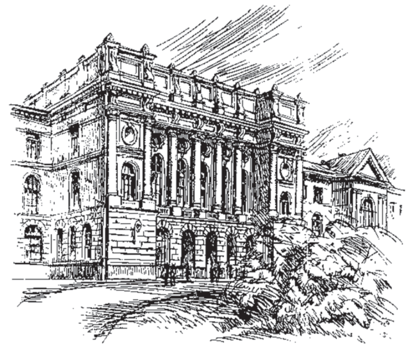
Том 24, № 2, 2018



Научно-технические ведомости СПбПУ.

Естественные и инженерные науки

Санкт-Петербург. Издательство Политехнического университета

Министерство образования и науки РФ

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбПУ. ЕСТЕСТВЕННЫЕ И ИНЖЕНЕРНЫЕ НАУКИ

ST. PETERSBURG POLYTECHNIC UNIVERSITY JOURNAL OF ENGINEERING SCIENCES AND TECHNOLOGY

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 № ФС77-69285 от 4 апреля 2017 г.)

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

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

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

Содержание

Contents

Выступление Президента Российской Федерации В.В. Путина на XI съезде Российского союза ректоров

President of the Russian Federation Vladimir V. Putin's speech at the XI Congress of the Russian Union of rectors

26 апреля 2018 года в Санкт-Петербургском политехническом университете Петра Великого состоялся XI съезд Российского союза ректоров. На пленарном заседании выступил президент Российской Федерации Владимир Владимирович ПУТИН. На съезд также прибыли помощник президента А.А. ФУРСЕНКО, полпред президента в СЗФО А.Д. БЕГЛОВ, министр образования и науки О.Ю. ВАСИЛЬЕВА, президент РАН А.М. СЕРГЕЕВ, губернатор Санкт-Петербурга Г.С. ПОЛТАВЧЕНКО и другие высокопоставленные государственные служащие, представители науки и образования.

В рамках знакомства В.В. Путина с Санкт-Петербургским политехническим университетом Петра Великого ректор университета академик РАН А.И. Рудской представил Президенту материально-техническую базу университета и его последние разработки.

Ректор СПбПУ академик А.И. Рудской знакомит Президента РФ В.В. Путина с материально-технической базой Университета

Rector of Peter the Great St.Petersburg polytechnic university academician Andrey I. Rudskoy shows the university facilities in President of Russian Federation Vladimir V. Putin

В работе съезда приняли участие около 600 ректоров и президентов вузов Российской Федерации, а также ректоры университетов разных стран мира: Азербайджана, Армении, Абхазии, Беларуси, Иордании, Ирана, Казахстана, Китая, Ливана, Приднестровья, Словении, Южной Осетии, Японии – около 50 зарубежных гостей. Съезд начался с работы пяти секций, где обсуждались такие вопросы, как роль вузов в Стратегии научно-технологического развития РФ, взаимодействие школ и университетов, международная деятельность российских вузов и другие. Затем состоялось пленарное заседание, которое открыл президент РФ В.В. ПУТИН.

Выступление В.В. Путина

Выступление В.В. Путина на XI съезде Российского союза ректоров

Vladimir V. Putin's speech at the XIth congress of the Russian union of rectrors

Добрый день, уважаемые друзья, коллеги! Уважаемый Виктор Антонович!

Очень рад приветствовать всех вас в Санкт-Петербургском Политехническом университете, основанном Сергеем Юльевичем Витте в период бурного промышленного, экономического роста, «первой индустриализации» России на рубеже XIX–XX веков, когда стране были жизненно необходимы собственные технологии и современные, передовые кадры. Как ректор говорил, когда председателем попечительского совета университета был министр финансов, были самые лучшие времена.

Но я сегодня предлагаю в стенах этого выдающегося учебного заведения обсудить задачи высшей школы на современном этапе нашего развития, обменяться мнениями: что могут и должны сделать вузы для достижения технологического прорыва, для мощного движения России вперёд, о чём мы всё время в последнее время говорим.

При этом сразу же хочу сказать: хотел бы, конечно, услышать от вас, уважаемые коллеги, не только постановку проблемных вопросов, что само собой разумеется, естественно, но в том числе и прежде всего, может быть, конкретные, содержательные предложения.

Отмечу, что начиная с 2000 года расходы государства на высшее образование в реальном выражении – я хочу это подчеркнуть, именно в реальном выражении – выросли более чем в четыре раза. С 2000 по 2016 год расходы консолидированного бюджета на высшее образование увеличились с 24,4 миллиарда рублей до 523,3 миллиарда рублей, то есть это в реальном выражении в 4,2 раза больше.

Были увеличены зарплаты преподавателей и научных работников, созданы лаборатории и исследовательские центры в вузах, в том числе с участием ведущих зарубежных учёных.

Отмечу растущий вклад высшей школы в науку, в создание новых технологий, в реализацию и обеспечение квалифицированными кадрами проектов самого разного уровня.

Всё это уже даёт отдачу, прежде всего отмечу растущий вклад высшей школы в науку, в создание новых технологий, в реализацию и обеспечение квалифицированными кадрами проектов самого разного уровня: от общенациональных до региональных и муниципальных.

Мы видим реальные достижения отечественной высшей школы, это показатель происходящих здесь перемен, и их динамика должна, безусловно, нарастать.

Вузы, университеты призваны стать центрами развития технологий и кадров, настоящими интеллектуальными локомотивами для отраслей экономики и наших регионов.

Уважаемые коллеги, Сергей Витте, о котором я уже вспоминал, говорил: правильно поставленный университет есть самый лучший механизм для научного развития. Эти слова звучат актуально и сегодня.

Конечно, у нас есть – и мы этим гордимся – уникальная система Академии наук, система её институтов. Но России, её экономике, всем сферам жизни нужна и сильная вузовская наука. И хочу подчеркнуть: активная научная деятельность не может быть сосредоточена лишь в отдельных научнообразовательных центрах или субъектах Федерации, строиться изолированными «островками». Это принципиально важно для России с её огромной, необъятной территорией, уникальным человеческим потенциалом.

Повторю, по всей стране вузы, университеты призваны стать центрами развития технологий и кадров, настоящими интеллектуальными локомотивами для отраслей экономики и наших регионов.

Вокруг высших учебных заведений должны формироваться сообщества людей, увлечённых идеями технологического прорыва. В этой связи считаю необходимым выстроить региональные модели взаимодействия новаторов, высокотехнологичных компаний, предприятий, и сделать это, конечно, можно в том числе и на площадках высших учебных заведений.

И, конечно, по всей стране нужно создавать комфортную среду для технологического предпринимательства. Важно, чтобы вузы, бизнес, наши академические институты объединяли свои возможности для реализации масштабных технологических задач, работали по долгосрочным приоритетным направлениям, которые были обозначены и в Послании Федеральному Собранию. А это прежде всего прорывные изменения в качестве жизни наших людей, в развитии экономики, социальной сферы. Для этого нам потребуются новые медицинские, промышленные, цифровые и прочие технологии, передовые и эффективные решения по защите экологии и созданию комфортной безопасной среды в городах и населённых пунктах вообще. Словом, нужны будут нестандартные идеи и новации во всех сферах.

Мы обязательно будем и дальше поддерживать вузы, которые активно, успешно занимаются исследованиями и разработками. Продолжим обновлять их технологическую, приборную базу, содействовать привлечению к совместной работе наших соотечественников и ведущих учёных за рубежом, преподавателей.

Что хотел бы здесь особо отметить, уважаемые коллеги.

Нам критически важно сконцентрировать ресурс на поддержке талантливых, целеустремлённых исследователей и преподавателей, создать такие условия, чтобы лучшие отечественные и зарубежные учёные, перспективные выпускники вузов стремились работать в российской высшей школе.

В российской высшей школе уже сформировалось ядро действительно сильных высших учебных заведений, университетов. Среди них, конечно, МГУ (Московский государственный университет), Петербургский университет, федеральные и национальные исследовательские университеты. Формируется сеть опорных высших учебных заведений в субъектах Российской Федерации.

Однако наряду с этим многие вузы и в столичных городах, и в регионах зачастую не демонстрируют способности решать серьёзные задачи, не готовы к обновлению в соответствии с теми глобальными изменениями, которые происходят в науке и технологиях, во всех сферах жизни. Попытки изменить ситуацию часто сводятся к благим пожеланиям, написанию очередных и, прямо скажем, достаточно умозрительных, оторванных от реальности программ и просьбам просто дать побольше денег.

Я не случайно вспоминал Витте как министра финансов. Конечно, очень хорошо «прислониться» к Министерству финансов. Это ясно. Но ясно также и другое. Проблемы – а вы это хорошо знаете – далеко не только в объёмах финансирования. Главный вопрос – это грамотный, современный подход к организации, постановке самого дела и, конечно же, в кадрах.

Я очень просил бы Российский союз ректоров, наши ведущие высшие учебные заведения продолжить работу над эффективными механизмами повышения профессионального уровня научного и педагогического состава отечественных вузов.

Отдельно остановлюсь и на деятельности аспирантуры, целью которой как раз и является подготовка кадров для высшей школы и академического сектора науки. О каком решении этих задач можно говорить, если сегодня лишь только 14 процентов аспирантов выходят на защиту своевременно? А что делают всё это время остальные? Каких результатов они достигают? Где они продолжают свою деятельность? Выходят ли они в конечном итоге на защиту? При этом и кандидатских, и докторских, особенно в гуманитарных дисциплинах, защищается у нас много. Но если посмотреть на их научное значение, то часто возникают вопросы.

Что хотел бы здесь сказать. У нас есть хорошая практика открытых конкурсов, в ходе которых распределяются гранты, в том числе для молодых исследователей. Если у аспиранта или его научного руководителя есть серьёзные, осознанные намерения заниматься наукой, а не получать степень для анкеты, пусть они участвуют в таких конкурсах, предлагают работы по приоритетам научно-технологического развития страны.

Хотел бы ещё раз подчеркнуть, нам критически важно сконцентрировать ресурс на поддержке талантливых, целеустремлённых исследователей и преподавателей, создать такие условия, чтобы лучшие отечественные и зарубежные, прежде всего молодые, учёные, перспективные выпускники вузов, конечно же, стремились работать в российской высшей школе.

Настоящий вуз не только даёт студентам знания и навыки, он готовит кадры, способные задавать интеллектуальную, научную, технологическую повестку развития всей страны. Следует поощрять стремления студентов и аспирантов к созданию и внедрению собственных разработок. При этом вузы могут готовить целые проектные команды, которые способны конструировать сложные инженерно-технологические системы. Я помню, как мы долго спорили и в конце концов приняли правильное решение по поводу того, чтобы создавать небольшие предприятия, прежде всего, конечно, высокотехнологичные, при вузах. Я считаю, что мы приняли правильное решение в конце концов, отбросили всякую административно-показную шелуху. Но нужно эти направления развивать дальше.

Думаю, было бы правильно, чтобы именно в вузах были выстроены лучшие условия для стартапов, они могут стать первым шагом к созданию успешных высокотехнологичных компаний. Вы знаете, было бы очень здорово, если бы вы смогли такую работу двинуть. Тогда вот эта сфера деятельности у нас широко развивалась бы по всей стране, что чрезвычайно важно. Для этого в принципе у нашей молодёжи есть и отличный потенциал. Я, пользуясь возможностью, хотел бы поздравить команду Московского государственного университета с недавней безоговорочной победой на чемпионате мира по программированию. Аплодисменты где? <*Смех. Аплодисменты.*>

Это студентам аплодисменты. Думаю, они это заслужили. Я напомню, в апреле 2018 года российские студенты в седьмой раз подряд, а вообще с 2000 года уже в тринадцатый раз выиграли чемпионат мира по программированию.

Чтобы у талантливых и мотивированных молодых людей, независимо от их места жительства, доходов родителей, были возможности для получения высшего образования, предлагаю реализовать в стране дополнительную программу строительства студенческих общежитий, мы должны будем это обязательно сделать, современных комфортных кампусов. <*Аплодисменты.*> И новому Правительству совместно с регионами, вузами необходимо будет глубоко и детально проработать все аспекты такой программы. Конечно, опять всё в деньги упирается, но для этого нужно будет деньги найти. И новое Правительство должно будет это сделать.

Далее. Нам нужны современные подходы к формированию единого образовательного пространства. Сегодня требования времени, тенденции в экономике, науке, на рынке труда таковы, что у молодых людей должна быть возможность выстраивать собственные образовательные траектории, получать, интегрировать знания и навыки из разных областей, а для этого нам, конечно, нужно снимать границы между разными уровнями системы образования. То есть одарённый школьник, например, сможет проходить вузовскую программу, участвовать в исследованиях наряду с аспирантами, а студент колледжа – осваивать курсы прикладного бакалавриата.

Хочу сказать, что у Жореса Ивановича Алфёрова в принципе выстроена такая работа, я уже много лет назад у него был, здорово сделано, прямо завидно. Я считаю, что многие коллеги могли бы познакомиться с тем, как Жорес Иванович выстроил эту работу. Вам спасибо, Жорес Иванович. <*Аплодисменты.*>

И ещё одна тема, о которой я хотел бы сказать особо. В ближайшие годы нам вместе предстоит значительно повысить уровень всего отечественного образования. Речь о совершенствовании программ и росте квалификации преподавателей дошкольных учреждений, школ, колледжей, техникумов, о дальнейшем развитии дополнительного образования и профориентации, системе поиска и поддержки талантов. Рассчитываю, что вузы примут самое активное участие в этой масштабной работе, от которой зависит, безусловно, будущее страны, успех всего подрастающего поколения.

Уважаемые коллеги! Мы ставим очень сложные задачи перед отечественными вузами и рассчитываем, что они будут повышать свою эффективность и конкурентоспособность, избавляться от устаревших, отживших подходов. Ещё раз хотел бы повторить, России нужна сильная высшая школа, которая устремлена в будущее. Только так мы сможем добиться прорыва в национальном развитии.

DOI: 10.18721/JEST.240201
УДК 620.9

М.П. Федоров, М.В. Кривошеев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

БЕЗУГЛЕРОДНАЯ ЭНЕРГЕТИКА КАК ВОЗМОЖНОЕ НАПРАВЛЕНИЕ РАЗВИТИЯ ЭНЕРГЕТИКИ РЕГИОНА САНКТ-ПЕТЕРБУРГ – ЛЕНИНГРАДСКАЯ ОБЛАСТЬ

Выполнить обязательства стран-участниц конференции ООН по изменению климата предполагается за счет развития источников энергии, не использующих приводящие к накоплению в атмосфере парниковых газов углеводороды. В статье рассматривается возможность минимизации ко второй половине XXI века выбросов парниковых газов в регионе С-Петербург — Ленинградская область при уровне производства электро- и тепловой энергии в количестве, достаточном для жизнеобеспечения региона. Используются результаты оценок потребности региона в электрической и тепловой энергии на перспективу и рассматриваются гипотетические сценарии развития энергетики региона с учётом необходимости покрытия годовой и суточной нагрузок. Показано, что при расширении модернизируемой в настоящее время ЛАЭС до 6—7 блоков и использовании для электро- и теплоснабжения её энергии, а также потенциала возобновляемых источников энергии региона и местных углеводородов возможно сократить в 4—5 раз потребление углеводородов и, соответственно, снизить выбросы парниковых газов. Определен круг задач, решение которых должно способствовать реализации предлагаемой концепции.

Ключевые слова: безуглеродная энергетика, Санкт-Петербург, Ленинградская область, углеводородное топливо, графики потребления, возобновляемые источники энергии, атомная электростанция.

Ссылка при цитировании:
М.П. Федоров, М.В. Кривошеев. Безуглеродная энергетика как возможное направление развития энергетики региона Санкт-Петербург — Ленинградская область // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 10—21. DOI: 10.18721/JEST.240201.

M.P. Fedorov, M.V. Krivosheev

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia

NON-CARBON ENERGY AS A POSSIBLE DIRECTION OF DEVELOPING THE ENERGY SECTOR OF ST. PETERSBURG AND THE LENINGRAD REGION

Fulfilling the obligations of the countries participating in the UN Climate Change Conference is expected to be achieved through developing energy sources that do not use hydrocarbons resulting in the accumulation of greenhouse gases. The article considers the possibility of minimizing the emission of greenhouse gases in St. Petersburg and the Leningrad region by the second half of the 21st century, while maintaining the production of electricity and heat at a level sufficient to sustain the region. The article uses the results of assessments of the region's need for electrical and thermal energy for the future and considers hypothetical scenarios for the development of the region's energy sector, taking into account the need to cover annual and daily loads. It is shown that with the expansion of the currently modernized LNPP to 6-7 units, using its energy for electricity and heat, as well as the potential of renewable energy sources in the region and local hydrocarbons, it is possible to reduce hydrocarbon consumption by 4-5 times and, accordingly, reduce greenhouse gas emissions. We have identified the tasks that should be solved in order to implement the proposed concept.

Keywords: carbonless energy, St. Petersburg, Leningrad region, hydrocarbon fuel, consumption schedules, renewable energy sources, nuclear power plant.

Citation:
M.P. Fedorov, M.V. Krivosheev, Non-carbon energy as a possible direction of developing the energy sector of St. Petersburg and the Leningrad region, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 10–21, DOI: 10.18721/JEST.240201.

В декабре 2015 года на конференции ООН по изменению климата страны-участницы, включая Россию, приняли обязательства по реализации программы развития энергетики, обеспечивающей ограничение роста средней температуры на планете по сравнению с доиндустриальной эпохой до величины 1,5–2 °С. В качестве механизма выполнения обязательств рассматривается развитие источников энергии, не использующих углеводороды и не приводящих, таким образом, к накоплению в атмосфере парниковых газов. При условии сбалансированности антропогенных выбросов и их абсорбции поглотителями для обеспечения установленного ограничения роста температуры потребуется значительное время, и его достижения можно ожидать во второй половине этого века. Программы развития безуглеродной энергетики для разных стран и регионов, естественно, будут отличаться, отражая региональную специфику (количество и качество ресурсов, в том числе возобновляемых источников энергии; уровень развития технологий и пр.). Авторы ставят целью определить возможную стратегию развития безуглеродной энергетики для отдельно взятого региона Санкт-Петербург – Ленинградская область (СПб–ЛО), экономически развитого, располагающего значительным научным и производственным потенциалом и обслуживаемого одной энергосистемой. В статье приводятся оценки потребности региона в электрической и тепловой энергии на перспективу и рассматриваются гипотетические сценарии удовлетворения потребностей*.

Обеспечение региона энергией на основе безуглеродных технологий

В настоящее время регион СПб – ЛО является крупным импортёром углеводородного топлива (УВ), расходующим 16–18 млн т у.т. УВ в год на производство 25–27 ТВт·ч электроэнергии (из общего объёма генерации ~ 55–60 ТВт·ч при потреблении ~ 45–46 ТВт·ч) и до ~ 60 млн Гкал тепловой энергии [1, 2].

Полагаем, что потребление энергии в регионе будет расти, в том числе в связи с ростом численности населения. При обсуждении концепции Генерального плана развития Санкт-Петербурга на 2019–

* Работа выполнена Объединённым научным советом по проблемам энергетики СПб НЦ РАН.

2043 годы, представленной «НИПЦ Генплана Санкт-Петербурга», высказано предположение, что в перспективе доля города в общей численности населения агломерации снизится до 70 % [3]. Согласно прогнозу социально-экономического развития Санкт-Петербурга на период до 2035 года ожидается рост населения города до 6,7 млн чел. Тогда численность населения агломерации составит до 9,6 млн чел., а с учётом населения области вне границ агломерации может превысить 10 млн чел. При прогнозируемых [4] обеспеченности общей жилой площадью в 35 кв.м на человека, уровне потребления энергетических ресурсов в многоквартирных домах ~32 кг у.т./кв. м в год и при достижении удельного расхода условного топлива (УРУТ) на котельных 150 кг/Гкал потребление тепловой энергии оценивается в 7,4 Гкал на человека. При сохранении потребления тепла на производственные нужды на современном уровне [1] общее потребление в регионе ко второй половине века может составить 80—90 млн Гкал. При сохранении темпов роста потребления электроэнергии 1—2 % в год (в зависимости от группы потребителей) потребление электроэнергии через 50—60 лет может достичь 63—73 ТВт·ч.

Следует отметить, что при оценке электропотребления потенциал энергосбережения прямо не учитывался, так как использованы данные Росстата [2] о реальном потреблении электроэнергии в регионе в 2011—2016 годах, т. е. в период действия принятых в городе и области Программ энергосбережения и повышения энергетической эффективности на 2010—2015 годы и на перспективу до 2020 года.

Приведённые значения следует рассматривать не как прогнозные, а как ориентировочные, используемые в дальнейшем при оценках для обоснования предлагаемых энерготехнологий. Будут рассматриваться как безуглеродные технологии на основе использования ядерных и возобновляемых источников энергии (ВИЭ) (таких, как энергия солнца, воды, ветра, биомассы, тепла грунта и др.), так и возможность использования местного углеводородного топлива (торф, сланцы).

В регионе СПб—ЛО экономический потенциал солнечной энергии при современном уровне развития технологии невелик, потенциал же гидроэнергетики (3—3,5 ТВт·ч/год) практически исчерпан [1]. Существенную роль в энергоснабжении региона может сыграть ветроэнергетика, ресурсы которой на побережьях и мелководных акваториях Финского залива и Ладожского озера с небольшими глубинами оценены [5] в 25 ТВт·ч/год (эквивалент 6—7 млн т у.т./год) при суммарной мощности ветроэлектростанций (ВЭС) до 11,5 ГВт. Из других ВИЭ можно указать на возможность производства энергии из биомассы (лесная, отходы лесо- и агропромышленного комплексов, твёрдые коммунальные отходы, осадочный ил) с суммарным потенциалом ~1,75 млн т у.т./год, а с учётом низкопотенциальных источников (тепло сточных вод, грунта и водоёмов) общий ресурс таких ВИЭ может составить до 3 млн т у.т./год [1].

С применением ядерной технологии на Ленинградской атомной электростанции (ЛАЭС) в настоящее время производится ~50 % генерируемой в регионе электроэнергии [1]. Годовая выработка электроэнергии строящейся на замену ЛАЭС четырёхблочной станции проекта АЭС—2006 может составить ~35—36 ТВт·ч при электрической мощности АЭС ~ 4,8 ГВт, расходах на собственные нужды ~7 % и эффективном числе часов использования номинальной мощности около 8000 ч [6]. Таким образом, суммарный потенциал АЭС и ВИЭ региона достаточен для обеспечения спроса на электроэнергию на перспективу практически без сжигания углеводородов.

Проблема теплоснабжения региона СПб—ЛО при наличии АЭС может быть решена, если, следуя предложению ВНИПИэнергопрома [7], использовать тепло ЛАЭС-2, которое согласно реализуемому в настоящее время проекту предполагается сбрасывать в окружающую среду. При этом ~ 40–42 млн Гкал тепла в год, отбираемых от АЭС, обеспечат около 45 % потребности региона в тепловой энергии. Согласно [7] тепловую энергию предлагается поставлять по двум двухтрубным магистралям в северные районы Петербурга и Всеволожский район Ленинградской области, а также в южные районы города и Гатчинский район области. По оценкам потери при поставке тепла на расстояние ~ 70 км по трубопроводам с теплоизоляцией из пенобетона могут составить до 2 %; по мнению одного из экспертов [8], рассматривавших предложение, потери тепловой энергии на трассе (~ 2 %) можно считать приемлемыми для системы централизованного теплоснабжения.

Поскольку температура теплоносителя ограничена из-за сравнительно невысоких параметров пара в турбинах АЭС и при включении в схему теплообменников (для обеспечения радиационной безопасности), потребуется подогрев теплоносителя у потребителя с применением пиковых котельных установок.

При отборе тепла на нужды теплоснабжения выработка электроэнергии на АЭС снижается (по оценкам на 15–20 %). В дальнейшем, следуя [8], в наших расчетах консервативно принято снижение мощности на ~ 20 % и годовая выработка электроэнергии четырехблочной АЭС оценена в ~28 ТВт·ч. При годовой выработке гидроэлектростанциями Ленинградской области ~3,0–3,5 ТВт·ч и потенциале ветроэнергетики ~25 ТВт·ч/год общая выработка электроэнергии в регионе составит ~56 ТВт·ч/год, что ниже прогнозируемой потребности (63–73 ТВт·ч/год) – в дальнейшем при оценках принята средняя величина потребности 68 ТВт·ч/год.

Помимо этих потерь, имеют место неизбежные потери части вырабатываемой ветроэлектростанциями (ВЭС) электроэнергии на входе и выходе системы аккумуляции, необходимость использования которой обусловлена неравномерностью ветрогенерации [9] во времени (для ВЭС коэффициент использования установленной мощности, КИУМ, составляет ~ 25 %). Для возмещения этих потерь должен быть предусмотрен дополнительный, достаточно масштабный, источник электроэнергии. Источниками на основе безуглеродных технологий в регионе могут быть или атомная энергия, или энергия ветра, например за счёт расширения площадей размещения ВЭС за пределами зоны Финского залива либо освоения высотной ветрогенерации. Размещение ВЭС на суше, несмотря на некоторое удешевление сооружения ВЭС, приводит к существенному (до 1,5 раз) снижению их КИУМ и, соответственно, к уменьшению выработки электроэнергии. С учётом необходимости увеличения ёмкости аккумуляторов это приводит к снижению экономической эффективности ВЭС. В то же время, несмотря на более высокие удельные капиталовложения в атомную энергетику, благодаря высоким (~ 80 % и более) возможным КИУМ АЭС, себестоимость «атомной» электроэнергии может быть ниже, чем для системы «ВЭС – аккумулятор». Поэтому предпочтительным оказывается сценарий наращивания электрогенерации на АЭС за счёт сооружения дополнительных блоков.

Таким образом, нам представляется, что система энергоснабжения региона СПб–ЛО должна включать следующие источники энергии:

атомную электростанцию;

ветроустановки с аккумуляторами энергии;

имеющиеся в регионе гидроэлектростанции;

котельные установки, обеспечивающие как подогрев геплоносителя, поступающего от АЭС, так и (при необходимости) теплогенерацию для удалённых потребителей.

