]$.

Краевые условия:

$$\frac{\partial T_m}{\partial x}=0 \text{ при } x=0,\ x=l;$$

$$\alpha\left(T_m-T_l\right)=-\lambda\frac{\partial T_m}{\partial r} \text{ при } r=r_m;$$

$$\frac{\partial T_m}{\partial r}=0 \text{ при } r=0.$$

Начальные условия для потока: $T(x)=T_{l0}$, $V(x)=V_0$ при $x\in[0,l]$, $r\in[r_m,r_l]$. Краевые условия:

$$T_l=T_{l0} \text{ при } x=0;$$

$$\frac{\partial T_l}{\partial x}=0 \text{ при } x=l;$$

$$\frac{\partial T_l}{\partial r}=0 \text{ при } r=r_l.$$

**Замыкающие зависимости.** В уравнения входят величины $\tau$, $\alpha$, значения которых в практических работах и большинстве теоретических работ принято задавать, опираясь на результаты обработки натурных экспериментов. Для рассматриваемой модели эти величины будем определять, основываясь на результатах, приведенных в работе [4]. Как и в работе [2], будем пренебрегать возможным парообразованием и считать поток однофазным при выполнении условий изложенных в работе [3]. Так в случае течения полуограниченной струи вдоль пространственной координаты $x$ цилиндра уравнение по расчету локального значения коэффициента теплоотдачи имеет вид

$$\alpha=0{,}0268\frac{\lambda_l}{b_0}\mathrm{Re}_0^{\frac{13}{15}}\bar{x}^{-\frac{1}{2}} \text{ при } \mathrm{Re}_0\le 6\cdot 10^4. \quad (9)$$

Здесь $\lambda_l$ — теплопроводность жидкости; $b_0=r_l-r_m$ — поперечный размер потока; $\mathrm{Re}_0=Vb_0/\nu$ — приведенный критерий Рейнольдса; $\nu$ — кинематическая вязкость; $\bar{x}=x/b_0$ — относительная текущая координата.

При высоких температурах, особенно на начальных стадиях процесса охлаждения высокотемпературных тел, существенный вклад в интенсивность теплосъема вносит излучение. Процесс переноса теплоты между потоком жидкости и стенкой является результатом совокупного действия конвективного теплообмена и теплового излучения. Этот процесс получил название «сложный теплообмен» [5]. В этом случае, как предложено в [5, с.194], коэффициент теплоотдачи $\alpha_\Sigma$ рассчитывается как сумма $\alpha_\Sigma=\alpha+\alpha'$ конвективного коэффициента $\alpha$, рассчитываемого по уравнениям (9), и коэффициента $\alpha'$ теплоотдачи излучением, который определяется так:

$$\alpha'=\frac{\sigma_0\varepsilon\left(T_{mx}{}^4-T_{(m+0)x}{}^4\right)}{\left(T_{mx}-T_{(m+0)x}\right)}, \quad (10)$$

где $\sigma_0$=5,67·10–8 Вт/(м$^2$·К$^4$) — постоянная Стефана — Больцмана; $\varepsilon$ — степень черноты заготовки; $T_{mx}$ и $T_{(m+0)x}$ — температура (по шкале Кельвина) участка поверхности цилиндра и сопряженного участка среды в расчетных точках по длине цилиндра. Подобная практика построения математических моделей была применена при описании процесса охлаждения горячего листа на отводящем рольганге стана [6, с. 127], где коэффициент $\alpha'$ теплоотдачи излучением для верхней и нижней поверхности листа определялся выражением (10).

Величину $\tau$ касательного напряжения трения определим так:

$$\tau = \rho_l V^2 0{,}09 \mathrm{Re}_0^{-\frac{2}{15}} \bar{x}^{-\frac{12}{13}} \left(1 + 0{,}0088 \bar{x}^{-\frac{14}{13}}\right)^{-\frac{2}{15}}$$

$$\text{при } \mathrm{Re}_0 \le 6 \cdot 10^4 . \qquad (11)$$

### Последовательность решения

При начальном условии для заготовки решаются уравнения двумерной нестационарной задачи теплопроводности (8) методом прогонки. Разностные уравнения записаны по пространственным координатам $x$ и $r$ в виде локально-одномерной неявной схемы, как это показано в [2]. В качестве граничных условий принят коэффициент теплоотдачи, значение которого задается для каждого шага интегрирования по времени и продольной координате $x$ решением (9) с учетом (10). Температура воды вдоль поверхности охлаждения $T_l$ находится решением уравнений (7) с учетом (2), (5) и (11). Дифференциальные уравнения (2), (5), (7) решаются методом Рунге — Кутты четвертого порядка.

### Результаты численных расчетов

Рассмотрим охлаждение осесимметричной заготовки. Заготовка из стали 30ХГСА диаметром 20 мм длиной 200 мм с начальной температурой под закалку $T_m = 950$ °С охлаждается потоком воды с температурой $T_l = 20$ °С, площадь поперечного сечения потока — $F = 2{,}17 \cdot 10^{-4}$ м$^2$, скорость — 12 м/с. Расчетное время — $t = 10$ с, шаг по времени — $\Delta t = 10^{-4}$ с. Теплофизические свойства воды приняты согласно [7], а стали — согласно [8]. В расчетах принимается коэффициент теплоотдачи $\alpha_\Sigma$. Степень черноты заготовки принимается равной $\varepsilon = 0{,}8$, как для окисленной стали согласно [5, с.330], и считается постоянной при $x \in [0, l]$. Значения температур для расчетных точек, обозначенных на рис. 1, приведены на рис. 2.

Видно, что значения температур в расчетных точках заготовки изменяются по времени согласно интенсивности, создаваемой потоком воды. Более интенсивно снижается температура верхних слоев *1* заготовки и на левой границе оси *3*. Менее интенсивно температура снижается на поверхности заготовки правой границы *2* и во внутренних слоях (граничная точка 4).

Температура воды в зависимости от увеличения конечного расчетного времени имеет меньшую величину. Это вполне объяснимо, так как температура поверхности заготовки также снижается.

Рассмотрим возможность закалки заготовки при заданных условиях движения потока воды и параметрах охлаждения. На рис. 3, *а* приведено распределение относительного коэффициента теплоотдачи по длине поверхности заготовки при временах процесса охлаждения $t = 10^{-4}$ с и $t = 1$ с. На рис. 3, *б* приведены значения скорости охлаждения заготовки в двух контрольных точках при прежних значениях расчетных параметров.

Видно, что скорость охлаждения поверхности заготовки много больше критической скорости охлаждения при закалке данной стали. Следовательно, можно считать, что при заданных условиях охлаждения поверхностные слои заготовки закаливаются на мартенсит. В центре,

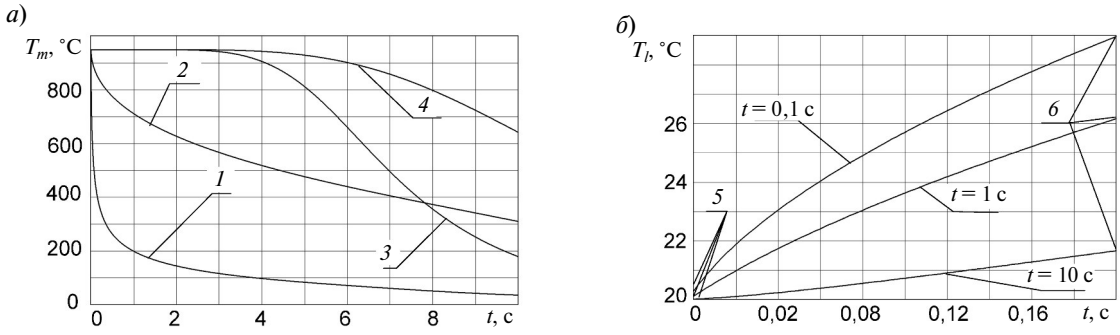



Рис. 2. Температура металлической заготовки и воды:

*а* — температура в расчетных точках заготовки; *б* — температура воды при времени охлаждения

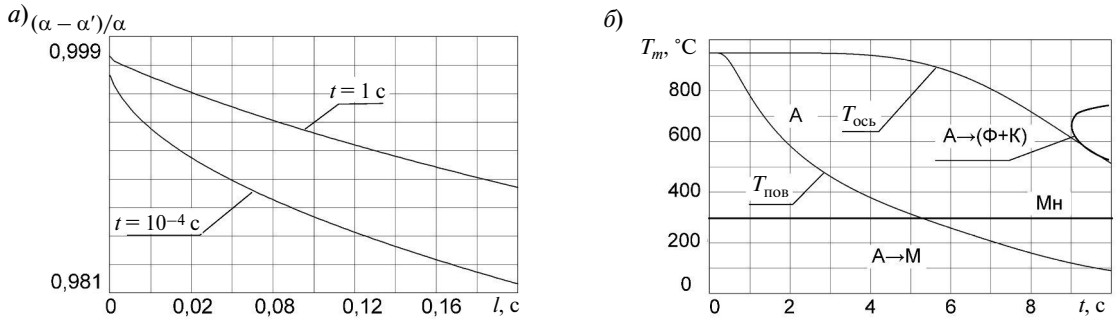



Рис. 3. Температура металлической заготовки, охлаждаемой потоком воды:
*а* — относительное значение коэффициента теплоотдачи; *б* — температура в центре заготовки $T_{пов}$ — на поверхности и $T_{ось}$ — на оси

на оси заготовки, значение температуры снижается менее интенсивно, что смещает температурный профиль к границе С-образной кривой диаграммы кинетики изотермического превращения аустенита в рассматриваемой марке стали [9], и существует вероятность, что закалки на мартенсит может не произойти.

На рис. 4 приведено распределение по длине заготовки текущих значений скорости $V_1$ и давления $p_1$ потока от их начальных значений $V_0$ и $p_0$. Расчетные параметры прежние.

Видно, что скорость и давление значительно снижаются на начальном участке охлаждения заготовки. Это объясняется принятым соотношением (11) для случая течения полуограниченной струи вдоль заготовки. Если будет задан иной закон распределения напряжений трения, значения скорости и давления будут соответственно рассчитаны по предлагаемому алгоритму.

В работе приведена математическая модель процесса охлаждения сплошной цилиндрической металлической заготовки нестационарным потоком воды. Получены значения температур заготовки из конструкционной стали 30ХГСА в расчетных точках по времени, из которых видно, что снижение температуры поверхностных слоев заготовки в 5 раз выше, чем на ее оси. Температура потока воды снижается с увеличением конечного расчетного времени в диапазоне от 0,1 до 0,4 °С/с по длине заготовки. Оценен вклад теплообмена излучением в процесс охлаждения заготовки. Для рассматриваемых условий он составляет менее 2 % от значения коэффициента конвективной теплоотдачи. Показана возможность оценки фазовых переходов в материале в зависимости от скорости охлаждения по всему объему заготовки. Определены приведенные значения скорости и давления потока воды по длине заготовки. Приведенные в статье математическая модель процесса охлаждения и результаты математического моделирования охлаждения высокотемпературной осесимметричной металлической заготовки из стали 30ХГСА потоком воды могут быть применены для решения

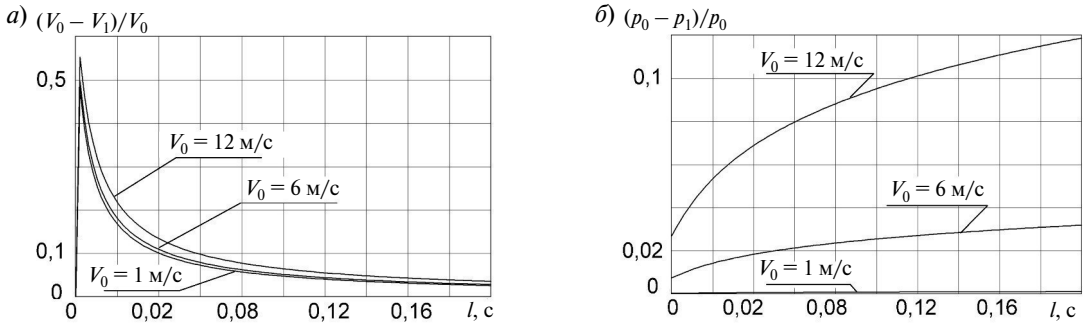



Рис. 4. Приведенная скорость (*а*) и давление потока воды (*б*)

задач машиностроения и металлургии. Например, для расчета параметров охлаждения других марок стали в зависимости от геометрии, теплофизических свойств веществ и времени процесса при термообработке или иных технологических операций.

Программа научных проектов молодых ученых и аспирантов УрО РАН, проект № 14–1-НП-1.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Липанов А.М., Макаров С.С.** Численное решение задачи охлаждения высокотемпературного сплошного металлического цилиндра // Машиностроение и инженерное образование. 2012. № 4. С. 33–40.

2. **Липанов А.М., Макаров С.С.** Численное решение задачи охлаждения потоком воды и воздуха высокотемпературного сплошного металлического цилиндра // Машиностроение и инженерное образование. 2014. № 1. С. 36–41.

3. **Макаров С.С., Чекмышев К.Э., Храмов С.Н., Макарова Е.В.** Математическое моделирование охлаждения при закалке осесимметричных металлических заготовок // Вестник ИжГТУ им. М.Т. Калашникова. Ижевск: Из-во ИжГТУ, 2014. № 3 (63). С. 38–43.

4. **Юдаев Б.Н., Михайлов М.С., Савин В.К.** Теплообмен при взаимодействии струй с преградами. М.: Машиностроение, 1977. 247 с.

5. **Михеев М.А., Михеева И.М.** Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977. 344 с.

6. **Лабейш В.Г.** Жидкостное охлаждение высокотемпературного металла. Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1983. 172 с.

7. **Вукалович М.П.** Теплофизические свойства воды и водяного пара. М.: Машиностроение, 1967. 160 с.

8. Стали и сплавы. Марочник: справ. изд. / Под ред. В.Г. Сорокина, М.А. Гервасьева. М.: Интермет Инжиниринг, 2001. 608 с.

9. **Попова Л.Е., Попов А.А.** Диаграммы превращения аустенита в сталях и бета-раствора в сплавах титана: Справочник термиста. 3-е изд., перераб. и доп. М.: Металлургия, 1991. 503 с.

## REFERENCES

1. **Lipanov A.M., Makarov S.S.** Chislennoye resheniye zadachi okhlazhdeniya vysokotemperaturnogo sploshnogo metallicheskogo tsilindra. *Mashinostroyeniye i inzhenernoye obrazovaniye*. 2012. № 4. S. 33–40. (rus.)

2. **Lipanov A.M., Makarov S.S.** Chislennoye resheniye zadachi okhlazhdeniya potokom vody i vozdukha vysokotemperaturnogo sploshnogo metallicheskogo tsilindra. *Mashinostroyeniye i inzhenernoye obrazovaniye*. Moskva, 2014. № 1. C. 36–41. (rus.)

3. **Makarov S.S., Chekmyshev K.E., Khramov S.N., Makarova Ye.V.** Matematicheskoye modelirovaniye okhlazhdeniya pri zakalke osesimmetrichnykh metallicheskikh zagotovok. *Vestnik IzhGTU im. M.T. Kalashnikova*. Izhevsk: Izd-vo IzhGTU, 2014. № 3 (63). S. 38–43. (rus.)

4. **Yudayev B.N., Mikhaylov M.S., Savin V.K.** Teploobmen pri vzaimodeystvii struy s pregradami. M.: Mashinostroyeniye, 1977. 247 s.

5. **Mikheyev M.A., Mikheyeva I.M.** Osnovy teploperedachi. M.: Energiya, 1977. 344 s. (rus.)

6. **Labeysh V.G.** Zhidkostnoye okhlazhdeniye vysokotemperaturnogo metalla. L.: Izd-vo Leningr. un-ta, 1983. 172 s. (rus.)

7. **Vukalovich M.P.** Teplofizicheskiye svoystva vody i vodyanogo para. M.: Mashinostroyeniye, 1967. 160 s. (rus.)

8. Stali i splavy. Marochnik: sprav. izd. / Pod red. V. G. Sorokina, M. A. Gervasyeva. M.: Intermet Inzhiniring, 2001. 608 s. (rus.)

9. **Popova L.Ye., PopovA.A.** Diagrammy prevrashcheniya austenita v stalyakh i beta-rastvora v splavakh titana: Spravochnik termista. 3-ye izd., pererab. i dop. M.: Metallurgiya, 1991. 503 c. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**МАКАРОВ Сергей Сергеевич** — кандидат технических наук заведующий лабораторией термодеформационных процессов Института механики Уральского отделения Российской академии наук. 426067, г. Ижевск, ул. Т. Барамзиной, 34. E-mail: ssmak15@mail.ru

**ЧЕКМЫШЕВ Константин Эдуардович** — аспирант Института механики Уральского отделения Российской академии наук. 426067, г. Ижевск, ул. Т. Барамзиной, 34. E-mail: chekk.90@mail.ru

**МАКАРОВА Елена Валерьевна** — кандидат технических наук начальник отдела организации и сопровождения научно-исследовательских работ Ижевского государственного технического университета имени М.Т. Калашникова. 426069, Удмуртская Республика, г. Ижевск, ул. Студенческая, д. 7. E-mail: evmak7@yandex.ru

## AUTHORS

**MAKAROV Sergei S.** — Institute of Mechanics Ural Branch of Russian Academy of Sciences. 34 ul. T. Baramzinoy, Izhevsk, Russia 426067. E-mail: ssmak15@mail.ru

**CHEKMYSHEV Konstantin E.** — Institute of Mechanics Ural Branch of Russian Academy of Sciences. 34 ul. T. Baramzinoy, Izhevsk, Russia 426067. E-mail: chekk.90@mail.ru

**MAKAROVA Elena V.** — Kalashnikov Izhevsk State Technical University. 7, ul. Studencheskaya, Udmurt Republic, Izhevsk, Russia, 426069. E-mail: evmak7@yandex.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.5

*А.А. Блажнов*

# ВИХРЕВОЕ ВАКУУМНОЕ БЕСКОНТАКТНОЕ ЗАХВАТНОЕ УСТРОЙСТВО

*A.A. Blazhnov*

# VORTEX VACUUM CONTACTLESS GRIPPER

Описан принцип действия, разработана трехмерная модель и на ней исследовано вихревое вакуумное захватное устройство. По результатам численных экспериментов получены и проанализированы зависимости усилия удерживания плоского объекта от геометрических параметров вакуумной камеры и расхода рабочего газа. По результатам расчетов сформулированы рекомендации по проектированию вихревых захватных устройств.

АВТОМАТИЗАЦИЯ; ПРОМЫШЛЕННЫЕ РОБОТЫ; КЛАССИФИКАЦИЯ; ВАКУУМНОЕ ЗАХВАТНОЕ УСТРОЙСТВО; МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ДАВЛЕНИЙ; УДЕРЖИВАЮЩИЕ СИЛЫ; ЧИСЛЕННЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТЫ; РЕКОМЕНДАЦИИ ПО ПРОЕКТИРОВАНИЮ.

The paper describes the operating principle and 3D-model of the vortex vacuum gripper. Based on the results of numerical experiments we have obtained and analyzed the dependency of holding force on the geometric parameters of the vacuum chamber and the working gas flow. According to the results we have formed recommendations on the design of vortex contactless vacuum grippers.

AUTOMATIZATION; INDUSTRIAL ROBOTS; CLASSIFICATION; VACUUM GRIPPER; MATHEMATICAL MODEL; PRESSURE DISTRIBUTION; RESTRAINING FORCES; NUMERICAL EXPERIMENTS; DESIGN RECOMMENDATIONS.

В современном автоматизированном производстве используются десятки и сотни различных робототехнических и мехатронных систем. При этом в технологических процессах возникает множество задач по манипулированию объектами производства. Промышленные манипуляционные системы применяются на самых разнообразных операциях и работают с деталями, различающимися по прочности, массе, габаритам, конфигурации, расположению центра масс, шероховатости поверхности. Детали могут быть изготовлены из различных металлов, керамики, стекла, пластмассы. Это могут быть и массивные поковки, и крупногабаритная тара из пластмассы, стальные листы, кирпич, листы из стекла и стеклянные трубки.

Один и тот же робот может транспортировать собранные узлы, тару с насыпанными мелкими деталями, емкости с жидкостью и, кроме этого, работать различным инструментом — распылителем, гайковертом, пневмоотверткой. Поэтому обычно для каждой модели робота создается большое число всевозможных захватных устройств, которые при необходимости легко и быстро заменяются и монтируются на конечное звено манипулятора. В некоторых конструкциях роботов захваты могут меняться автоматически в соответствии с записанной программой.

Нередко эффективность применения робота при выполнении тех или иных технологических операций определяется тем, насколько удачно выбрана конструкция захвата. Во многих случаях захваты должны приспосабливаться к изменению размеров детали после обработки.

Требования, предъявляемые к захватным устройствам:

надежность захвата и удержания объекта;

стабильность и точность базирования;

удобство и безопасность работы;

минимальная масса;

быстродействие;

экономичность;

универсальность, т. е. способность захватывать и удерживать заготовки в широком диапазоне типоразмеров;

высокая гибкость — легкая и быстрая переналадка или смена захватного устройства;

деликатность (существует множество технологических процессов, где недопустимо повреждение поверхностей, с которыми контактирует захватное устройство).

Различные комбинации этих критериев могут быть определяющими при решении той или иной задачи.

Созданием захватных устройств занимаются множество компаний с мировым именем, такие, как SMC PNEUMATIK, Festo, Fanuc, Bosch Rexroth. В частности Bosch и SMC выпускают и бесконтактные захватные устройства.

### Формулировка проблемы

Сочетание отталкивающего и притягивающего усилия в газодинамическом потоке позволяет создавать вакуумные устройства, удерживающие предмет производства бесконтактно. Бесконтактное удержание может представлять интерес для технологических процессов, например в полупроводниковой промышленности при производстве чипов, ячеек солнечных батарей [3] и полупроводниковых элементов. Исходные заготовки представляют собой тонкие кремниевые пластины, толщина которых может быть 100 и менее микрон. На поверхность этих пластин в технологической последовательности наносятся различные реагенты, растворы, диффузанты. Все операции проводятся в чистых камерах при помощи приспособлений, позволяющих избежать загрязнения поверхности пластин.

Удерживать и перемещать чистые тонкие кремниевые пластины при помощи механических захватных устройств сложно [4]. При силовом воздействии во время удержания пластина деформируется и может сломаться, высока и вероятность повредить поверхность или боковую кромку, что также недопустимо. Вакуумные захватные устройства, в которых отсутствует контакт с захватываемой поверхностью, представляют собой оптимальное решение для перемещения таких хрупких объектов или объектов с особо чистыми поверхностями.

### Вихревой эффект

В основе конструкции использован вихревой эффект, известный как эффект Ранка. В 1931 году Жозефом Ранком был открыт вихревой эффект энергетического разделения газов. Кажущийся внешне простым вихревой эффект заключает в себе сложный газодинамический процесс, происходящий в пространственном турбулентном потоке вязкого сжимаемого газа. На основе экспериментальных исследований были выведены полуэмпирические методики расчета вихревого эффекта в некоторых видах вихревых аппаратов [5]. Частью описанного Ранком эффекта является наличие при определенных условиях в приосевой области вихря пониженного абсолютного давления. Данная особенность вихревых течений и позволила создать вакуумное захватное устройство.

### Прототипы вихревого захватного устройства

Известны вакуумные захватные устройства, где в качестве генератора вакуума использована вихревая камера. На рис. 1 представлено захватное устройство с пневматическим вихреобразователем и замкнутой вихревой камерой. В данной конструкции вихрь непосредственно не контактирует с предметом производства *4*.