Оценки показывают, что годовые потребности региона в энергии могут быть удовлетворены при наличии АЭС в составе шести блоков (двух, рассчитанных на эксплуатацию в конденсационном режиме годовой производительностью каждый

~9,5 ТВт·час при отпуске в сеть ~ 8,8 ТВт·ч, и четырёх блоков той же тепловой мощности с оборудованием, рассчитанным на теплофикационный режим), ГЭС общей мощностью ~0,7 ГВт, ВЭС общей мощностью ~11 ГВт с аккумуляторами (с эффективностью ~0,8) и дополнительными котельными установками, рассчитанными на производство 45–50 млн Гкал/год. Дополнительное количество тепловой энергии, необходимое для догрева теплоносителя до требуемых параметров, может быть получено за счёт использования как ВИЭ (энергия биомассы, ~3 млн т у.т.), так и сжигания углеводородного топлива в количестве ~4,5 млн т у.т., в том числе и местного, потенциал которого 2,5–4,5 млн т у.т./год (в зависимости от необходимого уровня обеспеченности).

Производимая за счёт углеводородов энергия при этом не превышает 20 % от всей генерируемой, а годовой расход УВ снижается в 5–6 раз. Соответственно, сокращаются выбросы парниковых газов, а также и объем сброса тепла АЭС в атмосферу.

О покрытии переменных частей годовой и суточной нагрузок

Не ставя целью прогнозировать режимы потребления, ограничимся здесь оценкой возможности покрытия переменных частей годовой и суточной нагрузок. В предлагаемой схеме энергообеспечения региона основной источник, вырабатывающий более половины энергии, – это АЭС. Предполагается, что АЭС будет работать в базовом режиме, как и ГЭС (без учёта неравномерности годового водного стока). Тогда за покрытие пиков суточного потребления электроэнергии должен будет отвечать комплекс ВЭС, включающий системы аккумуляции энергии. К аккумулирующим устройствам предъявляются следующие требования:

эффективность (КПД), т. е. минимизация затрат энергии при заряде и разряде;

приемлемая стоимость;

способность накапливать относительно большие количества энергии;

способность обеспечивать достаточное число циклов заряд–разряд;

способность обеспечивать скорость процессов заряда и разряда.

Приемлемым может быть ванадиевый проточный редокс-аккумулятор (ПРА) [10], который при довольно высоком КПД (~77 %) может обеспечить необходимую мощность за счёт использования больших внешних ёмкостей для хранения электролита.

Накопители энергии, в которых в качестве аккумулирующего элемента применяются супермаховики и сверхпроводящие индуктивные накопители, характеризуются более высокими КПД (~90 % [9]) и также обеспечивают как аккумулирование больших объёмов энергии, так и длительное время ее хранения (от суток до 6 месяцев), но они пока весьма дороги и сложны в эксплуатации (так, стоимость единицы энергии, запасаемой в супермаховиках, оценивается в 6–8 тысяч долларов за 1 кВт·ч, что в 20–40 раз больше стоимости для электрохимических накопителей типа ПРА). Приемлемо с точки зрения эффективности и стоимости также использование гидроаккумулирующих электростанций (ГАЭС, у которых КПД ~77 %), однако возможности региона по размещению ГАЭС в ЛО ограниченны.

Оценки масштабов требуемого аккумулирования энергии выполнялись с использованием данных о динамике потребления электроэнергии по месяцам в ЕЭС России за 2011–2013 годы [11] и о коэффициентах неравномерности потребления газа, приведённым в материалах ОАО «Газпром промгаз» [12] для Петербурга. Эти данные представлены на рис. 1.

Разница между потреблением тепла и его поставками от АЭС как летом, так и зимой может быть покрыта за счёт тепловой энергии, вырабатываемой котельными, использующими углеводороды и биотопливо. Таким образом, задача аккумулирования в течение года тепловой энергии практически решается путём накопления топлива (в том числе продуктов переработки горючих сланцев – синтетических нефти и газа).

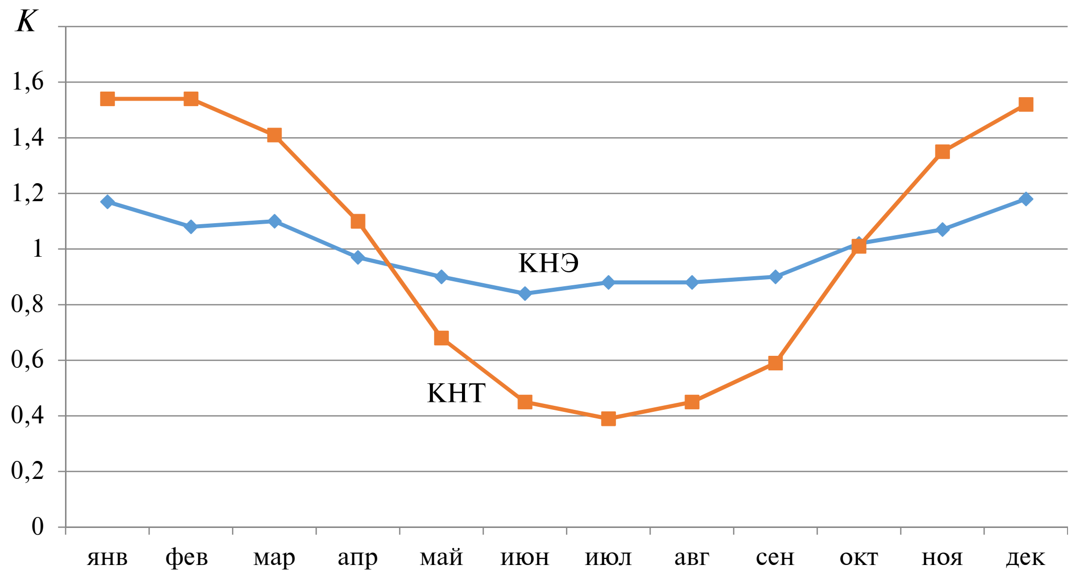


Рис. 1. Значения средних месячных коэффициентов неравномерности потребления тепла (КНТ) и электричества (КНЭ)
Fig. 1. The values of the average monthly coefficients of uneven heat consumption (CUHC) and electricity (CUEC)

Рассмотрим возможность обеспечения в рассматриваемой энергосистеме суточного графика потребления электроэнергии.

При оценке масштаба аккумулирования электроэнергии в течение суток ориентировались на графики потребления ОЭС Северо-Запада и Центра для рабочего дня [13, 14], соответствующие условиям максимального годового потребления и наибольшей неравномерности суточного графика.

Графики характеризуются параметрами $\alpha = P_{min}/P_{max}$ (отношение минимальной ночной нагрузки P_{min} к максимальной P_{max} в течение суток) и $\beta = \langle P\rangle/P_{max}$, где $\langle P\rangle$ – среднесуточная нагрузка. При оценках авторы приняли график потребления с параметрами $\alpha \cong 0{,}68–0{,}71$ (в зависимости от месяца) и $\beta \cong 0{,}88–0{,}9$, близкими к параметрам графика ОЭС Центра с более «глубоким» ночным провалом нагрузки (для ОЭС Северо-Запада $\alpha \cong 0{,}75$). Выбор таких параметров обусловлен тем соображением, что в регионе СПб–ЛО расход энергии на нужды населения и иные виды деятельности, существенно меняющийся в течение суток, заметно выше, чем средний по Северо-Западному федеральному округу.

При среднем годовом потреблении электроэнергии ~ 68 ТВт·ч среднесуточная нагрузка зимой при максимальном потреблении составляет $\langle P\rangle \cong 9$ ГВт, зимняя максимальная нагрузка в течение суток $P_{max} \cong 10{,}2–10{,}4$ ГВт, а минимальная – $P_{min} \cong 6{,}9–7{,}1$ ГВт. Изменение в течение года минимальной нагрузки (соответствующей ночному провалу потребления) представлено на рис. 2. Как видно из рисунка, суммарной мощности $P_{пост}$ АЭС с четырьмя теплофикационными блоками $P_{АЭС\,т} \cong 3{,}6$ ГВт (с учётом отбора тепла) и ГЭС региона (в среднем $P_{ГЭС} \cong 0{,}4$ ГВт, КИУМ ~53 %) недостаточно для покрытия даже минимальной нагрузки как в декабре, так и в июне месяце. (Для летнего периода с учётом поочерёдной остановки одного из блоков АЭС на месяц принималась $P_{АЭС\,т} \sim 2{,}7$ ГВт). На рис. 2 представлены также суммарные мощности АЭС и ГЭС в течение года при увеличении выработки электроэнергии на АЭС за счёт сооружения шести блоков (4 теплофикационных, 2 конденсационных) или семи блоков (4 теплофикационных, 3 конденсационных). При наличии 7 блоков АЭС базовая (минимальная) нагрузка обеспечивается практически круглый год (с учётом поочерёдного вывода из эксплуатации одного из блоков АЭС на месяц в летний период – с мая по сентябрь), а при шести блоках – большую часть года. Возможность регулирования нагрузки с помощью ГЭС при шестиблочном варианте АЭС требует дополнительного изучения.

Суточный расход электроэнергии зимой составляет ~ 210–220 ГВт·ч и летом ~ 160 ГВт·ч, из которых АЭС с четырьмя теплофикационными блоками даёт ~ 40 %. Ещё около 9–10 ГВт·ч в сутки могут дать ГЭС региона, если эта энергия будет поступать равномерно в течение года. Остальную часть энергии, необходимой для покрытия потребления (~ 70–120 ГВт·ч в сутки), должны поставить ВЭС. Учитывая неравномерность ветрогенерации и возможное временное отсутствие ветра, генерируемую ВЭС энергию необходимо будет аккумулировать как в зимний, так и в летний периоды. На рис. 3 представлены изменения в течение года величины мощности ВЭС, требуемой для покрытия переменной части суточного потребления; оценка сделана в предположении, что КИУМ$_{\text{ВЭС}}$ = 0,25 и КПД аккумуляторов примерно 0,8. Из рисунка следует: для варианта без расширения АЭС мощность ВЭС должна составлять 15–25 ГВт, что существенно больше мощности ВЭС, предполагаемой для зоны морских акваторий в ЛО [5]. При шестиблочном варианте АЭС мощность $P_{\text{ВЭС РЕГ}}$ ~11,5 ГВт может оказаться достаточной для покрытия графика потребления в течение года, кроме зимних месяцев. Покрыть недостаточность электрогенерации в зимний период можно, например используя генерацию на ТЭЦ с парогазовыми установками типа используемых на современной Северо-Западной ТЭЦ АО «Интер РАО – Электрогенерация» с высоким КПД при годовом расходе углеводородного топлива порядка 0,4–0,5 млн т у.т.

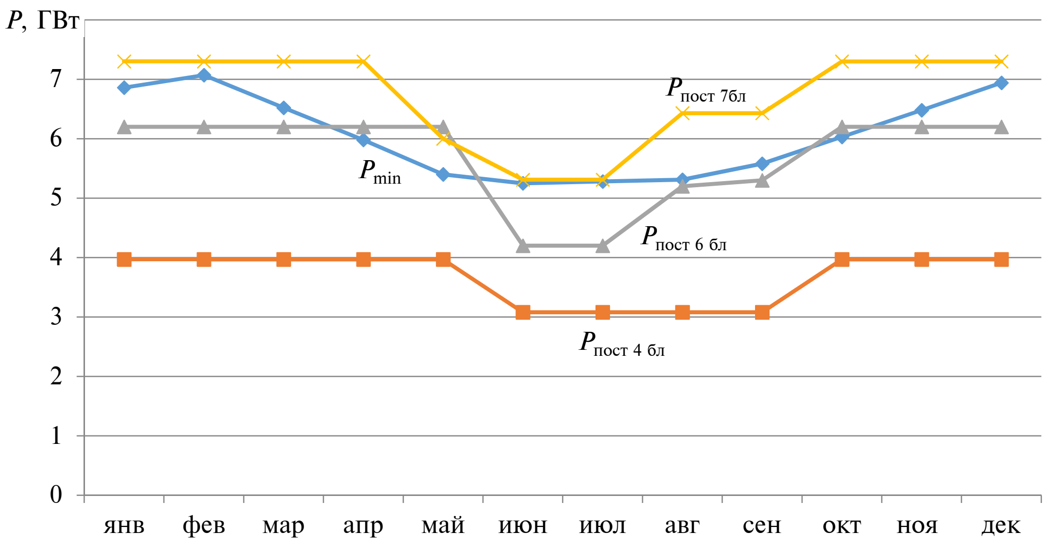


Рис. 2. Минимальные суточные нагрузки ($P_{\min}$) и суммарные мощности АЭС и ГЭС ($P_{\text{пост}}$) в течение года при различных составах АЭС: 4 блока теплофикационных; 6 блоков (4 теплофикационных, 2 конденсационных) и 7 блоков (4 теплофикационных, 3 конденсационных)

Fig. 2. The minimum daily load ($P_{\min}$) and the total capacity of nuclear power plants and hydroelectric power stations ($P_{\text{пост}}$) during the year with different NPP configurations: 4 heating units; 6 units (4 heating, 2 condensing) and 7 units (4 heating, 3 condensing)

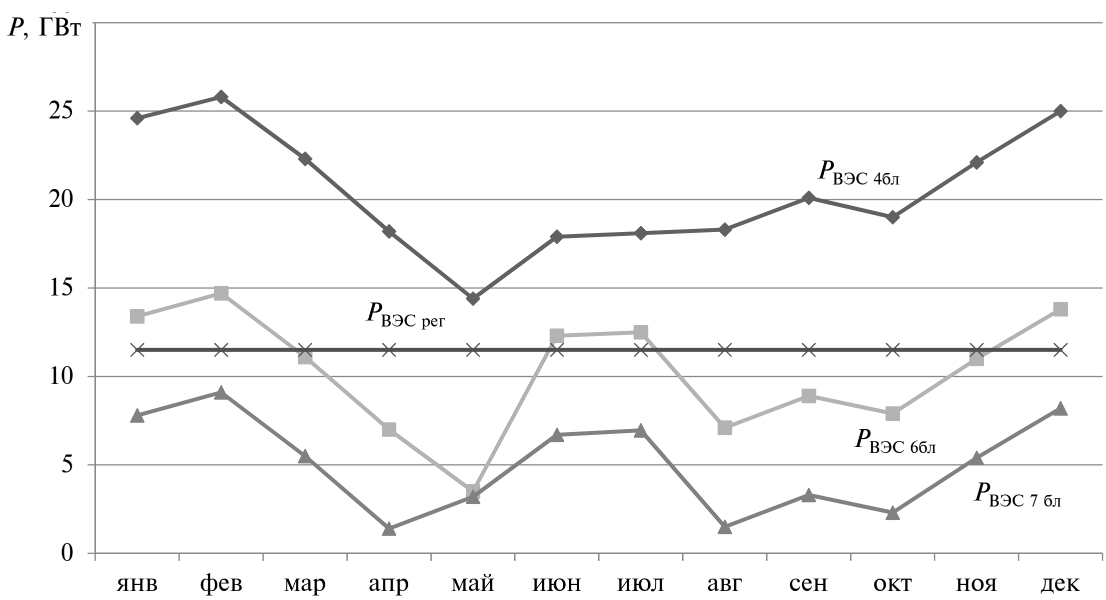


Рис. 3. Мощности ВЭС, требующиеся для выработки аккумулируемых энергий при следующих конфигурациях АЭС: 4 блока теплофикационных ($P_{\text{ВЭС 4бл}}$); 6 блоков ($P_{\text{ВЭС 6бл}}$, 4 теплофикационных, 2 конденсационных) и 7 блоков ($P_{\text{ВЭС 7бл}}$, 4 теплофикационных, 3 конденсационных)

Fig. 3. The VES capacity required to generate accumulated energies in the following NPP configurations: 4 heating units ($P_{\text{ВЭС 4бл}}$); 6 units ($P_{\text{ВЭС 6бл}}$, 4 heating and 2 condensing) and 7 units ($P_{\text{ВЭС 7бл}}$, 4 heating and 3 condensing ones)

Для семиблочного варианта АЭС прогнозируемая мощность ВЭС превышает необходимую. Избыточная мощность ВЭС при этом может быть использована в других целях, например для подогрева теплоносителя в системах отопления, что приведёт к снижению потребления местных УВС и объёмов выброса парниковых газов. Несмотря на то, что вариант системы с семью блоками лучше отвечает требованиям графика потребления, представляется предпочтительным шестиблочный вариант, при котором сброс тепла в окружающую среду окажется близким к предусмотренному проектом ЛАЭС-2. Дальнейшее наращивание мощности АЭС на той же площадке приведёт к увеличению сброса тепла (~ на 25 % при 7 блоках) и, соответственно, негативного влияния на окружающую среду.

Точнее определить структуру энергокомплекса региона можно будет лишь при планировании развития ЭЭС, выполненяя все этапы обоснования решения.

Примерный вид суточного графика нагрузки $P_{\text{нагр}}$ электропотребления с указанием способа его покрытия при наличии в системе 6 блоков АЭС (4 теплофикационных и 2 конденсационных блока) приведён на рис. 4 для одного из месяцев (март).

Таким образом, задача достижения баланса электрической энергии в регионе при удовлетворении требований суточного графика потребления может быть решена при сооружении АЭС из 6—7 блоков. Минимальная суточная нагрузка и зимой, и летом может быть покрыта генерацией АЭС и ГЭС, а на долю ВЭС останется покрытие переменной части суточной нагрузки. Рассматриваемый в качестве буферного накопителя ПРА ввиду высокой степени готовности может использоваться для быстрого реагирования на изменения нагрузки в сети. По мере развития соответствующих технологий могут применяться и другие типы накопителей, в том числе быстро реагирующие на изменения нагрузки в сети сверхпроводящие индуктивные накопители и супермаховики.

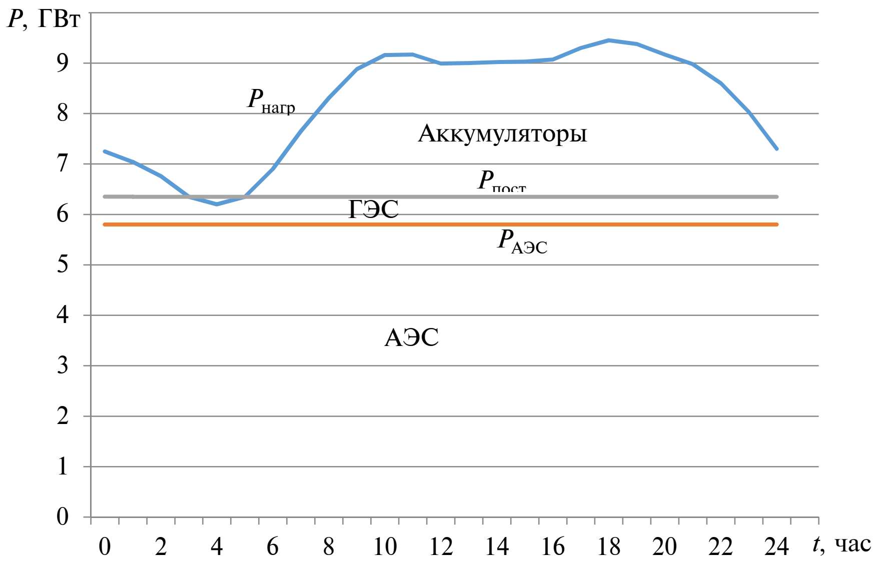


Рис. 4. Вид суточного графика нагрузки в марте месяце при годовой выработке электроэнергии 68 ГВт·ч и его покрытие источниками
Fig. 4. Type of daily load schedule in March with an annual output of 68 GWh

В результате реализации обсуждаемой схемы энергообеспечения региона примерно в 4 раза (с ~20 до 4–5 млн т у.т.) может сократиться потребление углеводородов и, соответственно, снизятся выбросы парниковых газов. Для преобразования энергетики региона в полностью безуглеродную необходимо обеспечить замещение подогрева теплоносителя за счёт сжигания местных УВС. Эта проблема (в том числе возможность увеличения потенциала возобновляемых источников энергии в регионе) требует отдельного изучения.

Заключение. Задачи на перспективу

Показано, что принципиально возможно удовлетворить потребность в энергии региона СПб–ЛО на перспективу при соблюдении графиков нагрузок практически без импорта углеводородного топлива, если увеличить мощность реконструируемой в регионе АЭС и использовать ее как для электро-, так и для теплоснабжения в комбинации с имеющимися ГЭС и комплексом ВЭС. Ввиду нестабильности ветрогенерации комплекс ВЭС должен включать буферные накопители энергии. Дефицит электроэнергии, образующийся вследствие отбора тепла АЭС на нужды отопления и потерь в результате аккумулирования производимой ВЭС электроэнергии, целесообразно покрывать за счёт наращивания АЭС до 6 блоков, включая четыре теплофикационных. Для догрева теплоносителя в системе теплоснабжения целесообразно применить котельные установки, рассчитанные на использование ограниченного количества углеводородов, в том числе местных (биомасса, торф, сланцы).

Такой комплекс может быть реализован на основе современных технологий и позволит существенно (до 4 раз) сократить количество выбросов парниковых газов, способствуя тем самым выполнению условий Парижского соглашения по климату.

В ближайшей (до 20 лет) и далёкой перспективах ряд научно-технических проблем требуют решения.

В области ядерной энергетики: переработка проекта ЛАЭС-2 под задачи теплофикации. Для получения тепловой энергии в значительных объёмах необходимы либо проектирование и установка турбогенераторов теплофикационного типа (в настоящее время теплофикационных турбин требуемой мощности нет), либо переработка турбин с устройством мощных теплофикационных отборов. В более далёкой перспективе – решение проблемы снабжения реакторов деления ядерным топливом в рамках крупномасштабной ядерной энергетической системы, включающей реакторы деления с торий-урановым топливным циклом и реакторы синтеза, имеющие объединённый топливный цикл, обеспечивающий наименьший риск радиационного воздействия на окружающую среду [15, 16].

В области энергетики на возобновляемых источниках энергии: ближайшие задачи – уточнение характеристик ветровой энергии в регионе, в том числе продолжительности и вероятности безветренных периодов; совершенствование технологий преобразования энергии ветра в электрическую с целью снижения капитальных затрат в ВЭС; организация крупномасштабного производства ВЭУ. В несколько отдалённой перспективе – исследование возможности использования более стабильных во времени высотных ветроресурсов и отработка соответствующих технологий.

Буферные накопители энергии: развитие крупномасштабных аккумулирующих систем с улучшенными технико-экономическими характеристиками.

Следует отметить, что предлагаемая схема энергоснабжения специфична для региона СПб–ЛО. Для других регионов должны рассматриваться схемы энергообеспечения, отвечающие именно их условиям, в том числе предусматривающие использование других видов ВИЭ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Федоров М.П., Кривошеев М.В.** Об энергообеспечении региона С-Петербург – Ленинградская область // Научный альманах «Стратегия развития и экономическая политика Экономического совета при губернаторе Санкт-Петербурга». 2014. Вып. 3. С. 65–73.

2. Промышленное производство. Электробаланс Российской Федерации. Федеральная служба государственной статистики (Росстат). 2014. [Электронный ресурс] URL: http://www.gks.ru/wps/wcm/connect/rosstat_main/rosstat/ru/statistics/enterprise/industrial/ (дата обращения: 08.10.2015).

3. **Албин И.Н.** Генеральный план Санкт-Петербурга 2019–2043: стратегия и тактика. Управленческое консультирование. 2016. № 1. С. 64–67.

4. Стратегия экономического и социального развития Санкт-Петербурга на период до 2030 года, Приложение к постановлению Правительства Санкт-Петербурга от 13.05.2014. 2014. № 355. [Электронный ресурс]. URL: http://gov.spb.ru/gov/otrasl/c_econom/strategiya-socialno-ekonomicheskogo-razvitiya-sankt-peterburga-do–2030/ (дата обращения: 18.10.2015).

5. **Елистратов В.В., Григорьев И.Н., Сколяров Я.Н.** Развитие потенциала возобновляемой энергетики на Северо-Западе России // Сборник докладов международной научно-практической конференцци «Возобновляемая энергетика 2003: состояние, проблемы, перспективы». 4–6 ноября 2003 г. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003. С. 479–482.

6. Проект АЭС–2006 / АЭП, Санкт-Петербург, 2011. [Электронный ресурс]. URL: http:/www.rosatom.ru/resources/c9fb6300447951c582baa2e920d36ab1/ npp_2006_rus.pdf (дата обращения: 08.10.2015)

7. Тепло от атома. Проект теплоснабжения от мощностей ЛАЭС-2: [Электронный ресурс]. Сайт журнала «Строительство и городское хозяйство Февраль 2010. № 115 [Электронный ресурс]. URL: http://www.stroypuls.ru/vipusk/detail.php?article_id=31257; (дата обращения: 26.08.2014).

8. Проект теплоснабжения от ЛАЭС-2: мнения специалистов. Газета «Энергетика и промышленность России» № 01-02 (141-142). Январь 2010: Энергетика: тенденции и перспективы [Электронный ресурс]. URL: http://www.eprussia.ru/epr/141/10900.htm (дата обращения: 26.08.2014).

9. **Елистратов В.В.** Возобновляемая энергетика. Изд. 2-е, доп. СПб.: Наука. 2013. 308 с.

10. Аккумуляторы на жидких электродах. [Электронный ресурс]. URL: http://universe-tss.su/main/nauka/25279-akkumulyatory-na-zhidkih-elektrodah.html (дата обращения: 16.08.2016).

11. Отчет о функционировании ЕЭС России в 2013 году. [Электронный ресурс]. URL: http://so-ups.ru/fileadmin/files/company/reports/disclosure/2014/ups_rep2013.pdf (дата обращения: 04.10.2015).

12. Обосновывающие материалы. Схема теплоснабжения в административных границах Санкт-Петербурга города федерального значения Российской Федерации на период до 2017 года с учётом перспективы до 2030 года. Книга 9. Глава 8. Перспективные топливные балансы. ОАО «Газпром промгаз», 2014. [Электронный ресурс]. URL: https://www.gov.spb.ru/gov/otrasl/ingen/shemy-razvitiya-inzhenerno-energeticheskogo-kompleksa/ (дата обращения: 01.10.2015).

13. Системный оператор Единой энергетической системы. Факт генерации и потребления ОЭС Северо-Запада. [Электронный ресурс]. URL: http://so-ups.ru/index.php?id=oes_northwest__gen_consump_hour (дата обращения: 27.03.2018).

14. Системный оператор Единой энергетической системы. Факт генерации и потребления ОЭС Центра. [Электронный ресурс]. URL: http://so-ups.ru/index.php?id=oes_center_gen_consump_hour (дата обращения: 27.03.2018).

15. **Цибульский В.Ф., Андрианова Е.А., Давиденко В.Д., Родионова Е.В., Цибульский С.В.** Преимущества производства новых делящихся изотопов для атомной энергетики в гибридных термоядерных реакторах // Вопросы атомной науки и техники. Сер.: Термоядерный синтез. 2016. Вып. 4. С. 5–12

16. **Велихов Е.П., Ковальчук М.В., Ильгисонис В.И., Игнатьев В.В., Цибульский В.Ф., Андрианова Е.А., Бландинский В.Ю.** Ядерная энергетическая система с реакторами деления и синтеза – стратегический ориентир развития отрасли // Вопросы атомной науки и техники. Сер.: Термоядерный синтез. 2017. Вып. 4. С. 5–13

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ФЕДОРОВ Михаил Петрович – *доктор технических наук президент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: M.Fedorov@spbstu.ru

КРИВОШЕЕВ Михаил Васильевич – *кандидат физико-математических наук помощник президента Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: mvkrivos@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 10.05.2018

REFERENCES

[1] **Fedorov M.P., Krivosheyev M.V.,** Ob energoobespechenii regiona S-Peterburg – Leningradskaya oblast, *Nauchnyy almanakh «Strategiya razvitiya i ekonomicheskaya politika Ekonomicheskogo soveta pri gubernatore Sankt-Peterburga.* 2014. Vyp. 3. S. 65–73. (rus.)

[2] Promyshlennoye proizvodstvo. Elektrobalans Rossiyskoy Federatsii. Federalnaya sluzhba gosudarstvennoy statistiki (Rosstat). 2014. [Elektronnyy resurs]. URL: http://www.gks.ru/wps/wcm/connect/rosstat_main/rosstat/ru/statistics/enterprise/industrial/ (data obrashcheniya: 08.10.2015), (rus.)

[3] **Albin I.N.,** Generalnyy plan Sankt-Peterburga 2019–2043: strategiya i taktika, *Upravlencheskoye konsultirovaniye.* 2016. № 1. S. 64–67. (rus.)

[4] Strategiya ekonomicheskogo i sotsialnogo razvitiya Sankt-Peterburga na period do 2030 goda, Prilozheniye k postanovleniyu Pravitelstva Sankt-Peterburga ot 13.05.2014 № 355, 2014. [Elektronnyy resurs]. URL: http://gov.spb.ru/gov/otrasl/c_econom/strategiya-socialno-ekonomicheskogo-razvitiya-sankt-peterburga-do–2030/(data obrashcheniya: 18.10.2015), (rus.)

[5] **Yelistratov V.V., Grigoryev I.N., Skolyarov Ya.N.,** Razvitiye potentsiala vozobnovlyayemoy energetiki na Severo-Zapade Rossii, *Sbornik dokladov mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentstsi «Vozobnovlyayemaya energetika 2003: sostoyaniye, problemy, perspektivy».* 4–6 noyabrya 2003 g. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2003. S. 479–482. (rus.)

[6] Proyekt AES–2006. AEP, Sankt-Peterburg, 2011, [Elektronnyy resurs]. URL: *http:/www.rosatom.ru/resources/c9fb6300447951c582baa2e920d36ab1/ npp_2006_rus.pdf* (data obrashcheniya: 08.10.2015). (rus.)

[7] Teplo ot atoma. Proyekt teplosnabzheniya ot moshchnostey LAES-2. [Elektronnyy resurs], *Sayt zhurnala «Stroitelstvo i gorodskoye khozyaystvo №115 fevral 2010, [Elektronnyy resurs]. URL: http://www.stroypuls.ru/vipusk/detail.php?article_id=31257* (data obrashcheniya: 26.08.2014). (rus.)

[8] Proyekt teplosnabzheniya ot LAES-2: mneniya spetsialistov, *Gazeta «Energetika i promyshlennost Rossii» № 01-02 (141-142) yanvar*

2010 goda: Energetika: tendentsii i perspektivy. [Elektronnyy resurs]. URL: http://www.eprussia.ru/epr/141/10900.htm (data obrashcheniya: 26.08.2014). (rus.)

[9] **Yelistratov V.V.,** Vozobnovlyayemaya energetika. Izd. 2-ye dop. SPb.: Nauka, 2013, 308 s. (rus.)

[10] Akkumulyatory na zhidkikh elektrodakh, *[Elektronnyy resurs]. URL: http://universe-tss.su/main/nauka/25279-akkumulyatory-na-zhidkih-elektrodah.html* (data obrashcheniya: 16.08.2016). (rus.)

[11] Otchet o funktsionirovanii YeES Rossii v 2013 godu, *[Elektronnyy resurs]. URL: http://so-ups.ru/fileadmin/files/company/reports/disclosure/2014/ups_rep2013.pdf* (data obrashcheniya: 04.10.2015). (rus.)

[12] Obosnovyvayushchiye materialy. Skhema teplosnabzheniya v administrativnykh granitsakh Sankt-Peterburga goroda federalnogo znacheniya Rossiyskoy Federatsii na period do 2017 goda s uchetom perspektivy do 2030 goda. Kniga 9. Glava 8. Perspektivnyye toplivnyye balansy. OAO «Gazprom promgaz», 2014, *[Elektronnyy resurs]. URL: https://www.gov.spb.ru/gov/otrasl/ingen/shemy-razvitiya-inzhenerno-energeticheskogo-kompleksa/* (data obrashcheniya: 01.10.2015). (rus.)

[13] Sistemnyy operator Yedinoy energeticheskoy sistemy. Fakt generatsii i potrebleniya OES Severo-Zapada, *[Elektronnyy resurs]. URL: http://so-ups.ru/index.php?id=oes_northwest__gen_consump_hour* (data obrashcheniya: 27.03.2018). (rus.)

[14] Sistemnyy operator Yedinoy energeticheskoy sistemy. Fakt generatsii i potrebleniya OES Tsentra, *[Elektronnyy resurs]. URL: http://so-ups.ru/index.php?id=oes_center_gen_consump_hour* (data obrashcheniya: 27.03.2018). (rus.)

[15] **Tsibulskiy V.F., Andrianova Ye.A., Davidenko V.D., Rodionova Ye.V., Tsibulskiy S.V.,** Preimushchestva proizvodstva novykh delyashchikhsya izotopov dlya atomnoy energetiki v gibridnykh termoyadernykh reaktorakh, *Voprosy atomnoy nauki i tekhniki. Ser.: Termoyadernyy sintez.* 2016. Vyp. 4. S. 5–12. (rus.)

[16] **Velikhov Ye.P., Kovalchuk M.V., Ilgisonis V.I., Ignatyev V.V., Tsibulskiy V.F., Andrianova Ye.A., Blandinskiy V.Yu.,** Yadernaya energeticheskaya sistema s reaktorami deleniya i sinteza – strategicheskiy oriyentir razvitiya otrasli, *Voprosy atomnoy nauki i tekhniki. Ser.: Termoyadernyy sintez*, 2017. Vyp. 4. S. 5–13. (rus.)

THE AUTHORS

FEDOROV Mikhail P. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: M.Fedorov@spbstu.ru
KRIVOSHEEV Mikhail V. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: mvkrivos@yandex.ru

Received: 10.05.2018

DOI: 10.18721/JEST.240202
УДК 621.311; 621.313

Д.Н. Седойкин[1], А.А. Юрганов[2]

1 – ООО Научно-производственное предприятие «ЭКРА», г. Чебоксары, Россия
2 – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

АДАПТИВНЫЙ АВТОМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР ВОЗБУЖДЕНИЯ НА ОСНОВЕ НЕЧЕТКОГО АППРОКСИМАТОРА В РЕЖИМЕ НЕДОВОЗБУЖДЕНИЯ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ

Переход к цифровой реализации систем управления позволил за счет применения более совершенных алгоритмов регулирования возбуждения синхронных генераторов повысить качество и надежность электроснабжения потребителей. Перспективное направление развития систем автоматического управления возбуждением – разработка адаптивных системных стабилизаторов для эффективного демпфирования электромеханических колебаний в энергосистемах. Один из вариантов решения задачи адаптивного управления – настройка системного стабилизатора с помощью нечеткого аппроксиматора, который в зависимости от параметров электроэнергетической системы, к которой подключен генератор, определяет оптимальные коэффициенты каналов стабилизации по избыточной мощности и отклонению скорости энергоблока. Особенно важно обеспечить оптимальность настройки системного стабилизатора в режимах потребления генератором реактивной мощности (недовозбуждение). В работе показано, что закономерности, связывающие оптимальные коэффициенты автоматического регулятора напряжения и системного стабилизатора с параметрами энергосистемы, выбранные в нормальных режимах генератора, справедливы и для режима недовозбуждения.

Ключевые слова: синхронные машины, регулирование возбуждения, режим недовозбуждения, системный стабилизатор, демпфирование электромеханических колебаний, адаптивный регулятор возбуждения.

Ссылка при цитировании:
Д.Н. Седойкин, А.А. Юрганов. Адаптивный автоматический регулятор на основе нечеткого аппроксиматора в режиме недовозбуждения синхронной машины // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 22–29. DOI: 10.18721/JEST.240202.

D.N. Sedoykin[1], A.A. Yurganov[2]

1 – EKRA Research and Production Enterprise Ltd, Cheboksary, Russia
2 – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

AN ADAPTIVE AUTOMATIC EXCITATION REGULATOR BASED ON FUZZY APPROXIMATION OPERATING WITH AN UNDER-EXCITED GENERATOR

Digital implementation of control systems made it possible to improve the quality and reliability of power supply through more sophisticated algorithms for regulating the excitation of synchronous generators. A promising direction of development of automatic excitation control systems is the development of adaptive system stabilizers for effective damping of electromechanical oscillations in power systems. One of the options for solving the problem of adaptive control is to adjust the system stabilizer with the help of a fuzzy approximator. The fuzzy approximator, depending on the parameters of the power system, determines the optimum coefficients of the stabilization channels for excess power and the speed deviation of the power unit. It is especially important to ensure the optimum tuning of the system stabilizer in the under-excitation mode. The article shows that the regularities connecting the optimum coefficients of the automatic voltage regulator and the system stabilizer with the parameters of the power system selected in normal generator modes are also valid for the under-excitation mode.

Keywords: synchronous machines, excitation control, underexcitation mode, power system stabilizer, damping of electromechanical oscillations, adaptive excitation regulator.

Citation:
D.N. Sedoykin, A.A. Yurganov, An adaptive automatic excitation regulator based on fuzzy approximation operating with an under-excited generator, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 22–29, DOI: 10.18721/JEST.240202.

XXI век в электроэнергетике ознаменовался массовым переводом аппаратуры управления и регулирования на принципиально новую аппаратную базу – микропроцессорную. Она позволяет расширить возможности систем управления и повысить качество и надежность электроснабжения потребителей. Во многих отраслях науки и техники этот переход сопровождается внедрением принципиально новых алгоритмов (нечёткая логика и др.) [8, 9]. Однако, в автоматике и регулировании возбуждения синхронных машин (СМ) возможности цифровой техники используются только при реализации логических операций. Как правило, реализация цифровых регуляторов сопровождается переносом с аналоговых устройств предыдущего поколения давно известных ПИД-алгоритмов. В результате недоиспользуются возможности систем управления.

В РФ, как и во всем мире, ведутся разработки интеллектуальных систем автоматического управления возбуждением (САУВ) [1–3, 7, 10, 12, 13]. Одним из направлений таких работ является адаптивная САУВ с применением нечеткого аппроксиматора (НА); ее функциональная схема представлена на рис. 1 [4, 5].

Основным элементом схемы является НА [11, 14, 15], который в зависимости от параметров эквивалентной схемы энергосистемы, формируемой на основе реальных измерений параметров режима СМ, и коэффициента усиления регулятора напряжения, определяет оптимальные значения коэффициентов каналов стабилизации – по отклонению скорости $k_{\Delta\omega}$ и по избыточной мощности $k_{\Delta P}$, тем самым обеспечивая следующее:

выбор оптимальной настройки автоматического регулятора возбуждения (АРВ) для всех схемно-режимных условий работы генератора;

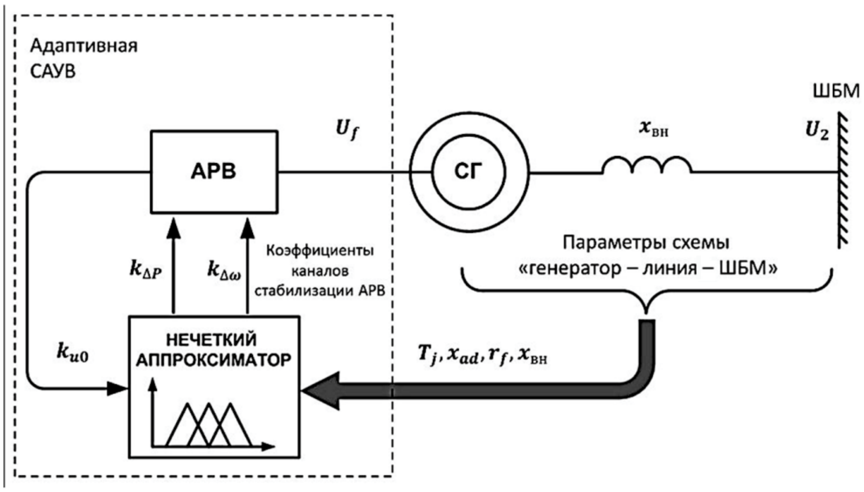


Рис. 1. Функциональная схема адаптивной САУВ на основе нечеткого аппроксиматора
Fig. 1. Functional diagram of adaptive automatic excitation control system based on fuzzy approximator

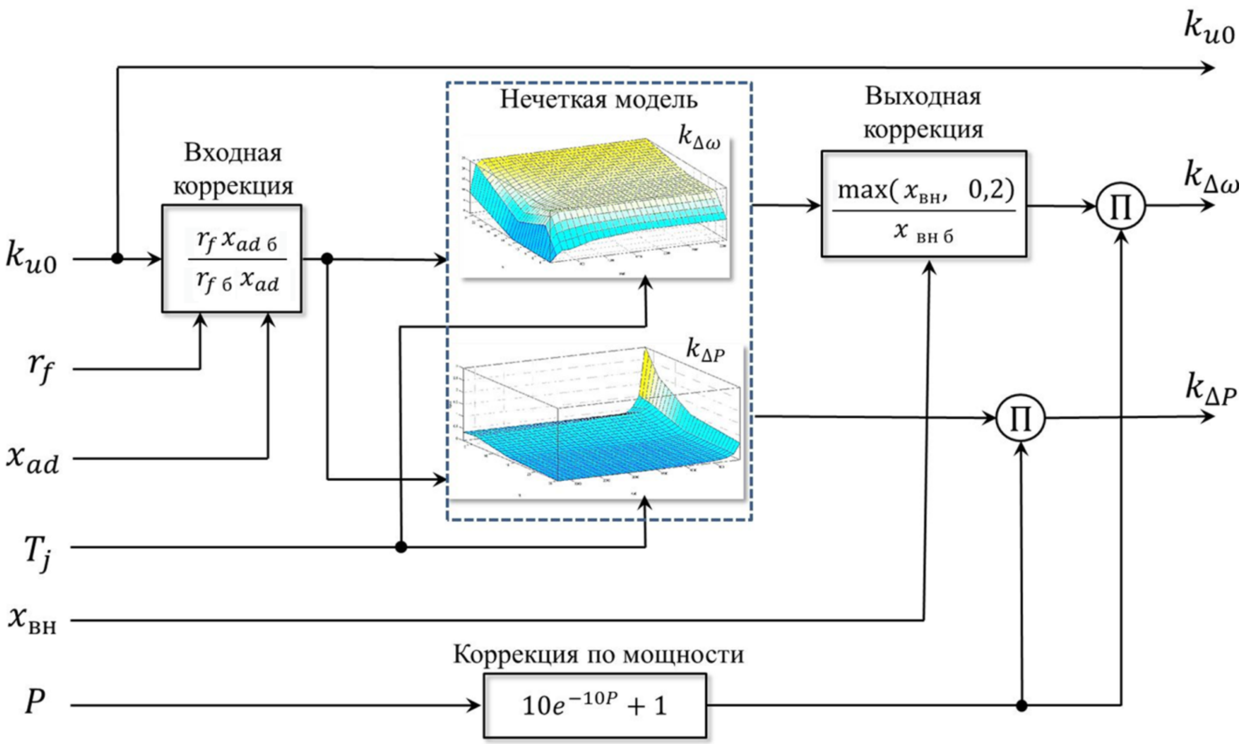


Рис. 2. Структурная схема нечеткого аппроксиматора
Fig. 2. Structural diagram of fuzzy approximator.

адаптацию САУВ для работы с различными типами СМ.

Структура нечеткого аппроксиматора представлена на рис. 2.

Входными переменными нечеткого аппроксиматора являются: параметры генератора – r_f, x_{ad}, T_j; эквивалентное сопротивление линии $x_{вн}$; величина активной мощности P и коэффициент усиления регулятора напряжения k_{u0}. Параметры $r_{fб}$, $x_{adб}$, $x_{вн\,б}$ – это параметры «базовой» эквивалентной схемы «генератор – линия – шины бесконечной мощности (ШБМ)», на основе которой произведен синтез нечеткой модели (нечеткое ядро) аппроксиматора.

В вышеуказанных работах не рассматривались переходные процессы в режимах потребления реактивной мощности. Такие режимы регулярно появляются при снижении активной нагрузки мощных энергосистем в ночное время, а также при аварийных отключениях линий, соединяющих между собой два или несколько энергорайонов, либо при подключении к электростанции незагруженных линий. В условиях острого дефицита быстродействующих устройств компенсации реактивной мощности в высоковольтных сетях РФ задача оптимизации её потребления и нормализации уровня напряжений в сети решается путем перевода турбогенераторов в режим недовозбуждения. Работа в этих режимах приводит к вибрации и нагреву торцевых зон статора и, как следствие, к снижению ресурса генератора. Кроме того, уменьшение тока возбуждения приводит к снижению уровней статической и динамической устойчивости генератора. Потеря устойчивости в режиме недовозбуждения сопровождается асинхронным ходом «внутри» генератора, когда ротор начинает проворачиваться относительно поля статора; такое возможно даже при работе СМ в очень мощной энергосистеме.

Очевидно, что одновременное решение проблем, возникающих в таких режимах, наталкивается на внутренние противоречия. В этих условиях первостепенное значение имеет эффективное демпфирование электромеханических колебаний, позволяющее повысить устойчивость энергоблока. Для повышения устойчивости в режимах потребления реактивной мощности в отечественных САУВ применяется канал стабилизации производной тока возбуждения, получивший название стабилизатор внутреннего движения [6]. В предыдущих работах [4, 5] рассмотрен синтез НА и проведена оценка качества регулирования адаптивной САУВ на его основе применительно к режимам выдачи реактивной мощности.

Цель настоящего исследования – определить, способен ли адаптивный АРВ на основе НА в режиме недовозбуждения СМ сохранить заданное (характеризующееся нулевым перерегулированием и единичной степенью затухания электромеханических колебаний) качество регулирования возбуждения без ввода дополнительного канала стабилизации.

В качестве модели энергоблока в составе электроэнергетической системы (ЭЭС) выбрана эквивалентная схема «генератор – линия – ШБМ». Такая схема достаточно точно отображает переходные процессы, связанные с локальными, межсетевыми и межстанционными качаниями. В ней переход в режим недовозбуждения вызывается увеличением напряжения на ШБМ.

Оценка эффективности параметрической адаптации в режиме недовозбуждения проводилась на основе моделирования переходных процессов по управляющему и возмущающему воздействиям для нескольких генераторов при различных параметрах ЭЭС. Параметры генераторов приведены в таблице. Результаты моделирования аналогичных переходных процессов в режиме перевозбуждения СМ показали, что адаптивная САУВ на основе НА обеспечивает характер переходных процессов, близкий к монотонному [4, 5].

В качестве основных критериев оценки качества переходных процессов выбраны перерегулирование и коэффициент демпфирования. Оценка качества переходного процесса проводилась на основе значения функции его принадлежности к нечеткому множеству «эталонный переходный процесс». Эталонный переходный процесс характеризуется единичной степенью затухания и нулевым значением перерегулирования. Функция принадлежности i-го переходного процесса к этому нечеткому множеству [4] определялась следующим выражением:

$$\mu_i = (1-\sigma_i)(1-1/\zeta_i), \qquad (1)$$

где σ_i – перерегулирование; ζ_i – коэффициент демпфирования, а выражение $(1 - 1/\zeta_i)$ определяет степень затухания колебаний.

При моделировании принималось следующее:

Начальные условия: напряжение на шинах генератора – U = 1 о.е.; величина активной мощности – P_0 = 0,6 о.е. (здесь и далее за единицу принята номинальная полная мощность).

Параметры генераторов

Parameters of synchronous generators

Генератор	Параметры										
	x_d, о.е.	x_q, о.е.	x_s, о.е.	x_{fs}, о.е.	x_{Ds}, о.е.	x_{Qs}, о.е.	r_a, о.е.	r_f, о.е.	r_D, о.е.	r_Q, о.е.	T_j, о.е.
Модельный турбогенератор МТ-30-6 ИЭМ	1,53	1,53	0,04	0,04	0,1*	0,1*	0,003	0,002	10*	10*	5,75
Турбогенератор Белорусской АЭС (БАЭС)	2,32	2,32	0,225	0,14	0,041	0,041	0,005	8E-04	0,136	0,68	11,56

* Нет данных; параметры выбраны исходя из условия снижения влияния демпферных контуров на качество переходных процессов.

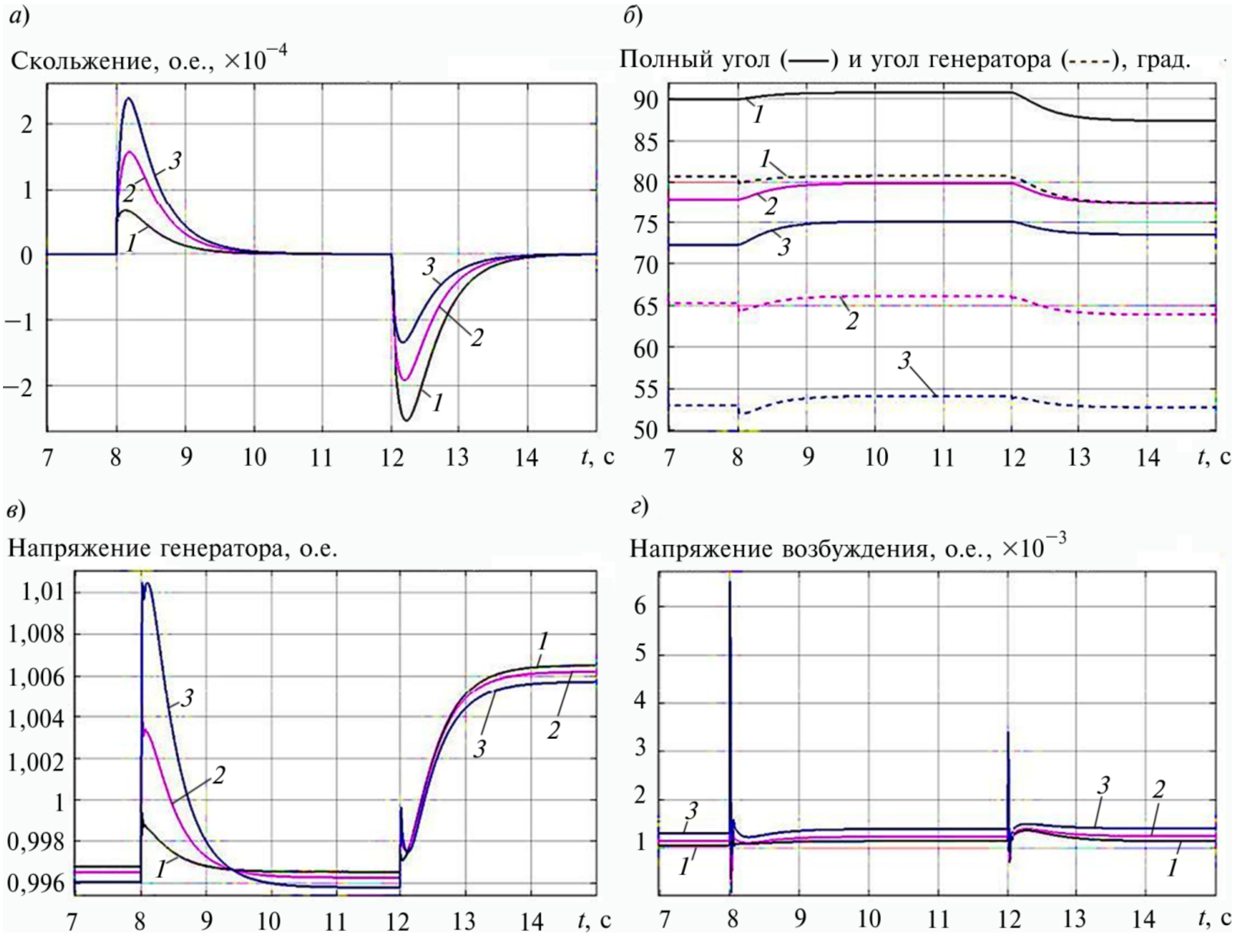


Рис. 3. Переходные процессы в ЭСС модельного генератора МТ30-6 ИЭМ ($S_н$ = 30 кВА) при разных $x_{вн}$ (*1* – 0,312; *2* – 0,431; *3* – 0,646)

Fig. 3. Transient processes in the electric power system of the model generator МТ30-6 ИЭМ (S_r = 30 kVA) for $x_{вн}$ – 0,312 (*1*); 0,431 (*2*); 0,646 (*3*)

Параметры ЭЭС. Внешнее индуктивное сопротивление линии $x_{вн}$ = [0,312; 0,431; 0,646]. Напряжение на ШБМ: U_2 = 1,18 о.е. для ЭЭС с модельным генератором МТ30-6 ИЭМ; U_2 = 1,13 о.е. для ЭЭС с турбогенератором Белорусской АЭС.

Сценарий моделирования. Для генератора, работающего в ЭЭС с внешним индуктивным сопротивлением $x_{вн}$ и напряжением на ШБМ, равным U_2, на 7-й секунде меняется величина активной мощности на P_0 = 0,05 о.е. (возмущающее воздействие), а на 12-й секунде изменяется уставка по напряжению на величину ΔU = 0,01 о.е. (управляющее воздействие).

Результаты моделирования переходных процессов в режиме недовозбуждения для ЭЭС с различными типами генераторов представлены на рис. 3 и 4.

Во всех представленных случаях адаптивный АРВ с НА обеспечивает монотонные переходные процессы с нулевым перерегулированием и единичной степенью затухания. Значения функций μ принадлежности всех переходных процессов к множеству «эталонный переходный процесс» стремятся к 1, что свидетельствует о полной адаптации САУВ к рассмотренным генераторам и изменениям внешней сети.