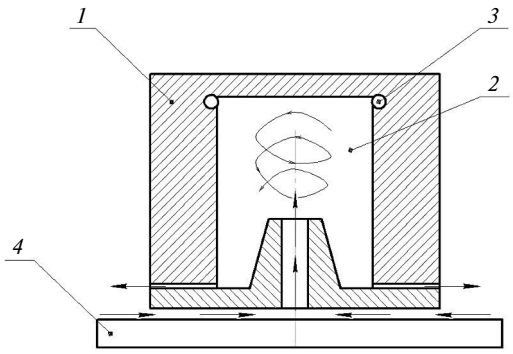



Рис. 1. Вихревой вакуумный захват

В корпус *1* вакуумной камеры через тангенциально направленные сопла *3* подается сжатый газ. При этом в вакуумной камере *2* образуется вихревое течение с пониженным давлением в центральной части. Избыток сжатого воздуха выходит из боковых отверстий в нижней части корпуса. Подобные захватные устройства можно отнести к вакуумным активным захватам со встроенным генератором вакуума вихревого типа.

Также известны бесконтактные захватные устройства, основанные на эффекте Бернулли (рис. 2). Поток рабочего газа протекает через кольцевой зазор между корпусом *1* и рассекателем *2* и выходит в атмосферу. Каналы, образованные корпусом, рассекателем и предметом

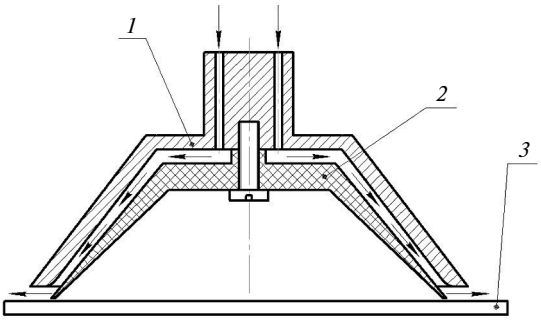



Рис. 2. Вакуумный захват на основе эффекта Бернулли

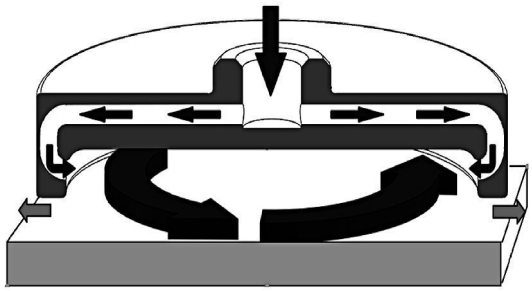


Рис. 3. Принцип действия вихревого вакуумного бесконтактного захвата

производства *3* образуют кольцевой эжектор с областью пониженного давления в центре рассекателя. Таким образом, выходящий поток образует воздушную подушку отталкивающую объект манипуляции, а разряжение внутри рассекателя создает подъемное усилие.

Присоски Бернулли используют прямолинейно движущийся скоростной поток рабочего газа, также вытекающий через кольцевой зазор между корпусом рабочей камеры и объектом манипулирования. При этом в центре камеры согласно закону Бернулли есть область с пониженным абсолютным давлением, образованным за счет высокого скоростного напора на периферии.

**Вихревое бесконтактное захватное устройство**

Исследуемое захватное устройство состоит из вихревой камеры, в которую тангенциально через сопла, встроенные в стенки камеры, подается рабочий газ (рис. 3).

При этом внутри камеры возникает кольцевой вихрь с разреженным давлением в области близкой к оси вихря и избыточным давлением в кольцевом зазоре между захватом и удерживаемой поверхностью. Избыточное давление создается за счет потока газа, выходящего из вихревой камеры в атмосферу [1, 5]. В результате эпюра усилия $F_p$, действующего на объект со стороны захвата, имеет вид, представленный на рис. 4.

Таким образом, захват создает, помимо удерживающего усилия, еще и газовую «подушку» между стенками вихревой камеры и переносимой деталью, что дает возможность избегать контакта между ними.

Захват позволяет манипулировать объектом, удерживая его бесконтактно или с минимальным контактом.

Условие удержания захватом объекта определяется равновесием между следующими силами: силой тяжести, динамическими нагрузками при перемещении объекта, отталкивающей силой от избыточного давления в вихревой камере на ее периферии, силой притяжения от разряжения в центре вихревой камеры захвата.

В вихревом захватном устройстве на частицы газа в рабочей камере действуют две противоположно направленные и уравновешивающие друг друга силы: центробежная в направлении от оси камеры и сила, возникающая в результате действия градиента давлений. Как только центробежная сила становится больше в области у оси вихря, абсолютное давление снижается.

Положительное давление наблюдается только в очень небольшой пристенной области камеры и в кольцевом зазоре между корпусом камеры и объектом манипулирования. В остальной области вихря абсолютное давление ниже атмосферного.

В результате применения этой конструкции эффективность вихревого устройства оказывается выше, чем у захвата на основе эффекта Бернулли [2].

**Цели и методы проведения исследований**

При проведении исследований были поставлены следующие цели: оптимизация конструкции вакуумного бесконтактного вихревого захватного устройства, поиск оптимальных геометрических и газодинамических параметров захватного устройства и снижение расхода сжатого газа при сохранении подъемного усилия.

Для достижения поставленных целей в работе использовались средства автоматизиро-

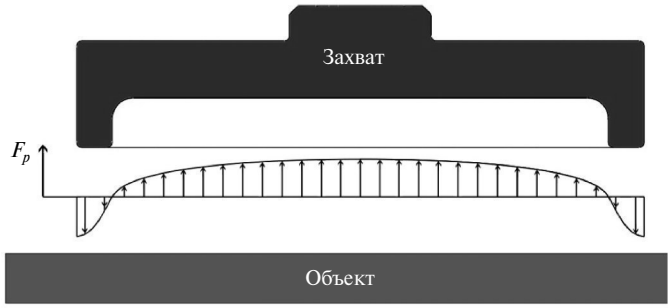



Рис. 4. Удерживающее усилие, действующее на объект

ванного проектирования, методы численного эксперимента на основе конечно-элементной модели вакуумного бесконтактного вихревого захватного устройства в среде вычислительного программного комплекса ANSYS FLUENT.

Исследовалась виртуальная модель захвата, использующего вихревой эффект, со следующими параметрами: диаметр рабочей камеры $D = 50–75$ мм, число сопел $n = 4$, диаметр сопел $d = 2$мм, подводимое давление $P = 0{,}4$ МПа, зазор $h$ между деталью и захватам — постоянный (2 мм).

При помощи решения вспомогательных простейших задач была сформирована конечно-элементная модель среды внутри вакуумной камеры захвата, выбраны граничные условия, рассчитаны параметры модели турбулентности.

Хочется отметить, что решаемая задача относится к разновидности осесимметричных, что позволяет рассчитывать в данной задаче ¼ вакуумной камеры (по числу сопел). Данный прием позволил в 4 раза снизить объем вычислений.

**Основные результаты**

Важнейший результат расчета — кривые распределения давления вдоль радиуса вихревой камеры. График распределения для вакуумной камеры диаметром 50 мм представлен на рис. 5.

Для удобства сравнения устройств с различными геометрическими параметрами радиус камеры приведен к безразмерному виду. При этом 0 — это ось камеры, а 1 — это максимальный диаметр камеры. По полученной кривой рассчитывалось среднее давление в рабочей камере и удерживающее усилие захватного устройства.

В ходе проведения исследований получены графики изменения давления в рабочей камере в зависимости от ее диаметра $D$. Пример подобного графика представлен на рис. 6 (для диаметра подводящих сопел 2 мм).

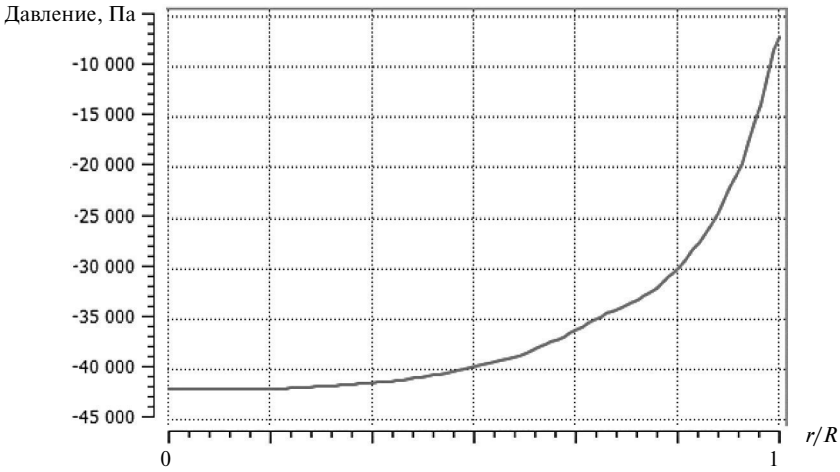



Рис. 5. График изменения абсолютного давления в радиальном направлении от центра камеры к периферии

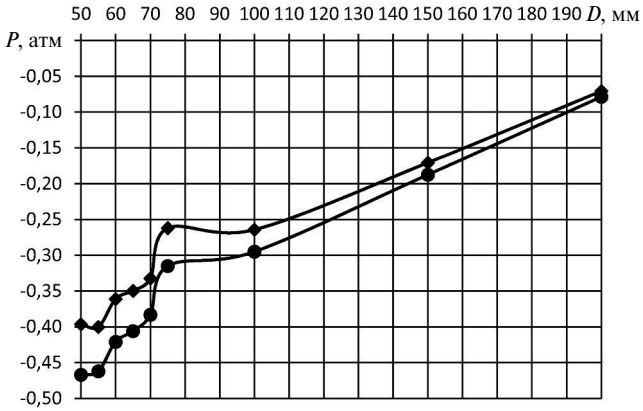



Рис. 6. Графики изменения среднего давления и давления в центре захвата в зависимости от диаметра вихревой камеры ( —●— $P_{центр}$; —◆— $P_{ср}$)

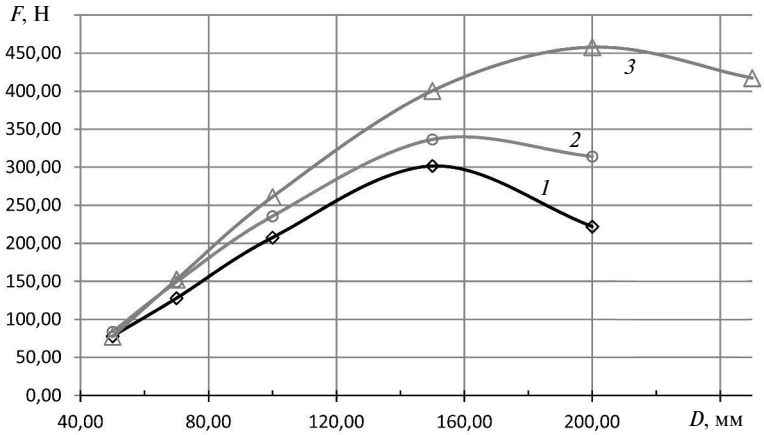



Рис. 7. Зависимости удерживающих усилий от диаметра $D$ камеры захвата и диаметра сопел (*1* — 2; *2* — 2,5; *3* — 3 мм)

График изменения удерживающего усилия захвата имеет вид, представленный на рис. 7.

По графику легко заметить, что для диаметра сопла $d = 2$ мм оптимальным диаметром камеры является размер близкий к значению $D = 150$ мм. В этом случае захватное устройство может статически удерживать груз с массой порядка 29 кг.

Достоверность результатов исследования подтверждалась высокой степенью адекватности математической модели, построенной с использованием вычислительного программного комплекса ANSYS FLUENT. Обоснованием независимости результатов численного эксперимента от разбиения модели на элементы (сеточная зависимость) — хорошее соответствие результатов расчета удерживающей силы вихревого захватного устройства значениям, полученным с использованием реальной модели.

## Предложения и выводы

В результате проведенного исследования получены несколько оптимальных соотношений геометрических параметров вихревого захватного устройства (приведены в таблице).

**Оптимальные геометрические параметры вихревого захватного устройства**

| Диаметр сопла, мм | Диаметр рабочей камеры, мм | Экстремальное удерживающее усилие, Н |
|---|---|---|
| 2 | 150 | 290 |
| 2,5 | 160 | 340 |
| 3 | 200 | 460 |

При использовании геометрии рабочей камеры, близкой к оптимальной, линии тока в ка-

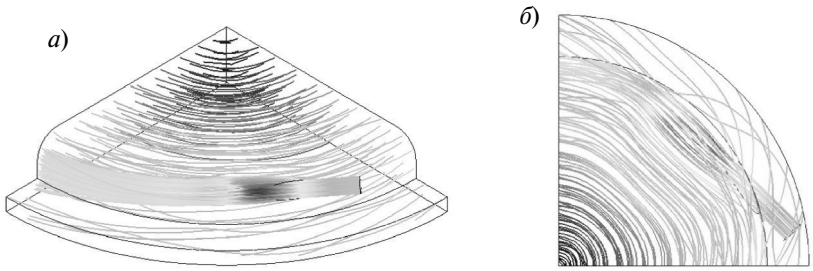



Рис. 8. Вид линий токаа вихря внутри вакуумной камеры захватного устройства

мере концентричны, наблюдается ровный кольцевой вихрь рис. 8, *а*).

При неизменных характеристиках сопел бесконечное увеличение диаметра захватного устройства не влечет за собой увеличения удерживающей силы, т. к. в этом случае подводимой энергии не хватает для раскручивания вихря и среднее давление в камере начинает подниматься. Зазор между предметом производства и деталью увеличивается, система становится нестабильной и распадается.

При возрастании расходных характеристик рабочего газа экстремум смещается в область больших диаметров и позволяет получить большие удерживающие усилия. При больших расходах и малых диаметрах захвата подъемная сила, наоборот, уменьшается из-за искажения круговой формы линий тока (рис. 8, *б*). Поэтому нецелесообразно использовать сопла с большим расходом сжатого воздуха в захватных устройствах с малым диаметром рабочей камеры.

Представленные результаты позволяют проектировать захваты с оптимальными размерами вихревой камеры, вносят вклад в дальнейшее развитие методов расчета и проектирование вакуумных бесконтактных захватных устройств, входящих в состав робототехнических и мехатроных систем и машин.

В ходе работ были также детально рассмотрены пограничные слои в рабочей камере и картина вторичных течений.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Лойцянский Л.Г.** Механика жидкости и газа: Учеб. для вузов. 7-е изд., испр. М.: Дрофа, 2003. 840 с.

2. **Прандтль Л.** Гидроаэромеханика. Ижевск: НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика», 2000. 576 с.

3. **Патент №2043193 РФ, МПК В 25 J15.** Вакуумный захват / Краснослободцев В.Я., Сергиенко А.Г.; заявитель и патентообладатель — В.Я. Краснослободцев: заявл. 03.12.1990; оопубл. 10.09.1995, Бюл. № 25 12 с:ил.

4. **Козырев Ю.Г.** Захватные устройства и инструменты промышленных роботов. М.: КНОРУС, 2010. 312с.

5. **Бушунов Б.Н.** Производственные машины автоматы. Л.: Машиностроение, 1973. 360 с.

6. **Меркулов А.П.** Вихревой эффект и его применение в технике. М.: Москва, 1969. 185с.

7. **Челпанов И.Б., Колпашников С.Н.** Схваты промышленных роботов Л.: Машиностроение, 1989. 287 с.

8. **Патент №88775 СССР, МПК 27с, 15о, 59с, 16.** Вихревой эжектор / М.Г. Дубинский, С.З. Копелев и А.О. Мацук; заявитель и патентообладатель — М.Г. Дубинский; заявл. 25.10.1946; опубл. 01.011950, 2 с:ил.

9. **Гольдштик А.М.** Вихревые потоки. Новосибирск: Наука, 1981. 268 с.

10. **Суслов А.Д., Иванов С.В.** Вихревые аппараты. М.: Машиностроение, 1985. 256 с.

11. Chengming Gao Experimental Study on the Ranque-Hilsch Vortex Tube, ISBN 90–386–2361–5, Technische Universiteit Eindhoven. 2005. P. 159.

12. **Patent US, no. 1.952.281.** Method and Apparatus for Obtaining from Fluid Under Pressure Two Currents of Fluids at Different Temperatures / G.J. Ranque. 1934.

## REFERENCES

1. **Loytsyanskiy L.G.** Mekhanika zhidkosti i gaza. Ucheb. dlya vuzov. 7-ye izd., ispr. M.: Drofa, 2003. 840 s. (rus.)

2. **Prandtl L.** Gidroaeromekhanika. Izhevsk: NITs «Regulyarnaya i khaoticheskaya dinamika», 2000. 576 s. (rus.)

3. **Patent №2043193 Rossiyskoy federatsii.** Vakuumnyy zakhvat / Krasnoslobodtsev V.Ya., Sergiyenko A.G. 1995 (rus.)

4. **Kozyrev Yu.G.** Zakhvatnyye ustroystva i instrumenty promyshlennykh robotov. M.: KNORUS, 2010. 312 s. (rus.)

5. **Bushunov B.N., Bezhanov B.B.** Proizvodstvennyye mashiny avtomaty. L.: Mashinostroyeniye, 1973. 360 s. (rus.)

6. **Merkulov A.P.** Vikhrevoy effekt i yego primeneniye v tekhnike. M.: Moskva, 1969. 185 s. (rus.)

7. **Chelpanov I.B., Kolpashnikov S.N.** Skhvaty promyshlennykh robotov L.: Mashinostroyeniye, 1989. 287s. (rus.)

8. **Patent №88775 SSSR. MPK 27s, 150, 59s, 16.** «Vikhrevoy ezhektor»/ M. G. Dubinskiy, S.Z. Kopelev i A.O. Matsuk. (rus.)

9. **Goldshtik A.M.** Vikhrevyye potoki. Novosibirsk: Nauka, 1981. 268 s. (rus.)

10. **Suslov A.D., Ivanov S.V.** Vikhrevyye apparaty. M.: Mashinostroyeniye, 1985. 256 s. (rus.)

11. Chengming Gao Experimental Study on the Ranque-Hilsch Vortex Tube, ISBN 90-386-2361-5, Technische Universiteit Eindhoven, 2005. P. 159.

12. **U.S. Patent №1.952.281.** Method and Apparatus for Obtaining from Fluid Under Pressure Two Currents of Fluids at Different Temperature / Ranque G.J. 1934.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРТ

**БЛАЖНОВ Александр Андреевич** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: aablazhnov@gmail.com

## AUTHOR

**BLAZHNOV Aleksandr A.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: aablazhnov@gmail.com

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 621.165

*Н.А. Забелин, Ю.В. Матвеев, Г.А. Фокин*

# ПОДШИПНИКИ ДЛЯ МАЛОРАСХОДНЫХ ТУРБИН АВТОНОМНЫХ ИСТОЧНИКОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ

*N.A. Zabelin, I.V. Matveev, G.A. Fokin*

# BEARINGS FOR SMALL FLOWRATE TURBINES OF AUTONOMOUS ELECTRICAL POWER SOURCES

В статье выполнен анализ различных конструкций газодинамических подшипников, применяемых в турбодетандерных генераторах. Показано, что оптимальными и обеспечивающими требуемую надежность являются лепестковые газодинамические подшипники. Перспективность применения лепестковых подшипников в турбомашинах по сравнению с другими типами газовых опор обусловлена их повышенной устойчивостью к самовозбуждающимся колебаниям в широком диапазоне частот вращения роторов, малой чувствительностью к влаге и загрязнению газовой среды механическими примесями, отсутствием износа поверхностей трения при высоких частотах вращения роторов, сохранением работоспособности при резком изменении температуры, низкой чувствительностью к деформациям корпуса, к перекосам ротора и отклонению от соосности узла подшипников, малой трудоемкостью изготовления и точностью обработки деталей, надежностью, возможностью пуска и останова ротора без подачи сжатого газа, большим моторесурсом работы.

МАЛОРАСХОДНАЯ ТУРБИНА; КОМПРЕССОР; НАДЕЖНОСТЬ; ГАЗОВЫЕ ПОДШИПНИКИ; ГИБРИДНЫЙ ПОДШИПНИК; ОСЕВЫЕ ПОДШИПНИКИ; ЛЕПЕСТКОВЫЙ ПОДШИПНИК.

This article gives analysis of the different designs of gas-dynamic bearings used in turbo-expander generators. It is shown that the best and most reliable bearings are flap gas dynamic. Application prospectivity of flap bearings in turbomachines compared with other types of gas bearings is stipulated by their increased resistance to self-excited oscillations in a wide range of rotor speed, low sensitivity to moisture and contamination of gas medium mechanical impurities. Prospective viability is also proved by zero wear of friction surfaces at high rotor speed, operation ability at the sudden change in temperature, low sensitivity to deformation of the housing, rotor distortions and deviations from the alignment of the bearing assembly, low complexity of manufacturing and machining accuracy, reliability, the ability to start and stop the rotor without compressed gas supply, large lifespan operation.

SMALL FLOWRATE TURBINES; COMPRESSOR; RELIABILITY; GAS BEARINGS; HYBRID BEARINGS; AXIAL BEARINGS; PETALLED BEARINGS.

Развитие современного турбостроения требует новых технических решений, определяющих возможность повышения экономичности и надежности, существенного улучшения массогабаритных показателей и технологичности турбинных установок. Это особенно актуально для различных агрегатов малой энергетики (микротурбинные установки, турбодетандерные генераторы, турбонасосы, турбокомпрессоры, двигатели летательных аппаратов и др.), бурное развитие которых мы наблюдаем как в России, так и за рубежом.

Рост скорости вращения роторов турбоустановок приводит к существенному уменьшению их массогабаритных показателей за счет минимизации размеров проточной части турбин. Применение газодинамических подшипников позволяет исключить масляную систему, применяемую в традиционных подшипниковых узлах турбин, а это маслобак, насос, фильтры, трубопроводы, другие конструктивные элементы. Размеры и масса масляных систем может достигать 30–40 % от габаритов и массы всего энергетического агрегата.

Отказ от масляных систем позволяет также существенно повысить взрыво- и пожаробезопасность турбодетандерного агрегата.

Главным требованием к безмасляным подшипникам энергетических установок будет сохранение их работоспособности при минимальных механических потерях в следующих условиях:

при высоких угловых скоростях вращения вала;

при изменении температуры в широком диапазоне;

при наличии высокого уровня внешних вибраций.

К таким подшипникам относятся газовые подшипники, исследованием которых активно занимаются многие ведущие организации страны.

Целями выполненного исследования были выбор, обоснование и создание газовых подшипников для автономных турбодетандеров газотранспортной системы России.

### Выбор и обоснование подшипников для автономных турбодетандеров газотранспортной системы России

Газовые подшипники подразделяются на газостатические, газодинамические и гибридные.

Газостатический подшипник — подшипник с газовой смазкой, работающий при постоянном внешнем поддуве. Такой тип подшипника называют также газовым подвесом. Действие газодинамического расклинивания поверхностей в этом случае не учитывается.

Газодинамический подшипник (называемый иногда аэродинамическим, самодействующим, самогенерирующим) — подшипник с газовой смазкой, у которого несущая способность газового смазочного слоя возникает только благодаря относительному перемещению рабочих поверхностей.

Гибридный подшипник — газодинамический подшипник, работающий с одновременным действием внешнего поддува, включаемого либо только в период пуска и останова, либо в течение всего времени работы.

Гибридные и газостатические опоры (удельная несущая способность которых доходит до 8 кгс/см$^2$) не имеют такого конструктивного многообразия, как газодинамические опоры, и обычно снабжаются карманами различной, иногда очень сложной, формы.

Газовые подшипники с поддувом можно так классифицировать по виду внешней цепи дросселирования газа, подаваемого под давлением:

опоры с поддувом через капилляры диаметром 0,3–0,8 мм;

опоры с поддувом через сопло с карманом;

опоры с поддувом через простое сопло (компенсация кольцевым отверстием);

опоры с поддувом через сопло и канавку малого сечения.

В последних трех опорах отверстие имеет значительный диаметр (больше 1 мм).

Несколько особо стоят опоры с пористыми вкладышами, которые можно рассматривать как опоры с поддувом через большое число капилляров.

Наконец, представляют интерес опоры со сжимаемой смазочной пленкой, у которых несущая способность смазочного слоя возникает лишь тогда, когда одна из поверхностей, ограничивающих смазочный слой, получает высокочастотные колебания со значительной амплитудой по направлению к нормальной поверхности. Одним из вспомогательных узлов газовых подшипников является шарнирный узел самоустанавливающихся вкладышей газовых подшипников.