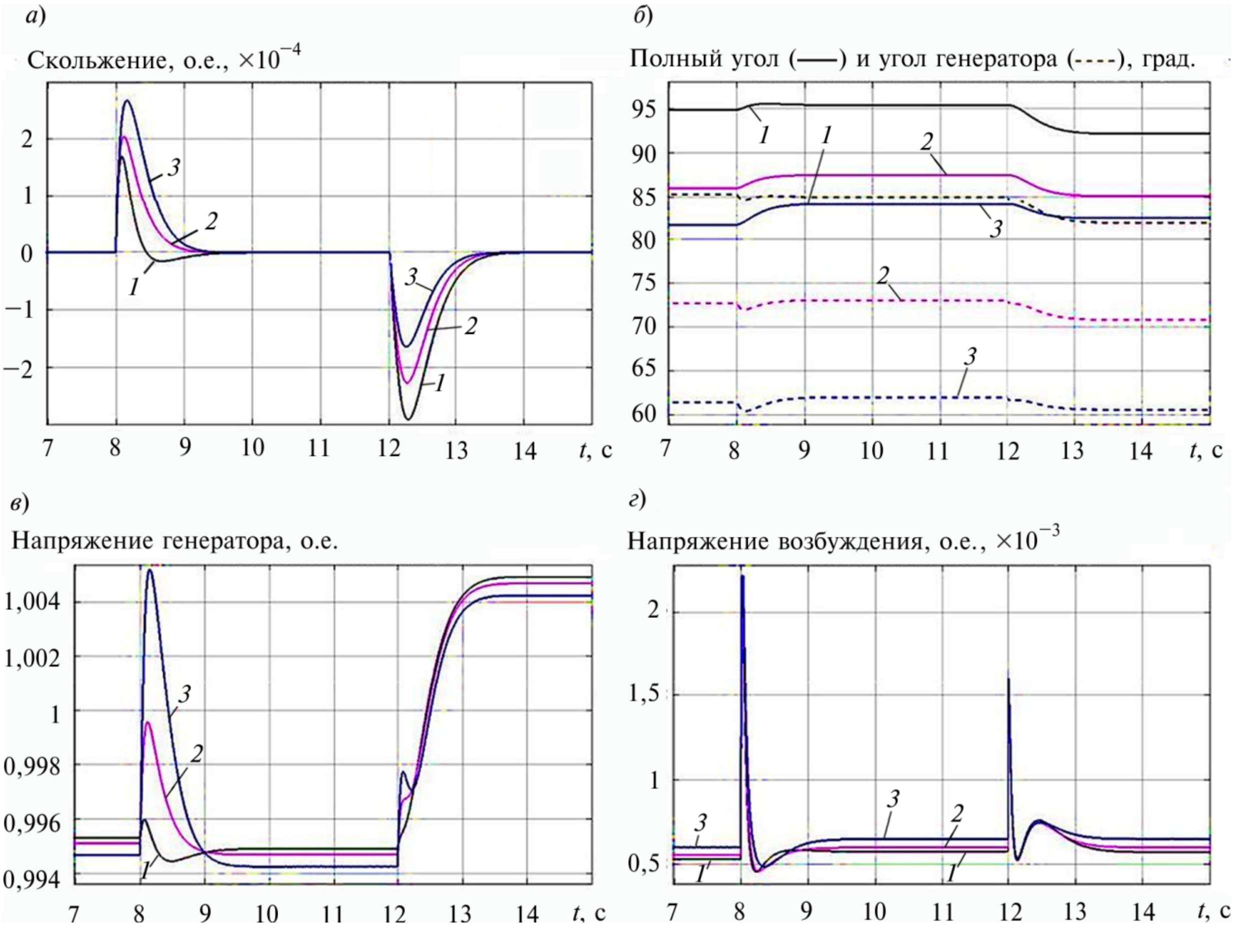


Рис. 4. Переходные процессы в ЭСС турбогенератора Белорусской АЭС ($P_н$ = 1200 МВт) ($x_{вн}$: *1* – 0,312; *2* – 0,431; *3* – 0,646)
Fig. 4. Transient processes in the electric power system of the turbine generator of the Belarusian NPP (P_r = 1200 MW) for $x_{вн}$ – 0,312 (*1*); 0,431 (*2*); 0,646 (*3*)

Вывод

В режимах потребления реактивной мощности турбогенераторов (недовозбуждение) для адаптивного АРВ на основе НА нет необходимости введения дополнительного канала стабилизации внутреннего движения, что упрощает САУВ программно и аппаратно. Закономерности, связывающие с параметрами эквивалентной схемы «генератор – линия – ШБМ» коэффициенты АРВ, при соблюдении которых обеспечивается оптимальное регулирование, справедливы как для режима перевозбуждения, так и для режима недовозбуждения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Глебов И.А., Шанбур И.Ж., Юрганов А.А.** Перспективы применения нечёткой логики в системах регулирования возбуждения синхронных генераторов // Труды международной конференции по мягким вычислениям и измерениям SCM'98. Том I. СПб: Изд-во СПбГЭТУ, 1998. С. 242–245.

2. **Борцов Ю.А., Поляхов Н.Д., Приходько И.А., Юрганов А.А., Соколов П.В.** Исследование нечетких стабилизаторов возбуждения синхронного генератора // Электричество. 1999. № 8. С. 50–55.

3. **Борцов Ю.А., Юрганов А.А., Приходько И.А., Кожевников В.А.** Экспериментальное исследо-

вание нечеткого стабилизатора возбуждения синхронного генератора //Электротехника. 1999. № 3. С.1–5.

4. **Седойкин Д.Н., Юрганов А.А.** Новая структура канала стабилизации режима синхронного генератора и общие принципы его настройки на основе нечеткого аппроксиматора // Известия НТЦ Единой энергетической системы. 2016. № 1 (74). С. 67–74.

5. **Седойкин Д.Н.** Адаптивный регулятор возбуждения на основе нечеткого аппроксиматора // Сборник научных трудов по материалам Международной научно-практической конференции «Современные проблемы науки, технологий, инновационной деятельности» 31 августа 2017 г. Часть I. Белгород: ООО Агентство перспективных научных исследований (АНПИ). 2017. С. 117–121.

6. **Юрганов А.А., Кожевников В.А.** Регулирование возбуждения синхронных генераторов. СПб.: Наука, 1996. 138 с.

7. **Бошляков А.А., Рубцов В.И.** Проектирование нечеткого регулятора следящей системы // Инженерный журнал: Наука и инновации. 2013. № 8. [Электр. ресурс]. URL: http://engjournal.ru/search/word/page1.html

8. **Жмудь В.А.** Адаптивные системы автоматического управления с единственным основным контуром // Автоматика и программная инженерия. 2014. № 2(8). С. 106–122.

9. **Жмудь В.А., Терешкин Д.О., Прыткова О.В.** Адаптивные системы управления // Сборник научных трудов НГТУ. 2011. № 1(63). С. 23–40.

10. **Поляхов Н.Д., Приходько И.А., Стоцкая А.Д.** Адаптивное управление синхронным генератором // Труды IX Международной (XX Всероссийской) конференции по автоматизированному электроприводу АЭП-2016, 3-7 октября 2016 г. Пермь: Изд-во Пермского национального исследовательского университета. 2016. С. 191–194.

11. **Пегат А.** Нечеткое моделирование и управление. М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2013. 798 с.

12. **Поляхов Н.Д., Ха Ань Туан.** Адаптивное управление синхронным генератором на основе безынерционного параметрического алгоритма // Электричество. 2014. № 12. С. 47–54.

13. **Zhiting Guo, Hong Song, Penggao Wen, Zhizheng Fan.** Study on Synchronous Generator Excitation Control Based on FLC // World Journal of Engineering and Technology. 2015. № 3. P. 232-239. [Электр. ресурс]. URL: http://file.scirp.org/pdf/WJET_2015111913301109.pdf

14. **Kosko B.** Fuzzy systems as universal approximators // IEEE Internal Conf. Fuzzy Systems (8–12 March 1992, San Diego-CA). 1992. P. 1153–1162.

15. **Timothy J.** Ross. Fuzzy logic with engineering application // Second Edition. Chichester: John Wiley & Sons Ltd, 2004. 628 p.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

СЕДОЙКИН Дмитрий Николаевич – *руководитель направления систем возбуждения синхронных электродвигателей и генераторов, Общество с ограниченной ответственностью Научно-производственное предприятие «ЭКРА»*
E-mail: barbudoss@yandex.ru

ЮРГАНОВ Алексей Анатольевич – *доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: aayurganov@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 03.02.2018

REFERENCES

[1] **Glebov I.A., Shanbur I.Zh., Yurganov A.A.,** Perspektivy primeneniya nechetkoy logiki v sistemakh regulirovaniya vozbuzhdeniya sinkhronnykh generatorov [Prospects for using fuzzy logic in synchronous generator excitation control systems], *Trudy mezhdunarodnoy konferentsii po myagkim vychisleniyam i izmereniyam SCM'98. Tom I.* SPb.: Izd-vo SPbGETU. 1998. S. 242–245. (rus.)

[2] **Bortsov Yu.A., Polyakhov N.D., Prikhodko I.A., Yurganov A.A., Sokolov P.V.,** Issledovaniye nechetkikh stabilizatorov vozbuzhdeniya sinkhronnogo generatora [Research of fuzzy stabilizers of excitation of a synchronous generator], *Elektrichestvo.* 1999. № 8. S. 50–55. (rus.)

[3] **Bortsov Yu.A., Yurganov A.A., Prikhodko I.A., Kozhevnikov V.A.,** Eksperimentalnoye issledovaniye nechetkogo stabilizatora vozbuzhdeniya sinkhronnogo generatora [Experimental research of the fuzzy stabilizer of excitation of a synchronous generator], *Elektrotekhnika.* 1999. № 3. S. 1–5. (rus.)

[4] **Sedoykin D.N., Yurganov A.A.,** Novaya struktura kanala stabilizatsii rezhima sinkhronnogo generatora i obshchiye printsipy yego nastroyki na osnove nechetkogo approksimatora [The new structure of channel for stabilizing synchronous generator mode and the general principles of its tuning based on the fuzzy approximator], *Izvestiya NTTs Yedinoy energeticheskoy sistemy*. 2016. № 1 (74). S. 67–74. (rus.)

[5] **Sedoykin D.N.,** Adaptivnyy regulyator vozbuzhdeniya na osnove nechetkogo approksimatora [Adaptive excitation controller based on fuzzy approximator], *Sbornik nauchnykh trudov po materialam Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Sovremennyye problemy nauki, tekhnologiy, innovatsionnoy deyatelnosti» 31 avgusta 2017 g. Chast I.* Belgorod: OOO Agentstvo perspektivnykh nauchnykh issledovaniy (ANPI). 2017. S. 117–121. (rus.)

[6] **Yurganov A.A., Kozhevnikov V.A.,** Regulirovaniye vozbuzhdeniya sinkhronnykh generatorov [Excitation control of synchronous generators]. SPb.: Nauka, 1996. 138 s. (rus.)

[7] **Boshlyakov A.A., Rubtsov V.I.,** Proyektirovaniye nechetkogo regulyatora sledyashchey sistemy, *Inzhenernyy zhurnal*: *Nauka i innovatsii.* 2013. № 8. [Elektr. resurs]. URL: http://engjournal.ru/search/word/page1.html (rus.)

[8] **Zhmud V.A.,** Adaptivnyye sistemy avtomaticheskogo upravleniya s yedinstvennym osnovnym konturom [Adaptive automatic control systems with a single primary loop], *Avtomatika i programmnaya inzheneriya*. 2014. № 2(8). S. 106–122. (rus.)

[9] **Zhmud V.A., Tereshkin D.O., Prytkova O.V.,** Adaptivnyye sistemy upravleniya [Adaptive control systems], *Sbornik nauchnykh trudov NGTU.* 2011. № 1(63). S. 23–40. (rus.)

[10] **Polyakhov N.D., Prikhodko I.A., Stotskaya A.D.,** Adaptivnoye upravleniye sinkhronnym generatorom [Adaptive control of synchronous generator], *Trudy IX Mezhdunarodnoy (XX Vserossiyskoy) konferentsii po avtomatizirovannomu elektroprivodu AEP-2016,* 3–7 oktyabrya 2016 g. Perm: Izdatelstvo Permskogo natsionalnogo issledovatelskogo universiteta. 2016. S. 191–194. (rus.)

[11] **Pegat A.,** Nechetkoye modelirovaniye i upravleniye [Fuzzy modeling and control]. M.: BINOM. Laboratoriya znaniy, 2013. 798 s. (rus.)

[12] **Polyakhov N.D., Kha An Tuan,** Adaptivnoye upravleniye sinkhronnym generatorom na osnove bezynertsionnogo parametricheskogo algoritma [Adaptive control of a synchronous generator based on the inertial-free parametric algorithm], *Elektrichestvo*. 2014. № 12. S. 47–54. (rus.)

[13] **Zhiting Guo, Hong Song, Penggao Wen, Zhizheng Fan,** Study on Synchronous Generator Excitation Control Based on FLC, *World Journal of Engineering and Technology*. 2015. № 3. P. 232–239 [Elektr. resurs]. URL: http://file.scirp.org/pdf/WJET_2015111913301109.pdf

[14] **Kosko B.,** Fuzzy systems as universal approximators. *IEEE Internal Conf. Fuzzy Systems* (8–12 March 1992, San Diego-CA). 1992. P. 1153–1162.

[15] **Timothy J. Ross,** Fuzzy logic with engineering application. Second Edition. Chichester: John Wiley & Sons Ltd, 2004. 628 p.

THE AUTHORS

SEDOYKIN Dmitrii N. – *EKRA Research and Production Enterprise Ltd*
E-mail: barbudoss@yandex.ru
YURGANOV Alekseii A. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: aayurganov@mail.ru

Received: 03.02.2018

DOI: 10.18721/JEST.240203
УДК 621.181:622.612

А.А. Тринченко[1], В.В. Сергеев[1], М.Р. Кадыров[1],
Е.Г. Поршнева[1], А.П. Парамонов[2], В.Г. Урванцев[3]

1 – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия
2 – ЗАО «НПО Флейм», Санкт-Петербург, Россия
3 – Санкт-Петербургский государственный технологический институт
(технический университет), Санкт-Петербург, Россия

ТОПОЧНОЕ УСТРОЙСТВО ПАРОГЕНЕРАТОРА ДЛЯ СЖИГАНИЯ ГИДРОЛИЗНОГО ЛИГНИНА

Представлены результаты исследований возможности энергетического использования горючих отходов деревоперерабатывающей промышленности. Показана возможность эффективного сжигания в топке котла гидролизного лигнина, являющегося отходом биохимического производства. Разработано топочное устройство на основе низкотемпературного вихревого метода сжигания, отличающееся надежностью, простотой и позволяющее минимизировать затраты при реконструкции, модернизации или новом строительстве энергоустановок. Для подтверждения выполнения применительно к котлу ТП-35У биохимического завода требований, предъявляемых к защите воздушного бассейна от вредных газообразных загрязнителей, с использованием разработанных методики, алгоритма и программы расчета выполнена количественная оценка уровня выбросов оксидов азота при внедрении низкотемпературного вихревого сжигания. Численными исследованиями процесса горения на модели реконструируемого котла подтверждены высокие технико-экономические и экологические показатели предлагаемого метода. Вовлечение лигнина в энергетический баланс, кроме того, способствует высвобождению занятых отходами территорий, ликвидации отвалов, улучшению состояния окружающей природной среды.

Ключевые слова: энергетика, топливо, топочная камера, горение, газообразные загрязнители, численное моделирование.

Ссылка при цитировании:
А.А. Тринченко, В.В. Сергеев, М.Р. Кадыров, Е.Г. Поршнева, А.П. Парамонов, В.Г. Урванцев. Топочное устройство парогенератора для сжигания гидролизного лигнина // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 30–43. DOI: 10.18721/JEST.240203.

A.A. Trinchenko[1], V.V. Sergeev[1], M.R. Kadyrov[1],
E.G. Porshneva[1], A.P. Paramonov[2], V.G. Urvantcev[3]

1 – Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia
2 – «NPO Flame», St. Petersburg, Russia
3 – St. Petersburg Institute of technology (Technical University) , St. Petersburg, Russia

DEVELOPMENT AND RESEARCH OF A STEAM GENERATOR FURNACE STRUCTURE FOR HYDROLYTIC LIGNIN BURNING

The paper presents the results of the study on the feasibility of using combustible wastes from the wood processing industry for energy purposes. We have established that efficient combustion of hydrolytic lignin, which is a waste of biochemical production, is possible in the furnace of the boiler. Based on the low-temperature swirl combustion method, a furnace structure has been developed that is characterized by reliability, simplicity and allows minimizing costs during the reconstruction, modernization or new construction of power plants. In order to confirm compliance with the current requirements for the protection of the air basin from harmful gaseous pollutants, a quantitative assessment of the nitrogen oxide emission level under low-temperature swirl combustion was performed for the TP-35U boiler of the biochemical plant using the developed methodology, algorithm and calculation program. Numerical studies of the combustion process for the model of the boiler reconstructed confirmed the high technical, economic and environmental indicators of the proposed method. Involving lignin in the energy balance, in turn, frees up the territories occupied by waste, eliminates dumps, and improves the natural environment.

Keywords: energetics, fuel, furnace, combustion, gas-pollutaneous pollutants, numerical simulation.

Citation:
A.A. Trinchenko, V.V. Sergeev, M.R. Kadyrov, E.G. Porshneva, A.P. Paramonov, V.G. Urvantcev, Development and research of a steam generator furnace structure for hydrolytic lignin burning, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 30–43, DOI: 10.18721/JEST.240203.

Введение

В улучшении использования различных древесных отходов скрыты существенные резервы по повышению эффективности переработки древесного сырья. В полной мере это относится к гидролизному лигнину – отходу переработки растительного сырья на гидролизных и биохимических заводах [1]. Несмотря на широкие потенциальные возможности применения и огромные ресурсы, гидролизный лигнин на предприятиях используется в явно недостаточных количествах и является обременительным отходом (рис. 1). Находясь в отвалах, он наносит существенный вред био- и гидросфере вследствие отравления их веществами, высвобождающимися при разложении лигнина или самовозгорании отвалов (рис. 2). Кроме того, под отвалы приходится отводить значительные земельные участки[1].

В настоящее время наиболее целесообразно, экономически оправдано и технически осуществимо сжигание гидролизного лигнина в топках котельных агрегатов в качестве энергетического топлива. Подчеркнем, что сжигание данных отходов в качестве энергетического топлива широко применяется во всех лесоперерабатывающих странах мира: США, Канаде, Финляндии, Швеции, Франции и др.

Технические характеристики лигнина колеблются в широких пределах: влажность – W_t^r = 55–80 %; зольность – A^d = 0,7–10 %; удельная теплота сгорания – Q_i^r = 4,2–7,5 МДж/кг (1000–1780 ккал/кг). Большое содержание летучих веществ – V^{daf} = 55–73 % – свидетельствует о высокой реакционной способности данного топлива. Это обстоятельство необходимо учитывать при разработке топочного устройства (а также систем топливоподачи и топливоприготовления) для обеспечения взрывобезопасности установки, полноты выгорания лигнина и достижения высоких технико-экономических показателей при его сжигании.

Опыт эксплуатации на ряде энергопредприятий утилизационных котлов, специально разработанных для сжигания гидролизного лигнина, показал, что эти котлы имеют низкую надежность и экономичность [2, 3]. Одной из причин снижения надежности работы топочной камеры является шлакование экранных поверхностей нагрева, что приводит к необходимости останавливать котлы для расшлаковки с интервалом от 10 до 30 суток непрерывной работы на лигнине. При оперативной расшлаковке котла в процессе его работы приходится разуплотнять шлаковый бункер, что приводит к увеличению присосов холодного воздуха в топочную камеру и снижению экономичности работы котла в целом.

---
[1] Постановление Правительства РФ №344 от 12 июня 2003 г. «О нормативах платы за выбросы в атмосферный воздух загрязняющих веществ стационарными и передвижными источниками, сбросы загрязняющих веществ в поверхностные и подземные водные объекты. Размещение отходов производства и потребления».

Рис. 1. Отвал гидролизного лигнина биохимического завода
Fig. 1. The hydrolytic lignin dump of the biochemical plant

Рис. 2. Очаговое горение гидролизного лигнина в отвале
Fig. 2. Focal burning of hydrolytic lignin in the dump

Следует отметить значительные потери тепла с механическим недожогом в провале топлива, достигающие 5–6 %. Крупные топливные частицы, попадающие через холодную воронку в шлаковый бункер, продолжают гореть в нем (чему способствует разуплотнение бункера), что приводит, в свою очередь, к прогару его стенок. Удаление тлеющего провала из бункера с помощью заводской системы пневмошлакоудаления неоднократно приводило к хлопкам и пожарам.

Ликвидация перечисленных проблем, возникающих при сжигании гидролизного лигнина, должна производиться с использованием современных малозатратных технологий, позволяющих в кратчайшие сроки проводить реконструкцию котлов и снижать период простоя оборудования.

Одновременно одним из основных требований к вновь создаваемому и реконструируемому котельно-топочному оборудованию является снижение содержания вредных газообразных примесей в отработавших дымовых газах, в том числе токсичных оксидов азота[2], что определило направление исследования.

Цели, поставленные авторами, – разработать и исследовать технико-экономические и экологические показатели топочного устройства для энергетического использования гидролизного лигнина.

В Ленинградском политехническом институте (ныне Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого) накоплен большой теоретический и практический опыт организации сжигания низкосортных топлив и отходов переработки древесного сырья. Он позволил в качестве технологии для энергетического использования отходов рассматривать низкотемпературный вихревой (НТВ) метод сжигания, разработанный под руководством профессора В.В. Померанцева [4]. Важные достоинства НТВ-метода сжигания топлива – его простота, высокая надежность, хорошие технико-экономические и экологические показатели [5–7]. Несомненным преимуществом является и возможность модернизации существующих котлов, проводимой с малыми затратами в сравнении с другими современными технологиями (например, технологией циркулирующего кипящего слоя), а также низкая чувствительность к колебаниям характеристик топлива. НТВ-метод успешно реализуется при сжигании широкой гаммы топлив (торф, бурые и каменные угли, сланцы) [8–10] и зарекомендовал себя как один из современных и перспективных для внедрения в энергетике [11–13].

[2] ГОСТ Р 50831–95 «Установки котельные. Тепломеханическое оборудование. Общие технические требования».

Объект исследования и его реконструкция

В качестве объекта исследования рассматриваются котел ТП-35У (производства Белгородского котельного завода) одного из предприятий микробиологической промышленности и его реконструкция на НТВ-метод сжигания гидролизного лигнина.

Котел – однобарабанный, вертикально-водотрубный, выполнен по П-образной схеме. Основные заводские расчетные параметры работы котла: номинальная паропроизводительность – $D_{пп}$ = 9,72 кг/с (35 т/ч); давление перегретого пара – $p_{пп}$ = 3,9 МПа (40 кгс/см^2); температура перегретого пара – $t_{пп}$ = 713 K (440 °С); температура питательной воды – $t_{пв}$ = 373 K (100 °С). Топка – призматическая, размеры в плане 4800×4250 мм. Экраны топки выполнены из труб d = 60×3 мм (материал – сталь 20). Котел имеет несущий каркас, состоящий из портала и опорных колонн. Экранная система – подвесная со свободным расширением вниз.

Реконструкция котла ТП-35У с переводом на низкотемпературное вихревое сжигание гидролизного лигнина предусматривает изменение геометрии топочной камеры (с сохранением внешних габаритных размеров) и ее монтаж в газоплотном исполнении. В нижней части топки фронтовой и задний экраны образуют скаты «холодной» воронки. В средней части топки панели фронтовой стены создают фронтовой аэродинамический выступ, на нижней образующей которого устанавливаются две прямоточные горелки. К нижней части горелок подводится вторичный воздух. Для создания вихревой зоны в устье топочной воронки монтируются сопла нижнего дутья. На заднем экране (в аэродинамическом выступе и над задним скатом топочной воронки) располагаются сопла третичного дутья.

Для снижения капитальных затрат и затрат на измельчение лигнина система топливоподачи выполняется в безмельничном варианте. Оборудование перед котлом включает в себя бункеры топлива и питатели для дозирования и подачи топлива в горелки котла. Общий вид котельной установки с котлом ТП-35У, реконструированного в расчете на НТВ-метод сжигания гидролизного лигнина, показан на рис. 3.

Технические характеристики гидролизного лигнина, принятые для расчетов:

Элементарный состав топлива
(в % на рабочую массу)

Влага	W^r_t = 64,83
Зола	A^r = 1,17
Сера	S^r = 21,3
Углерод	C^r = 2,13
Водород................................	H^r = 0,27
Азот	N^r = 0,11
Кислород	O^r = 10,19
Низшая теплота сгорания...	Q^r_i = 6,7 МДж/кГ = = 159 ккал/кГ
Выход летучих (в % на сухое беззольное состояние).......	V_{daf} = 65

Гранулометрический состав пыли
(полный остаток на сите, %)

На сите 100 мкм	R_{90} = 90–98
На сите 200 мкм	R_{200} = 65–85
На сите 1000 мкм	R_{1000} = 15–45

Котлы ТП-35У проектировались заводом для использования широкого спектра топлив. При одинаковых паропроизводительности и параметрах пара котлы на разных топливах имели расчетные показатели, представленные в таблице[3].

Расчетные показатели котла ТП-35У в заводском исполнении

Calculated parameters of the factory-made TP-35U boiler

Топливо	Температура уходящих газов, °С	Коэффициент полезного действия, %
Каменный уголь	121	91,0
Бурый уголь	180	84,0
Фрезерный торф	188	85,0

[3] Котлы малой, средней мощности и топочные устройства. Каталог-справочник. НИИИНФОРМТЯЖМАШ. М.: Изд-во ЦНИИТЭстроймаш, 1967. 211 с.

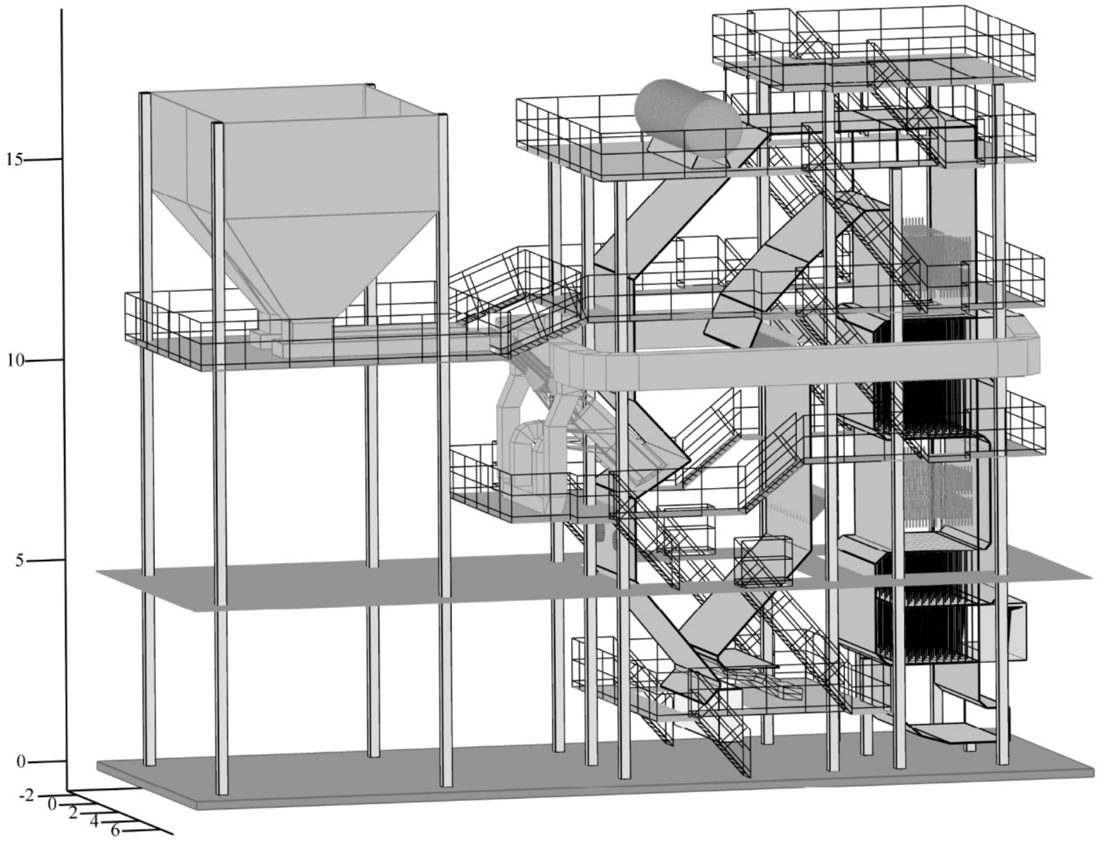


Рис. 3. Котельная установка с котлом ТП-35У для низкотемпературного вихревого сжигания гидролизного лигнина
Fig. 3. Boiler plant with the TP-35U boiler for low-temperature swirl combustion of hydrolytic lignin

Тепловые и балансовые расчеты работы котла после его переделки на НТВ-сжигание гидролизного лигнина выполнены согласно нормативным документам[4] (с учетом многократной циркуляции частиц в НТВ-топке). Технико-экономические показатели работы после реконструкции следующие:

Нагрузка котла, $D_{пп}$, т/ч (кг/с) 35 (9,72)
КПД котла (брутто) η, % 89,0
Потери тепла: ....
с уходящими газами q_2, % 7,8
с хим. недожогом q_3, % 0,0
с мех. недожогом q_4, % 2,0
от наружного охлаждения q_5, % .. 1,2
с физическим теплом шлака q_6, % . 0,0

[4] Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод) / Под ред. Н.В. Кузнецова. М.: Энергия, 1973. 295 с.

Сравнение этих данных с представленными в таблице показывает, что при работе котла по НТВ-технологии его КПД значительно выше, чем при технологии факельного сжигания схожего по составу топлива – фрезерного торфа. Росту КПД способствует снижение доли провала топлива в шлаковую ванну: с 5 % при факельном сжигании до 1 % при низкотемпературном вихревом.

Моделирование объекта исследования

Математическое описание объекта исследования получено путем построения пространственной модели по координатам характерных точек, ограничивающих топку НТВ-котла ТП-35У; она отражает заложенные проектные решения. Исследование генерации токсичных оксидов азота при работе на гидролизном лигнине выполнено путем численного моделирования с использованием разработанной модели горения топлива, которая учитывает известные механизмы генерации NO [14] и разложение оксидов азота на углеродных частицах в процессе их многократной циркуляции. Модель топочного процесса, основанная на диффузионно-кинетической теории горения (см.: Основы практической теории горения: учеб. пособие для вузов / Под ред. В.В. Померанцева. 2-е изд., перераб. и доп. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 312 с.), учитывает стадийность процесса для частиц натурального твердого топлива и позволяет исследовать его отдельные стадии: сушку; воспламенение и горение летучих; горение углерода кокса. Она включает блоки расчета рассевочных характеристик, поля температур, аэродинамики топки, движения и разрушения реагирующих частиц полифракционного топлива, генерации оксидов азота и их разложения на коксовой поверхности [8, 9].

Модель горения гидролизного лигнина в НТВ-топке использует теорию «приведенной пленки», предложенную В.В. Померанцевым, С.М. Шестаковым и др. Горение крупных коксовых частиц высоковлажного топлива описано набором химических реакций (с указанием теплового эффекта в кДж/моль), характерным для схемы «двойного горящего» пограничного слоя (случай «мокрой» газификации):

$$\begin{gathered} C + CO_2 = 2CO - 175{,}6; \\ C + H_2O = CO + H_2 - 130{,}4; \\ CO + O_2 = 2CO_2 + 570{,}2; \\ 2H_2 + O_2 = 2H_2O + 231{,}5; \\ 2\,NO + C = N_2 + CO_2 - 180{,}2. \end{gathered} \tag{1}$$

Процесс горения описан системой нелинейных дифференциальных уравнений диффузии и кинетики

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

с учетом окислительных и восстановительных реакций, идущих на поверхности частицы, и реакций, протекающих в пределах ее пограничного слоя (рис. 4).

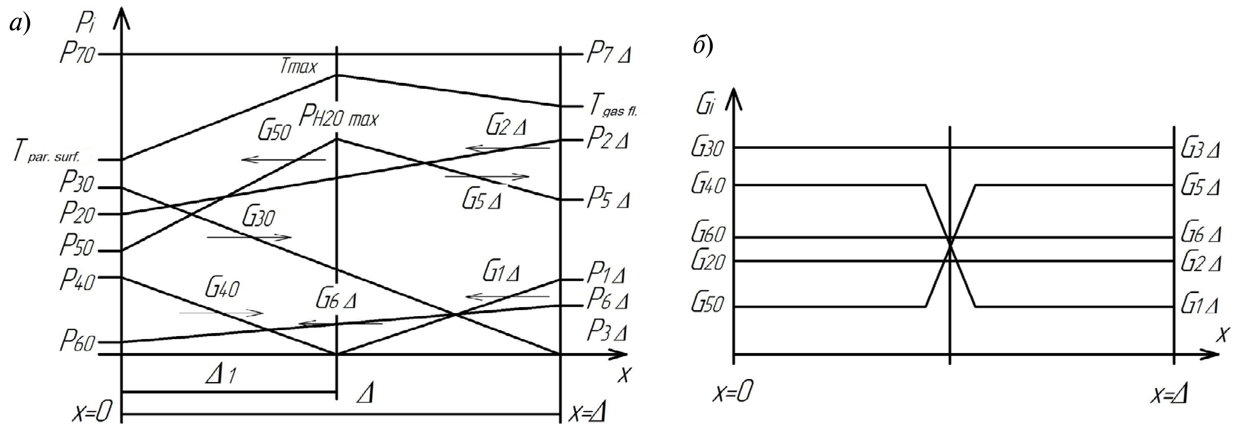


Рис. 4. Распределение парциальных давлений (*а*) и потоков компонентов (*б*) в приведенной пленке крупной коксовой частицы: индексы *1* – O_2; *2* – CO_2; *3* – CO; *4* – H_2; *5* – H_2O; *6* – NO; *7* – N_2; индексы «0» – соответствует поверхности частицы; «Δ» – потоку

Fig. 4. Distribution of partial pressures (*a*) and flows (*б*) of the components in the given film of coarse ash particle: indexes *1* – O_2; *2* – CO_2; *3* – CO; *4* – H_2; *5* – H_2O; *6* – NO; *7* – N_2; the «0» indexes particle surface; «Δ» – flow

Для решения задачи использованы понятия: безразмерной координаты ($\xi = x/\Delta$); критерия Семенова ($\mathrm{Se} = (k_{4'}\,\Delta/D)^{0,5}$); 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. В результате решения системы (2) получено выражение для потока углерода, расходуемого с поверхности частицы (кмоль/(м^2·с)):

$$G_c = \frac{\alpha_D}{RT}\left(\frac{N_3}{1+N_3}p_{CO_2\Delta} + \frac{N_{3'}}{1+N_{3'}}(p_{O_2\Delta} + 0,5p_{H_20\Delta}) + \frac{N_5}{1+N_5}p_{NO\,\Delta}\right). \quad (3)$$

Убыль массы и размера частицы рассчитывается по выражениям

$$\begin{cases} \dfrac{dm}{d\tau} = \dfrac{dm_{W^r}}{d\tau} + \dfrac{dm_{лет}}{d\tau} + \dfrac{dm_c}{d\tau}, \quad кг/с; \\ \dfrac{dm_C}{d\tau} = -G_C M_C \pi\delta^2, \quad кг/(м^2 \cdot с); \\ \dfrac{d\delta}{d\tau} = -\dfrac{2M_C}{\rho_C}G_C, \quad м/с, \end{cases} \quad (4)$$

где $M_c = 12$ кг/кмоль — молярная масса углерода; $m = \pi/(6\delta^3_{экв}\rho)$ — масса сферической частицы, кг; $f_{пов} = \pi\delta^2_{экв}$ — площадь наружной поверхности, м^2.

Рассчитывая выгорание углерода кокса, использовали модель «сжимающейся частицы» при условии сохранения неизменной ее плотности с введением коэффициента K^r, учитывающего относительное содержание кокса в рабочей массе топлива:

$$K^r = 1 - (W^r + A^r + V^r)/100. \quad (5)$$

Поля концентраций основных реагирующих газовых компонентов (O_2, CO_2, H_2O) принимались характерными для НТВ топок [8, 9].

Распределение частиц исходного топлива по размерам описывалось зависимостью Розина—Раммлера—Беннета:

$$R_{0i} = \exp(-b\,\delta^n_{0i}), \quad (6)$$

где b и n — опытные коэффициенты, характеризующие соответственно тонину и равномерность зернового состава. Разбиение кривой (6) (построенной применительно к гранулометрическим характеристикам лигнина, приведенным выше) на 10 равных интервалов (рис. 5) позволило получить размеры топливных частиц, их число на 1 кг топлива, массу в пределах каждой фракции и площадь начальной поверхности реагирования.

Средний расчетный размер самых мелких частиц составил 0,25 мм (1-я группа), размер самой крупной частицы (δ_{01}) – 5 мм, а показатель полидисперсности — $n = 0,76$.

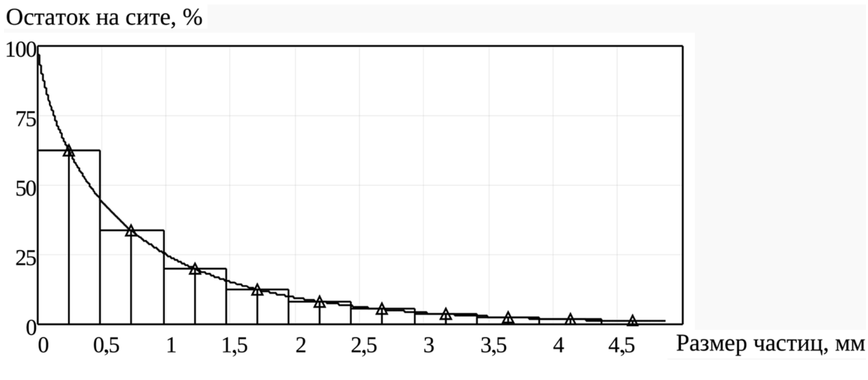


Рис. 5. Обработка рассевочной кривой гидролизного лигнина
($W^r = 64,83$ %, $A^r = 1,17$ %, $R_{90} = 90$ %, $R_{200} = 65$ %)
Fig. 5. Processing of the sieving curve of hydrolytic lignin
($W^r = 64,83$ %, $A^r = 1,17$ %, $R_{90} = 90$ %, $R_{200} = 65$ %)

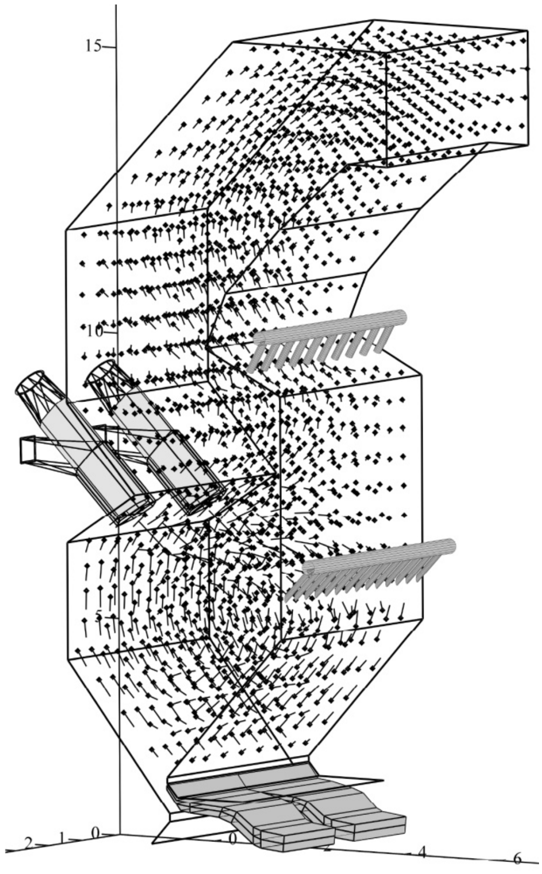


Рис. 6. Векторы скорости газоводушных потоков в НТВ-топке котла ТП-35У
Fig. 6. Velocity vectors of air-gas flows in the LTS-furnace boiler TP-35U

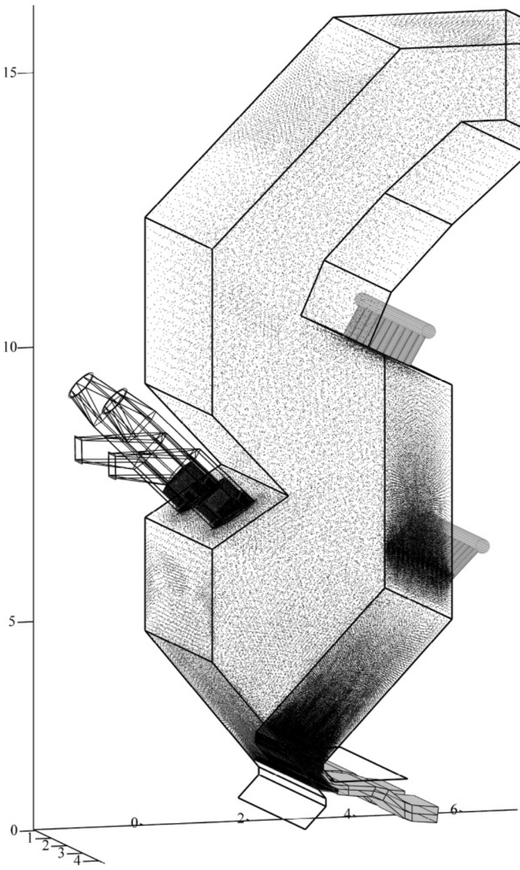


Рис. 7. Узловые точки для определения векторов скорости в НТВ-топке котла ТП-35У
Fig. 7. Nodal points for determining the velocity vectors in the LTS-furnace of the TP-35U boiler

Векторы скорости газовоздушных потоков (рис. 6) с учетом характеристик дутья находились с использованием программного комплекса Ansys Fluent в узловых точках элементарных ячеек, на которые разбивалась топочная камера (рис. 7).

Температуры газо-воздушных потоков находились из зонального теплового расчета (рис. 8) путем численного решения системы балансовых уравнений, записанных для каждой из восьми зон (две по глубине и четыре по высоте топки), с учетом размеров ограничивающих экранных поверхностей и площадей переизлучения соседних зон.

Распределение концентраций NO по сечению топки в известном поле скоростей газового потока (рис. 9), определялось путем численного решения (схема «против потока») дифференциального уравнения массообмена при наличии источникового члена (зона генерации NO), для каждой из элементарных ячеек (рис. 9):

$$\frac{\partial}{\partial \tau}(\rho C_{\mathrm{NO}}) + \nabla(\rho \vec{w} C_{\mathrm{NO}}) = \\ = \rho D_{\mathrm{NO}} \nabla^2 C_{\mathrm{NO}} + J_{\mathrm{NO}}, \tag{7}$$

где C_{NO} – массовая концентрация оксидов азота; w – скорость газового потока; J_{NO} – интенсивность генерации оксидов азота (мощность источника NO [15]):

$$J_{\mathrm{NO}} = \begin{cases} \dfrac{d\mathrm{N}_{2i}}{d\tau_i} = k_{01} e^{-\frac{E_1}{RT_i}} (1/T_i)[\mathrm{N}_i]^2; \\ \dfrac{d\mathrm{NO}_{x_i}}{d\tau_i} = k_{02} e^{-\frac{E_2}{RT_i}} (1/T_i)[\mathrm{O}_2]_i^{1,8} [\mathrm{N}]_i; \end{cases} \tag{8}$$

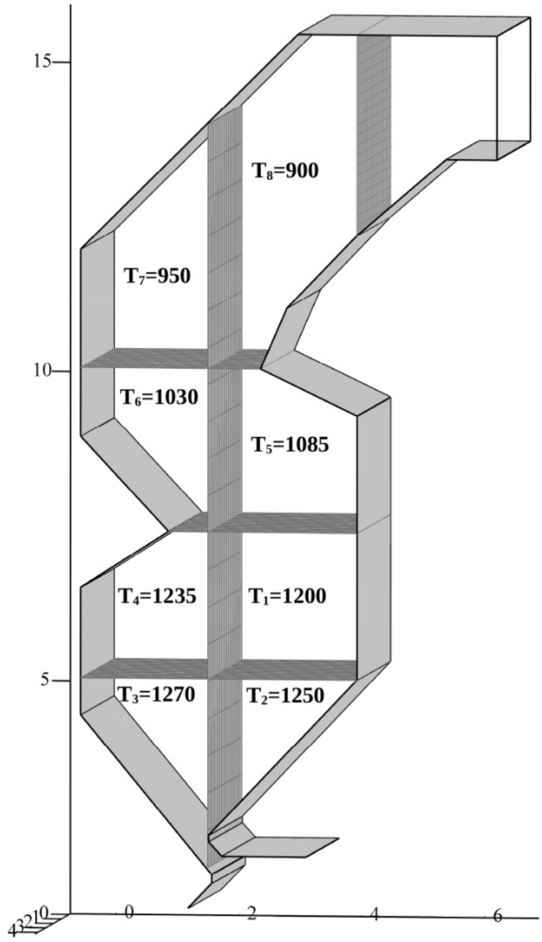


Рис. 8. Результаты зонального теплового расчета НТВ-топки котла ТП-35У (температура в зоне – в °C)

Fig. 8. The results of the zonal thermal calculation of the low-temperature swirl furnace of TP-35U (T_{zone} – °C)

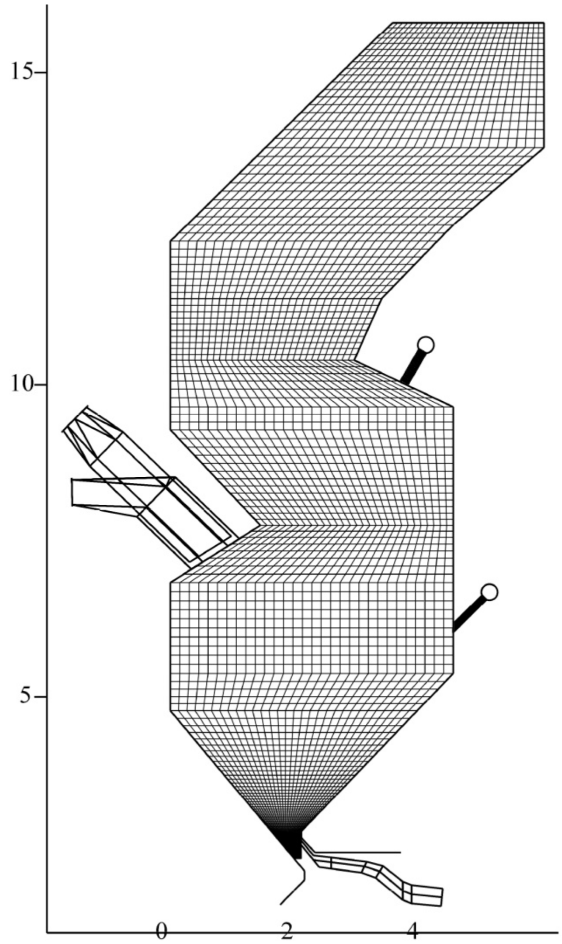


Рис. 9. Элементарные ячейки в сечении НТВ-топки котла ТП-35У для расчета концентраций оксидов азота

Fig. 9. Elementary cells in the section of the boiler furnace TP-35U for calculating the concentrations of nitrogen oxides

D_{NO} – средний эффективный коэффициент диффузии NO в смеси топочных газов, определяемый по зависимости Уилка, а коэффициенты взаимной диффузии веществ при реальных условиях – по зависимости Винкельмана

$$D_{1,2} = D_{0,1,2}\left(T / T_0\right)^{1,75}\left(P / P_0\right), \qquad (9)$$

где D_{012} – коэффициент взаимной диффузии веществ при P_0 = 101,3 кПа, T_0 = 273 K.

Количество оксидов азота, разложившихся на поверхности горящих углеродных частиц, рассчитывается из баланса пятой реакции системы (1).

Результаты численного исследования топочного процесса, их анализ и обсуждение

Численное исследование процесса горения гидролизного лигнина в низкотемпературной вихревой топке котла ТП-35У проведено для топлива с гранулометрическими характеристиками R_{90} = 90 %, R_{200} = 65 % (см. рис. 5). Кривые выгорания частиц гидролизного лигнина в НТВ-топке котла ТП-35У представлены на рис. 10. Мелкие частицы лигнина (δ = 0,1–1,0 мм) полностью сгорают в течение 1–2 секунд, успевая сделать в нижней вихревой зоне от 1 до 2 оборотов. Время горения крупных частиц увеличивается до 20–30 секунд, а время полного сгорания 1 кг топлива составляет около 40 секунд.

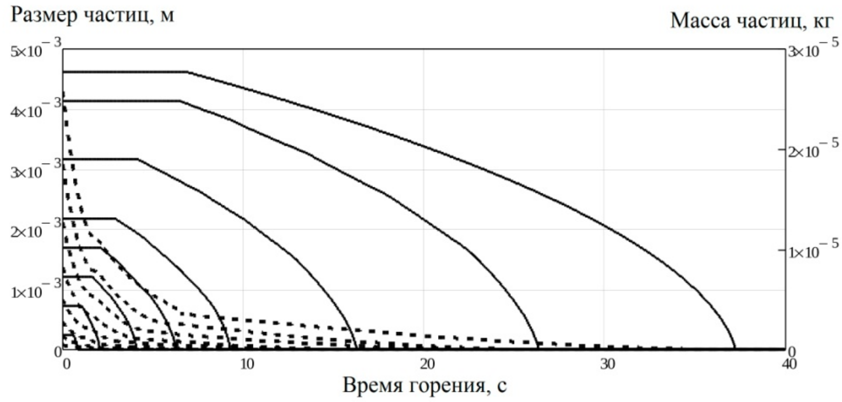


Рис. 10. Выгорание частиц лигнина в НТВ-топке котла ТП-35У:

(——— – размер частиц, м; ----- – масса частиц, кг)

Fig. 10. Burnout of lignin particles in LTS furnace of TP-35U boiler:

(——— – particle size, m; ----- – mass of particles, kg)

Высохшие в процессе многократной циркуляции частицы лигнина равномерно распределяются по ширине топки и достаточно полно заполняют объем нижней вихревой зоны (рис. 11), где находятся максимальные концентрации оксидов азота, образующихся во время выхода и сгорания летучих веществ. После сгорания летучих практически вся масса топлива продолжает циркулировать в нижней вихревой зоне, где на поверхности горящих частиц протекает пятая реакция системы (1) разложения оксидов азота. В результате образуется молекулярный азот и окись углерода, которая, в свою очередь, догорает в потоке газов по четвертой реакции. Кроме того, на фронтовом скате топочной воронки под действием силы тяжести задерживается значительное количество крупных частиц, поверхность которых интенсивно реагирует с NO во время горения углерода кокса.

Геометрия топочной камеры и аэродинамика НТВ-топки способствуют выгоранию всей массы топлива в нижней вихревой зоне. Отдельные мелкие частицы, двигаясь в восходящем потоке, проходящем между горелок, могут покидать нижнюю часть топки и догорать в прямоточной части факела. Если к выходу из топки эти частицы полностью не сгорают, то за ее пределами они образуют механический недожог топлива (q_4). Для рассматриваемых условий q_4 не превышает 2 % (это согласуется с опытными данными [2]), что является хорошим результатом для безмельничной схемы сжигания.

В средней (выше горелок) и верхней (на уровне выходного окна) частях топки генерация оксидов азота практически не происходит (рис. 12), а их концентрация к выходу находится на уровне от 150 мг/нм^3 (вблизи экранов) до 300 мг/нм^3 (по оси топочного факела), рис. 12.

Согласно требованиям Минэнерго выбросы оксидов азота при сжигании гидролизного лигнина не должны превышать 470 мг/нм^3. Таким образом, реализация НТВ-метода при сжигании лигнина позволяет примерно в 1,5–2 раза снизить выбросы NO_x относительно установленных нормативов. Поэтому можно рассматривать НТВ-сжигание как малозатратный технологический метод защиты окружающей среды от вредных выбросов при работе энергетических котлов.

Оценка срока окупаемости перевода котла ТП-35У на низкотемпературное вихревое сжигание гидролизного лигнина показала, что при реконструкции за счет собственных средств предприятия он составит 1,5 года, а в случае использования заемных средств (кредит под 20 % годовых) достигает двух лет.