Газовые подшипники эксплуатируются в установившемся и в неустановившемся режиме. Элементы подшипников работают в условиях скольжения, верчения и скольжения, а также верчения с вибрацией.

Типовые конструкции газостатических опор представляют собой самостоятельные узлы, которые можно использовать в процессе проектирования различных тихоходных агрегатов.

### Газодинамические подшипники

**Газодинамические радиальные (опорные) подшипники.** Основные характеристики газодинамических опор — это несущая способность и жесткость смазочного слоя. Для того чтобы слой газа между находящимися в относительном движении жесткими поверхностями трения мог выдержать внешнюю силу $W$, он должен иметь переменную толщину.

Остановимся на некоторых особенностях конструкций газодинамических подшипников.

Гладкий полноохватываемый цилиндрический подшипник (рис. 1, *а*) имеет цапфу вала *1*, входящую во вкладыш *2*, между которыми существует рабочий зазор *3*. На цапфу вала действует радиальная внешняя нагрузка *W*, например сила тяжести ротора. В подшипнике с глухими карманами *4* Рэлея при вращении цапфы вала *1* газ из окружающей среды поступает через канавки *5* в эти карманы (рис. 1, *б*). Разновидностью подшипника с карманами является подшипник с шевронными канавками *6* (рис. 1, *в*), сообщающимися с торцов с окружающей средой.

Для повышения устойчивости вращения ротора в газодинамических подшипниках применяют многоклиновые подшипники с несколькими расточками *7* на вкладыше *2*, выполненными из разных центров (рис. 1, *г*).

Газодинамический поддерживающий эффект в смазочном слое *3* подшипника можно получить и при неподвижной цапфе, если вкладыш *2* подшипника, жестко установленный в корпусе *8*, будет совершать с малой амплитудой (несколько микрометров) радиальные колебания с частотой 1,5–2 кГц (рис. 1, *д*). Вследствие разных сдавливающих газ эффектов, возникающих при быстром уменьшении или увеличении зазора, у подшипника появляется несущая способность. Такие подшипники называют *вибронесущими*.

**Радиальные (опорные) подшипники с сегментными вкладышами.** Как известно, существенным недостатком работы газодинамических радиальных гладких цилиндрических подшипников является их способность создавать реакцию смазочного слоя, которая не проходит через центр масс вращающегося ротора. Тангенциальная составляющая этой реакции способствует возникновению самовозбуждающихся колебаний ротора турбомашины, причем нередко — при частотах его вращения, значительно меньших рабочих частот $n_р$. Этот недостаток отсутствует у газодинамических радиальных подшипников с самоустанавливающимися сегментными вкладышами — сегментных подшипников (рис. 2).

Сегментный подшипник представляет собой обычный радиальный гладкий цилиндрический подшипник, разрезанный по образующим на несколько равных элементов *1* (сегменты), каждый из которых шарнирно опирается на корпус *2* либо жестко, либо через упругий элемент *3*. В турбомашинах ограниченной мощности подшипник обычно имеет не более трех сегментов, автономно опирающихся на корпус, что объясняется малым диаметром цапф роторов турбомашин.

Расчеты Ж.Т. Маккейба и др. и результаты экспериментальных исследований показали, что вращение роторов в радиальных сегментных подшипниках устойчиво во всем диапазоне рабочих частот вращения $n_р$. Поэтому практически отсутствует необходимость определения предельной частоты вращения $n_р$ ротора.

Для турбомашин с роторами, вращающимися в газодинамических радиальных подшипниках с самоустанавливающимися сегментными вкладышами, рассчитав момент разделения смазочного слоя скользящих относительно друг друга поверхностей сегментов и цапфы, можно на стадии проектирования подшипников подобрать материалы поверхностей трения, установить

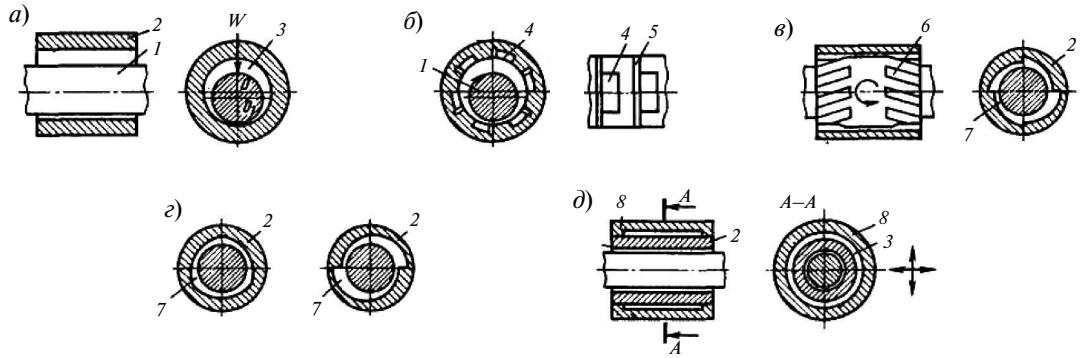



Рис. 1. Газодинамический радиальный подшипник с жесткими рабочими поверхностями трения:

*а* — гладкий полноохватываемый цилиндрический; *б* — с карманами Рэлея; *в* — с шевронными канавками; *г* — многоклиновой; *д* — вибронесущий (взаимно перпендикулярными стрелками показаны возможные направления колебаний поверхностей подшипника)

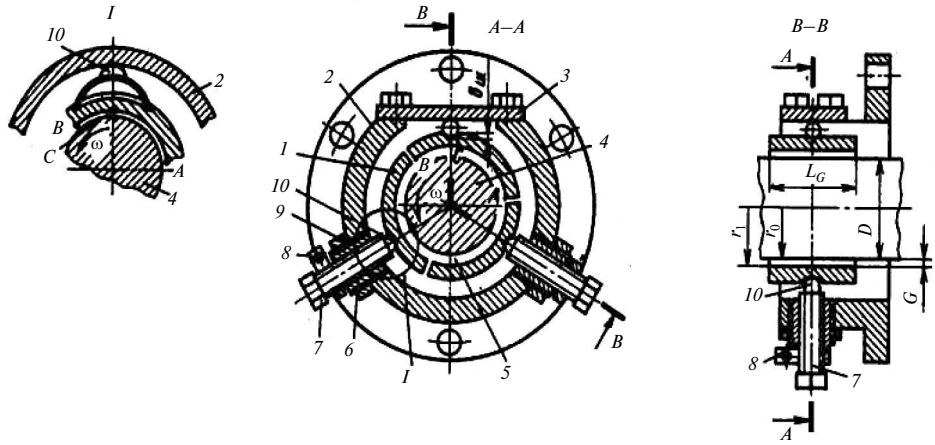



Рис. 2. Сегментный подшипник

число пусков и остановок ротора при трении без смазочного материала в течение всего срока службы турбомашины, назначить допустимый износ поверхностей трения, рассчитать максимальный расход энергии в период разгона ротора до момента его всплытия на смазочном слое, рассчитать выделяющийся в подшипниках тепловой поток.

**Газодинамические осевые (упорные) подшипники.** Как отмечалось выше, возможность выбора газодинамических осевых подшипников с жесткими рабочими поверхностями для турбомашин весьма ограничена. Наибольшее распространение получили подшипники со спиральными канавками, достаточно хорошо освещенные в литературе.

Несущая способность в подшипнике создается с помощью спиральных канавок. Спиральные канавки выполнены на одной из поверхностей трения, обычно неподвижной. Вращение пяты, ротора и захват микронеровностями поверхности частичек газа в направлении наклона канавок вызывают течение газа вдоль канавок, так как гидравлическое сопротивление в этом направлении меньше, чем в поперечном.

Падение давления газа происходит в основном в направлении, перпендикулярном к направлению относительного скольжения поверхностей, т. е. вдоль радиуса подшипника. Газ всасывается из окружающей подшипник среды по внешнему радиусу подшипника и течет по радиусу к оси подшипника, а вытекает по внутреннему радиусу кольцевого подшипника.

Следует отметить, что подшипники без канавок (центробежный тип) имеют несущую способность на 20–50 % меньше, чем подшипники со спиральными канавками.

**Газодинамические опоры с упругими поверхностями трения.** Как показали результаты эксплуатации, с повышением кинетической энергии устойчивость вращения ротора в подшипниках с газовой смазкой значительно снижается. Конструктивные изменения геометрии рассмотренных выше типов подшипников с жесткими рабочими поверхностями пока не привели к заметным положительным результатам по расширению зон устойчивых частот вращения роторов. Повышение устойчивости вращения роторов в подшипниках с газовой смазкой остается основной задачей при создании надежно работающих турбомашин. В результате исследований в этом направлении были разработаны и внедрены в производство ленточные подшипники.

Ленточные подшипники могут быть с лентой, натянутой по концам через направляющие ролики (рис. 3, *а*), и (трехлепестковые) с лентой, закрепленной в корпусе только одним концом (рис. 3, *б*).

В подшипниках с натянутой по концам лентой имеется рабочий зазор между жесткой поверхностью цапфы *1* и упругой поверхностью сегментов *2*, образованных участками ленты *3*, натянутой с начальным усилием $W_л$ натяжным устройством *4* через направляющие ролики *5* (рис. 3, *а*). Накладные полувтулки *6* на направляющих роликах демпфируют колебания ленты, а башмаки *7* ограничивают ее перемещение в радиальном направлении.

Экспериментальные исследования ленточных подшипников, выполненных в МВТУ

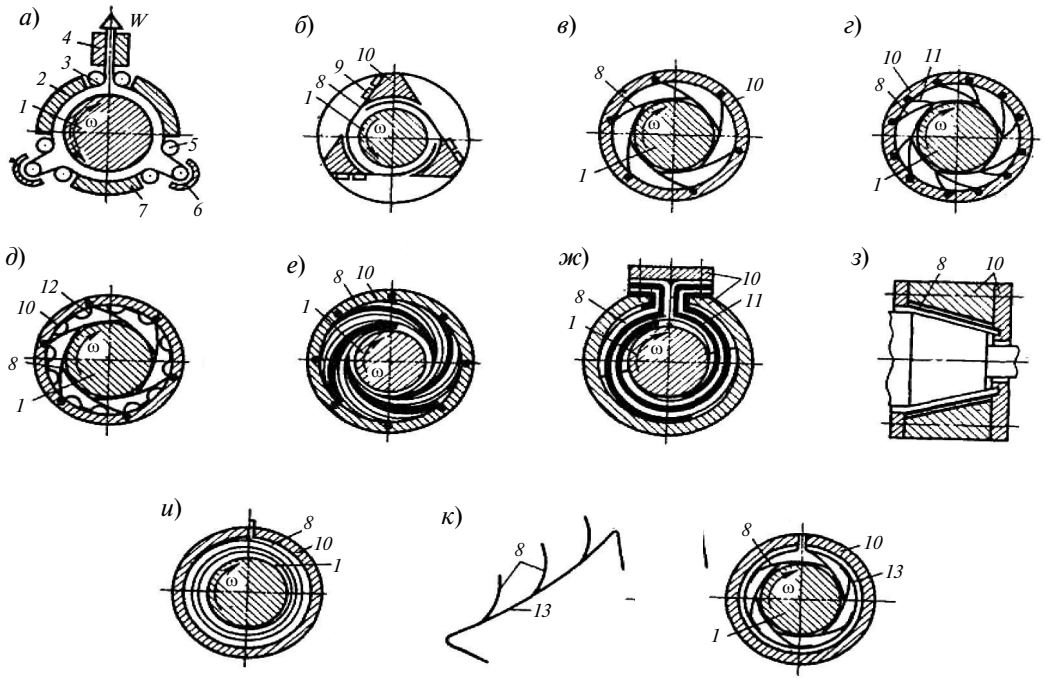



Рис. 3. Газодинамический радиальный ленточный подшипник

им. Н. Э. Баумана (масса ротора турбомашины — 8 кг, диаметр цапф — 0,048 м, в радиальных подшипниках в качестве ленты использовалась фольга из коррозионностойкой стали 70НХБМЮ толщиной 80 мкм и шириной 0,06 м), выявили следующее:

1. Со временем длинная тонкая лента вытягивается под действием силы тяжести горизонтального ротора, что выражается в смещении на несколько десятков микрометров цапф вала относительно их первоначального положения.

2. При вращении вручную вала с трением без смазочного материала наблюдается перетягивание ленты от одного ленточного сегмента к другому, что приводит к смещению цапф вала относительно их первоначального положения также на несколько десятков микрометров.

3. Нагрев ленты на 40–60 °С внешним источником теплоты обусловливает перемещение продольной оси цапфы ротора по сравнению с ее первоначальным положением.

4. Подшипник не способен к самокомпенсации перекосов при угловых смещениях цапф.

5. Значительна сложность монтажа подшипниковых узлов.

Из зарубежных публикаций известно, что эти подшипники не устанавливаются на серийных турбомашинах. Основная область применения подшипников с натянутой по концам лентой — различные лентопротяжные устройства.

У первого трехлепесткового подшипника неперекрываемые лепестки *8* (рис. 3, *б*) четырьмя винтами *9* закреплены в корпусе *10* и опираются на внутреннюю поверхность расточки корпуса. Как показали эксперименты, проведенные на одном из отечественных микротурбодетандеров, такой подшипник обладает недостаточным демпфированием, большим моментом трения при страгивании цапфы с места при пуске, малой несущей способностью, соизмеримой с несущей способностью газодинамического подшипника с трехцентровой расточкой и жесткими рабочими поверхностями. Хотя работы по совершенствованию лепестковых подшипников с неперекрываемыми лепестками в некоторых зарубежных странах продолжаются, предпочтение отдается подшипникам с лепестками, уложенными внахлест (рис. 3, *в*).

Лепестковые подшипники можно разделить на два вида: без дополнительных упругих элементов под основными лепестками *8*; с дополнительными упругими элементами *11*, установленными со стороны нерабочей поверхности основных лепестков *8* (рис. 3, *г*). Несущий газовый слой в таких подшипниках образован деформируемыми рабочими поверхностями —

лепестками. Конструкция лепесткового подшипника должна отвечать двум противоречивым требованиям: рабочая поверхность лепестка должна обеспечивать возможность формирования зазора, отвечающего условиям газодинамического трения, а сам лепесток должен быть достаточно жестким в направлении действия внешней нагрузки после всплытия ротора на смазочном слое. Повышенная жесткость обычно достигается благодаря установке дополнительного упругого элемента *11* под несущей частью основного лепестка, который начинает воспринимать нагрузку только после того, как в его рабочей части созданы условия для газодинамического трения. Такая упругая система работает аналогично рессоре в автомобиле и применяется обычно для роторов большой массы.

В основу работы лепестковых подшипников с дополнительными упругими элементами положен принцип сложения жесткостей отдельных элементов подшипника: дополнительного лепестка *11*, гофр *12* и основного лепестка 8 (рис. 3, *д*); перекрывающихся лепестков увеличенной длины (рис. 3, *е*), многослойных перекрывающихся основных лепестков *8* увеличенной длины и пакета *11* нерабочих (рис. 3, *ж*) конических лепестков *8* (рис. 3, *з*); спирально закрученной ленты *8* (рис. 3, *и*); лепестков, приваренных к сплошной ленточной основе *13* (рис. 3, *к*).

Форма дополнительного упругого элемента в общем случае может быть произвольной. В дальнейшем для удобства проведения расчетов принимаем, что упругий элемент выполняется радиусом $r_н$, как у основного лепестка. Однако упругий элемент короче основного лепестка в окружном направлении и имеет отличную от основного лепестка толщину. Место крепления дополнительного упругого элемента в корпусе подшипника может не совпадать с местом крепления основного лепестка (рис. 3, *г*).

Увеличение числа элементов в подшипнике способствует росту числа зон трения без смазочного материала лепестков между собой и корпусом подшипника, а следовательно, создаются лучшие условия для демпфирования случайных колебаний роторов.

Схемы осевых лепестковых подшипников могут быть самыми разнообразными: без дополнительных упругих элементов (рис. 4, *а*, *б*, *г*, *л*), с дополнительными упругими элементами (рис. 4, *в*, *д*, *к*). Самый простой тип осевого подшипника состоит из лепестков *1*, закрепленных в корпусе *2* и уложенных веерообразно внахлест свободными концами (рис. 4, *а*). В подшипнике, в котором лепестки *1* при помощи точечной сварки закреплены на общем тонком основании *3* и опираются на корпус *2*, технология крепления лепестков проще (рис. 4, *б*). Дополнительные упругие элементы *4* с выступами *5* могут быть установлены со стороны нерабочей поверхности основных лепестков *1* и закреплены с ними в одном общем основании *2* (рис. 4, *д*). Разновидностью этой конструкции являются конструкции, схемы которых показаны на рис. 4, *з*, *к*. Варианты подшипников с дополнительными упругими элементами.

Разные модификации еще недостаточно апробированы на практике (рис. 5), поэтому отдать предпочтение какой-либо из схем пока трудно.

**Критерии выбора типа опор турбомашины**

Демпфирующие свойства смазочных слоев в подшипниках с газовой смазкой выражены обычно значительно слабее, чем в подшипниках с жидким смазочным материалом, поэтому при определении собственных частот колебаний роторов с газостатическими подшипниками силами демпфирования смазочного слоя иногда можно пренебречь.

Основными критериями совершенства газовых опор являются надежность их работы и большая предельная частота вращения динамической системы турбомашины.

Проанализируем известные конструктивные схемы газовых опор с точки зрения возможности их применения и надежности работы в турбомашинах.

Газостатические подшипники для осуществления возвратно-поступательного движения в турбомашинах не применяются. Они получили распространение в основном в станкостроении и приборостроении. Редко используются подшипники-уплотнения, у которых давление газа по торцам поддерживается разным и наддув газа осуществляется в среднюю плоскость подшипника, так как в быстроходных турбомашинах подшипник и уплотнение обычно разделены между собой камерой со сбросным каналом.

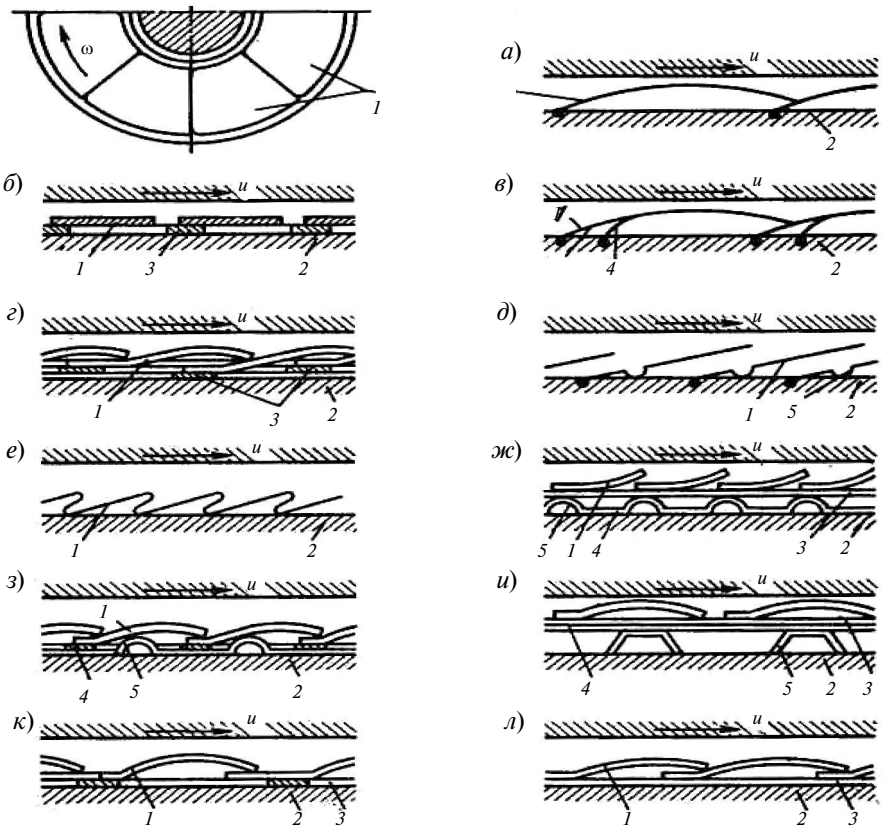



Рис. 4. Конструкции осевого лепесткового подшипника:

*а* — с индивидуальным креплением каждого лепестка в корпусе; *б* — с креплением неперекрывающих друг друга лепестков точечной сваркой к общему перфорированному диску; *в* — с индивидуальным креплением упругого элемента в корпусе; *г* — с профилированными концами лепестков, приваренных точечной сваркой к тонким профилированным дискам; *д* — с дополнительной упругой опорой лепестка на корпус; *е* — выполненный в виде арочного упругого кольцевого элемента (лепестков); *ж* — многослойного типа; *з* — с дополнительными упругими элементами под основными лепестками; *и* — выполненные в виде тонких дисков, опирающихся на корпус через арочные дополнительные упругие элементы; *к* — с упругим элементом, выполненным в виде тонких профилированных дисков; *л* — с лепестками, приваренными точечной сваркой к тонкому кольцевому диску. Обозначено: *1* — лепесток; *2* — корпус; *3* — основание; *4* — упругий элемент; *5* — упругая опора

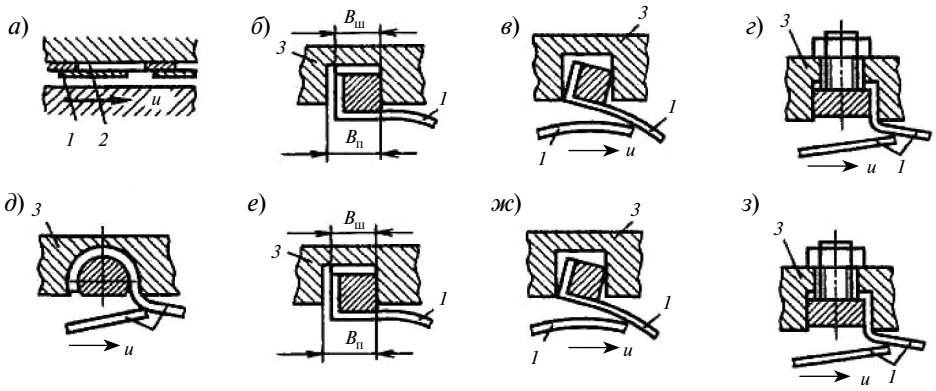



Рис. 5. Схемы узла крепления лепестка к корпусу подшипника:

*а* — точечная сварка; *б*, *в* — свободная установка в пазу; *г* — при помощи шпонки с винтами; *д* — с круглой поворачивающееся в пазу шпонкой; *е* — в пазу типа «ласточкин хвост»; *ж* — запрессовкой порошковой стекломассой; *з* — в прямоугольном пазу

Газовые подвесы радиального, осевого и радиально-осевого типов широко распространены в турбомашинах с ротором (относительно большой массы). При рабочих частотах вращения роторов они работают как газодинамические подшипники без наддува или с наддувом, а в момент пуска и останова ротора — как газостатические для исключения контакта цапфы вала с вкладышем подшипника.

Ввиду вероятности возникновения автоколебаний ротора типа «пневмомолот» в турбомашинах не применяются газостатические подшипники с упругоэластичными рабочими поверхностями, например с одной рабочей поверхностью, выполненной из резины. В турбомашинах малой мощности устанавливают кольцевые одно- или двусторонние газостатические осевые подшипники с наддувом газа через один или два ряда дросселей и очень редко — подшипники с микроканавками или карманами, а также подшипники со всевозможными лабиринтными поясками на рабочей поверхности.

Выбор типа газодинамического радиального подшипника обусловлен различными требованиями, связанными с эксплуатацией турбомашин. Газодинамические радиальные гладкие цилиндрические подшипники с жесткими рабочими поверхностями в быстроходных турбомашинах используются редко из-за технологических трудностей (при их изготовлении требуется обеспечить зазор между вкладышем и цапфой ротора 5–15 мкм) и возможных деформаций элементов подшипниковых узлов, возникающих при эксплуатации. Подшипники этого типа устанавливают в основном в гироскопических устройствах.

В радиальных подшипниках с карманами Рэлея, в подшипниках со спиральными канавками, в вибронесущих подшипниках зазоры между вкладышем и цапфой еще меньше, поэтому они не получили широкого применения в турбомашинах.