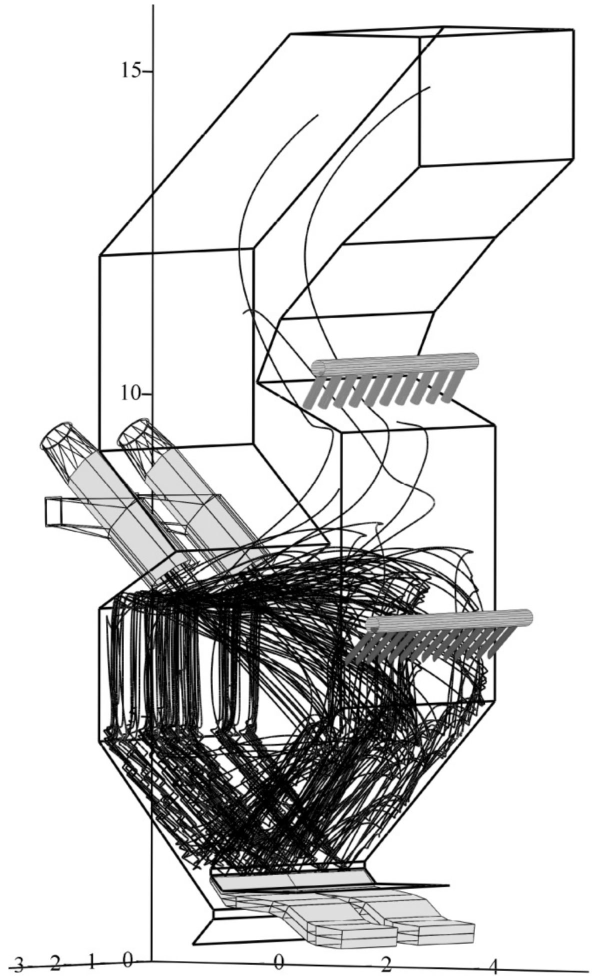


Рис. 11. Траектории движения горящих частиц гидролизного лигнина в НТВ-топке котла ТП-35У
Fig. 11. Trajectories of the hydrolytic lignin burning particles motion in the LTS furnace of TP-35U boiler

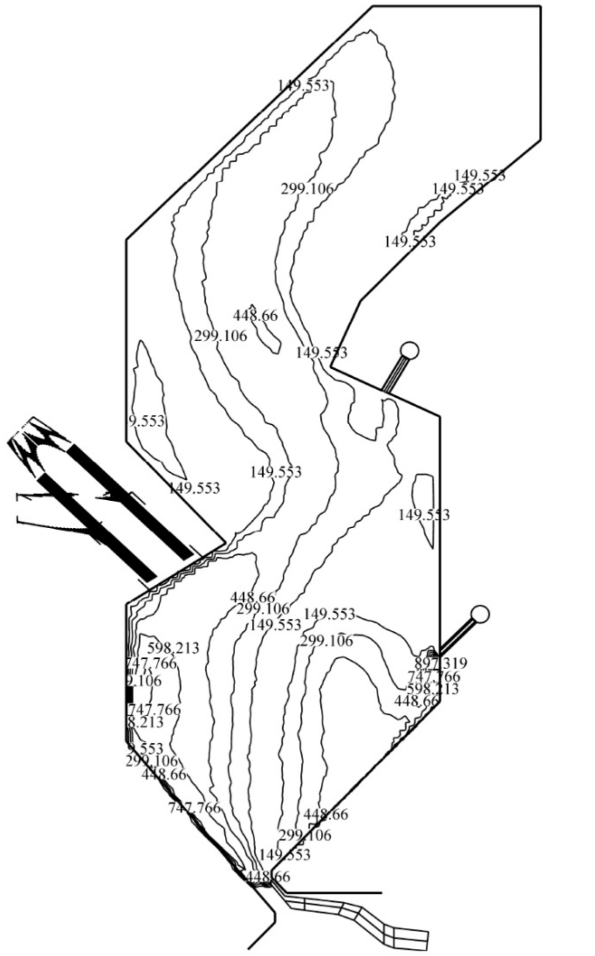


Рис. 12. Концентрации оксидов азота в НТВ-топке котла ТП-35У, мг/м^3, (при н.у. и α = 1,4)
Fig. 12. Concentrations of nitrogen oxides in the LTS furnace of TP-35U boiler, mg/m^3, (at normal conditions and α = 1,4)

Выводы

Результаты работы подтверждают высокие технико-экономические и экологические показатели низкотемпературного вихревого котла, предназначенного для энергетического использования гидролизного лигнина. Применительно к котлу паропроизводительностью D = 35 т/ч (9,72 кг/с) показано, что его перевод на сжигание лигнина НТВ-методом позволяет при минимальных капитальных затратах на реконструкцию увеличить КПД работы котла до 89 % и при этом получить концентрации оксидов азота в 1,5–2 раза меньшие, чем это предписывается нормативными документами. Срок окупаемости реконструкции составляет 1,5–2 года, что значительно ниже сроков окупаемости нового строительства. Выработка отвалов лигнина способствует высвобождению территорий и улучшению состояния окружающей природной среды в целом.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Чудаков М.И.** Промышленное использование лигнина. М.: Лесная промышленность, 1983. 200 с.

2. **Попов А.Л.** Создание и исследование топочного устройства и системы подготовки топлива для безмельничного сжигания гидролизного лигнина : дисс. ... кандидата технических наук. Л., 1987. 216 с.

3. **Кубышкин И.Б.** Разработка и освоение унифицированного топочного устройства для утилизации древесных отходов и гидролизного лигнина : дисс. ... канд. техн. наук. СПб., 1994. 180 с.

4. **Тринченко А.А.** Низкотемпературная вихревая технология сжигания углей в период перехода отечественной энергетики к использованию твердых топлив // Материалы дня молодого ученого в Политехническом университете. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2007. С. 17–18.

5. **Рундыгин Ю.А., Скудицкий В.Е., Тринченко А.А.** [и др.]. Модернизация пылеугольных котлов на основе низкотемпературной вихревой технологии сжигания // Сб. докл. IV междунар. науч.-технич. конф. "Достижения и перспективы развития энергетики Сибири". Красноярск: Изд-во СибВТИ, 2005. С. 144–147.

6. **Рундыгин Ю.А., Скудицкий В.Е., Тринченко А.А.** [и др.]. Модернизация котельной техники на основе низкотемпературной вихревой технологии сжигания твердых топлив // Повышение эффективности производства и использования энергии на Дальнем Востоке: Материалы IV семинара вузов Сибири и Дальнего Востока по теплофизике и теплоэнергетике. Владивосток: Изд-во ДВГТУ, 2006. С. 83–89.

7. **Скудицкий В.Е., Аношин Р.Г., Григорьев К.А., Михайлов В.В.** Внедрение низкотемпературной вихревой технологии сжигания на блоке 500 МВт на Назаровской ГРЭС // Использование твердых топлив для эффективного и экологически чистого производства электроэнергии и тепла : матер. II Междунар. науч.-техн. конф. М.: ОАО «ВТИ», 2014. С. 128–135.

8. **Trinchenko A.A., Paramonov A.P., Kadyrov M.R.** Research on Influence of the Furnace Chamber Aerodynamics on Ecological Indicators of Boiler Plants (Part 1: Model of a Low-temperature Swirl Furnace) // Procedia Eng. 2017. Vol. 206, P. 546–551. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.10.514.

9. **Trinchenko A.A. Paramonov A.P., Kadyrov M.R.** Research on Influence of the Furnace Chamber Aerodynamics on Ecological Indicators of Boiler Plants (Part 2: Results of a Low-temperature Swirl Combustion Practical Implementation and their Analysis) // Procedia Eng. 2017. Vol. 206. P. 558–563. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.10.516.

10. **Османов В.В.** Градиентные датчики теплового потока для теплометрии в топках котлов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Естественные и инженерные науки. 2013. № 4-1 (183). С. 100–104.

11. **Trinchenko A.A., Paramonov A.P.** Introduction of low-temperature swirl technology of burning as a way of increase in ecological of low power boilers // EMMFT 2017. IOP Conf. Ser.: Earth Environ. Sci. Vol. 90 (2017) 012094. DOI: 10.1088/1755-1315/90/1/012094.

12. **Скудицкий В.Е., Аношин Р.Г., Рундыгин Ю.А., Михайлов В.В., Рыжиков Н.В., Григорьев К.А.** Решение проблем сжигания углей Канско-Ачинского бассейна в котле П-49 блока 500 МВт Назаровской ГРЭС // Электрические станции. 2017. № 2. С. 23–28.

13. **Османов В.В.** Совершенствование топочной теплометрии на основе градиентных датчиков теплового потока : дисс. ... канд. техн. наук. СПб., 2015. 158 с.

14. **Жихар Г.И.** Котельные установки тепловых электростанций: учеб. пособие. Минск: Вышэйшая школа, 2015. 523 с.

15. **Бабий В.И., Куваев В.Ф.** Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела. М.: Энергоатомиздат, 1986. 208 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ТРИНЧЕНКО Алексей Александрович – *кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: trinchenko@mail.ru

СЕРГЕЕВ Виталий Владимирович – *доктор технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: sergeev_vitaly@mail.ru

КАДЫРОВ Марсель Робертович – *аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: marsel-kadyrov@mail.ru
ПОРШНЕВА Елена Геннадьевна – *кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: a_porshneva@mail.ru
ПАРАМОНОВ Александр Павлович – *кандидат технических наук заместитель генерального директора по науке ЗАО «НПО Флейм»*
E-mail: papamon@mail.ru
УРВАНЦЕВ Владимир Георгиевич – *кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского государственного технологического института* (*технический университет*)
E-mail: vladimir-urvancev@rambler.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 26.02.2018

REFERENCES

[1] **Chudakov M.I.,** Promyshlennoye ispolzovaniye lignina. M.: Lesnaya promyshlennost, 1983. 200 s. (rus.)

[2] **Popov A.L.,** Sozdaniye i issledovaniye topochnogo ustroystva i sistemy podgotovki topliva dlya bezmelnichnogo szhiganiya gidroliznogo lignina : diss. ... kandidata tekhnicheskikh nauk. Leningrad, 1987. 216 s. (rus.)

[3] **Kubyshkin I.B.,** Razrabotka i osvoyeniye unifitsirovannogo topochnogo ustroystva dlya utilizatsii drevesnykh otkhodov i gidroliznogo lignina : diss. ... kandidata tekhnicheskikh nauk. St. Petersburg, 1994. 180 s. (rus.)

[4] **Trinchenko A.A.,** Low-temperature swirl technology of coal combustion during the transition of domestic energy to the solid fuels use, *Materials of the day of the young scientist at the Polytechnic University*. SPb.: Publishing house of Polytechnic. University, 2007. S. 17–18. (rus.)

[5] **Rundygin Yu.A., Skuditskiy V.Ye., Trinchenko A.A. [et al.],** Modernizatsiya pyleugolnykh kotlov na osnove nizkotemperaturnoy vikhrevoy tekhnologii szhiganiya, *Sb. dokl. IV mezhdunar. nauch.-tekhnich. konf. «Dostizheniya i perspektivy razvitiya energetiki Sibiri»*. Krasnoyarsk: Izd-vo SibVTI, 2005. S. 144–147. (rus.)

[6] **Rundygin Yu.A., Skuditskiy V.Ye., Trinchenko A.A. [et al.],** Modernizatsiya kotelnoy tekhniki na osnove nizkotemperaturnoy vikhrevoy tekhnologii szhiganiya tverdykh topliv, *Povysheniye effektivnosti proizvodstva i ispolzovaniya energii na Dalnem Vostoke: Materialy IV seminara vuzov Sibiri i Dalnego Vostoka po teplofizike i teploenergetike*. Vladivostok: Izd-vo DVGTU, 2006. S. 83–89. (rus.)

[7] **Skuditsky V.E., Anoshin R.G., Grigoriev K.A., Mikhailov V.V.,** Introduction of low-temperature swirl combustion technology on a 500 MW block at Nazarovskaya TPP, *Materials of II Int. sci-tech. Conf. The use of solid fuels for efficient and environmentally friendly production of electricity and heat.* Moscow: OAO VTI, 2014. S. 128–135. (rus.)

[8] **Trinchenko A.A., Paramonov A.P., Kadyrov M.R.,** Research on Influence of the Furnace Chamber Aerodynamics on Ecological Indicators of Boiler Plants (Part 1: Model of a Low-temperature Swirl Furnace), *Procedia Eng.* Vol. 206, 2017. S. 546–551, DOI: 10.1016/j.proeng.2017.10.514. (rus.)

[9] **Trinchenko A.A., Paramonov A.P., Kadyrov M.R.,** Research on Influence of the Furnace Chamber Aerodynamics on Ecological Indicators of Boiler Plants (Part 2: Results of a Low-temperature Swirl Combustion Practical Implementation and their Analysis), *Procedia Eng.* Vol. 206, 2017. P. 558–563, DOI: 10.1016/j.proeng.2017.10.516. (rus.)

[10] **Osmanov V.V.,** Gradient heat flux gauges for measurement in industrial boiler furnaces, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology.* 2013. No 4-1(183). S. 100–104. (rus.)

[11] **Trinchenko A.A., Paramonov A.P.,** Introduction of low-temperature swirl technology of burning as a way of increase in ecological of low power boilers, *EMMFT 2017. IOP Conf. Ser.: Earth Environ. Sci.* Vol. 90 (2017) 012094, DOI: 10.1088/1755-1315/90/1/012094. (rus.)

[12] **Skuditsky V.E., Anoshin R.G., Rundygin Yu.A., Mikhaylov V.V., Ryzhikov N.V., Grigoriev K.A.,** Solution of the problems of coal combustion in the Kansk-Achinsk basin in the P-49 boiler of the 500

MW block at the Nazarovskaya TPP, *Electric Stations*. 2017. № 2. S. 23–28. (rus.)

[13] **Osmanov V.V.,** Perfection of furnace heat metering on the basis of gradient heat flow sensors: thesis ... candidate of technical sciences. St. Petersburg, 2015. 158 s. (rus.)

[14] **Zhikhar G.I.,** Kotelnyye ustanovki teplovykh elektrostantsiy: ucheb. posobiye. Minsk: Vysheyshaya shkola, 2015. 523 s. (rus.)

[15] **Babiy V.I., Kuvayev V.F.,** Goreniye ugolnoy pyli i raschet pyleugolnogo fakela. M.: Energoatomizdat, 1986. 208 s. (rus.)

THE AUTHORS

TRINCHENKO Alekseii A. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: trinchenko@mail.ru
SERGEEV Vitalii S. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: sergeev_vitaly@mail.ru
KADYROV Marsel R. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: marsel-kadyrov@mail.ru
PORSHNEVA Elena G. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: a_porshneva@mail.ru
PARAMONOV Aleksandr P. – *«NPO Flame»*
E-mail: papamon@mail.ru
URVANTCEV Vladimir G. – *St. Petersburg institute of technology* (*technical university*).
E-mail: vladimir-urvancev@rambler.ru

Received: 26.02.2018

DOI: 10.18721/JEST.240204
УДК 621.515

А.И. Боровков[1], И.Б. Войнов[1], Ю.Б. Галеркин[1], А.Г. Никифоров[2], М.А. Никитин[1]

1 – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия
2 – ФГОУ ВО «Смоленская государственная сельскохозяйственная академия», г. Смоленск, Россия

МОДЕЛИРОВАНИЕ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК НА ПРИМЕРЕ МОДЕЛЬНОЙ СТУПЕНИ ЦЕНТРОБЕЖНОГО КОМПРЕССОРА

В работе представлены результаты CFD-расчетов двухзвенной центробежной компрессорной ступени с осерадиальным высоконапорным полуоткрытым рабочим колесом и безлопаточным диффузором. Ступень спроектирована профессором А.М. Симоновым в Проблемной лаборатории компрессоростроения ЛПИ на следующие расчетные параметры: условный коэффициент расхода 0,080, коэффициент теоретического напора 0,74, условное число Маха 0,78. Были применены две расчетные сетки – с 2,4 и 4,4 млн ячеек для сектора с одним межлопаточным каналом, а вся ступень целиком рассчитана с более редкой сеткой. Для сопряжения газодинамических параметров на границе областей используются специальные условия интерфейса типа «Stage». В расчетах использовалась модель турбулентности SST. Результаты сопоставления характеристик КПД и напора показали следующее: на исследуемом режиме все три варианта расчета завышают коэффициент теоретического напора на 14,3 %; вид характеристики политропного напора, рассчитанной в постановке 360 градусов, наиболее близок к виду экспериментальной, но абсолютная величина больше на 12 % при условном коэффициенте расхода 0,085; максимальный рассчитанный КПД ступени (окружность 360 градусов) практически равен максимальному измеренному.

Ключевые слова: CFD-расчет, центробежный компрессор, осерадиальное рабочее колесо, кпд, коэффициент теоретического напора.

Ссылка при цитировании:
А.И. Боровков, И.Б. Войнов, Ю.Б. Галеркин, А.Г. Никифоров, М.А. Никитин. Моделирование газодинамических характеристик на примере модельной ступени центробежного компрессора // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 44–57. DOI: 10.18721/JEST.240204.

A.I. Borovkov[1], I.B. Voynov[1], Yu.B. Galerkin[1], A.G. Nikiforov[2], M.A. Nikitin[1]

1 – Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia
2 – Smolensk state agricultural academy, Smolensk, Russia

ISSUES OF GAS DYNAMIC CHARACTERISTICS MODELING ON THE EXAMPLE OF THE CENTRIFUGAL COMPRESSOR MODEL STAGE

The paper presents the results of CFD calculations of a centrifugal compressor stage with a high-pressure 3D impeller and a vaneless diffuser. The stage was designed by Simonov at the LPI Problem laboratory of compressors for the design parameters: flow rate coefficient 0.080, loading factor 0,74, and the relative Mach number 0,78. Two design grids were used: 2,4 and 4,4 million cells for the sector with one blade. The entire stage was calculated with a rarer grid. Special «Stage» interface conditions were used to interface gas-dynamic parameters at the region boundary. The SST turbulence model was used in the calculations. The results of efficiency characteristics and work coefficient comparison showed the following: all three variants of the calculation overestimate the loading factor by 14,3 % in design flow rate; the calculated characteristics of the polytropic work coefficient in the staging of 360 degrees are closest to the experimental characteristics, but the absolute value is greater than 12% at a flow rate coefficient of 0.085; the maximum calculated efficiency of a stage (the circle of 360 degrees) is almost equal to the measured maximum efficiency.

Keywords: CFD-calculation, centrifugal compressor, 3d impeller, efficiency, loading factor.

Citation:

A.I. Borovkov, I.B. Voynov, Yu.B. Galerkin, A.G. Nikiforov, M.A. Nikitin, Issues of gas dynamic characteristics modeling on the example of the centrifugal compressor model stage, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 44–57, DOI: 10.18721/JEST.240204.

Введение

Суммарная мощность центробежных компрессоров в промышленности измеряется десятками миллионов кВт (только в газовой промышленности РФ их порядка 55 млн кВт). Ежегодный ввод мощностей для развития производств и замены устаревших машин – более миллиона кВт. Единичная мощность промышленных центробежных компрессоров измеряется тысячами кВт (до 32 тысяч кВт и более у компрессоров газовой промышленности), поэтому многие компрессоры выпускаются по индивидуальным проектам. Лаборатория «Газовая динамика турбомашин» Объединенного научно-технологического института с участием Института передовых производственных технологий совершенствует собственные инженерные методы оптимального газодинамического проектирования и выполняет проекты по заданиям компрессоростроителей.

Газодинамический проект должен гарантировать, что компрессор будет отвечать двум основным требованиям:

получению нужного конечного давления при нужной массовой производительности;

минимальной затрате энергии, т. е. максимальному КПД.

Уравнения движения вязкого сжимаемого пространственного потока в проточной части – это не имеющие аналитического решения дифференциальные уравнения второго порядка в частных производных. Современный газодинамический проект основан на том или ином способе обобщения экспериментов и предполагает следующий порядок выполнения:

первичное проектирование, при котором основные размеры выбираются на основе некоторого набора правил и одномерного термодинамического расчета при КПД, который проектировщик назначает на основании своего опыта, как ожидаемую величину;

оптимизацию и установление окончательных размеров в результате сопоставления вариантов с расчетом КПД по той или иной математической модели (набор алгебраических уравнений с экспериментальными коэффициентами), что существенно упрощает рабочий процесс;

расчет газодинамических характеристик компрессора на режиме работы, указанном в техническом задании, и в возможном диапазоне эксплуатационных условий.

Современные методы вычислительной газодинамики (CFD-методы) в состоянии рассчитать движение газа в проточной части. В отличие от математических моделей, результатом такого расчета являются не только газодинамические характеристики компрессора, но и полная информация о структуре потока. Это позволяет найти места повышенных потерь давления и оптимизировать проточную часть изменением ее формы и размера. Следует только решить вопрос верификации результатов расчета.

Относительно достоверности CFD-расчета газодинамических характеристик центробежных компрессоров и их ступеней есть разные мнения [1–4]. Автор метода Agile engineering [5–14] использует эти расчеты в своем методе проектирования. Приводятся примеры одноступенчатых трансзвуковых и сверхзвуковых компрессоров газотурбинных двигателей с осерадиальными пространственными полуоткрытыми рабочими колесами. У авторов статьи тоже есть положительный опыт применения CFD-расчетов таких компрессоров [15–17]. Об успешном моделировании ступеней промышленных компрессоров сообщает автор диссертации [18]. Однако он пользовался пакетом программ фирмы GE, поэтому проверить результат и использовать его не представляется возможным.

Собственный опыт авторов и другие источники [19–27] указывают на двоякий характер результатов. Движение газа в неподвижных элементах ступени компрессора моделируется корректно. CFD-расчеты успешно используются в исследовательских и проектных работах [22, 23, 25–28]. В то же время рассчитанные коммерческими пакетами ANSYS CFX и Numeca Fine Turbo характеристики ступени целиком отличаются от экспериментальных.

Цель работы – сопоставление экспериментальных газодинамических характеристик модельной ступени центробежного компрессора с характеристиками, рассчитанными с помощью пакета ANSYS CFX, при различных методах расчета. В случае успеха открывается путь полного отказа от физических экспериментов при создании модельных ступеней и проточных частей многоступенчатых компрессоров.

Методика обработки результатов

Характеристики модельных ступеней представляются в безразмерном виде, например η^*, ψ_i, ψ^*_p в виде функций условного коэффициента Φ^* [29]. В зависимости от размеров компрессора и условий работы переход к размерным параметрам от безразмерных характеристик осуществляется по уравнениям

$$\bar{m} = 0,785\Phi D_2^2 u_2 \frac{p_0^*}{RT_0^*}; \tag{1}$$

$$p_{0'}^* = p_0^* \left[1 + (k-1)\psi_i M_u^2\right]^{\frac{k}{k-1}\eta^*}; \tag{2}$$

$$N_i = \bar{m}\psi_i u_2^2. \tag{3}$$

При обработке результатов испытания ступени и CFD-расчетов коэффициент расхода рассчитывается по уравнению (1), политропный КПД по полным параметрам – по формуле (4), коэффициент внутреннего напора – по формуле (5), коэффициент политропного напора – по формуле (6):

$$\eta^* = \frac{\ln\left(\frac{p_к^*}{p_н^*}\right)}{\frac{k}{k-1}\ln\left(\frac{T_к^*}{T_н^*}\right)}; \tag{4}$$

$$\psi_i = \frac{c_p\left(T_к^* - T_н^*\right)}{u_2^2}; \tag{5}$$

$$\psi_p^* = \psi_i \eta^*. \tag{6}$$

Моделирование двухзвенной модельной ступени ОРК + БЛД

Ступень была разработана и испытана научной группой профессора А.М. Симонова в Проблемной лаборатории компрессоростроения ЛПИ с целью развития методов расчета и проектирования и изучения возможности применения ступеней с высоконапорными полуоткрытыми рабочими колесами для промышленных компрессоров [30]. Полуоткрытые колеса у промышленных компрессоров не нашли широкого применения, но объект представляет интерес для агрегатов турбонаддува ДВС.

Объект моделирования изображен на рис. 1.

* Все принятые обозначения и сокращения приведены в Приложении в конце статьи.

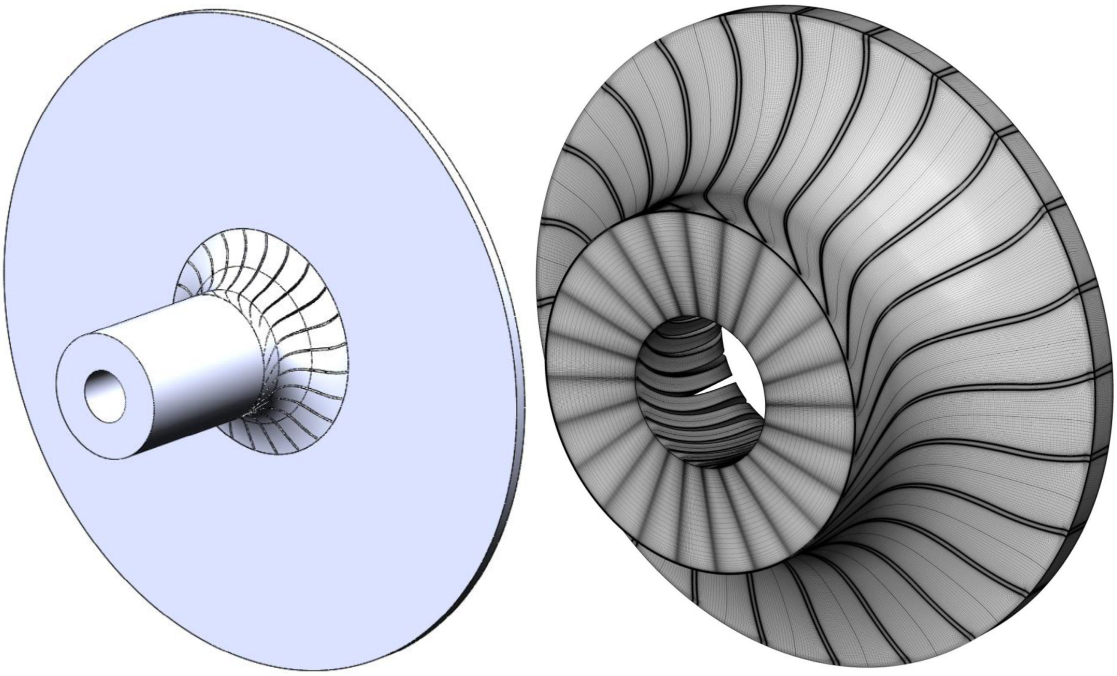


Рис. 1. Проточная часть ступени ОРК + БЛД и рабочее колесо с сеточной моделью
Fig. 1. Flow part of the 3D impeller + vaneless diffuser (VLD) and impeller with grid model

Ступень с осерадиальным рабочим колесом (ОРК), безлопаточным диффузором и сборной камерой спроектирована на следующие расчетные параметры: $\Phi_{расч} = 0{,}080$, $\psi_{т\ расч} = 0{,}74$, $M_u = 0{,}78$. Осерадиальное рабочее колесо имеет диаметр $D_2 = 410$ мм. Форма ОРК близка к схеме «вращающийся направляющий аппарат + радиальная звезда». Лопатки в радиальной части имеют форму радиальных пластин с выходной частью, отогнутой против направления вращения. Угол выхода лопаток – $\beta_{л2} = 63°$, число лопаток – 24.