Газодинамические подшипники с наддувом и сегментными самоустанавливающимися вкладышами (сегментами) при отключении наддува газа могут работать как газодинамические. В этом типе подшипника каждый сегмент опирается шарнирно на корпус либо жестко, либо через упругий элемент. Эксплуатация таких подшипников показала, что для надежной их работы достаточно упруго закрепить на корпусе только один сегмент. Подшипник быстроходных турбомашин обычно содержит не более трех сегментов, автономно опирающихся на корпус, что объясняется малым диаметром цапф роторов. Такой тип радиального подшипника хорошо зарекомендовал себя на практике.

Радиальные ленточные подшипники ввиду сложности монтажа и чувствительности к изменению температуры окружающей среды в турбомашинах не устанавливаются. Их применяют в основном в лентопротяжных механизмах приборов. В последнее время появились газодинамические радиальные лепестковые подшипники. Однако этот подшипник практически не изучен. Из всего многообразия газодинамических осевых подшипников в быстроходных турбомашинах могут применяться только подшипники со спиральными канавками и лепестковые.

Исходя из результатов анализа статической и динамической работы ротора турбомашины можно возвратиться к выбору оптимального типа радиальных или осевых подшипников. При положительных результатах можно приступить к компоновке подшипников в турбомашине, выполнению рабочих чертежей и корректировке конструктивной схемы турбомашины.

Для облегчения анализа многочисленных типов подшипников с газовой смазкой их желательно сгруппировать по общим признакам. Существуют несколько подходов к схемам классификации подшипников с газовой смазкой. Предлагаемая ниже схема классификации позволяет наиболее полно охватить все известные типы подшипников с газовой смазкой.

Подшипники с газовой смазкой делятся на классы, типы, виды и схемы. В основу деления на классы положен принцип создания избыточного давления в смазочном слое (газодинамический, газостатический и газодинамический с наддувом). В каждый класс включены несколько типов подшипников, каждый из которых служит для обеспечения определенного движения вала (возвратно-поступательного, поддержания вала во взвешенном состоянии (газовые подвесы) и вращательного). Каждый тип подшипника делится на виды, характеризующиеся направлением действия внешней нагрузки (радиальный, осевой, радиально-осевой подшипник). Вид подшипника зависит от его конструктивной схемы

(сегментные, лепестковые и т. п.). Предлагаемая классификация характеризует назначение и осуществляемые подшипником функции. Например, в названии «газодинамический радиальный цилиндрический с наддувом» «радиальный» характеризует направление действия внешней нагрузки, а «цилиндрический» — конструктивную схему подшипника. Избыточное давление создается благодаря газодинамическому эффекту и эффекту наддува газа в рабочий зазор подшипника под повышенным давлением (из ресивера или от компрессора), подшипник рассчитан на вращательное движение.

Классификация по конструктивному выполнению газовых подшипников по геометрическим признакам следующая:

цилиндрические, плоские, конические, сферические, полусферические (они определяют вид подшипника по воспринимаемой нагрузке: радиальный, радиально-упорный, осевой);

по характеру выполнения несущих поверхностей — цельные и разрезные (сегментные), гладкие и с рельефом, одноцентровые и многоцентровые;

по характеру крепления опор в корпусе — с жестким и с эластичным креплением, с креплением типа кардана и др.;

по количеству и виду опор — одноопорные (катушечные, шаровые, полусферические и др.), многоопорные (двухопорные и др.).

Наиболее важное преимущество газовой смазки в противоположность тем, которые проявляются лишь в определенных обстоятельствах, — это использование малой вязкости газов по сравнению с вязкостью жидкостей. Малая вязкость газов позволяет осуществить высокие скорости вращения при незначительных потерях на трение, а следовательно, и малом повышении температуры смазки и опор. Следствием малых потерь на трение является возможность обеспечения малого износа и большой долговечности работы опор, повышенной экономичности и точности машины или прибора при их применении.

Кроме достоинств подшипников с газовой смазкой, связанных с перечисленными свойствами газов, их применение может обеспечить дополнительные преимущества по отношению к подшипникам с жидкостной смазкой: герметичность системы; снижение загрязнения; устранение необходимости уплотнений валов; устранение громоздкого оборудования для хранения, подогрева и охлаждения, нагнетания и откачки жидкостных смазок; упрощение и удешевление конструкции подшипника; снижение вибрации и шума. Если учесть, что при этом сокращаются габариты и вес всего механизма, упрощается эксплуатация, обеспечивается кондиционность среды, то понятен тот интерес, который проявляется в последние годы к их применению в целом ряде случаев. Применение подшипников с газовой смазкой важно и там, где необходимо предотвратить загрязнение окружающей среды продуктами испарения обычных смазок или самой смазкой. Это имеет место в замкнутых системах, где производятся операции с газами высокой чистоты, в атомных реакторах, в ряде механизмов и машин текстильной и пищевой промышленности.

В принципе смазкой может служить любой газ или смесь газов. Они мало различаются по тем свойствам, которые важны для подшипников, но воздушная смазка более практична и экономична, поэтому за исключением частных случаев в качестве смазки используется воздух.

Одновременно с преимуществами газовой смазки, в основном определяемыми первыми двумя из перечисленных свойств газа, малая вязкость газа приводит к понижению несущей способности газовых подшипников по сравнению с жидкостными. Повысить несущую способность подшипников можно различными способами: нагнетанием газа, уменьшением зазоров между рабочими поверхностями опор, увеличением эксцентриситета (смещения оси вала). Недостатки также хорошо известны: относительно большое количество потребляемого газа, для высокой грузоподъемности требуется весьма значительное давление, в то же время при повышении давления газа возрастает опасность появления автоколебаний и резонансных явлений. Кроме того, традиционные газостатические подшипники обладают относительно низкой жесткостью. Для разработки газовых подшипников требуются достаточно квалифицированные расчеты и дорогостоящие эксперименты, причем лучше всего не на моделях, а на натурных узлах подшипников и реальных роторах. Часто необходимо проводить испытания на натурном газе, что не всегда возможно либо слишком дорого.

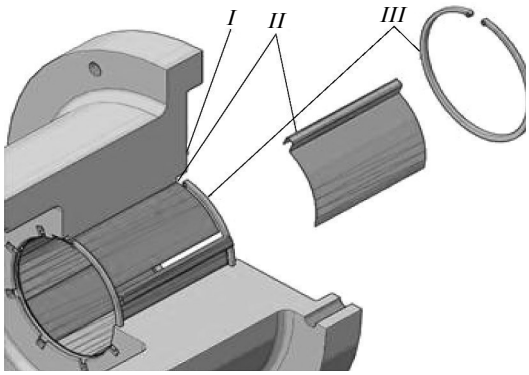



Рис. 6. Лепестковый опорный газодинамический подшипник. *I* — корпус; *II* — лепестки подшипника; *III* — фиксатор подшипника

Составной частью общей проблемы развития и применения подшипников с газовой смазкой является проблема обеспечения устойчивости и виброустойчивости роторов машин и гироскопов на газодинамических подшипниках.

Анализ результатов выполненного расчетного исследования по выбору и обоснованию различных конструкций газовых подшипников показал, что наиболее оптимальны и наиболее надежны в этом плане лепестковые газодинамические подшипники.

**Лепестковые газодинамические подшипники** (рис. 6), обладают рядом преимуществ: сохраняют работоспособность и положительные свойства подшипников с газовой смазкой в широком диапазоне температур; обеспечивают высокую скорость вращения поддерживаемого вала (в частности, для МДГ-20 эта скорость составляет 36000 об/мин); обладают экологической чистотой, так как используют в качестве смазки применяемый в качестве источника энергии природный газ; исключают использование любых смазочных материалов, что способствует обеспечению простоты конструкции, а также существенному повышению взрыво- и пожаробезопасности ГРС.

На основании выполненных исследований и накопленного опыта при проектировании подобных турбоустановок был разработан *микротурбодетандерный генератор (МДГ-20)*, конструктивная схема которого изображена на рис. 7. Рабочее тело (газ) поступает в сопловой аппарат турбины конструкции ЛПИ, где расширяется и попадает в осевое рабочее колесо, вращающееся с частотой в диапазоне $n$ = = 0–40000 об/мин. Крутящий момент с рабочего колеса передается на вал с лепестковыми газодинамическими подшипниками, на котором установлена роторная часть высокооборотного электрогенератора. Рабочее тело (газ) после рабочего колеса расширительной турбины поступает в выходной патрубок для охлаждения статора электрогенератора. микротурбодетандерного генератора.

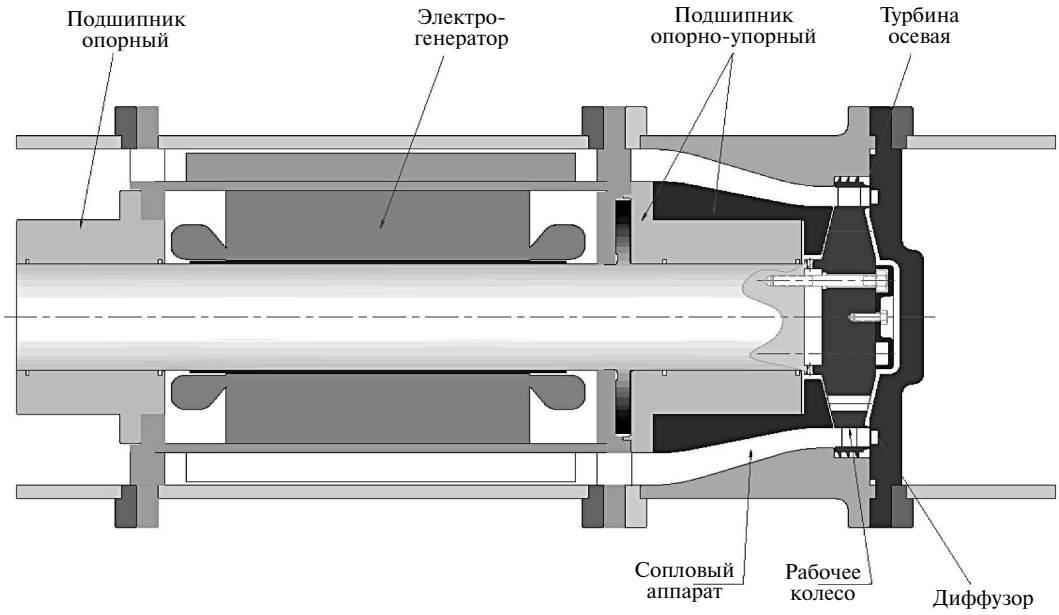



Рис. 7. Конструктивная схема автономного источника электрической энергии

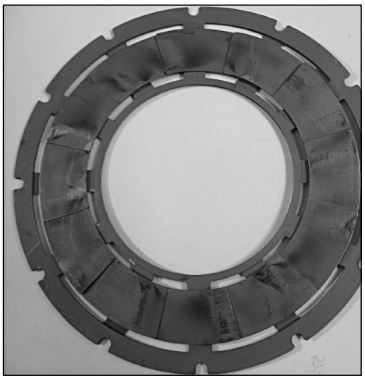


Рис. 8. Упорный лепестковый газодинамический подшипник

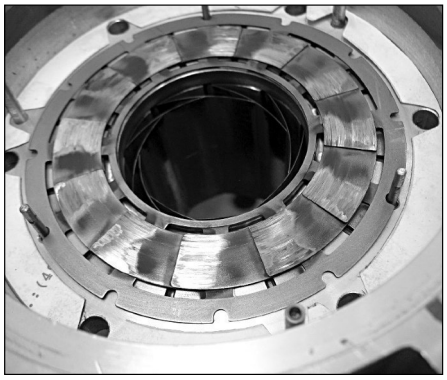


Рис. 9. Опорно-упорный лепестковый газодинамический подшипник в корпусе турбодетандерного генератора

Выполненный анализ различных конструкций газодинамических подшипников, применяемых в турбодетандерных генераторах, показал, что оптимальными и обеспечивающими требуемую надежность являются лепестковые газодинамические подшипники. Перспективность применения лепестковых подшипников в турбомашинах (по сравнению с другими типами газовых опор) обусловлена их повышенной устойчивостью к самовозбуждающимся колебаниям в широком диапазоне частот вращения роторов, малой чувствительностью к влаге и загрязнению газовой среды механическими примесями, отсутствуем износа поверхностей трения при высоких частотах вращения роторов, сохранением работоспособности при резком изменении температуры, низкой чувствительностью к деформациям корпуса, к перекосам ротора и отклонению от соосности узла подшипников, малой трудоемкостью изготовления и точностью обработки деталей, надежностью, возможностью пуска и останова ротора без подачи сжатого газа, большим моторесурсом работы.

Разработанные, изготовленные и испытанные опорные и упорные лепестковые газодинамические подшипники, примененные в опытном образце турбодетандерного генератора МДГ-20 на ГРС №13 «Сертолово», продемонстрировали высокую надежность и работоспособность при необходимом ресурсе работы и заявленном количестве пусков и остановов. Это позволило рекомендовать подобные конструкции для серийной партии турбодетандеров, изготавливаемых ООО «НТЦ МТТ».

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Лучин Г.А., Пешти Ю.В., Снопов А.И.** Газовые опоры турбомашин. М.: Машиностроение. 1989.

2. **Исомура К., Того Ш., Танаки Ш.** Исследование высокоскоростных микроподшипников и динамики роторов для газовых микротурбин. Япония.

3. **Болдырев Ю.Я., Григорьев Б.С., Заблоцкий Н.Д., Лучин Г.А. [и др.].** Прецизионные газовые подшипники / Под. ред. Филиппова А.Ю. и Сипенкова И.Е. СПб.: Изд-во ФГУП ЦНИИ «Электроприбор», 2007.

4. **Румянцев М.Ю., Захарова Н.Е., Сигачев С.И.** Опыт разработки высокоскоростных электротурбомашин на кафедре ЭКАО МЭИ // Вестник Московского энергетического института. 2007. №3. С. 45–50.

5. **А.с. №934749.** Газодинамический подшипник / Захарова Н.Е., Маханьков Е.П., Брагин А.Н., Баранов В.Г., Листратов Н.И. // Бюллетень. 1983, №21.

6. Гидродинамическая теория смазки: Сб. классических работ / Под ред. Л.С. Лейбензона. М.-Л.: Гостехтеориздат, 1934.

7. **Шейнберг С.А.** Газовая смазка подшипников скольжения (теория и расчет) // Трение и износ в машинах. 1953. Вып. 8. С. 107–204.

8. **Сытин А.В.** Решение комплексной задачи расчета характеристик радиальных лепестковых газодинамических подшипников: Дисс. ... кандидата технических наук / Орловский государственный технический университет. Орел, 2008. 201 с.

9. **Пинегин С.В., Захарова Н.Е., Брагин А.Н.** Некоторые конструктивные особенности лепесткового газодинамического подпятника // Трение и износ. 1981, Т. 2, №6. С. 1017–1021.

10. **Брагин А.Н., Сигачев С.И.** Демпфирование в лепестковом газовом подшипнике // Трение и смазка в машинах // Тезисы докладов Всесоюзной конференции. Сентябрь, 1983г., Челябинск. Челябинск: Тип. «Транспорт», 1983. С.143–144.

11. **Левина Г.А., Смирнов В.В., Захарова Н.Е., Брагин А.Н., Бояршинова А.К.** Исследование лепестковых газовых опор // Трение, износ и смазочные материалы: Труды международной научной конференции. Тезисы докладов в 5-и томах. Том IV. Ташкент: Изд-во Ташкентского политехнического института, 1985. С. 43–44.

12. **Сигачев С.И., Семенов А.А., Брагин А.Н.** Повышение виброустойчивости лепестковых газовых подшипников // Газовая смазка в машинах и приборах. Тезисы докладов Всесоюзного научно-координационного совещания, 18–20 сентября 1989г., г. Ростов-на-Дону — Новороссийск. М.: Изд-во Академии наук СССР, 1989. С.128.

13. **Агишев Г.Г., Гужиев А.В., Курбатов И.В.** Лепестковый газодинамический подшипник // В сб. материалов межвузовской научно-практической конф. «Проблемы подготовки инженерных кадров ВМФ по обеспечению эффективной эксплуатации вооружения и военной техники». СПб.: Изд-во ВМИИ, 2011.

14. **Агишев Г.Г., Гужиев А.В., Курбатов И.В.** К расчету динамических характеристик радиального лепесткового подшипника // В сб. материалов межвузовской научно-практической конф. «Проблемы подготовки инженерных кадров ВМФ по обеспечению эффективной эксплуатации вооружения и военной техники». СПб.: Изд-во ВМИИ, 2011.

15. **Peng Z.-C., Khonsari M.M.** 2006, «AThermohydrodynamic Analysis of Foil // Journal Bearings ASME J. of Tribology. 128(3). P. 534–541.20.

16. **DellaCorte, C.** Stiffness and Damping Coefficient // NASA/TM—2010–216924. ASME/STLE IJTC 2010–41232.

## REFERENCES

1. **Luchin G.A., Peshti Yu.V., A.I. Snopov.** Gazovyye opory turbomashin. M. Mashinostroenie, 1989. (rus.)

2. **Isomura K., Togo Sh., Tanaki Sh.** (Yaponiya) Issledovaniye vysokoskorostnykh mikropodshipnikov i dinamiki rotorov dlya gazovykh mikroturbin. (rus.)

3. **Boldyrev Yu.Ya., Grigoryev B.S., Zablotskiy N.D., Luchin G.A. [i dr.].** Pretsizionnyye gazovyye podshipniki / Pod. red. Filippova A.Yu. i Sipenkova I.Ye. SPb.: Izd-vo FGUP TsNII «Elektropribor», 2007. S. 504. (rus.)

4. **Rumyantsev M.Yu., Zakharova N.Ye., Sigachev S.I.** Opyt razrabotki vysokoskorostnykh elektroturbomashin na kafedre EKAO MEI. *Vestnik Moskovskogo Energeticheskogo Instituta*. 2007. №3. S. 45–50. (rus.)

5. **A.s. №934749.** Gazodinamicheskiy podshipnik / Zakharova N.Ye., Makhankov Ye.P., Bragin A.N., Baranov V.G., Listratov N.I. *Byulleten*. 1983. №21. (rus.)

6. Gidrodinamicheskaya teoriya smazki: Sb. klassicheskikh rabot / Pod red. L.S. Leybenzona. M.-L.: Gostekhteorizdat, 1934. 245 s. (rus.)

7. **Sheynberg S.A.** Gazovaya smazka podshipnikov skolzheniya (teoriya i raschet). *Treniye i iznos v mashina*. 1953. Vyp. 8. S. 107–204. (rus.)

8. **Sytin A.V.** Resheniye kompleksnoy zadachi rascheta kharakteristik radialnykh lepestkovykh gazodinamicheskikh podshipnikov: Dissert. ... kandidata tekhnicheskikh nauk / Orlovskiy gosudarstvennyy tekhnichesky universitet. Orel, 2008. 201 s. (rus.)

9. **Pinegin S.V., Zakharova N.Ye., Bragin A.N.** Nekotoryye konstruktivnyye osobennosti lepestkovogo gazodinamicheskogo podpyatnika. *Treniye i iznos*. 1981, T. 2. №6. S. 1017–1021. (rus.)

10. **Bragin A.N., Sigachev S.I.** Dempfirovaniye v lepestkovom gazovom podshipnike. *Treniye i smazka v mashinakh. Tezisy dokladov Vsesoyuznoy konferentsii.* Sentyabr, 1983g., Chelyabinsk. Chelyabinsk: Tip. «Transport». 1983. S. 143–144. (rus.)

11. **Levina G.A., Smirnov V.V., Zakharova N.Ye., Bragin A.N., Boyarshinova A.K.** Issledovaniye lepestkovykh gazovykh opor. *Treniye, iznos i smazochnyye materialy.* Trudy mezhdunarodnoy nauchnoy konferentsii. Tezisy dokladov v 5-i tomakh. Tom IV. Tashkent: Izd-vo Tashkentskogo politekhnicheskogo instituta, 1985. S. 43–44. (rus.)

12. **Sigachev S.I., Semenov A.A., Bragin A.N.** Povysheniye vibroustoychivosti lepestkovykh gazovykh podshipnikov. *Gazovaya smazka v mashinakh i priborakh*: Tezisy dokladov. Vsesoyuznogo nauchno-koordinatsionnogo soveshchaniya, 18–20 sentyabrya 1989g., g.g. Rostov-na-Donu — Novorossiysk. M.: Izd-vo Akademii nauk SSSR, 1989. S. 128. (rus.)

13. **Agishev G.G., Guzhiyev A.V., Kurbatov I.V.** Lepestkovyy gazodinamicheskiy podshipnik. *V sb. materialy mezhvuzovskoy nauchno-prakticheskoy konf. «Problemy podgotovki inzhenernykh kadrov VMF po obespecheniyu effektivnoy ekspluatatsii vooruzheniya i voyennoy tekhniki»*. SPb.: Izd-vo VMII, 2011. 499s. (rus.)

14. **Agishev G.G., Guzhiyev A.V., Kurbatov I.V.** K raschetu dinamicheskikh kharakteristik radialnogo lepestkovogo podshipnika. *V sb. materialy mezhvuzovskoy nauchno-prakticheskoy konf. «Problemy podgotovki inzhenernykh kadrov VMF po obespecheniyu effektivnoy ekspluatatsii vooruzheniya i voyennoy tekhniki»*. SPb.: Izd-vo VMII, 2011. 499 s. (rus.)

15. **Peng Z.-C., Khonsari M.M.** «AThermohydrodynamic Analysis of Foil Journal Bearings» *ASME J. of Tribology*, 2006, 128(3), P. 534–541.20.

16. **DellaCorte C.** Stiffness and Damping Coefficient Estimation of Compliant Surface Gas Bearingsfor Oil-Free Turbomachinery / NASA/TM—2010–216924. ASME/STLE IJTC 2010–41232.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЗАБЕЛИН Николай Алексеевич** — кандидат технических наук директор ИЭиТС Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: n.zabelin.turbo@mail.ru

**МАТВЕЕВ Юрий Владимирович** — кандидат технических наук ведущий инженер Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: matyury@mail.ru

**ФОКИН Георгий Анатольевич** — кандидат технических наук директор ООО «Газпром трансгаз Санкт-Петербург». 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: ltg@spb.ltg.gazprom.ru

## AUTHORS

**ZABELIN Nikolai A.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: n.zabelin.turbo@mail.ru

**MATVEEV Yurii V.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: matyury@mail.ru

**FOKIN Georgii A.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ltg@spb.ltg.gazprom.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 62-82

*А.Н. Скляревский, В.П. Егоршин*

# ПРИМЕНЕНИЕ ОДНОШТОКОВОГО ГИДРОЦИЛИНДРА В ГИДРАВЛИЧЕСКОМ СЛЕДЯЩЕМ ПРИВОДЕ ПРИ ОБЕСПЕЧЕНИИ СИММЕТРИЧНОСТИ ДИНАМИЧЕСКИХ И СТАТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК

*A.N. Sklyarevskiy, V.P. Egorshin*

# APPLICATION OF THE ONE-PISTON ROD HYDRAULIC CYLINDER IN A HYDRAULIC SERVO POWER DRIVE WITH ENSURING THE SYMMETRY OF DYNAMIC AND STATIC CHARACTERISTICS

Рассмотрена конструктивная схема одноштокового гидравлического цилиндра, который позволяет получить симметричность скоростных и тяговых характеристик при реверсивной работе электрогидравлического следящего привода. Разработана нелинейная математическая модель такого привода. Проведены расчетные исследования динамических и статических характеристик при различных знаках входного сигнала. Выполнена оценка влияния ряда конструктивных факторов гидравлического привода на идентичность переходных процессов в нем и симметричность скоростных характеристик при реверсной работе. Показано, что при определенном соотношении положительных перекрытий напорных и сливных дроссельных щелей золотника электрогидравлического усилителя мощности обеспечивается с приемлемой точностью идентичность динамических и скоростных характеристик гидравлического следящего привода.

ГИДРОЦИЛИНДР; СКОРОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ; ДИНАМИКА; МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; СЛЕДЯЩИЙ ГИДРПРИВОД.

The article examines the structural chart of hydraulic cylinder which enables to get symmetry of speed and pull characteristics during reversible work. The study offers a development of nonlinear mathematical model of electro-hydraulic servo power drive, containing this hydraulic cylinder in the structure. Calculation researches of dynamic and static characteristics are conducted at the different signs of entrance signal. The estimation of influence of row of design factors of hydraulic power drive is executed for the similarity of transients in it and the symmetry of speed characteristics during reversible work. The study shows that at a certain correlation of the positive ceilings of pressure and return choke cracks of slide-valve of electro-hydraulic power-amplifier, the identity of dynamic and speed characteristics of hydraulic servo power drive is provided with acceptable preciseness.

HYDRAULIC CYLINDER; SPEED CHARACTERISTICS; DYNAMIC; MATHEMATICAL MODEL; CALCULATION; SERVO POWER DRIVE.

В гидравлических следящих приводах различных машин и технологического оборудования для обеспечения симметричности скоростных и тяговых характеристик, а также идентичности динамических свойств при реверсивном режиме применяют в основном двухштоковые гидроцилиндры двухстороннего действия или дифференциальные одноштоковые цилиндры с поддержанием постоянного давления в штоковой полости и управлением поршневой полостью [1]. В первом варианте меньше максимальное усилие на штоке и увеличены габариты в осевом направлении, во втором случае увеличиваются габариты в радиальном направлении. Необходимо отметить, что реализация гидравлического следящего привода на базе

дифференциального цилиндра при обеспечении симметрии скоростных и тяговых характеристик практически невозможна. Таким образом, разработка новых конструкций гидроцилиндров, обеспечивающих симметричность характеристик при минимизации габаритов, и реализация их в составе следящего привода остается актуальной задачей.

**Методика и основные результаты исследований**

Одним из вариантов может быть гидроцилиндр [2], схема которого приведена на рис.1 в составе простейшего типового следящего гидропривода [3].

Гидроцилиндр содержит основной поршень *13* со штоком *6*, дополнительный неподвижный поршень *14* со штоком *7*, жестко соединенным с корпусом *3*, плунжер *8* с центрирующими пружинами *15*. Рабочие полости *5* и *11* являются основными, *9* и *10* — вспомогательными. Полость *10* соединена со сливом посредством канала *12*. Плунжер *8* в зависимости от знака перепада давлений $\Delta P = P_2 - P_1$ соединяет полость *9* с соответствующей управляемой полостью (с полостью *11* при $P_1 > P_2$; с полостью *5* при $P_2 > P_1$).

Геометрические размеры гидроцилиндра выдержаны по условию

$$A_3 = 0{,}5\left(A_1 + A_2\right),$$

где $A_i = \dfrac{\pi d_i^2}{4}$, $d_i$ — диаметр соответствующего элемента.

При данных соотношениях соблюдается равенство эффективных площадей при движении поршня гидроцилиндра в разные стороны: $A_{эф1} = A_{эф2} = A_{эф} = A - A_3$.

При пренебрежимо малых величинах давления в полости *10* (что реально обеспечивается в большинстве неследящих приводов ($P_3 = P_с \approx 0$)) и сил трения ($F_{тр} \approx 0$) реализуется равенство скоростей поршня и развиваемых им усилий в разные стороны. Отметим, что, в отличие от дифференциального цилиндра, здесь не требуется поддерживать постоянное давление в штоковой полости и обеспечивается повышенная величина эффективной площади при заданных поперечных размерах.

В случаях применения данного цилиндра в следящем гидроприводе ситуация меняется, так как при произвольной скорости движения и действии обратной связи, влияющей на закрытие управляющего золотника, давление в сливной полости не равно нулю. Поскольку эффективные площади штоковой и безштоковой полостей гидроцилиндра при движении поршня в одну из сторон не равны между собой и их значения меняются в зависимости от направления движения, то имеет место несимметричность тяговой характеристики (зависимость тягового усилия от величины рассогласования при фиксированной скорости слежения) следящего привода. Соответственно возникает несимметричность наиболее важной скоростной

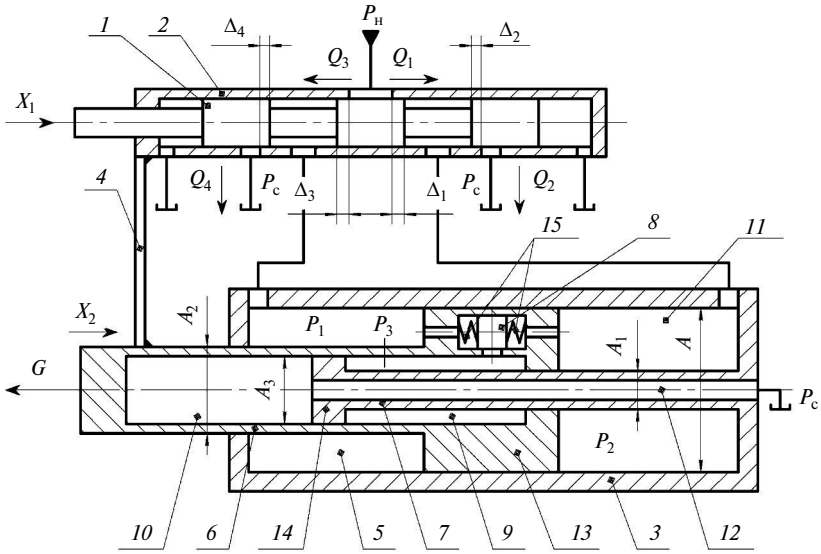



Рис. 1. Схема позиционного следящего привода:
*1* — золотник; *2* — втулка обратной связи; *4* — обратная связь

характеристики (зависимости скорости поршня от величины рассогласования) гидропривода [4]. Предварительные исследования несимметричности скоростной характеристики на примере типового позиционного следящего привода (см. рис. 1) проведены при следующих допущениях: перекрытие щелей на золотнике — положительные, отсутствуют перетечки по радиальным зазорам; нагрузка, действующая на шток, постоянна, направлена навстречу движению и значительно превышает силы трения в уплотнениях. В этом случае скоростная характеристика привода определяется из очевидных равенств:

$$\sum Q_i = A_{\text{эф}i}\frac{dX_2}{dt};$$

$$P_1 A_{\text{эф}1} - P_2 A_{\text{эф}2} = G\,\text{sign}\frac{dX_2}{dt};$$

где $Q_i$ — расход жидкости через рабочую щель на золотнике; $X_2$ — перемещение поршня *6*; $G$ — величина нагрузки на штоке; индекс «*i*» определяет щели на золотнике и, соответственно, поступление жидкости в рабочие полости гидроцилиндра.

Результаты расчетных исследований при различных нагрузках и перекрытиях $\Delta_i$ дроссельных окон на золотнике представлены в безразмерном виде на рис. 2. На этом же рисунке для сравнения показаны скоростные характеристики гидропривода с двухштоковым гидроцилиндром.

Здесь $g = \dfrac{G}{P_б A_б}$ — безразмерная нагрузка; $P_б$, $A_б$ — базовые величины давления и площади; $\dfrac{d\,x_2}{d\tau}$ — безразмерная скорость поршня ($x_i = \dfrac{X_i}{X_б}$ — безразмерное перемещение); $\tau = \dfrac{t}{t_б}$ — безразмерные время; $X_б$, $t_б$ — базовые значения перемещения и времени; $X_i$, $t$ — размерные величины; $\delta^* = \dfrac{(X_1 - X_2)}{X_б}$ — безразмерное рассогласование привода.

Анализ расчетных результатов (см. по рис. 2) показывает, что при одинаковых перекрытиях окон ($\Delta_1 = \Delta_2 = \Delta_3 = \Delta_4 = \Delta$) имеет место существенная несимметричность характеристик привода в широком диапазоне нагрузок на штоке цилиндра. В случае, когда перекрытие окон питания на золотнике значительно больше перекрытий окон слива, несимметричность характеристик становится пренебрежимо малой. В реальных следящих гидроприводах такое различие перекрытий часто используют для уменьшения утечек жидкости в нейтральном положении.

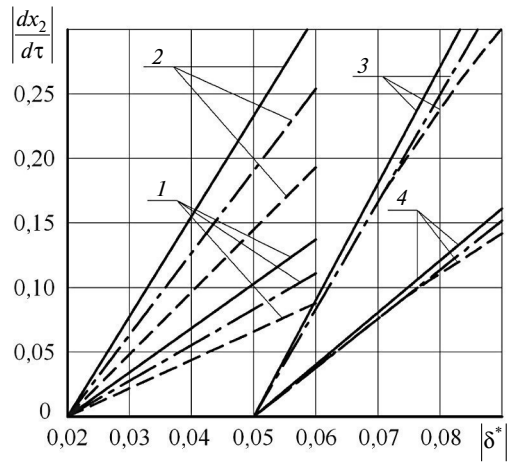



Рис. 2. Скоростные характеристики следящего гидропривода (—— — $\dfrac{dx_2}{d\tau} < 0$; - - - - - — $\dfrac{dx_2}{d\tau} > 0$; –·–·–·–·– — двухштоковый гидроцилиндр):

*1*, *2* — при $\Delta = 0{,}02\ X_б = \text{const}$; *3*, *4* — при $\Delta_1 = \Delta_3 = 0{,}05\ X_б$; $\Delta_2 = \Delta_4 = 0{,}02\ X_б$; *1*, *4* — $g = 0{,}3$; *2*, *3* — при $g = 0{,}05$

Для оценки применения рассматриваемого гидроцилиндра в составе реального следящего гидропривода с учетом переменности давления слива, перетечек рабочей жидкости по радиальным зазорам на управляющем золотнике и других факторов рассмотрим позиционный привод на рис. 3.

Привод включает в себя двухкаскадный электрогидравлический усилитель (ЭГУ) *1* с внутренней механической обратной связью [5], гидроцилиндр *2*, электронный блок *3*, электронный усилитель *4*, усиливающий сигнал с датчика линейного перемещения *5*. В блоке *3* происходит суммирование входного сигнала (напряжения) $U_0$ с сигналом отрицательной обратной связи $U_{\text{ос}}$. Разность этих сигналов преобразуется в ток *I*, поступающий на вход ЭГУ. В качестве позиционной нагрузки на выходное звено данного электрогидравлического следящего привода (ЭГСП) служит пружина *6*.

Исследования динамических процессов в ЭГСП выполнены по разработанной нелинейной математической модели, которая включает следующие безразмерные уравнения:

1) *уравнение токового сигнала*

$$i = k_э\left(u_0 - k_{\text{ос}}x_3\right);\quad |i| \le i_m; \qquad (1)$$

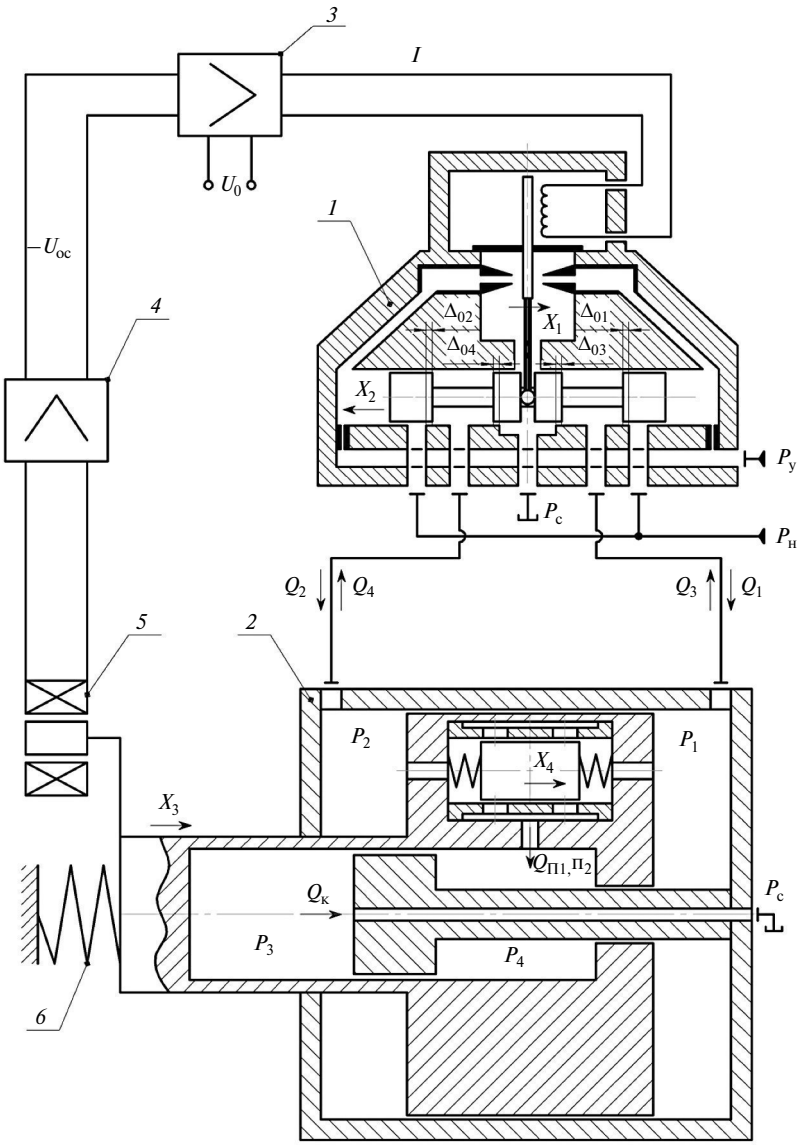



Рис. 3. Электрогидравлический следящий привод

2) *уравнения движения заслонки* $x_1$ *и золотника* $x_2$ *ЭГУ* (считая их безинерционными элементами при отсутствии трения и гидродинамических сил)

$$x_1 = k_i i - k_{12} x_2; \quad |x_1| \le x_0 \text{ — упор;} \qquad (2)$$

$$\frac{dx_2}{d\tau} = k_g x_1; \quad |x_2| \le x_{2m} \text{ — упор;} \qquad (3)$$

В уравнениях (1)–(3) $u_0 = \dfrac{U}{U_б}$ — безразмерное входное напряжение; $k_{ос} = \dfrac{K_{ос} X_{1б}}{U_б}$ — безразмерный коэффициент обратной связи *4*; $i = \dfrac{I}{I_б}$ — безразмерный ток; $I_б$ — базовое значение тока; $x_2$ и $\tau$ — безразмерное перемещение и время; $K_{ос}$ — коэффициент передачи обратной связи; $i_m$, $x_0$, $x_{2m}$ — максимальные безразмерные значения тока, перемещения заслонки и золотника; $k_i = \dfrac{K_i I_б}{X_{1б}}$; $k_{12} = \dfrac{k_i i}{x_2}$; $K_i = \dfrac{X_1}{I}$; $k_g = \dfrac{K_g t_б X_{1б}}{A_p X_{2б}}$; $k_g = \mu_0 \pi d_0 \sqrt{\dfrac{2}{\rho}\dfrac{P_у}{2}}$; $A_р$ — площадь торца золотника; $d_0$ — диаметр сопла; $\mu_0$ — коэффициент расхода сопла; $P_у$ — давление управления; $\rho$ — плотность жидкости.

3) *уравнение перемещения поршня 13* (см. рис. 1 и 3)

$$\left.\begin{aligned}&\frac{d^2x_3}{d\tau^2}=\\&=-k_{13}\,\mathrm{sign}\frac{dx_3}{d\tau}+k_{431}p_2-k_{432}p_4-k_{434}p_3-k_{433}p_1-k_{53};\\&-b_2\le x_3\le b_1;\end{aligned}\right\}\quad(4)$$

4) *уравнение перемещения плунжера 8* (см. рис. 1 и 3) (предполагаем остановку элемента на упоре и сход с него с нулевой начальной скоростью) [6]

$$\frac{d^2x_4}{d\tau^2}=F_0-k_{\text{с}};\qquad(5)$$

где $F_0=-k_{14}\dfrac{dx_4}{d\tau}+k_{44}\left(p_2-p_1\right)-k_{43}$;

$$k_{\text{с}}=\begin{cases}k_{24}\,\mathrm{sign}\,\dfrac{dx_4}{d\tau} & \text{при } \dfrac{dx_4}{d\tau}\ne 0;\\ k_{24}\,\mathrm{sign}\,F_0 & \text{при } \dfrac{dx_4}{d\tau}=0\wedge k_{24}\le\left|F_0\right|;\end{cases}$$

$$\frac{dx_4}{d\tau}=0 \text{ при } x_4=b_{1n}\vee x_4=-b_{2n};$$

$$\frac{d^2x_4}{d\tau^2}=0 \text{ при } \begin{cases}\dfrac{dx_4}{d\tau}=0\ \wedge\ k_{24}\ge\left|F_0\right|;\\ x_4=b_{1n}\ \wedge\ F_0\ge 0;\\ x_4=-b_{2n}\ \wedge F_0\le 0.\end{cases}$$

Причем в уравнениях (4) и (5) безразмерные коэффициенты определяются выражениями [6, 7]

$$k_{1i}=\frac{H_i^*t_{\text{б}}}{m_i};\ k_{2i}=\frac{F_{\text{тр}i}t_{\text{б}}^2}{m_iX_{i\text{б}}};\ k_{4i}=\frac{A_iP_{\text{б}}t_{\text{б}}^2}{m_iX_{i\text{б}}};$$

$$k_{i3}=k_{i31}x_i;\ k_{i31}=\frac{C_{\text{пр}i}t_{\text{б}}^2}{m_i};$$

$H_i^*$ — коэффициент вязкого демпфирования на элементе; $m_i$ — масса элемента; $A_i$ — эффективная площадь; $C_{\text{пр}i}$ — жесткость пружины; $p_i=\dfrac{P}{P_{\text{б}}}$ — безразмерное давление; $P_{\text{б}}$ — базовое давление; $b_i$ — ограничение перемещения элемента (упор.);

5) *уравнения балансов расходов*

$$\frac{dp_1}{d\tau}=\frac{k_{61}}{1-k_{71}x_3}\times$$

$$\times\left(q_1-q_3+k_{81}\frac{dx_3}{d\tau}-q_{\text{п}1}+q_{\text{ут}2}+q_{\text{ут}4}\right);\qquad(6)$$

$$\frac{dp_2}{d\tau}=\frac{k_{62}}{1+k_{72}x_3}\left(q_2-q_4-k_{82}\frac{dx_3}{d\tau}-q_{\text{п}2}-q_{\text{ут}2}\right);\qquad(7)$$

$$\frac{dp_3}{d\tau}=\frac{k_{63}}{1-k_{73}x_3}\left(k_{83}\frac{dx_3}{d\tau}+q_{\text{ут}3}-q_{\text{к}}\right);\qquad(8)$$

$$\frac{dp_4}{d\tau}=\frac{k_{64}}{1+k_{74}x_3}\left(q_{\text{п}1}+q_{\text{п}2}-k_{84}\frac{dx_3}{d\tau}-q_{\text{ут}4}-q_{\text{ут}3}\right),\qquad(9)$$

которые дополняются ограничением $p_i\ge p_{\text{пар}}$. Здесь $k_{6i}=\dfrac{Q_{\text{б}}t_{\text{б}}E_{\text{пр}}}{P_{\text{б}}W_i}$; $k_{7i}=\dfrac{X_{3\text{б}}A_i}{W_i}$; $k_{8i}=\dfrac{X_{3\text{б}}A_i}{Q_{\text{б}}t_{\text{б}}}$; $q_i=\dfrac{Q_i}{Q_{\text{б}}}$ — безразмерный расход; $Q_{\text{б}}$ — базовый расход; $E_{\text{пр}}$ — приведенный модуль упругости рабочей жидкости; $W_i$ — объем рабочей полости; $p_{\text{пар}}$ — безразмерное давление насыщенных паров; $q_{\text{ут}i}=k_{\text{ут}i}\Delta p_i$ — перетечки жидкости по радиальным зазорам; $k_{\text{ут}i}$ — коэффициент перетечек; $\Delta p_i$ — перепад давления на кольцевом зазоре;

6) *уравнения расходов через плунжер 8* (см. рис. 1 и 3) (с учетом наличия двух круглых окон на каждой кромке элемента)

$$\left.\begin{aligned}q_{\text{п}1}&=2\varphi_{01}\sqrt{\left|p_1-p_4\right|}\,\mathrm{sign}\left(p_1-p_4\right);\\ q_{\text{п}2}&=2\varphi_{02}\sqrt{\left|p_2-p_4\right|}\,\mathrm{sign}\left(p_2-p_4\right);\end{aligned}\right\}\qquad(10)$$

где $\varphi_{0i}=k_{\text{по}}\psi_i^*$ — безразмерная площадь открытия дроссельного окна [6]; $k_{\text{по}}=\dfrac{\mu\,r_0^2}{\mu_{\text{б}}A_{\text{др б}}}$ — безразмерный коэффициент; $\mu$, $\mu_{\text{б}}$ — текущий и базовый коэффициент расхода; $r_0$ — радиус круглого окна; $A_{\text{др б}}=f\left(Q_{\text{б}}\right)$ — базовая площадь дросселя (окна);

$$\psi_i^*=\begin{cases}0 & \text{при } \bar h_i<0;\\ 0{,}8\bar h_i^{1{,}5}\left(\sqrt{2+\bar h_i}+0{,}94\right) & \text{при } 0\le\bar h_i<1;\\ \pi-0{,}8\left(2-\bar h\right)^{1{,}5}\left(\sqrt{\bar h_i}+0{,}94\right) & \text{при } 1\le\bar h_i<2;\\ \pi & \text{при } 2\le\bar h_i;\end{cases}$$

$\bar{h}_i = k_{пл}\left(x_4 - \delta_2\right)$; $k_{пл} = \dfrac{X_{2б}}{r_0}$; $X_{2б}$ — базовое перемещение плунжера золотника ЭГУ; $\delta_i = \dfrac{\Delta_i}{X_{2б}}$ — безразмерное перекрытие в золотнике;

7) *уравнения расхода жидкости через открытое дроссельное окно золотника ЭГУ*

$$q_i = \varphi_i \sqrt{\left|dp_i\right|}\,\mathrm{sign}\,dp_i\,, \qquad (11)$$

где $dp_i$ — перепад давления на окне; $\varphi_i$ — безразмерная площадь открытия для проточки в гильзе золотника и перпендикулярного бурта описана уравнением

$$\varphi_i = k_н \sqrt{d_{0i}^2 + \bar{\delta}_3^2}\,;$$

$d_{0i}$ и $\bar{\delta}_3$ — безразмерное открытие дроссельного окна и радиальный зазор на золотнике; $k_н$ — безразмерный коэффициент [6].

В случае перекрытия дроссельного окна [6]

$$q_i = k_{35}\frac{dp_i}{\left|d_{0i}\right|} \text{ при } d_{0i} < -10\,\bar{\delta}_3\,; \qquad (12)$$

$$\left.\begin{aligned} q_i &= q_{0i}\exp\left(\frac{d_{0i}}{R_i}\right), \\ R_i &= \frac{d_{0i}}{\ln q_{\alpha i} - \ln q_{0i}} \end{aligned}\right\} \text{ при } -10\bar{\delta}_3 \le d_{0i} \le 0\,, \qquad (13)$$

где $q_{\alpha i}$ вычисляется по (13) при $d_{0i} = -10\bar{\delta}_3$, а $q_{0i}$ — по (12) при $d_{0i} = 0$.

Отметим, что уравнения (12) и (13) описывают перетечки жидкости по радиальным зазорам в золотнике;

8) *уравнение нестационарного движения жидкости в канале 12* (см. рис. 1 и 3) в сосредоточенных параметрах [8] без учета сжимаемости жидкой среды

$$\frac{dq_к}{d\tau} = k_{1к}\left(p_3 - p_с\right) - k_{2к}q_к\,; \qquad (14)$$

где $k_{1к} = \dfrac{P_б t_б \pi r_к^2}{Q_б \rho \ell_1}$; $k_{2к} = \dfrac{8\nu t_б}{r_к^2}$; $\rho$ и $\nu$ — плотность и кинематическая вязкость жидкости, принятые постоянными величинами [9]; $r_к$ и $\ell_1$ — радиус и длина канала.