Результаты эксперимента представлены в таблице.

Измеренные характеристики ступени ОРК + БЛД
Measured characteristics of the 3D impeller + VLD stage

Φ	$\psi^*_{p\,2-2}$	$\psi^*_{p\,4-4}$	η^*_{2-2}	η^*_{4-4}	ψ_i
0,067	0,746	0,693	0,929	0,866	0,8037
0,073	0,730	0,690	0,932	0,870	0,783
0,080	0,713	0,680	0,939	0,877	0,760
0,089	0,690	0,656	0,929	0,870	0,743
0,101	0,640	0,603	0,873	0,823	0,733
0,113	0,430	0,420	0,656	0,573	0,655

Сечение 2–2 с измерением полного давления расположено на диаметре $1{,}05D_2$. Сечение 4–4 с измерением полного давления на выходе из ступени (выход из БЛД в данном случае) расположено на диаметре $1{,}6D_2$.

При построении расчетной модели использовалась структурированная схема с гексагональными элементами. Для учета пограничного слоя к границам, определяющим стенки проточной части, задавалось сгущение, необходимое для удовлетворения требованиям моделей турбулентности и пристеночным функциям. Размер первой пристеночной ячейки варьируется в диапазоне 0,002–0,004 мм. Коэффициент увеличения размера – 1,2–1,5. Общее количество расчетных ячеек составило 1350525 для сектора с одной лопаткой (сектор 360°/24 = 15°). Расчеты выполнены как для сектора, так и для всей расчетной области. Для сопряжения газодинамических параметров на границе областей используются специальные условия интерфейса типа «Stage». В расчетах использовалась модель турбулентности SST.

С целью исследования влияния размерности расчетной модели на газодинамические характеристики были рассмотрены две сеточных модели для сектора модельной ступени. В первой модели количество ячеек для описания проточной области составляло 2 429 380 ячеек, во второй – 4 448 897 ячеек (модифицированная характеристика). По большей части изменения коснулись сетки рабочего колеса. В целом размер элемента был уменьшен в 1,4 раза, в пристеночной области размер первого элемента уменьшен с 0,005 до 0,002 мм. Количество элементов в зазоре увеличено с 14 до 34. Благодаря этому среднее значение Y^+ на поверхности лопатки изменилось с 15 на 4.

Таким образом, с экспериментами сопоставлены три варианта расчета:

1) РС-15 – редкая сетка, один межлопаточный канал и сектор безлопаточного диффузора 15 градусов;

2) РС-360 – редкая сетка, рабочее колесо и безлопаточный диффузор целиком;

3) ГС-15 – густая сетка, один межлопаточный канал и сектор безлопаточного диффузора 15 градусов,

Основная часть механической энергии передается газу лопатками рабочего колеса. Соответствующий безразмерный коэффициент называется коэффициентом теоретического напора. Его величина определяется изменением окружной составляющей абсолютной скорости и вытекает из основного уравнения турбомашин. При условии обычного для промышленных компрессоров отсутствия окружной составляющей скорости на входе в колесо

$$\psi_т = c_{u2} / u_2. \tag{7}$$

Трение наружных поверхностей дисков и протечки в лабиринтном уплотнении покрывающего диска дополнительно подводят механическую энергию, что учитывается эмпирическими коэффициентами $\beta_{тр}$, $\beta_{пр}$ [3, 32]. Соответствующий безразмерный коэффициент называется коэффициентом внутреннего напора:

$$\psi_i = \psi_т(1+\beta_{тр}+\beta_{пр}). \tag{8}$$

Линейный характер экспериментальной зависимости $\psi_i = f(\Phi)$ отмечен еще в первых монографиях по центробежным компрессорам [31, 32], а в работе [33] это подтверждено анализом характеристик большого количества промышленных компрессоров. В работе [34] показано, что это есть следствие линейного характера зависимости коэффициента теоретического напора от коэффициента расхода на выходе из рабочего колеса – $\psi_т = f(\varphi_2)$. Коэффициенты $\beta_{тр}$, $\beta_{пр}$ для большинства промышленных компрессоров невелики и мало отклоняют зависимость $\psi_i = f(\varphi_2)$ от линейного характера.

У рассматриваемой ступени с полуоткрытым рабочим колесом покрывающий диск и его уплотнение отсутствуют, то есть $\beta_{пр} = 0$. Течение в зазоре между основным диском и корпусом не моделировалось, поэтому $\beta_{тр} = 0$. Таким образом, рассчитаны характеристики коэффициента теоретического, а не внутреннего напора.

На рис. 2 по результатам расчета с двумя видами сетки одного межлопаточного канала (сектор 15°) и лопаточной решетки целиком (360°) представлены зависимости коэффициента теоретического напора.

Результаты расчетов во всех случаях показывали превышение рассчитанного коэффициента напора над измеренным [19, 20, 24]. Угол между рассчитанной линейной характеристикой и осью абсцисс всегда больше или равен углу экспериментальной характеристики. Как и у других исследователей, рассчитанная напорная характеристика лежит выше и наклонена под большим углом. К линейному характеру ближе характеристика, рассчитанная с более густой сеткой для сектора 15°.

На рис. 3 показаны поля абсолютной скорости в колесе при трех коэффициентах расхода.

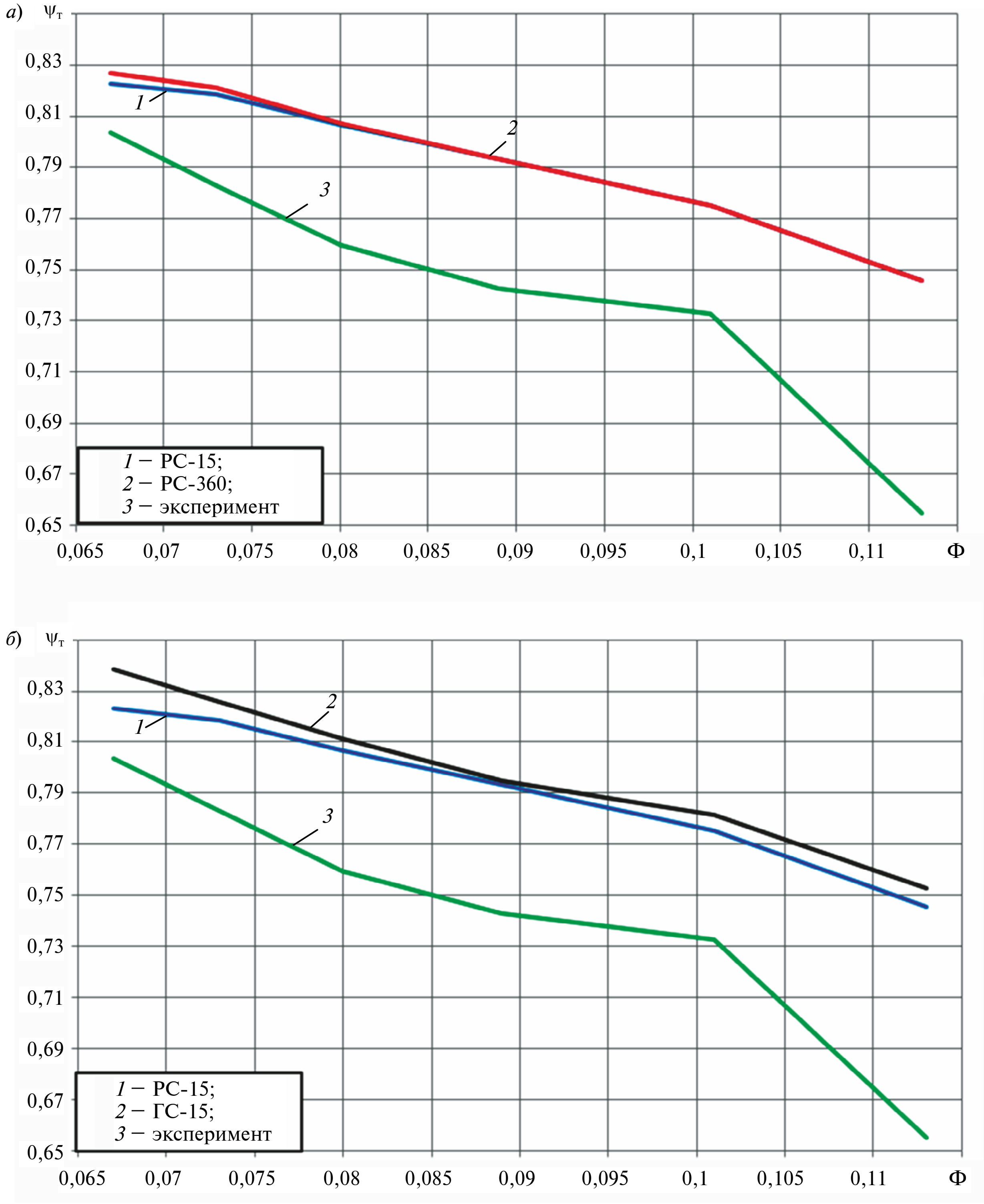


Рис. 2. Измеренная и рассчитанные характеристики коэффициента теоретического напора полуоткрытого осерадиального рабочего колеса (*а* – сектор 15°; *б* – 360°)
Fig. 2. Measured and calculated loading factor characteristics of semi-open 3D impeller (*а* – sector 15°; *б* – 360°)

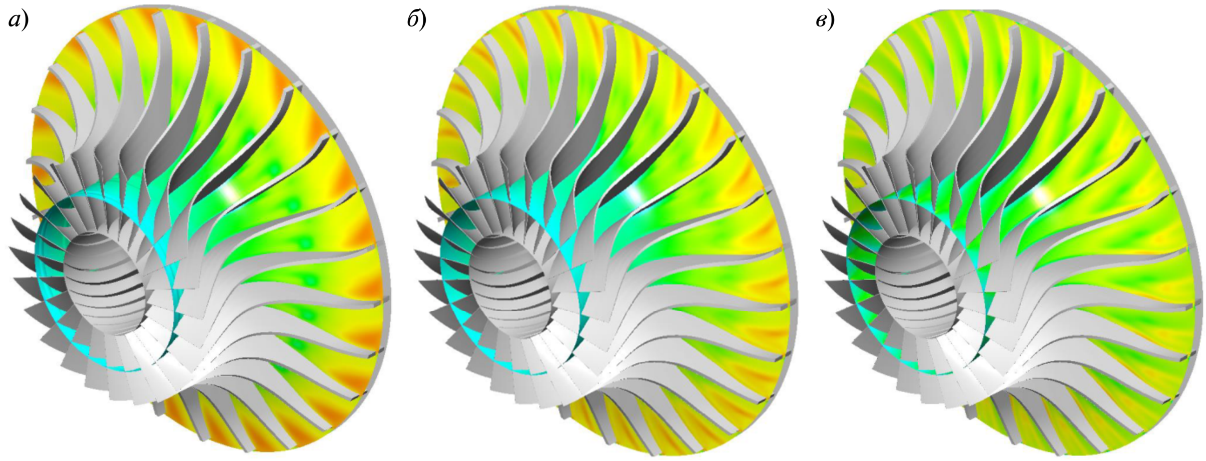


Рис. 3. Поля абсолютной скорости в осерадиальном рабочем колесе:
а – Ф= 0,067; *б* – $Ф = Ф_{расч}$ = 0,080; *в* – Ф = 0,113
Fig. 3. Fields of absolute speed in 3D impeller:
а – Ф = 0,067; *б* – $Ф = Ф_{расч}$ = 0,080; *в* – Ф = 0,113

Зоны повышенной абсолютной скорости на задней стороне лопаток – это зоны «следа» [29], т. е. низкоэнергетической зоны, где относительная скорость (скорость во вращающейся системе координат) маленькая, поэтому абсолютная скорость близка к окружной скорости колеса. При расходе меньше расчетного и положительном угле атаки зона следа – наибольшая, как и следует из экспериментов и теории рабочего процесса. Отметим, что в сравнении с типичными ступенями промышленных компрессоров, где выходные углы лопаток обычно намного меньше, зона работы ступени – узкая. Измеренный максимальный коэффициент политропного напора достигнут при Ф = 0,067. Это соответствует границе устойчивой работы – зоне помпажа. Большая область следа в расчетном эксперименте также свидетельствует о близости границы устойчивой работы.

На рис. 4 показаны характеристики коэффициента политропного напора ступени «осерадиальное рабочее колесо + безлопаточный диффузор».

Расчет сектора 15° при «редкой» сетке дает неудовлетворительный результат. Максимальный коэффициент напора при коэффициенте расхода Ф = 0,080 (это граница помпажа) явно не соответствует экспериментальным данным. Расчет при удвоенном количестве ячеек по характеру ближе к эксперименту, но коэффициент политропного напора значительно больше – примерно на 15 % на расчетном режиме. Ближе всего к эксперименту по характеру зависимости от расхода и по величине дает расчет полной лопаточной решетки при «редкой» сетке.

Рассчитанные характеристики КПД на рис. 5 имеют закономерную форму, но демонстрируют тенденцию смещения в сторону большего расхода, как и у других исследователей.

Результаты расчетов показывают следующее:

1) в варианте РС-15 самое плохое совпадение по КПД и коэффициентам теоретического и политропного напоров;

2) вариант РС-360 показал удовлетворительное совпадение по КПД и коэффициенту политропного напора и плохое совпадение по коэффициенту теоретического напора;

3) в варианте ГС-15 наблюдалось удовлетворительное совпадение по коэффициенту теоретического напора и плохое совпадение по КПД и коэффициенту политропного напора.

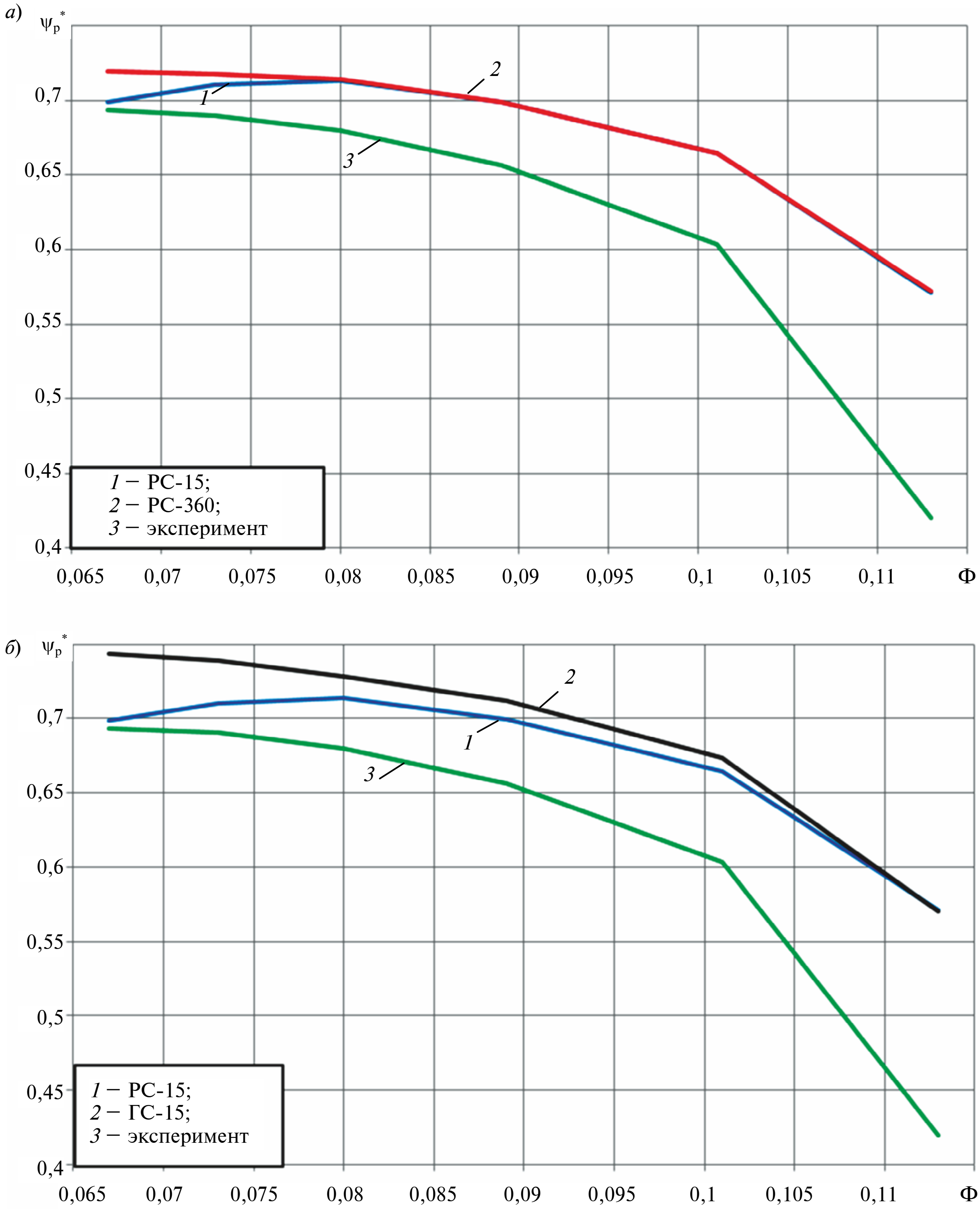


Рис. 4. Характеристики коэффициента политропного напора ступени ОРК + БЛД (*а* – сектор 15°; *б* – 360°)

Fig. 4. Polytropic head characteristics of the 3D impeller + VLD stage (*a* – sector 15°; *б* – 360°)

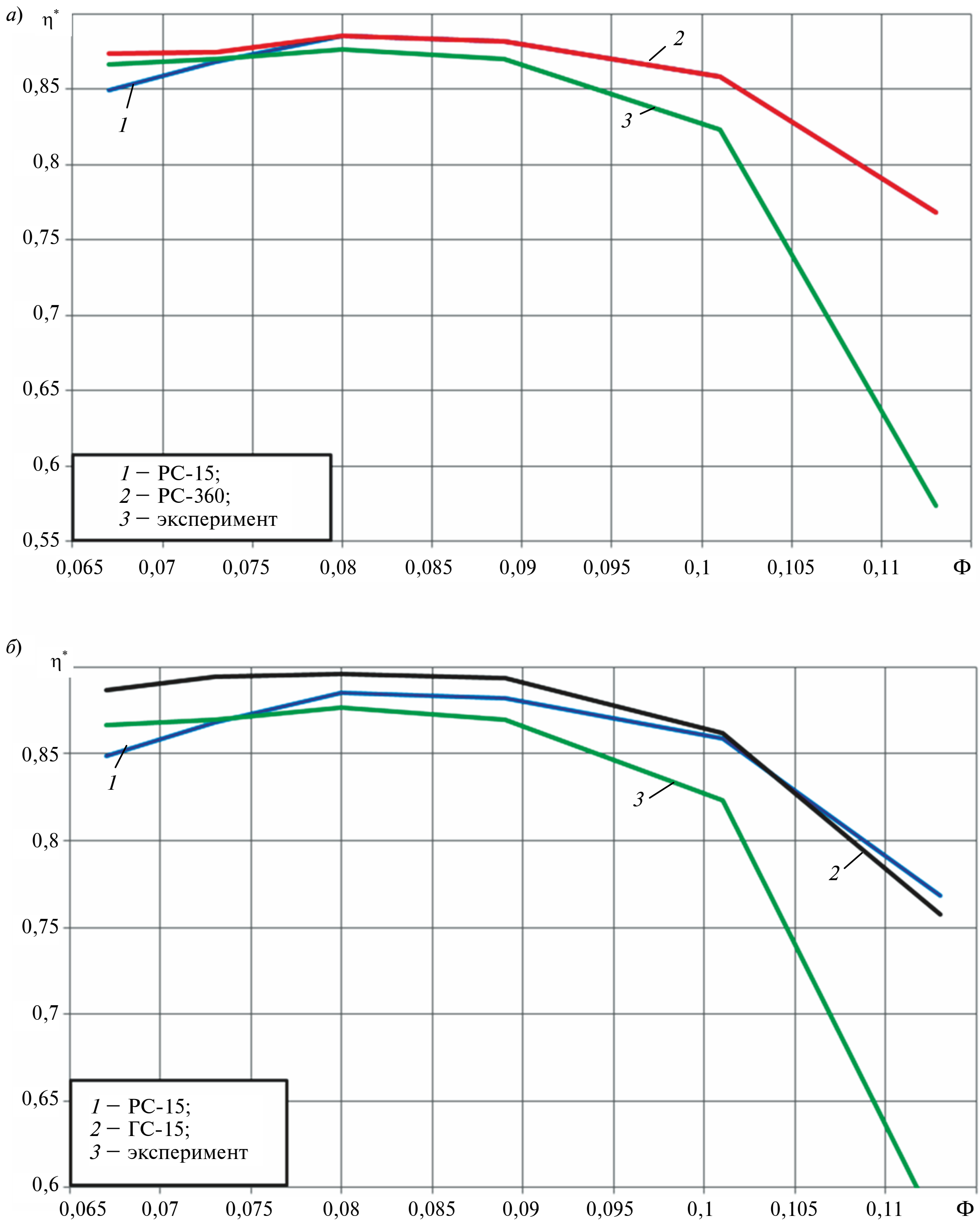


Рис. 5. Измеренная и рассчитанные характеристики КПД ступени ОРК + БЛД
(*а* – сектор 15°; *б* – 360°)
Fig. 5. Measured and calculated efficiency characteristics of the 3D impeller + VLD stage
(*a* – sector 15°; *б* – 360°)

Обсуждение результатов

У варианта 3 характеристика коэффициента теоретического напора ближе к экспериментально подтвержденному линейному характеру. Варианты 1 и 2 дают одинаковый результат – нелинейная характеристика с отклонением в сторону меньшего напора при $\Phi < \Phi_{расч}$. На расчетном режиме все три варианта завышают коэффициент теоретического напора на 14,3 %.

У варианта 1 при $\Phi < \Phi_{расч}$ КПД быстро снижается. Поэтому при $\Phi \approx \Phi_{расч}$ коэффициент политропного напора достигает максимума, т. е. у рассчитанной по варианту 1 характеристики получилось совпадение границы помпажа с расчетным режимом. Такая неточность расчета характеристики недопустима.

Вид рассчитанной по варианту 2 характеристики политропного напора наиболее близок к виду экспериментальной, но абсолютная величина больше на 12 % при $\Phi_{расч} = 0{,}085$.

Максимальный рассчитанный по варианту 2 КПД ступени практически равен измеренному максимальному.

Заключение

Выполненное расчетное исследование подтвердило результаты, ранее полученные авторами при моделировании высоконапорных центробежных ступеней газотурбинных двигателей, и результаты других исследователей. Корректное моделирование характеристик центробежных компрессорных ступеней по-прежнему остается нерешенной задачей. Наихудшие результаты получены авторами при наиболее экономном расчете (редкая сетка, сектор 15°). Более затратный расчет – редкая сетка, полная лопаточная решетка 360° – дает максимальный КПД ступени с достаточной точностью. Оценить возможности самого затратного расчета – густая сетка, полная лопаточная решетка 360° – авторы предполагают в дальнейшем.

Расчеты проводились в суперкомпьютерном центре «Политехнический» СПбПУ.

Приложение

Условные обозначения: c_u – окружная составляющая скорости; c_p – теплоемкость при постоянном давлении; D – диаметр; k – показатель изоэнтропы; M_u – условное число Маха; $\bar{m}$ – массовый расход; N_i – мощность, передаваемая газу рабочими колесами (внутренняя); p – давление; R – газовая постоянная; радиус кривизны; T – температура; u – окружная скорость; $\beta_л$ – угол между касательной к средней линии лопатки рабочего колеса и обратным окружным направлением; $\beta_{пр}$ – коэффициент протечек в лабиринтном уплотнении; $\beta_{тр}$ – коэффициент дискового трения; φ – коэффициент расхода; Φ – условный коэффициент расхода; η – коэффициент полезного действия; $\psi_т$ – коэффициент теоретического напора; ψ_i – коэффициент внутреннего напора; ψ_p – коэффициент политропного напора.

Сокращения: КПД – коэффициент полезного действия; ОРК – осерадиальное рабочее колесо; БЛД – безлопаточный диффузор; CFD – computational fluid dynamics.

Подстрочные индексы: 0, 0', 2 – индексы контрольных сечений; к – конечное; н – начальное; расч – относящийся к расчетному режиму (по расходу); u – проекция скорости на окружное направление; max – максимальный.

Надстрочные индексы: * – относится к полным параметрам (параметры торможения).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Startsev A., Fokin Yu., Steshakov Eu.** CFD design and analysis of A compact single-spool compressor for a heavy transport helicopter's powerplant // 29th congress of the international council of the aeronautical sciences. St. Petersburg, Russia. 7–12. 2014. [Электр. ресурс]. URL: http.//www.icas.org/ICAS_ARCHIVE/ICAS2014/data/papers/2014_0928_paper.pdf (дата обращениия: 25.06.2018).

2. **Xu C., Chen W.J.** Computational analysis on a compressor blade // Int. Conf. On Jets, Wakes and Separated Flow. Toba-shi, Mie, Japan. October 5–8, 2005.

3. **Kosprdova J., Oldřich J.** The Development of Centrifugal Turbo Compressor Stage Using CFD // 20th International Conference on Hydraulics and Pneumatics. Prague. 2008. [Электр. ресурс]. URL: http://ru.srcibd.com/document/45780046/000000194-f (дата обращения: 25.06.2018)

4. **Puzyrewski R., Galerkin Y.B., Flaszynski P.** Direct and Inverse Numerical Calculation for the Tested Centrifugal Impeller // XI Internationale Tagung «Forschung Praxis und Didaktik Im Modernen Maschinenbau». P. 41–48,

5. **Japikse D.** Design system development for turbomachinery (turbopump) designs and a decade beyond // JANNAF Conference. Cleveland. Ohio. July 15–17, 1998. P. 263–273.

6. **Japikse D.** Agile engineering and the restructuring of modern design // 40th Israel Annual Conference on Aerospace Science. Tel-Aviv and Haifa. February 23–24, 2000.