Итак, уравнения (1)–(14) представляют собой математическую модель ЭГСП. Решение модели выполнено численным методом Рунге — Кутты.

Расчеты проведены при следующих основных параметрах: $P_п = P_б = 20$ МПа; $X_{1б} = 0{,}05$ мм; $X_{2б} = 1$ мм; $X_{3max} = X_б = 75$ мм; $C_{пр} = 400$ Н/мм; $D = 63$ мм; $d_1 = 25$ мм; $d_2 = 47{,}5$ мм; $d_3 = 38$ мм; $d_4 = 6$ мм; $P_с = 0$; $t_б = 2$ мс.

На рис. 4 приведены результаты расчетов переходных процессов в приводе при различных знаках входного сигнала.

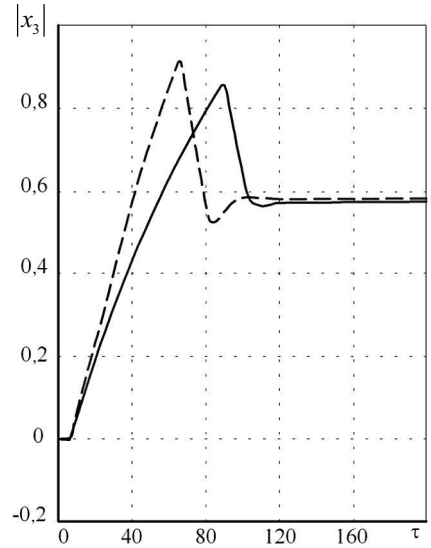



Рис. 4. Переходные процессы в приводе
(— — — $U_0 < 0$; ——— — $U_0 > 0$)

Величина входного сигнала $U_0 = 0{,}6U_{0max}$, что обусловливает работу привода в существенно нелинейной зоне.

Очевидно, что времена переходных процессов $T_{п\,п}$ в одну и в другую сторону движения поршня незначительно отличаются. Так при $U_0 > 0$ — $T_{п\,п} \approx 240$ мс, а при $U_0 < 0$ — $T_{п\,п} \approx$ $\approx 200$ мс. При $U_0 < 0$ скорость поршня несколько больше, чем при $U_0 > 0$. Это объясняется разными эффективными площадями со стороны рабочих полостей гидроцилиндра, соединенных в данный момент с давлением слива. Отличия в перерегулировании процессов также незначительны.

Расчеты переходных процессов проведены при длине и диаметре канала *12* $\ell_1 = 200$ мм, $d_{ок} = 8$ мм. При таких параметрах давление $P_3$ (см. рис. 3) практически не влияет на динамику ЭГСП. Также практически не влияют на динамические процессы перетечки жидкости по радиальным зазорам. Но наибольшее влияние оказывают величины положительных перекрытий на золотнике. Минимальные отличия переходных процессов, отраженных на рис. 4, полу-

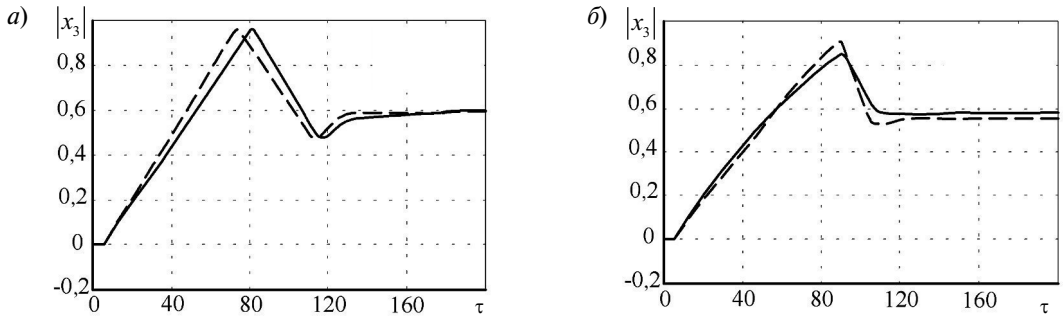



Рис. 5. Переходной процесс в ЭГСП (*а* — без нагрузки; *б* — с нагрузкой):
$\delta_{01} = 0,2;\ \delta_{02} = 0,04;\ \delta_{0,3} = 0,06;\ \delta_{04} = 0,25.$
(— — — $U_0 < 0$; ——— — $U_0 > 0$)

чены при условии, что перекрытия напорных кромок больше перекрытий сливных в два раза, т. е. $\Delta_{01;02} = 0,08$ мм, $\Delta_{03;04} = 0,04$ мм.

Необходимо отметить, что, варьируя значения положительных перекрытий, можно добиться практически полной симметричности переходных процессов (см., например рис. 5). Кроме того, при существенном увеличении длины канала ($\ell_1 = 4$м) и диаметре $d_{ок} = 4$ мм время переходного процесса возрастает на 10–15 %.

Внутренние динамические процессы (перемещение заслонки $x_1$ и золотника $x_2$) вполне идентичны (рис. 6). Таким образом, динамические свойства привода при реверсивной работе достаточно близки.

Результаты исследований скоростной характеристики ЭГСП $\frac{dx_3}{d\tau} = f\left(\delta^*\right)$ приведены на рис. 7, 8. Здесь безразмерная величина рассогласования $\delta^*$ определяется выражением

$$\left.\begin{aligned} \delta^* = u_0 - u_{ос} = u_0 - k_{ос}x_3; \\ u_0 = k_{зад}\tau. \end{aligned}\right\} \qquad (15)$$

В выражении (15) $u_{ос}$ — безразмерное напряжение обратной связи, $k_{зад}$ — безразмерный коэффициент.

На рис. 7 представлены скоростные характеристики, полученные при отсутствии нагрузки на привод. Перекрытия на золотнике ЭГУ (рис. 7, *а*) соответствуют заводским значениям.

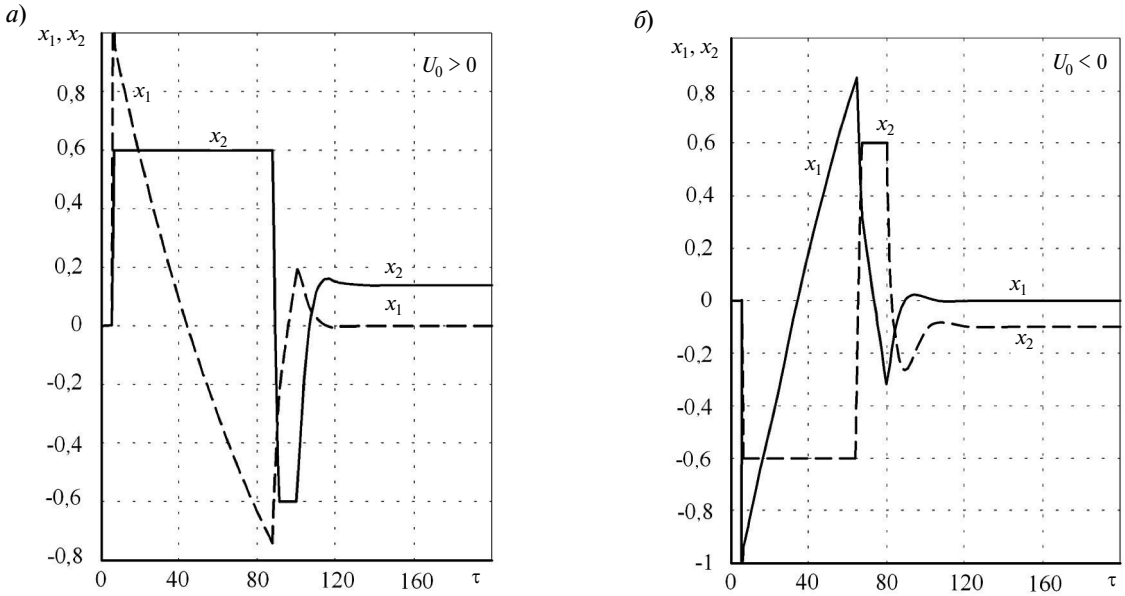



Рис. 6. Динамика перемещений заслонки и золотника ЭГУ

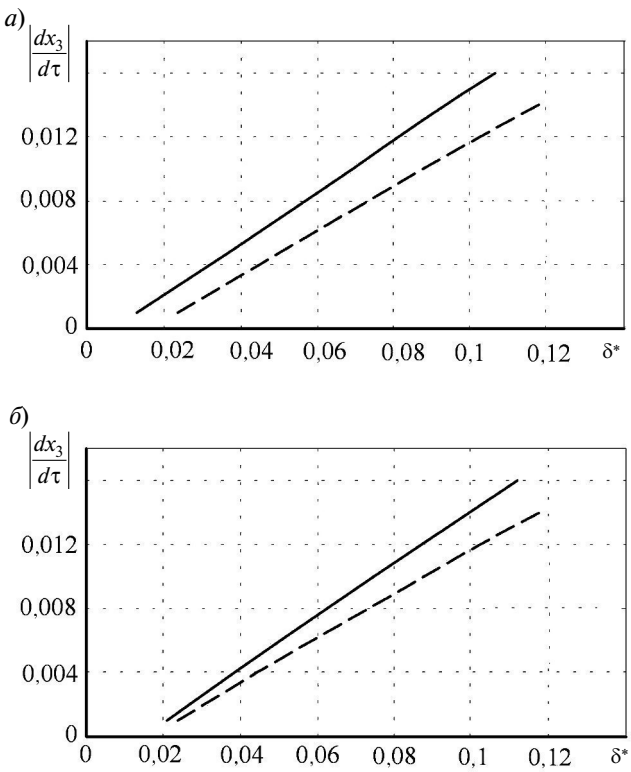



Рис. 7. Скоростные характеристики ЭГСП без нагрузки:
*а* — при $\delta_{01} = \delta_{02} = 0{,}04$; $\delta_{03} = \delta_{04} = 0{,}06$;
*б* — при $\delta_{01} = \delta_{02} = 0.08$; $\delta_{03} = \delta_{04} = 0{,}04$
(— — — $U_0 > 0$; ——— — $U_0 < 0$)

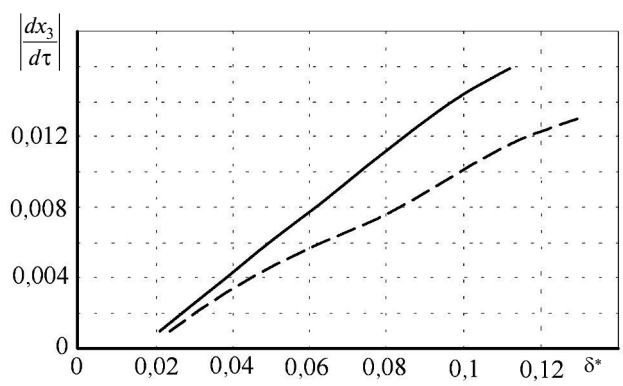



Рис. 8. Скоростные характеристики ЭГСП с нагрузкой при $\delta_{01} = \delta_{02} = 0{,}08$; $\delta_{03} = \delta_{04} = 0{,}04$
(— — — $U_0 > 0$; ——— — $U_0 < 0$)

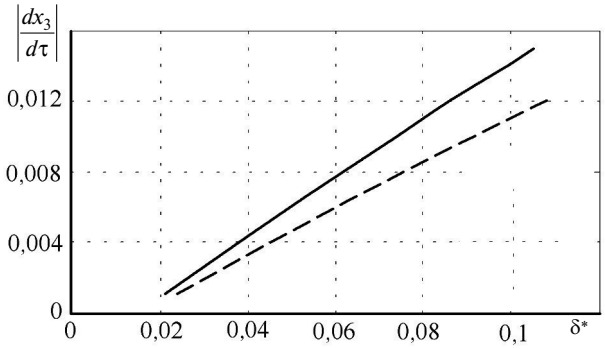



Рис. 9. Скоростная характеристика привода без нагрузки при $L = 4$ м; $d = 4$ мм; $\delta_{01} = \delta_{02} = 0{,}08$; $\delta_{03} = \delta_{04} = 0{,}04$ (— — — $U_0 > 0$; ——— — $U_0 < 0$)

При несущественном изменении перекрытий разность величин рассогласования при одинаковых реверсивных скоростях штока гидроцилиндра становится значительно меньше. Например, при $\frac{dx_3}{d\tau} = 0{,}012$ разность рассогласований по рис. 8, *а* составляет $\Delta\delta^* = 0{,}021$, а на рис. 7, *б* $\Delta\delta^* = 0{,}015$. Нагружение привода позиционной нагрузкой приводит к изменению практически только скоростной характеристики, полученной при $U_0 > 0$. Тогда при $\frac{dx_3}{d\tau} = 0{,}012$ будет $\Delta\delta^* = 0{,}03$ (рис. 8).

На рис. 9 показаны результаты, полученные при значительном увеличении длины канала, имитирующего сливной трубопровод, ($\ell_1 = 4$ м) и уменьшении его диаметра ($d_{ок} = 4$ мм). Очевидно, что скоростная характеристика привода при $U_0 < 0$ практически не изменяется (см. рис. 8 и рис. 9), а при $U_0 > 0$ имеются некоторые отличия. В этом случае при $\frac{dx_3}{d\tau} = 0{,}012$ будет $\Delta\delta^* = 0{,}02$.

Необходимо также отметить, что перетечки рабочей жидкости по радиальным зазорам не оказывают значительного влияния на динамические и скоростные характеристики привода.

Разработана нелинейная математическая модель ЭГСП, позволяющая проводить расчетные исследования его динамических и скоростных характеристик с учетом основных конструктивных и эксплуатационных факторов. Установлено, что гидравлический следящий привод, имеющий в своей структуре предлагаемый одноштоковый гидроцилиндр, в рамках заданных геометрических размеров обеспечивает максимальное тяговое усилие на штоке с несущественной несимметричностью скоростных и динамических характеристик, что позволяет рекомендовать его для решения конкретных технических задач. Необходимо отметить, что наибольшее влияние на характеристики оказывают величины напорных и сливных перекрытий в золотнике в соотношении 2/1, что реально выдерживается во многих ЭГУ.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Цымбалюк В.В., Потаенко Е.Н., Поздеев В.Г.** Применение одноштокового гидроцилиндра в испытательной технике // Проблемы прочности. 1978. № 9. С. 107–110.

2. **Авторское свидетельство №1268831(СССР).** Гидроцилиндр / Тумаркин М.М., Скляревский А.Н., Мекердичан Л.П. [и др.] // Бюллетень изобретений. 1986, №41.

3. **Скляревский А.Н., Тумаркин М.М., Савченко Ю.В.** О применении одноштокового гидроцилиндра с симметрией тяговых усилий в следящем гидроприводе // Деп. в ВНИИТЭМР. Москва, 06.08.88. №177-МШ88.

4. **Тумаркин М.Б.** Гидравлические следящие приводы. М.: Машиностроение, 1966. 296 с.

5. **Горохов В.М., Ерофеев Д.В.** Электрогидравлические усилители мощности // Приборы и системы управления. 1982. №6. С. 29–30.

6. **Скляревский А.Н.** Гидравлический привод и средства автоматики. Объемный гидропривод: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во. Политехн. ун-та, 2012. 252 с.

7. **Тумаркин М.М., Скляревский А.Н.** Синтез гидравлического следящего привода с пневматическим управлением // Механика машин. Вып. 58. М.: Наука, 1981. С. 55–61.

8. **Коробочкин Б.Л.** Динамика гидравлических систем станков. М.: Машиностроение, 1976. 240 с.

9. **Скляревский А.Н., Тумаркин М.М., Савченко Ю.В.** Влияние переменной температуры жидкости на нестационарные процессы в гидравлическом канале // Вестник машиностроения. 1988. № 10. С. 9–11.

## REFERENCES

1. **Tsymbalyuk V.V., Potayenko Ye.N., Pozdeyev V.G.** Primeneniye odnoshtokovogo gidrotsilindra v ispytatelnoy tekhnike. *Problemy prochnosti*. 1978. № 9. S. 107–110. (rus.)

2. **Avtorskoye svidetelstvo №1268831(SSSR).** Gidrotsilindr / Tumarkin M.M., Sklyarevskiy A.N., Mekerdichan L.P. [i dr.]. *Byulleten izobreteniy*, 1986, №41. (rus.)

3. **Sklyarevskiy A.N., Tumarkin M.M., Savchenko Yu.V.** O primenenii odnoshtokovogo gidrotsilindra s simmetriyey tyagovykh usiliy v sledyashchem gidroprivode // Dep. v VNIITEMR. Moskva, 06.08.88. №177-MSh88. (rus.)

4. **Tumarkin M.B.** Gidravlicheskiye sledyashchiye privody. M.: Mashinostroyeniye,1966. 296 s. (rus.)

5. **Gorokhov V.M., Yerofeyev D.V.** Elektrogidravlicheskiye usiliteli moshchnosti. *Pribory i sistemy upravleniya*. 1982. №6. S. 29–30. (rus.)

6. **Sklyarevskiy A.N.** Gidravlicheskiy privod i sredstva avtomatiki. Obyem-nyy gidroprivod: Ucheb. posobiye. SPb.: Izd-vo. Politekhn. un-ta, 2012. 252 s. (rus.)

7. **Tumarkin M.M., Sklyarevskiy A.N.** Sintez gidravlicheskogo sledyashchego privoda s pnevmaticheskim upravleniyem. *Mekhanika mashin*. Vyp. 58. M.: Nauka, 1981. S. 55–61. (rus.)

8. **Korobochkin B.L.** Dinamika gidravlicheskikh sistem stankov. M.: Mashinostroyeniye, 1976. 240 s. (rus.)

9. **Sklyarevskiy A.N., Tumarkin M.M., Savchenko Yu.V.** Vliyaniye peremennoy temperatury zhidkosti na nestatsionarnyye protsessy v gidravlicheskom kanale // *Vestnik mashinostroyeniya*. 1988. № 10. S. 9–11. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**СКЛЯРЕВСКИЙ Александр Николаевич** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: ansk46@mail.ru

**ЕГОРШИН Владимир Петрович** — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: egorshinvp@mail.ru

## AUTHORS

**SKLYAREVSKIY Aleksandr N.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ansk46@mail.ru

**EGORSHIN Vladimir P.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: egorshinvp@mail.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 629.365

*А.Е. Бажуков, В.Е. Ролле*

# ВЛИЯНИЕ СИЛЫ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО НАТЯЖЕНИЯ ГУСЕНИЦ НА СТАТИЧЕСКОЕ ПОЛОЖЕНИЕ КОРПУСА ГУСЕНИЧНОЙ МАШИНЫ

*A.E. Bazhukov, V.E. Rolle*

# THE EFFECT OF PRETENSION FORCE ON THE STATIC POSITION OF THE TRACKED VEHICLE HULL

В статье предложена методика расчета статического положения корпуса машины. Приведена математическая модель ходовой части. Показана зависимость положения центра масс по высоте относительно земли от сил предварительного натяжения, а также углового отклонения продольной оси корпуса от горизонтального положения. Выполнен контрольный расчет, результаты которого представлены в виде графических зависимостей. Численный эксперимент производился на примере гусеничной машины легкой категории с задним расположением ведущего колеса.

ГУСЕНИЦА; СТАТИЧЕСКОЕ ПОЛОЖЕНИЕ; ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЕ НАТЯЖЕНИЕ; ГУСЕНИЧНАЯ МАШИНА.

TThis article proposes the calculation methodology of the static position of the tracked vehicle hull. It is given the mathematical model of the track assembly. It is shown the dependency of the mass center position, relative to the ground, on the pretension force. It is conducted the reference calculation, the results of which are presented in plot form. Numerical experiment was carried out on an example of the tracked vehicle of light category with a rear drive wheel.

TRACK; STATIC POSITION; PRETENSION FORCE; TRACKED VEHICLE.

Идет бурное освоение северных и северо-восточных регионов России. В суровых условиях бездорожья единственно правильным решением будет использование гусеничных машин. По сравнению с колесной техникой они имеют более высокую проходимость, способность развивать большие тяговые усилия и оказывают меньшее уплотняющее воздействие на грунт. Однако ходовая часть гусеничных машин обладает рядом недостатков, самый существенный из которых — это большие внутренние потери в гусеничном движителе. Так, на современных транспортных гусеничных машинах (ТГМ) при движении с максимальной скоростью около 50 %, развиваемой двигателем мощности, теряется именно в движителе. Снизить эти потери можно путем соблюдения оптимального натяжения гусениц.

Еще одна важная задача — обеспечение устойчивости гусеничного обвода. Как известно, потеря устойчивости приводит к сбрасыванию гусеницы и, как следствие, потере подвижности ТГМ. Для предотвращения этой аварийной ситуации гусеницу предварительно натягивают с помощью механизма натяжения. Опытным путем было установлено, что при прямолинейном движении требуемое натяжение гусеницы должно быть меньше, чем при повороте. Движение по обустроенным дорогам, по дорогам с твердым покрытием также требует меньшего предварительного натяжения, чем при движении в тяжелых дорожных условиях, например по снежной целине.

Из вышесказанного можно сделать два вывода. Первый: для уменьшения потерь в движителе необходимо уменьшать предварительное натяжение гусениц, однако при этом будет снижаться их устойчивость. И, наоборот, с ростом натяжения повышается не только устойчивость, но растут и внутренние потери. Второй: для оптимальной работы движителя необходимо регулируемое натяжение в зависимости от режимов движения.

Эти выводы показывают целесообразность применения механизма автоматического натяжения гусениц (МАН).

Для исследования сил, действующих в гусеничном обводе, и необходимого усилия, развиваемого МАН, при различных условиях движения разрабатываются алгоритм и программа. Отправной точкой исследования является статическое положение корпуса машины — установившееся положение перед началом движения.

Цель данной работы — предложить расчетную методику, определяющую зависимости между величиной силы предварительного натяжения гусеницы и высотой положения центра подрессоренной массы, а также углом наклона продольной оси корпуса неподвижной машины (статическое положение корпуса).

Как известно, сила предварительного натяжения гусениц — постоянная составляющая сил, действующих в гусеничном обводе, и определяет устойчивость гусеницы [1]. В статическом положении значения этой силы могут достигать больших величин и оказывать существенное влияние не только на нагруженность обвода, но и на положение корпуса машины.

Регулирование натяжения сопровождается изменением параметров ходовой части: углов наклона ветвей гусениц, изменением усилий подвесок, расстояний от центра подрессоренных масс до осей опорных катков [2]. Кроме того, у гусеничной машины изменяются вертикальные составляющие от сил натяжения гусениц и моменты от них относительно центра подрессоренной массы.

Вопросы кинематики и динамики гусеничного движителя освещены в трудах А.С. Антонова [3], Л.В. Сергеева [4], В.В. Гуськова [5].

Статическое положение корпуса в продольной плоскости определяется двумя координатами: положением $z_{ст}$ по высоте центра масс относительно земли и угловым отклонением $\varphi_{ст}$ продольной оси машины от горизонтального положения [6].

Для расчета этих параметров представим ходовую часть вместе с корпусом в виде схемы, симметричной относительно бортов (рис.1).

Условие равновесия внешних сил и моментов, действующих на машину:

$$\begin{cases} \sum\limits_{i=1}^{n} P_i - P_н\left(\sin\gamma_1 + \sin\gamma_2\right) - 0{,}5G_{гм} = 0; \\ \sum\limits_{i=1}^{n} P_i L_i + P_н\left(S_1 - S_2\right) = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где $G_{гм}$ — вес машины; $P_i$ — упругая сила подвески, приведенная к $i$-му опорному катку; $P_н$ — сила предварительного натяжения; $\gamma_1$ и $\gamma_2$ — углы наклона передней и задней ветвей гусеничного обвода; $L_i$ — расстояние от центра подрессоренной массы до оси $i$-го катка по горизонтали; $S_1$ и $S_2$ — плечи моментов сил натяжения гусениц относительно центра подрессоренной массы; $n$ — число опорных катков на борт.

Статическая нагрузка на каток при постоянной жесткости подвески $c_i$ определяется из выражения

$$P_{ст(i)} = c_i f_{ст(i)} = c_i\left(z_{ст} + \varphi_{ст} L_i\right), \quad (2)$$

где $f_{ст(i)}$ — статический ход $i$-го катка [7].

На большинстве машин упругая характеристика подвесок нелинейная. Поэтому принимается допущение, что для малых перемещений относительно статического положения характеристику можно принять близкой к линейной (рис. 2). Для расчета характеристику подвески будет задавать ходом катка $f$ и упругой силой $P$.

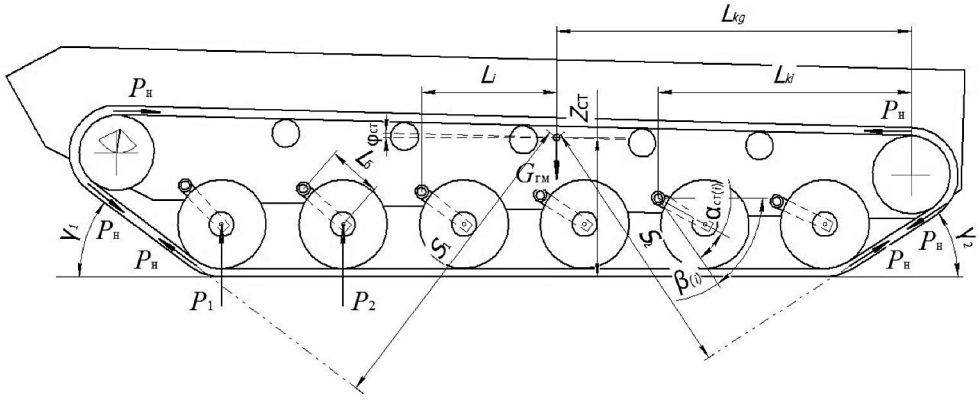



Рис. 1. Расчетная схема для определения $z_{ст}$ и $\varphi_{ст}$

Среднее значение упругой силы подвески, приведенной к оси катка [9]:

$$P_{\text{ср}(i)} = \frac{0{,}5(G_{\text{гм}} + 2P_{\text{н}})}{n}.$$

Далее с помощью графика получается приведенная жесткость $i$-й подвески:

$$c_{\text{пр}(i)} = \frac{P_i(2) - P_i(1)}{f_i(2) - f_i(1)}.$$

Статический прогиб $i$-й подвески:

$$f_{\text{ст}(i)} = \frac{P_{\text{ср}(i)}}{c_{\text{пр}(i)}}.$$

Ниже рассматриваются случаи переднего и заднего расположения ведущего колеса.

При заднем расположении ведущего колеса расстояние от центра подрессоренной массы до осей $i$-х катков в статическом положении (см. рис.1) определяется по формуле

$$l_{\text{ст}i} = L_{\text{к}i} - L_g - k_{\text{б}i} R_{\text{б}} \cos\left(\beta_i - \alpha_{\text{ст}i}\right),$$

где $L_{\text{к}\,i}$ — расстояние от оси ведущего колеса до оси балансира $i$-го катка; $L_g$ — расстояние от оси ведущего колеса до центра подрессоренной массы; $k_{\text{б}\,i}$ — метка учета направления наклона балансира $i$-го катка вдоль корпуса (+1 — по ходу машины; –1 — против хода); $R_{\text{б}}$ — длина балансира; $\beta_i$ — угол наклона балансира в установочном положении; $\alpha_{\text{ст}(i)}$ — угол поворота балансира от установочного до статического положения,

$$\alpha_{\text{ст}i} = \beta_i - \arcsin\left(\sin\beta_i - \frac{f_{\text{ст}i}}{R_{\text{б}}}\right).$$

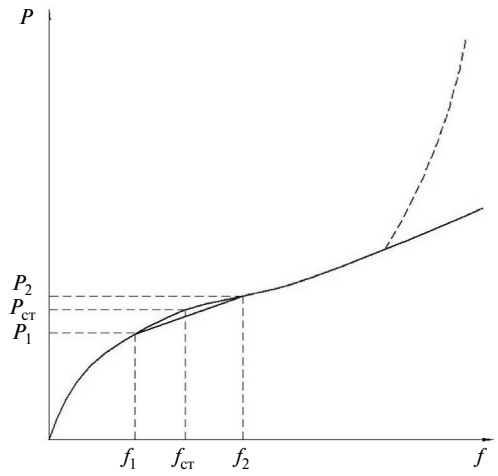



Рис. 2. Характеристика подвески ГМ

При переднем расположении ведущего колеса

$$l_{\text{ст}i} = L_g - L_{\text{к}i} - k_{\text{б}i} R_{\text{б}} \cos\left(\beta_i - \alpha_{\text{ст}i}\right).$$

Углы наклона $\gamma_1$ и $\gamma_2$, а также плечи моментов сил натяжения гусеницы $S_1$ и $S_2$ определяются в зависимости от перемещения крайних катков согласно расчетной кинематической схеме (рис. 3).

Формулы для определения углов наклона имеют вид

$$\gamma_{\text{ст}1(2)} = \gamma_{10(20)} + k_{\gamma 1(\gamma 2)} f_{1(n)\text{ст}}$$

где $\gamma_{10}$ — угол наклона передней наклонной ветви гусеничного обвода при $f_1 = 0$; $\gamma_{20}$ — угол наклона задней наклонной ветви гусеничного обвода при $f_n = 0$; $k_{\gamma 1}$, $k_{\gamma 2}$ — коэффициенты характеристик изменения угла наклона соответственно передней и задней ветвей гусеницы.

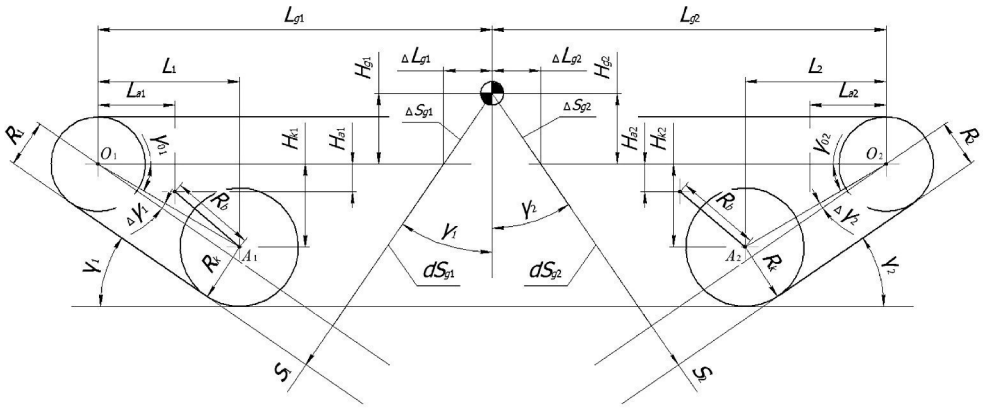



Рис. 3. Кинематическая схема перемещения крайнего катка для определения $\gamma_1$ и $\gamma_2$, $S_1$ и $S_2$

Значения $\gamma_{10}$, $\gamma_{20}$, $k_{\gamma 1}$, $k_{\gamma 2}$ определяются по предварительно рассчитанным характеристикам и построенным зависимостям (рис. 4) индивидуально для каждой ходовой части ГМ.

Определением углов наклона также занимались В.П. Аврамов и Н.Б. Калейчев [8].

Полученные кривые в районе статического положения близки к линейным зависимостям, что позволяет в дальнейшем их аппроксимировать и определить $\gamma_{10}$, $\gamma_{20}$, $k_{\gamma 1}$, $k_{\gamma 2}$.

Плечи моментов определяются по формуле

$$S_{1(2)} = S_{10(20)} + k_{S1(S2)} f_{1(n)\text{ст}},$$

где $S_{10}$ — расстояние от центра подрессоренной массы до сил натяжения гусениц в передней ветви гусеничного обвода при $f_1 = 0$; $S_{20}$ — расстояние от центра подрессоренной массы до сил натяжения гусениц в задней ветви гусеничного обвода при $f_n = 0$; $k_{S1}$, $k_{S2}$ — коэффициенты характеристик изменения расстояний $S_1$ и $S_2$. Значения $S_{10}$, $S_{20}$, $k_{S1}$, $k_{S2}$ определяются аналогично значениям $\gamma_{10}$, $\gamma_{20}$, $k_{\gamma 1}$, $k_{\gamma 2}$ для каждой рассчитываемой ходовой части ГМ.

С использованием выражения (1) вычисляется сумма сил и сумма моментов, действующих на корпус в статическом положении:

$$\Delta P = \sum_{i=1}^{n} P_{\text{ст}(i)} - 0{,}5 G_{\text{гм}} - P_{\text{н}} \left( \sin \gamma_{\text{ст}1} + \sin \gamma_{\text{ст}2} \right) \ ;$$

$$\Delta M = \sum_{i=1}^{n} \left[ P_{\text{ст}(i)} l_{\text{ст}(i)} \right] - T_1 \left( S_{\text{ст}1} - S_{\text{ст}2} \right).$$

Если значения суммы сил и суммы моментов не равны нулю, это значит, что корпус не находится в равновесии и перемещается в сторону равновесия с ускорением $\ddot{z} = \dfrac{\Delta P}{M_n}$ и $\ddot{\varphi} = \dfrac{\Delta M}{J_y}$.

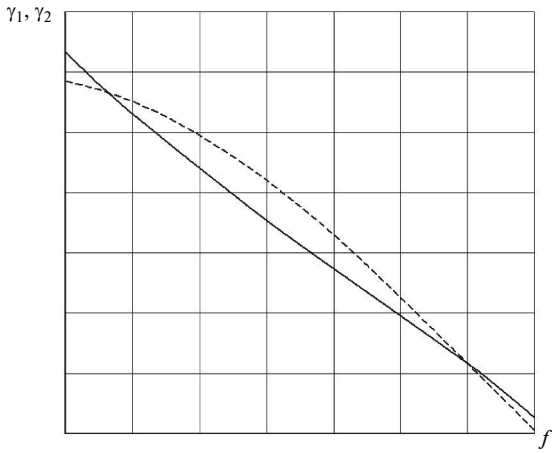



Рис. 4. Характеристики изменения углов наклона ——— передней и — — — задней ветвей гусеничного обвода

Рассогласование устраняем за счет перемещений корпуса по высоте $z_{\text{ст}}$ и углу наклона $\varphi_{\text{ст}}$, в результате которых находим приращение ходов подвесок $i$-х катков, новые значения статических ходов $f_{\text{ст}\,i}$ и новые значения упругих сил в статическом положении $P_{\text{ст}\,i}$:

$$\begin{cases} \Delta P = \sum_{i=1}^{n} dP_i; \\ \Delta M = \sum_{i=1}^{n} \left[ dP_i l_{\text{ст}\,i} \right]. \end{cases}$$

При малых перемещениях корпуса и катков находим необходимые дополнительные перемещения корпуса по углу наклона

$$\Delta\phi = \frac{\Delta M \sum_{i=1}^{n} c_{\text{пр}\,i} - \Delta P \sum_{i=1}^{n} \left[ c_{\text{пр}\,i} l_i \right]}{\sum_{i=1}^{n} \left[ c_{\text{пр}\,i} l_i^2 \right] \sum_{i=1}^{n} c_{\text{пр}\,i} - \left\{ \sum_{i=1}^{n} \left[ c_{\text{пр}\,i} l_i \right] \right\}^2}$$

и по высоте

$$\Delta z = \frac{\Delta P - \Delta\phi \sum_{i=1}^{n} \left[ c_{\text{пр}\,i} l_i \right]}{\sum_{i=1}^{n} c_{\text{пр}\,i}}.$$

Затем получаем приращение статического хода для $i$-го катка

$$\Delta f_i = \Delta z + l_i \Delta\varphi.$$

Новое значение статического хода для $i$-го катка находим так:

$$f_{\text{ст}\,i} = f_{\text{ст}\,i} + \Delta f$$

Новое значение упругой силы подвески для статического положения $i$-го катка:

$$P_{\text{ст}\,i} = f_{\text{ст}\,i} c_{\text{ст}\,i}.$$

Уточняются значения расстояний $l_{\text{ст}\,i}$ и $S_{\text{ст}1(2)}$, углов наклона гусеницы $\gamma_{\text{ст}1(2)}$ и определяются новые значения суммы сил $\Delta P$ и суммы моментов $\Delta M$. Расчет повторяется, пока не будет достигнута допустимая погрешность.

Погрешность оценивается с помощью ускорений $\ddot{z}$ и $\ddot{\varphi}$. При достижении значений $\ddot{z}$ и $\ddot{\varphi}$ близких к нулевым расчет можно завершить.

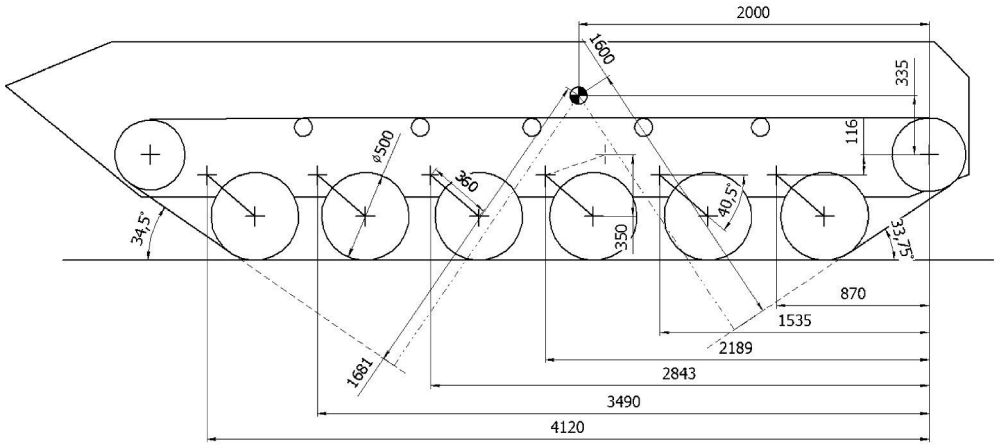



Рис. 5. Схема ходовой части с размерами в установочном положении (машина с грузом)

С учетом изменения параметров натяжения гусеницы и расстояний $l_{ст\ i}$ данный метод позволяет практически после третьего приближения получить необходимый результат. Полученные при последнем приближении значения $z_{ст}$ и $\varphi_{ст}$ будут искомыми координатами.

По данной методике с помощью системы автоматизированного проектирования MathCad составлена программа и выполнен контрольный расчет на примере гусеничной машины легкой категории.

Исходными данными для расчета являются:

1) общемашинные характеристики;

2) размеры элементов ходовой части (рис. 5);

3) упругая характеристика подвески (рис. 6).

Общемашинные характеристики гусеничной машины легкой категории приняты следующими:

Полная масса машины, кг ..... 8000
Масса груза, кг ..... 1400
Подрессоренная масса машины, кг..... 8908
Момент инерции подрессоренных масс, кг·м$^2$ ..... 26180
Число опорных катков на борт, шт. ..... 6
Расположение ведущего колеса.....заднее
Тип подвески ..... гидропневматическая

Предварительно рассчитанные характеристики подвесок приведены на рис. 6.

Результаты расчета статического положения представлены в виде графиков на рис. 7 и 8:

Как видно из графиков, увеличение силы предварительного натяжения привело к уменьшению высоты центра подрессоренной массы и увеличению угла наклона корпуса. В статическом положении значения этих величин невелики. Достоверность представленных результатов подтверждается обширным опытом эксплуатации ТГМ.

В результате проведенной работы сделано следующее:

Предложена методика теоретического определения высоты положения центра подрессоренной массы и угла наклона продольной оси корпуса транспортной гусеничной машины в зависимости от силы предварительного (статического) натяжения, действующей в обводе.

В отличие от существующих аналогов, предлагаемая методика позволяет учесть изменения вертикальных составляющих от сил натяжения в наклонных ветвях гусеничного обвода, а также

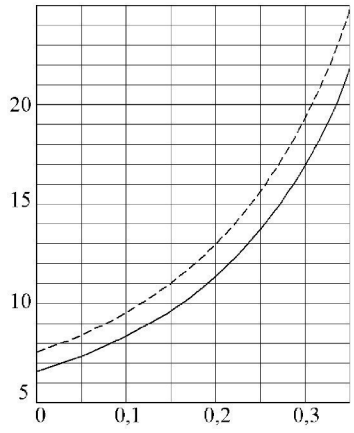



Рис. 6. Характеристика подвесок ГМ:

––––– упругая сила, приведенная к 1–4 каткам; – – – упругая сила, приведенная к 5–6 каткам

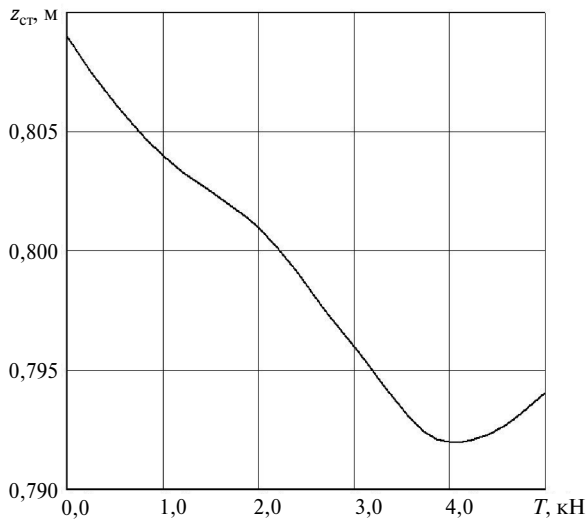



Рис. 7. Зависимость изменения высоты центра масс от силы предварительного натяжения

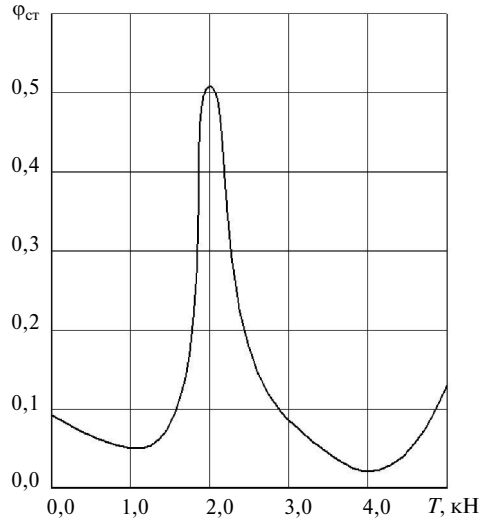



Рис. 8. Зависимость изменения угла наклона продольной оси корпуса от силы предварительного натяжения

моменты от них относительно центра подрессоренной массы;

Методика апробирована на примере гусеничной машины легкой категории с задним расположением ведущего колеса.

Описанная математическая модель является основой для дальнейшего исследования влияния сил, действующей в обводе, на положение корпуса ТГМ при различных условиях движения.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Забавников Н.А.** Основы теории транспортных гусеничных машин. М.: Машиностроение, 1975. 448 с.

2. **Исаков П.П.** Теория и конструкция танка: в 10 тт. Т. 6. Вопросы проектирования ходовой части военных гусеничных машин / Б.А. Абрамов, Ю.И. Брагин, Е.В. Вавилов и др. / Под ред. д-ра тех. наук П.П. Исакова. М.: Машиностроение, 1985. 244 с.

3. **Антонов А.С.** Теория гусеничного движителя. М.: Машгиз, 1949. 214 с.

4. **Сергеев Л.В.** Теория танка. М.: Изд-во Военной ордена Ленина краснознаменной академии бронетанковых войск имени маршала Советского Союза Малиновского Р.Я., 1973. 495 с.

5. **Гуськов В.В., Велев Н.Н., Атаманов Ю.Е. [и др.].** Тракторы. Теория: Учебник. М.: Машиностроение, 1988. 376 с.

6. **Волков Ю.П., Ролле В.Е., Самойлов А.Д.** Транспортные гусеничные машины. Ходовая часть: Учебное пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2009. 267 с.

7. **Платонов В.Ф.** Динамика и надежность гусеничного движителя. М.: Машиностроение, 1973. 232 с.

8. **Аврамов В.П., Калейчев Н.Б.** Динамика гусеничной транспортной машины при установившемся движении по неровностям. Х.: Віща шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1989. 112 с.

9. **Бойков В.П., Гуськов В.В., Коробкин В.А.** Многоцелевые гусеничные и колесные машины. Теория: Учебное пособие. Минск: Новое знание, 2012. 543 с.

## REFERENCES

1. **Zabavnikov N.A.** Osnovy teorii transportnykh gusenichnykh mashin. M.: Mashinostroyeniye, 1975. 448 s. (rus.)

2. **Isakov P.P.** Teoriya i konstruktsiya tanka: v 10 tt. T.6. Voprosy proyektirovaniya khodovoy chasti voyennykh gusenichnykh mashin / B.A. Abramov, Yu.I. Bragin, Ye.V. Vavilov i dr. / Pod red. d-ra tekh. nauk P.P. Isakova. M.: Mashinostroyeniye, 1985. 244 s. (rus.)

3. **Antonov A.S.** Teoriya gusenichnogo dvizhitelya. M.: Mashgiz, 1949. 214 s. (rus.)

4. **Sergeyev L.V.** Teoriya tanka. M.: Izd-vo Voyennoy ordena Lenina krasnoznamennoy akademii bronetankovykh voysk imeni marshala Sovetskogo Soyuza Malinovskogo R.Ya., 1973. 495 s. (rus.)

5. **Guskov V.V., Velev N.N., Atamanov Yu.Ye. [i dr.].** Traktory. Teoriya: Uchebnik M.: Mashinostroyeniye, 1988. 376 s. (rus.)

6. **Volkov Yu.P., Rolle V.Ye., Samoylov A.D.** Transportnyye gusenichnyye mashiny. Khodovaya chast: Uchebnoye posobiye. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2009. 267 s. (rus.)

7. **Platonov V.F.** Dinamika i nadezhnost gusenichnogo dvizhitelya. M.: Mashinostroyeniye, 1973. 232 s. (rus.)

8. **Avramov V.P., Kaleychev N.B.** Dinamika gusenichnoy transportnoy mashiny pri ustanovivshemsya dvizhenii po nerovnostyam. Kh.: Vyshcha shk. Izd-vo pri Khark. un-te, 1989. 112 s. (rus.)

9. **Boykov V.P., Guskov V.V., Korobkin V.A.** Mnogotselevyye gusenichnyye i kolesnyye mashiny. Teoriya: Uchebnoye posobiye. Minsk: Novoye znaniye, 2012. 543 s. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**БАЖУКОВ Артем Евгеньевич** — аспирант Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: artem_bashukov@mail.ru

**РОЛЛЕ Владимир Евгеньевич** — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: v.rolle@rambler.ru

## AUTHORS

**BAZHUKOV Artiom E.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: artem_bashukov@mail.ru

**ROLLE Vladimir E.** — St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: v.rolle@rambler.ru

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

УДК 001:929

*А.Г. Морачевский*

# АКАДЕМИК ВИТАЛИЙ ГРИГОРЬЕВИЧ ХЛОПИН (К 125-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

*A.G. Morachevskij*

# ACADEMICIAN VITALY GRIGORJEVITCH KHLOPIN (TO THE 125 BIRTHDAY)

Очерк о жизни и деятельности академика Виталия Григорьевича Хлопина (1890–1950), выдающегося русского ученого в области радиоактивных веществ. Специалист в области радиоактивных веществ В.Г. Хлопин был одним из ближайших сотрудников академика В.И. Вернадского, многие годы возглавлял Радиевый институт в Ленинграде, создал крупную научную школу радиохимиков, принимал активное участие в реализации Атомного проекта в СССР.

ВИТАЛИЙ ГРИГОРЬЕВИЧ ХЛОПИН; ИСТОРИЧЕСКИЕ ЛИЧНОСТИ; УЧЕНЫЙ; РАДИОАКТИВНОСТЬ; ВЕЩЕСТВА.

The essay describes life and work of academician Vitaly G. Khlopin (1890-1950), the outstanding Russian scientist in the field of radioactive substances. Being a prominent specialist in the field of radioactive substances, V.G. Khlopin was one of the closest colleagues of academician V.I. Vernadsky, he was the head of the radium Institute in Leningrad for many years, created a large scientific school of radiochemists, took an active part in the implementation of the Atomic project in the USSR.

VITALY G. KHLOPIN; HISTORICAL FIGURES; SCIENTIST; RADIOACTIVITY OF THE SUBSTANCE.

Выдающийся специалист в области радиоактивных веществ В.Г. Хлопин был одним из ближайших сотрудников академика В.И. Вернадского (1863–1945), многие годы возглавлял Радиевый институт в Ленинграде, создал крупную научную школу радиохимиков, принимал активное участие в реализации Атомного проекта в СССР.

Виталий Григорьевич Хлопин родился 27(14) января 1890 года в Перми в семье известного ученого в области гигиены Григория Витальевича Хлопина (1863–1929), профессора сначала Юрьевского (Тартуского) университета, затем Новороссийского университета (г. Одесса), а с 1904 года — Петербургского женского медицинского института. Из-за переездов семьи В.Г. Хлопину приходилось учиться в разных гимназиях, последние три года он обучался в одной из лучших гимназий Петербурга, известной под названием «Peterschule», которую и окончил с золотой медалью в 1908 году. Юноша свободно владел немецким и французскими языками, знал также английский и латинский языки. В том же году В.Г. Хлопин поступил на естественное отделение физико-математического факультета Петербургского университета.

Поступление В.Г. Хлопина в университет совпало по времени с приходом на кафедру общей химии профессора Л.А. Чугаева (1873–1923), одного из самых талантливых химиков России начала XX века. Под влиянием его лекций В.Г. Хлопин решил в будущем посвятить свою научную деятельность изучению неорганической химии. В 1910–1911 годах в высших

учебных заведениях России происходили студенческие волнения, занятия прерывались. В.Г. Хлопин использовал летние каникулы и другое свободное время для занятий в Геттингенском университете (Германия). Он выполнил там основные студенческие практикумы, прослушал курсы лекций известного физико-химика того времени профессора Г. Таммана (1861–1938) и профессора коллоидной химии Р. Зигмонди (1865–1929, Нобелевская премия в 1925 года). К концу летнего семестра 1911 года В.Г. Хлопин сдал экзамены по всей программе химической специальности Геттингенского университета и получил диплом об его окончании.

В Петербургском университете по рекомендации своего отца В.Г. Хлопин выполнил свое первое научное исследование — изучил химический состав продуктов, образующихся при действии ультрафиолетовых лучей на атмосферный воздух. Работа была опубликована в российском и немецком химических журналах в 1911 году. В 1912-м В.Г. Хлопин окончил Петербургский университет и был оставлен на кафедре общей химии для подготовки к преподавательской деятельности.

В 1912–1914 годах В.Г. Хлопин под руководством Л.А. Чугаева выполнил целый ряд работ в области химии комплексных соединений (опубликовано десять совместных работ Л.А. Чугаева и В.Г. Хлопина). По правилам того времени занимаемая В.Г. Хлопиным в университете должность не оплачивалась, а у молодого ученого уже была своя семья. В связи с этим он принял предложение академика В.И. Вернадского и поступил в руководимую им лабораторию в Минералогическом музее Академии наук в качестве химика для аналитических исследований.

После открытия явления радиоактивности (Анна Беккерель, 1896 г., Мария и Пьер Кюри, 1898; Нобелевская премия по физике в 1903 г.) лидером исследований в этой области в России стал В.И. Вернадский, глава российских минералогов, который 29 декабря 1910 года на общем собрании Академии наук выступил с докладом «Задачи дня в области радия» [1, 2]. Российские химики медленно втягивались в исследования в области радиоактивности. Препаратов радия в те годы в России не было, возможно, также сказывалось скептическое отношение к этой

Академик
Виталий Григорьевич Хлопин

проблеме высшего авторитета для них — Д.И. Менделеева (1834–1907), который в последнем прижизненном издании «Основ химии» (1906 г.) писал: «...я вовсе не склонен признавать даже гипотетическую превращаемость элементов друг в друга...».

Вскоре в Минералогическом музее основными объектами исследований В.Г. Хлопина стали радиоактивные материалы. В 1916-м В.И. Вернадский и В.Г. Хлопин занимались синтезом урановых минералов и изоморфизмом соединений урана и тория. В то же время не прерывались связи и с Л.А. Чугаевым: с 1917 по 1924 год. В.Г. Хлопин состоял ассистентом кафедры общей химии Петроградского университета.

В 1917-м под руководством В.И. Вернадского В.Г. Хлопин и Л.Н. Богоявленский (1882–1943) разработали метод извлечения радия из радиоактивных остатков после переработки руды из Средней Азии. Метод был реализован в 1921 году на Опытном заводе В.Г. Хлопиным и И.Я. Башиловым (1892–1953) были получены первые препараты радия из отечественного сырья [3–5].

Осенью 1921 года В.И. Вернадский и В.Г. Хлопин активно занимались созданием Радиевого

института. К началу 1922 года все организации Петрограда, занимавшиеся исследованиями в области радиоактивности, были включены в состав Радиевого института, который начал функционировать 1 января 1922 г. [1, 2]. Директором института был назначен академик В.И. Вернадский, его заместителем и руководителем химического отдела стал В.Г. Хлопин.

В 1924-м В.Г. Хлопину Русское физико-химическое общество присудило малую премию имени Д.И. Менделеева за работы по радию. С 1924-го он начал преподавание специальных курсов по радиоактивности на химическом факультете Ленинградского государственного университета. В 1933-м В.Г. Хлопин был избран членом-корреспондентом АН СССР по Отделению математических и естественных наук (химия). В том же году он утвержден членом Научно-технического совета по гелию при Госплане СССР. В 1935-м В.Г. Хлопину присуждена ученая степень доктора химических наук без защиты диссертации, и он становится профессором Ленинградского университета. В 1939 году В.Г. Хлопин избирается действительным членом АН СССР по тому же отделению, по специальности неорганическая химия и радиохимия. В связи с переездом В.И. Вернадского в Москву В.Г. Хлопин был назначен директором Радиевого института и занимал эту должность до конца жизни.

В 30-х годах прошлого века в ряде стран, включая СССР, были достигнуты большие успехи в ядерной физике и в изучении явления радиоактивности. В конце тридцатых годов появились сообщения о реальной возможности практического использования атомной энергии. В связи с этим по инициативе В.И. Вернадского и его ближайших коллег академиков А.Е. Ферсмана и В.Г. Хлопина Президиум Академии наук СССР 30 июля 1940 г. создал весьма представительную Комиссию по проблеме урана. Комиссию возглавил директор Радиевого института академик В.Г. Хлопин, его заместителями стали академики В.И. Вернадский и А.Ф. Иоффе. В состав Комиссии вошли такие известные ученые, как академики С.И. Вавилов, П.П. Лазарев, П.Л. Капица, А.Н. Фрумкин, Л.И. Мандельштам, а также уже получившие к тому времени известность более молодые ученые — физики И.В. Курчатов и Ю.Б. Харитон, геолог Д.И. Щербаков, геохимик А.П. Виноградов [6]. Комиссия по проблеме урана при Президиуме АН СССР в немалой степени способствовала формированию тех исходных предпосылок, которые заложили основу успешной реализации отечественного Атомного проекта. Уже тогда были названы институты и организации, которые должны были быть привлечены к работам по созданию атомного оружия, начавшимся в 1943 году.

В 1940-м в связи с пятидесятилетием со дня рождения за выдающиеся научные заслуги В.Г. Хлопину было присвоено звание заслуженного деятеля науки РСФСР. В августе 1941-го В.Г. Хлопин вместе с основной частью сотрудников Радиевого института был эвакуирован в Казань. В.Г. Хлопину пришлось в Казани в 1941–1944 годах выполнять обязанности академика-секретаря Отделения химических наук и даже вице-президента АН СССР, он был также заместителем председателя Комиссии по мобилизации ресурсов Поволжья и Прикамья для нужд обороны страны. В 1943 году в составе авторского коллектива ему была присуждена Сталинская (Государственная) премия за разработку метода выделения и промышленного применения радиотория. В 1943 году Государственный Комитет Обороны принял решение о создании в кратчайшие сроки отечественной атомной промышленности (Атомный проект СССР). Работы по реализации проекта было поручено возглавить И.В. Курчатову (1902–1960). Из огромного числа задач Атомного проекта Радиевому институту была поручена разработка радиохимической технологии выделения и очистки плутония из урана, облученного в реакторе. Всеми работами по созданию радиохимической технологии руководил академик В.Г. Хлопин.

В цепочке сложнейших процессов — от добычи природного урана до изготовления атомной бомбы — радиохимическая технология занимает ключевую позицию между ядерным реактором и самой бомбой с плутониевым зарядом. От чистоты полученного в радиохимическом производстве плутония зависит как безопасность процесса изготовления ядерного заряда, так и его взрывная эффективность. Разработанная в Радиевом институте в четырех вариантах технология включала следующие операции: перевод

в раствор блоков из металлического урана в алюминиевых оболочках; выделение из раствора плутония, количество которого в растворе в тысячи раз меньше, чем урана; очистку плутония от продуктов деления урана (радиоактивные изотопы элементов средней части периодической системы). В основную группу работавших под общим руководством В.Г. Хлопина создателей радиохимических технологий входили академики Б.П. Никольский и А.А. Гринберг, члены-корреспонденты АН СССР Б.А. Никитин, В.М. Вдовенко, И.Е. Старик, другие видные ученые [7–9]. Подробные воспоминания об этих исследованиях и об их руководителе В.Г. Хлопине оставил Б.П. Никольский (1900–1990), активный участник Атомного проекта [10]. Он писал: «Как ученый и человек В.Г. Хлопин пользовался очень большим и научным, и моральным авторитетом. В обращении с сотрудниками, с другими людьми был он необычайно прост, приветлив, деликатен, обладал большим человеческим обаянием». Из числа учеников В.Г. Хлопина Б.П. Никольский особо выделяет троих: Б.А. Никитина, И.Е. Старика и А.П. Ратнера, считая наиболее глубоким ученым Б.А. Никитина.

В 1945-м В.Г. Хлопин был награжден орденом Ленина в связи с 220-летием Академии наук. В 1945–1949 годах он принимает активное участие в подготовке специалистов для атомной промышленности — заведует кафедрой радиохимии в Ленинградском государственном университете. В 1946 году В.Г. Хлопину присуждается Сталинская (Государственная) премия за научные исследования в области химии радиоактивных веществ. В 1947-м он награждается вторым орденом Ленина за выдающиеся исследования в области радиохимии и в связи с 25-летием Радиевого института. В 1949 году после успешного испытания первой отечественной плутониевой бомбы В.Г. Хлопину присвоено звание Героя Социалистического Труда с вручением ордена Ленина и золотой медали «Серп и молот» за исключительные заслуги перед государством при выполнении специального задания. Одновременно ему присуждена еще одна Сталинская (Государственная) премия.

Виталий Григорьевич Хлопин скончался 10 июля 1950 года на шестьдесят первом году жизни после продолжительной тяжелой болезни был похоронен в Ленинграде на кладбище Александро-Невской Лавры.

Имя В.Г. Хлопина присвоено Радиевому институту и одной из улиц Ленинграда. На старом здании Радиевого института (ул. Рентгена, д. 1) и на доме, где жил ученый последние годы (Лесной пр., д. 61), установлены мемориальные доски. В 1950 году учреждена премия имени В.Г. Хлопина, присуждаемая Президиумом РАН один раз в три года за лучшие работы в области радиохимии и химии редких элементов. Опубликованы воспоминания современников о В.Г. Хлопине [11], его научная биография [12], многочисленные другие материалы о жизни и научной деятельности этого большого ученого.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ


1. **Хлопин В.Г.** Краткий очерк развития радиевого дела в России // 25 лет Радиевого института: Сб. статей. М.-Л.: Изд-во АН СССР, 1947. С. 3–17.

2. **Морачевский А.Г.** Академик Владимир Иванович Вернадский (К 150-летию со дня рождения) / Под редакцией Ю.С. Васильева. СПб: Изд-во Политех. ун-та, 2013. 106 с.

3. **Хлопин В.Г.** Радий и его получение из русского сырья. Л.: Изд-во РАН, 1924. 176 с.

4. **Погодин С.А., Либман Э.П.** Как добыли советский радий. М.: Атомиздат, 1977. 247 с.

5. **Морачевский А.Г.** Российский радий. К 75-летию промышленного получения препаратов радия в России // Журнал прикладной химии. 1996. Т 69, №11. С. 1930–1933.

6. **Трифонов Д.Н.** К истории Комиссии по проблеме урана // Вопросы истории естествознания и техники. 1996. № 2. С. 93–99.

7. **Лазарев Л.Н., Комлев Л.В., Синицына Г.С., Ковалевская М.П.** В.Г. Хлопин и урано-плутониевая проблема // Радиохимия. 1982. Т. 23, №4. С. 401–410.

8. Радиевый институт им. В.Г. Хлопина. К 75-летию со дня основания / Под общей ред. Е.И. Ильенко. СПб.: Изд-во НПО «Радиевый институт им. В.Г. Хлопина», 1997. 335 с.

9. **Бартенев С.А., Ильенко Е.И.** Борис Петрович Никольский в радиохимии В сб.: Академик Б.П. Никольский. Жизнь. Труды. Школа: / Под ред. А.А. Белюстина, Ф.А. Белинской. СПб.: Изд-во С.-Петерб. ун-та, 2000. С. 280–291.

10. **Никольский Б.П.** Воспоминания. К истории атомной промышленности в СССР. М.: Препринт-245. ЦНИИатоминформ. 1996. 32 с.

11. Академик В.Г. Хлопин. Очерки, воспоминания современников. Л.: Наука, 1987. 231 с.

12. **Ушакова Н.Н.** Виталий Григорьевич Хлопин (1890–1950). М.: Наука, 1990. 334 с.

## REFERENCES

1. **Khlopin V.G.** Kratkiy ocherk razvitiya radiyevogo dela v Rossii. *25 let Radiyevogo instituta: Sb. statey*. M. L.: Izd-vo AN SSSR, 1947. S. 3–17. (rus.)

2. **Morachevskiy A.G.** Akademik Vladimir Ivanovich Vernadskiy (K 150-letiyu so dnya rozhdeniya) / Pod red. Yu.S. Vasilyeva. SPb: Izd-vo Politekh. un-ta, 2013. 106 s. (rus.)

3. **Khlopin V.G.** Radiy i yego polucheniye iz russkogo syrya. L.: Izd-vo RAN, 1924. 176 s. (rus.)

4. **Pogodin S.A., Libman E.P.** Kak dobyli sovetskiy radiy. M.: Atomizdat, 1977. 247 s. (rus.)

5. **Morachevskiy A.G.** Rossiyskiy radiy. K 75-letiyu promyshlennogo polucheniya preparatov radiya v Rossii. *Zhurnal prikladnoi khimii.* 1996. T 69, №11. S. 1930–1933. (rus.)

6. **Trifonov D.N.** K istorii Komissii po probleme urana. *Voprosy istorii yestestvozn. i tekhniki*. 1996. № 2. S. 93–99. (rus.)

7. **Lazarev L.N., Komlev L.V., Sinitsyna G.S., Kovalevskaya M.P.** V.G. Khlopin i urano-plutoniyevaya problema. *Radiokhimiya*. 1982. T. 23, №4. S. 401–410. (rus.)

8. Radiyevyy institut im. V.G. Khlopina. K 75-letiyu so dnya osnovaniya / Pod obshchey red. Ye.I. Ilyenko. SPb.: Izd-vo NPO «Radiyevyy institut im. V.G. Khlopina», 1997. 335 s. (rus.)

9. **Bartenev S.A., Ilyenko Ye.I.** Boris Petrovich Nikolskiy v radiokhimii. *Sbornik Akademik B.P. Nikolskiy. Zhizn. Trudy. Shkola:* / Pod redaktsiyey A.A. Belyustina, F.A. Belinskoy. SPb.: Izd-vo S.-Peterb. un-ta, 2000. S. 280–291. (rus.)

10. **Nikolskiy B.P.** Vospominaniya. K istorii atomnoy promyshlennosti v SSSR, M.: Preprint-245. TsNIIatominform. 1996. 32 s. (rus.)

11. Akademik V.G. Khlopin. Ocherki, vospominaniya sovremennikov. L.: Nauka, 1987. 231 s.

12. **Ushakova N.N.** Vitaliy Grigoryevich Khlopin (1890–1950). M.: Nauka, 1990. 334 s. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРТ

**МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: andrey.morachevsky@gmail.com

## AUTHORS

**MORACHEVSKII Andrei G.** — St. Petersburg State Polytechnical University. 29, Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: andrey.morachevsky@gmail.com

© Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2014

Научное издание

**НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ**

**№ 4 (207) 2014**

Учредитель – Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

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

Научный редактор, корректор — канд. техн. наук доцент *Л.В. Спиридонова*
Технический секретарь — *О.А. Матенев*
Компьютерная верстка *Е.А. Типцовой*

Телефон редакции (812) 294-47-72

E-mail:ntv-nauka@spbstu.ru

---

Подписано в печать 23.12.2014. Формат 60×84 1/8. Бум. тип. № 1.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 30,75. Тираж 1000. Заказ .

---

Отпечатано с готового оригинал-макета,
предоставленного Издательством Политехнического университета,
в Типографии Политехнического университета.
195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
Тел.: (812) 552-77-17; 550-40-14.

## УСЛОВИЯ ПУБЛИКАЦИИ СТАТЕЙ

### в журнале «Научно-технические ведомости СПбГПУ»

### 1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Журнал «Научно-технические ведомости «СПбГПУ» является периодическим печатным научным рецензируемым изданием:

— зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006г.) и распространяется по подписке агентства «Роспечать» (индекс 18390);

— имеет международный стандартный номер сериального периодического издания (ISSN 1994-2354);

— внесен Высшей аттестационной комиссией Минобразования РФ в Перечень периодических научных и научно-технических изданий, в которых рекомендуется публикация основных результатов диссертаций на соискание ученой степени доктора наук, ученой степени кандидата наук;

— с 2009 г. входит в национальную информационно-аналитическую систему «Российский индекс научного цитирования (РИНЦ)»;

— сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНИТИ РАН и включены в фонд научно-технической литературы (НТЛ) ВИНИТИ РАН, а также в международную систему по периодическим изданиям “Ulrich’s Periodicals Directory”.

Журнал публикует результаты работ в следующих областях науки и техники: энергетика, электротехника, материаловедение, металлургия, машиностроение.

Редакция журнала соблюдает права интеллектуальной собственности и со всеми авторами научных статей заключает издательский лицензионный договор.

Публикация материалов, в том числе соискателей ученых степеней, осуществлятся бесплатно.

### 2. ТРЕБОВАНИЯ К ПРЕДСТАВЛЯЕМЫМ МАТЕРИАЛАМ

#### 2.1. Представление материалов

В статье должны быть кратко изложены новые и оригинальные результаты исследований, полученные авторами; следует избегать повторений, излишних подробностей и извест¬ных положений, подробных выводов, формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

При написании оригинальной научной статьи и оформлении рукописи авторы должны придерживаться следующих правил. Статья должна представлять собой описание выполненных исследований с указанием их места в соответствующей области наук и обсуждением значения выполненной работы. Рукопись должна содержать достаточное количество информации и ссылок на общедоступные источники для того, чтобы работа могла быть повторена независимо от авторов.

Название статьи должно быть кратким, но информативным. Обращаем Ваше внимание на то, что журнал издается как на русском, так и на английском языке. В связи с этим, не следует использовать аббревиатуру в названии статьи.

Аннотация должна давать читателю сжатую информацию о содержании статьи. Аннотация должна быть информативной и отражать не только основные цели статьи, но и главные результаты и выводы работы. Аннотация не является частью текста и сама по себе должна являться законченным описанием.

Ключевые слова должны отражать основную проблематику статьи и должны приводиться на русском языке для русской и на английском для англоязычной версии статьи. Количество ключевых слов – не менее трех и не более семи.

Адрес для корреспонденции должен содержать фамилию автора для корреспонденции (не обязательно первого автора), его полный почтовый адрес, телефон, факс, e-mail.

При необходимости Редколлегия может потребовать представления Акта экспертизы.

Представление всех материалов осуществляется в электронном виде через личный кабинет ЭЛЕКТРОННОЙ РЕДАКЦИИ по адресу: http://journals.spbstu.ru

Статьи подаются в формате .docx (MS Word 2007–2010). Файл статьи, подаваемый через электронную редакцию, должен содержать только сам текст, без названия, списка литературы, фамилий и данных авторов. Список литературы, название статьи, вся информация об авторах задаются при подаче через электронную редакцию в отдельных полях. В тексте статьи должны быть ссылки на все источники из списка литературы. Порядковый номер источника в тексте статьи указывается в квадратных скобках.

#### 2.2. Оформление материалов

2.2.1. Объем статей, как правило, 15–20 страниц формата А-4. Количество рисунков и фотографий не должно превышать 4, таблиц – 3.

2.2.2. Число авторов — не более трех от одной организации и не более пяти от разных организаций. Статья должна быть подписана всеми авторами. Авторами являются лица, принимавшие участие во всей работе или ее главных разделах. Лица, участвовавшие в работе частично, указываются в сносках.

2.2.3. Статья должна содержать следующие разделы:

— номер УДК в соответствии с классификатором;

— фамилии авторов на русском и английском языках;

— название на русском и английском языках;

— аннотация — 3–5 предложений на русском и английском языках;

— ключевые слова – не менее 2 и не более 7 на русском и английском языках;

— введение (актуальность, краткое обоснование существующей проблемы) — 1,0–1,5 стр.;

— цель работы (краткая четкая формулировка поставленной задачи);

— методика проведения исследований и расчетов, включая краткую информацию об использованных приборах, методах и точности экспериментальных измерений и теоретических расчетов и т. д.;

Министерство образования и науки РФ
Российская Академия наук
Российский фонд фундаментальных исследований
Санкт-Петербургский научный центр РАН
Научный совет РАН по физике конденсированных сред
Комитет по науке и высшей школе
Правительства Санкт-Петербурга
Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

11-я Международная научно-техническая конференция,
посвященная 100-летию со дня рождения
чл.-корр. РАН В.С. Смирнова (1915–1973),
ректора Ленинградского политехнического института
(1956–1973)

# СОВРЕМЕННЫЕ МЕТАЛЛИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ И ТЕХНОЛОГИИ (СММТ'15)
## 23–27 июня 2015 г.

**Цель конференции**

Проанализировать и обсудить современные достижения науки и техники в области широкого круга проблем, связанных с теоретическими, технологическими и инженерными задачами в области металлургических процессов, металлических, порошковых и композиционных материалов.

**Тематика конференции**

— Теория и моделирование металлургических процессов;
— Технологии обработки и получения порошковых, композиционных материалов и покрытий;
— Жидкофазные металлургические технологии;
— Технологические процессы пластической обработки металлических материалов;
— Нанотехнологии в металлургии; физико-технологические проблемы интенсивной пластической деформации (секция посвящена 40-летию открытия явления фрагментации кристаллов в условиях интенсивной пластической деформации);
— Материаловедение и термомеханическая обработка металлов;
— Современные методы диагностики, оценки и прогнозирования свойств материалов и изделий.

**Сроки представления материалов**

тезисов (в объеме одной - двух страниц) в Организационный Комитет
— до 15 мая 2015 г.
Рассмотрение тезисов членами Международного Программного и Организационного Комитетов
— до 1 июня 2015 г.
Представление окончательно оформленных докладов после включения Программным Комитетом в программу конференции
— до 5 июня 2015 г.

**Место проведения**

Конференция будет проводиться в Санкт-Петербургском государственном политехническом университете по адресу: ул. Политехническая, д.29, Главный учебный корпус, Актовый зал (ст. метро "Политехническая") – 1-й день; далее — теплоход «Михаил Шолохов».

Адреса для контактов
Локальный Организационный комитет СПбПУ, Политехническая ул., 29
195251, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация
Смирнова Алла Леонидовна
Тел/факс: +7 (812) 297 20 88
**E-mail: smmt15@spbstu.ru**
Сайт конференции:
**http://www.spbstu.ru/conference/2015/ammt.asp**