7. **Japikse D.** Agile design system in the age of concurrent engineering // JANNAF Conference. Albuquerque. December. 1996. P. 341–345.

8. **Japikse D.** Design system development for turbomachinery (turbopump) designs 1998 and a decade beyond // JANNAF Conference. Cleveland. Ohio. July 15–17. 1998.

9. **Japikse D.** Future performance, design possibilities, and goals for radial compressors // IMechE Conference. London. May 6–8. 1986. P. 31–50.

10. **Japikse D.** Turbomachinery design with an agile engineering system // JSME fluid engineering conference. OSAKA. September 19–20. 2003.

11. **Japikse D., Bitter J.** Effective two-zone modeling of diffusers and return channel systems for radial and mixed-flow pumps and compressors // 11th International symposium on transport phenomena and dynamics of rotating machinery. Honolulu. February 26 – March 02. 2006. P. 511–520.

12. **Japikse D., Dubitsky O.** Vaneless diffuser advanced model // ASME Turbo Expo Conference. Reno-Tahoe. June 6–9. 2005. P. 823–834.

13. **Japikse D., Oliphant K.N., Pelton R.** Optimization in turbomachinery data reduction // 10th International symposium on transport phenomena and dynamics of rotating machinery. Honolulu. March 07–11. 2004.

14. **Japikse D., Platt M.J.** Optimization in component design and redesign // 10th International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery. Honolulu. March 7–11. 2004. P. 132–145.

15. **Григорьев А.В., Соловьева А.В., Галеркин Ю.Б., Рекстин А.Ф.** Вопросы аэродинамического проектирования сверхзвуковых центробежных компрессорных ступеней // Компрессорная техника и пневматика. 2014. № 6. С. 21–27.

16. **Рекстин А.Ф., Солдатова К.В., Дроздов А.А.** Особенности моделирования газодинамических характеристик высоконапорных центробежных ступеней // Климовские чтения. Перспективные направления авиадвигателя строения. СПб., 2013. С. 45–55.

17. **Galerkin Y., Rekstin A., Soldatova K.** Aerodynamic designing of supersonic centrifugal compressor stages // International Conference on Numerical Methods in Industrial Processes. World Academy of science, engineering and technology. Paris, 2015. Vol. 9. No 1. № 216.

18. **Guidotti E.** Towards Centrifugal Compressor Stages Virtual Testing : Ph.D. thesys Universita degli Studi di Bologna, 2014. 100 p.

19. **Гамбургер Д.М.** Численное моделирование течения вязкого газа в центробежной компрессорной ступени: методика и результаты : Дис... канд. техн. наук / СПбГПУ, 2009. 190 с.

20. **Дроздов А.А.** Метод проектирования центробежных компрессоров с осерадиальными рабочими колесами : Дис... канд. техн. наук / СПбПУ, 2016. 236 с.

21. **Galerkin Y., Voinov I., Drozdov A.** Comparison of CFD-calculations of centrifugal compressor stages by NUMECA Fine/Turbo and ANSYS CFX programs // Conference «Compressors and their Systems». London, 2017. URL: http://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/232/1/012046. DOI: 10.1088/1757-899X/232/1/012044

22. **Галеркин Ю.Б., Маренина Л.Н.** Исследование и совершенствование неподвижных элементов центробежных ступеней методами вычислительной газодинамики. Часть 1 // Компрессорная техника и пневматика. 2014. № 1. С. 30–36.

23. **Галеркин Ю.Б., Маренина Л.Н.** Исследование и совершенствование неподвижных элементов центробежных ступеней методами вычислительной газодинамики. Часть 2 // Компрессорная техника и пневматика. 2014. № 2. С. 10–15.

24. **Кабалык К.А.** Моделирование газодинамических характеристик одноступенчатого центробежного компрессора с применением комплекса вычислительной гидродинамики ANSYS CFX: методика и результаты : Дис. ... магистра / СПбГПУ. СПб., 2012. 164 с.

25. **Галеркин Ю.Б., Соловьёва О.А.** Совершенствование методов расчета безлопаточных диффузоров центробежных компрессорных ступеней на основе вычислительных экспериментов. Часть 1 // Компрессорная техника и пневматика. 2014. № 3. С. 35–41.

26. **Галеркин Ю.Б., Соловьёва О.А.** Совершенствование методов расчета безлопаточных

диффузоров центробежных компрессорных ступеней на основе вычислительных экспериментов. Часть 2 // Компрессорная техника и пневматика. 2014. № 4. С. 15–21.

27. **Маренина Л.Н.** CFD-моделирование и анализ характеристик неподвижных элементов проточной части центробежной компрессорной ступени // Компрессорная техника и пневматика. 2016. № 3. С. 27–35.

28. **Соловьева О.А., Галеркин Ю.Б.** Выбор оптимальных соотношений размеров безлопаточного диффузора малорасходной центробежной компрессорной ступени // Компрессорная техника и пневматика. 2017. № 5. С. 11–15.

29. **Селезнев К.П., Галеркин Ю.Б.** Центробежные компрессоры. Л.: Машиностроение, 1982. 271 с.

30. Труды научной школы компрессоростроения СПбГПУ / Под ред. проф. Ю.Б. Галеркина. М.: Изд-во «КХТ», 2010.

31. **Рис В.Ф.** Центробежные компрессорные машины. Л.: Машиностроение, 1964. 336 с.

32. **Рис В.Ф.** Центробежные компрессорные машины. Л.: Машиностроение, 1981. 351 с.

33. **Солдатова К.В.** Создание новой математической модели проточной части центробежных компрессоров и базы данных модельных ступеней : Дис. ... д-ра техн. наук. Санкт-Петербург, 2017. 357 с.

34. **Карпов А.Н.** Методика моделирования напорной характеристики центробежного компрессорного колеса по результатам испытаний модельных ступеней : Дис... канд. техн. наук; СПбГПУ. СПб., 2011. 137 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

БОРОВКОВ Алексей Иванович – *кандидат технических наук проректор по перспективным проектам Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: ViceRector.AP@spbstu.ru

ВОЙНОВ Игорь Борисович – *начальник отдела Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: voinov@compmechlab.com

ГАЛЕРКИН Юрий Борисович – *доктор технических наук заведующий научно-исследовательской лабораторией Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: galerkin@pef.spbstu.ru

НИКИФОРОВ Александр Георгиевич – *доктор технических наук заведующий кафедрой ФГОУ ВО «Смоленская государственная сельскохозяйственная академия»*
E-mail: nikiforof@mail.ru

НИКИТИН Максим Антонович – *инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: niktin@compmechlab.com

Дата поступления статьи в редакцию: 23.05.2018

REFERENCES

[1] **Startsev A., Fokin Yu., Steshakov Eu.,** CFD design and analysis of A compact single-spool compressor for a heavy transport helicopter's powerplant, *29th congress of the international council of the aeronautical sciences.* St. Petersburg, Russia, 2014. P. 7–12. [Elektr. resurs]. URL: http.//www.icas.org/ICAS_ARCHIVE/ICAS2014/data/papers/2014_0928_paper.pdf (data obrashcheniya: 25.06.2018).

[2] **Xu C., Chen W.J.,** Computational analysis on a compressor blade, *Int. conf. on jets, wakes and separated flow.* Toba-shi, Mie, Japan. October 5–8, 2005.

[3] **Kosprdova J., Oldřich J.,** The Development of Centrifugal Turbo Compressor Stage Using CFD, *20th International conference on hydraulics and pneumatics.* Prague, 2008. [Elektr. resurs]. URL: http://ru.srcibd.com/document/45780046/000000194-f (data obrashcheniya: 25.06.2018).

[4] **Puzyrewski R., Galerkin Y.B., Flaszynski P.,** Direct and Inverse Numerical Calculation for the Tested Centrifugal Impeller, *XI Internationale Tagung «Forschung Praxis und Didaktik Im Modernen Maschinenbau».* P. 41–48,

[5] **Japikse D.,** Design system development for turbomachinery (turbopump) designs and a decade beyond, *JANNAF Conference.* Cleveland. Ohio. July 15–17, 1998. P. 263–273

[6] **Japikse D.,** Agile engineering and the restructuring of modern design, *40th Israel Annual Conference on Aerospace Science*. Tel-Aviv and Haifa. February 23–24, 2000.

[7] **Japikse D.,** Agile design system in the age of concurrent engineering, *JANNAF Conference*. Albuquerque. December 1996. P. 331–345.

[8] **Japikse D.,** Design system development for turbomachinery (turbopump) designs 1998 and a decade beyond, *JANNAF Conference*. Cleveland. Ohio. July 15–17, 1998.

[9] **Japikse D.,** Future performance, design possibilities, and goals for radial compressors, *IMechE Conference*. London. May 6–8, 1986. P. 31–50.

[10] **Japikse D.,** Turbomachinery design with an agile engineering system, *JSME fluid engineering conference*. OSAKA. September 19–20, 2003.

[11] **Japikse D., Bitter J.,** Effective two-zone modeling of diffusers and return channel systems for radial and mixed-flow pumps and compressors, *11th International symposium on transport phenomena and dynamics of rotating machinery*. Honolulu. February 26 – March 02, 2006. P. 511–520.

[12] **Japikse D., Dubitsky O.,** Vaneless diffuser advanced model, *ASME Turbo Expo Conference*. Reno-Tahoe. June 6–9, 2005. P. 823–834.

[13] **Japikse D., Oliphant K.N., Pelton R.,** Optimization in turbomachinery data reduction, *10th International symposium on transport phenomena and dynamics of rotating machinery*. Honolulu. March 07–11, 2004.

[14] **Japikse D., Platt M.J.,** Optimization in component design and redesign, *10th International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery*. Honolulu. March 7–11, 2004. P. 132–145.

[15] **Grigoryev A.V., Solovyeva A.V., Galerkin Yu.B., Rekstin A.F.,** Voprosy aerodinamicheskogo proyektirovaniya sverkhzvukovykh tsentrobezhnykh kompressornykh stupeney, *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2014. № 6. S. 21–27. (rus.)

[16] **Rekstin A.F., Soldatova K.V., Drozdov A.A.,** Osobennosti modelirovaniya gazodinamicheskikh kharakteristik vysokonapornykh tsentrobezhnykh stupeney, *Klimovskiye chteniya. Perspektivnyye napravleniya aviadvigatelya stroyeniya*. SPb., 2013. S. 45–55. (rus.)

[17] **Galerkin Y., Rekstin A., Soldatova K.,** Aerodynamic designing of supersonic centrifugal compressor stages, *International Conference on Numerical Methods in Industrial Processes. World Academy of science, engineering and technology*. Paris, 2015. Vol. 9. No 1. № 216.

[18] **Guidotti E.,** Towards Centrifugal Compressor Stages Virtual Testing: Ph.D. thesys. Universita degli Studi di Bologna, 2014. 100 p.

[19] **Gamburger D.M.,** Chislennoye modelirovaniye techeniya vyazkogo gaza v tsentrobezhnoy kompressornoy stupeni: metodika i rezultaty: Dis... kand. tekhn. nauk / SPbGPU, 2009. 190 s. (rus.)

[20] **Drozdov A.A.,** Metod proyektirovaniya tsentrobezhnykh kompressorov s oseradialnymi rabochimi kolesami: Dis... kand. tekhn. nauk / SPbPU, 2016. 236 s.

[21] **Galerkin Y., Voinov I., Drozdov A.,** Comparison of CFD-calculations of centrifugal compressor stages by NUMECA Fine/Turbo and ANSYS CFX programs, *Conference «Compressors and their systems»*. London, 2017. URL: http://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/232/1/012046. DOI: 10.1088/1757-899X/232/1/012044

[22] **Galerkin Yu.B., Marenina L.N.,** Issledovaniye i sovershenstvovaniye nepodvizhnykh elementov tsentrobezhnykh stupeney metodami vychislitelnoy gazodinamiki. Chast 1, *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2014. № 1. S. 30–36. (rus.)

[23] **Galerkin Yu.B., Marenina L.N.,** Issledovaniye i sovershenstvovaniye nepodvizhnykh elementov tsentrobezhnykh stupeney metodami vychislitelnoy gazodinamiki. Chast 2, *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2014. № 2. S. 10–15. (rus.)

[24] **Kabalyk K.A.,** Modelirovaniye gazodinamicheskikh kharakteristik odnostupenchatogo tsentrobezhnogo kompressora s primeneniyem kompleksa vychislitelnoy gidrodinamiki ANSYS CFX: metodika i rezultaty: Dis. ... magistra / SPbGPU, 2012. 164 s. (rus.)

[25] **Galerkin Yu.B., Solovyeva O.A.,** Sovershenstvovaniye metodov rascheta bezlopatochnykh diffuzorov tsentrobezhnykh kompressornykh stupeney na osnove vychislitelnykh eksperimentov. Chast 1. [tekst], *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2014. № 3. S. 35–41. (rus.)

[26] **Galerkin Yu.B., Solovyeva O.A.,** Sovershenstvovaniye metodov rascheta bezlopatochnykh diffuzorov tsentrobezhnykh kompressornykh stupeney na osnove vychislitelnykh eksperimentov. Chast 2, *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2014. № 4. S. 15–21. (rus.)

[27] **Marenina L.N.,** CFD-modelirovaniye i analiz kharakteristik nepodvizhnykh elementov protochnoy chasti tsentrobezhnoy kompressornoy stupeni, *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2016. № 3. S. 27–35. (rus.)

[28] **Solovyeva O.A. Galerkin Yu.B.,** Vybor optimalnykh sootnosheniy razmerov bezlopatochnogo diffuzora maloraskhodnoy tsentrobezhnoy kompressornoy stupeni, *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2017. № 5. S. 11–15. (rus.)

[29] **Seleznev K.P., Galerkin Yu.B.,** Tsentrobezhnyye kompressory. L.: Mashinostroyeniye, 1982. 271 s. (rus.)

[30] Trudy nauchnoy shkoly kompressorostroyeniya SPbGPU / Pod red. prof. Yu.B. Galerkina. M.: Izd-vo «KKhT», 2010. (rus.)

[31] **Ris V.F.,** Tsentrobezhnyye kompressornyye mashiny. L.: Mashinostroyeniye, 1964. S. 336.

[32] **Ris V.F.,** Tsentrobezhnyye kompressornyye mashiny. L.: Mashinostroyeniye, 1981. 351 s.

[33] **Soldatova K.V.,** Sozdaniye novoy matematicheskoy modeli protochnoy chasti tsentrobezhnykh kompressorov i bazy dannykh modelnykh stupeney: Dis. ... d-ra tekhn. nauk. Sankt-Peterburg, 2017. 357 s. (rus.)

[34] **Karpov A.N.,** Metodika modelirovaniya napornoy kharakteristiki tsentrobezhnogo kompressornogo kolesa po rezultatam ispytaniy modelnykh stupeney: Dis... kand. tekhn. nauk. SPbGPU. SPb., 2011. 137 s. (rus.)

THE AUTHORS

BOROVKOV Alekseii I. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: ViceRector.AP@spbstu.ru
VOYNOV Igor B. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: voinov@compmechlab.com
GALERKIN Yurii B. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: galerkin@pef.spbstu.ru
NIKIFOROV Aleksandr G. – *Smolensk state agricultural academy*
E-mail: nikiforof@mail.ru
NIKITIN Maksim A. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: niktin@compmechlab.com

Received: 23.05.2018

DOI: 10.18721/JEST.240205
УДК 621.514.54

А.А. Котлов[1], *Ю.Л. Кузнецов*[2]

1 – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия
2 – АО «Компрессор», Санкт-Петербург, Россия

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ОКНА ВСАСЫВАНИЯ НА ИНТЕГРАЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВИНТОВОГО КОМПРЕССОРА

При проектировании винтовых машин встают различные задачи по поиску более эффективных и надежных конструктивных решений, связанных с организацией рабочего процесса, выбором конструктивных форм проточной части, расчетом на прочность элементов машины и выбором материала. В работе рассмотрены повышение эффективности процесса всасывания за счет использования скоростного напора потока всасываемого газа, а также влияние отношения длины ротора к его диаметру и угла раскрытия окна всасывания на интегральные характеристики компрессора. Расчет рабочего процесса в компрессоре выполнен методами математического моделирования. По результатам работы было установлено, что изменение коэффициент производительности может достигать 5 %. При увеличении угла раскрытия окна всасывания возрастают протечки из полостей сжатия в камеру всасывания, которые могут достигать 20 %.

Ключевые слова: винтовой компрессор, математическое моделирование, интегральные характеристики, процесс всасывания, напор.

Ссылка при цитировании:
А.А. Котлов, Ю.Л. Кузнецов. Влияние параметров окна всасывания на интегральные характеристики винтового компрессора // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 58–68. DOI: 10.18721/JEST.240205.

A.A. Kotlov[1], *Yu.L. Kuznetsov*[2]

1 – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia
2 – «Compressor», St. Petersburg, Russia

THE INFLUENCE OF SUCTION WINDOW PARAMETERS ON THE INTEGRATED CHARACTERISTICS OF A SCREW COMPRESSOR

Different tasks and problems have to be solved during the design of screw machines; they cover the search for the most effective and reliable design solutions, connected with organizing the working process, the choice of flow path design variations, strength calculation of mechanical parts and choice of constructional materials. We have considered increasing the effectiveness of the suction process by means of sucked in gas kinetic head. To achieve this, the time span, during which the suction window connects the suction chamber with the twin cavity when the twin screw tooth has completely left it, has to be equal to shock wave duration running from discharge face to suction face. The influence of the rotor length to rotor diameter ratio and of the opening angle of the suction window on the integrated characteristics of the compressor are studied. The calculation of the working process in the compressor was performed by means of mathematical modeling. The obtained results show that the coefficient of capacity variation could reach 5 %. Increasing the opening angle of the suction window causes leakages to grow between the compression cavity and the suction chamber, which could reach 20 %.

Keywords: screw compressor, mathematical modeling, integral characteristics, suction process, pressure.

Citation:
A.A. Kotlov, Yu.L. Kuznetsov, The Influence of Suction Window Parameters on the Integrated Characteristics of a Screw Compressor, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 58–68, DOI: 10.18721/JEST.240205.

Введение

Винтовые компрессоры (ВК) находят широкое применение в различных отраслях промышленности, что обусловлено их высокими технико-экономическими показателями. Винтовые компрессоры постоянно совершенствуются: повышаются их объемные и энергетические характеристики, надежность и долговечность, степень автоматизации, одновременно уменьшаются габариты и металлоемкость, уровень шума и вибрации. Это приводит к большой востребованности ВК по сравнению с другими компрессорами объемного действия. Расширяется диапазон использования ВК по производительности и конечному давлению, создаются новые профили винтов, совершенствуются конструкции и технология изготовления. Большое количество научных исследований в области ВК свидетельствует об их актуальности. Научные работы направлены, в основном, на решение задач по поиску более эффективных и надежных конструктивных решений, связанных с организацией рабочего процесса [1–3], выбором конструктивных форм проточной части [4, 5], расчетом на прочность элементов машины и выбором материала [6].

Цель работы – повышение эффективности рабочего процесса ВК за счет оптимизации угла раскрытия окна всасывания.

Материал и методика работы

Объектом исследования является сухой ВК с асимметричным профилем зубьев по схеме «4+6» (четыре зуба на ведущем и шесть на ведомом роторе). Всасываемый газ – воздух, давление на всасывании – 0,1 МПа, на нагнетании – 0,3 МПа; объемная производительность компрессора – 20 м^3/мин; отношение длины ротора к его диаметру – l/d = 1; угол закрутки ротора – 300 град.

Исследование проводилось с использованием методов математического моделирования рабочего процесса.

При разработке математической модели были приняты следующие допущения:

1) газ – идеальный;

2) процесс – квазистатический, т. е. в любой момент времени в каждой точке парной полости параметры одинаковы;

3) давление и температура во всасывающем и нагнетательном патрубках остаются постоянными;

4) рассматривается процесс сжатия сухого газа без внутреннего охлаждения; количеством тепла, отводимого через корпус компрессора в процессе сжатия, пренебрегаем.

На концах участка счета заданы следующие граничные условия:

на входе давление газа в парной полости в начале сжатия равняется давлению газа во всасывающем патрубке;

на выходе процесс нагнетания газа происходит при давлении внутреннего сжатия, равном давлению нагнетания (давлению в нагнетательном патрубке).

Для описания рабочего процесса в парной полости винтов используются следующие уравнения: состояния; первого закона термодинамики тела переменной массы; адиабатического истечения.

В конечном виде уравнения изменения параметров в парной полости выглядят следующим образом:

$$\frac{dT}{d\tau} = \frac{T(k-1)}{PV}\left[\frac{dQ_0}{d\tau} + i_{\text{вх}}(\bar{m}_{\text{вх}} - \bar{m}_{\text{вых}}) - \right.$$

$$\left. - \frac{dL_0}{d\tau} - i_{\text{вых}}\frac{k-1}{k}(\bar{m}_{\text{вх}} - \bar{m}_{\text{вых}})\right];$$

$$\frac{dP}{d\tau} = \frac{(k-1)}{V}\left(\frac{dQ_0}{d\tau} - \right.$$

$$\left. - \frac{k-1}{k}\frac{dL_0}{d\tau} + i_{\text{вх}}\bar{m}_{\text{вх}} - i_{\text{вых}}\bar{m}_{\text{вых}}\right),$$

где T – температура; τ – время; P – давление; V – объем; k – показатель адиабаты; dQ_0 – тепло, подводимое от поверхностей ограничивающих рабочую полость; $m_{\text{вх}}$, $m_{\text{вых}}$ – массы притекающего и утекающего газов; $i_{\text{вх}}$, $i_{\text{вых}}$ – энтальпии притекающего и утекающего газов; dL_0 – работа, совершаемая телом.

Текущее значение объема V является функцией угла поворота ведущего ротора и определяется аналитическим, графическим или численным методами [7, 8]. В работе используется аналитический метод, изложенный в [9].

В винтовых компрессорах имеют место протечки газа через зазоры; они составляют иногда значительную часть от полезной производительности [10–12]. Массовые расходы газа через щели определяются по формуле Сен-Венана – Венцеля:

для докритического истечения

$$\bar{m} = \mu f \frac{P_2}{T_2}\sqrt{\frac{2k}{k+1}\frac{T_1}{R}\left(1-\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right)},$$

где P_1 и T_1 – параметры газа перед отверстием; P_2 и T_2 – параметры газа за отверстием; μ – коэффициент расхода; f – площадь проходного сечения щели;

для критического истечения

$$\bar{m} = \mu f P_2\sqrt{\frac{k}{RT_2}\left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}}.$$

Для определения протечек необходимо знать изменение длин уплотняющих кромок по линиям контакта и гребням винтов для одной парной полости и зазор между винтами. Определение параметров щели различной формы изложено в [13]. На рис. 1 приведены проекции линий зацепления и контакта винтов для двустороннего ассиметричного профиля зубьев [1, 5].

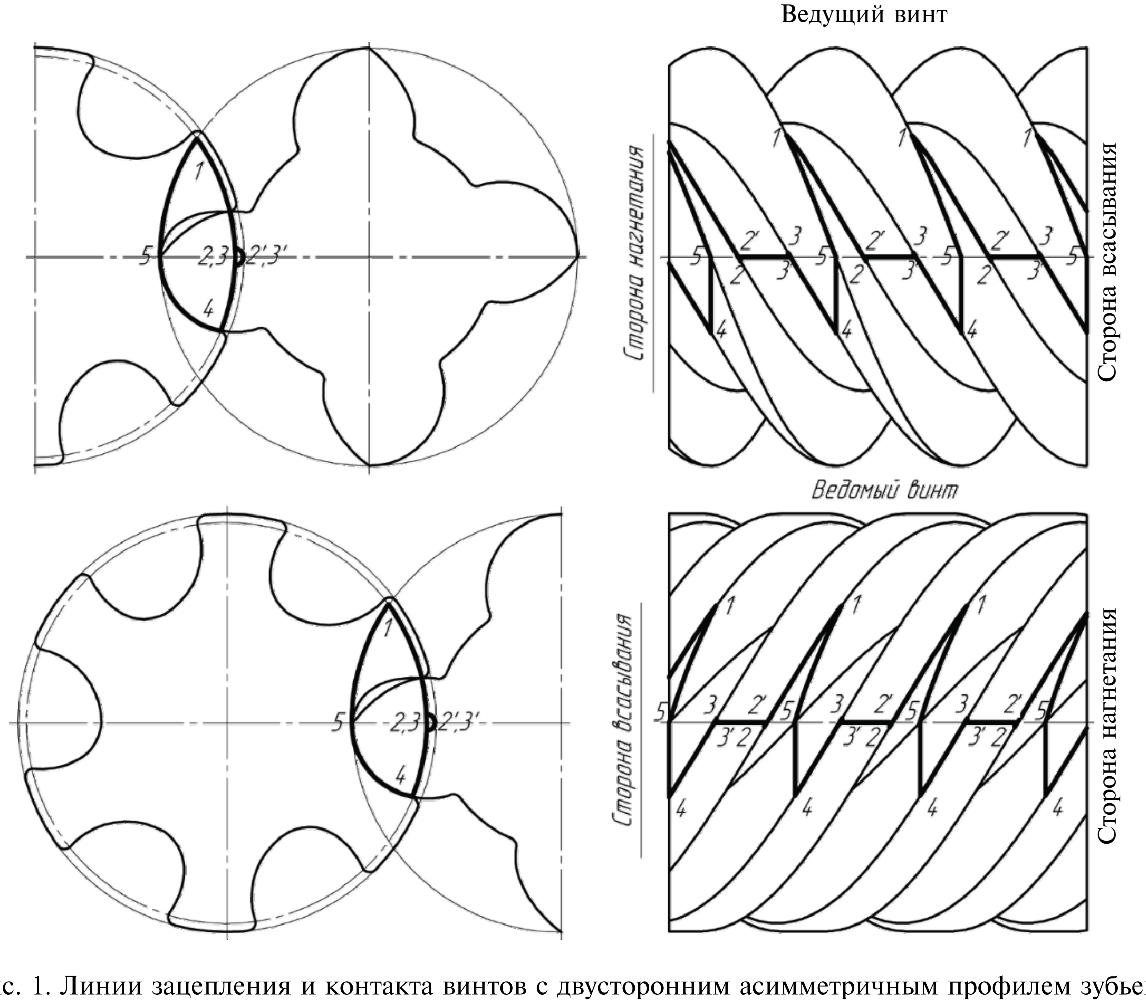


Рис. 1. Линии зацепления и контакта винтов с двусторонним асимметричным профилем зубьев
Fig. 1. Lines of engagement and contact of screws with two-sided asymmetric tooth profile

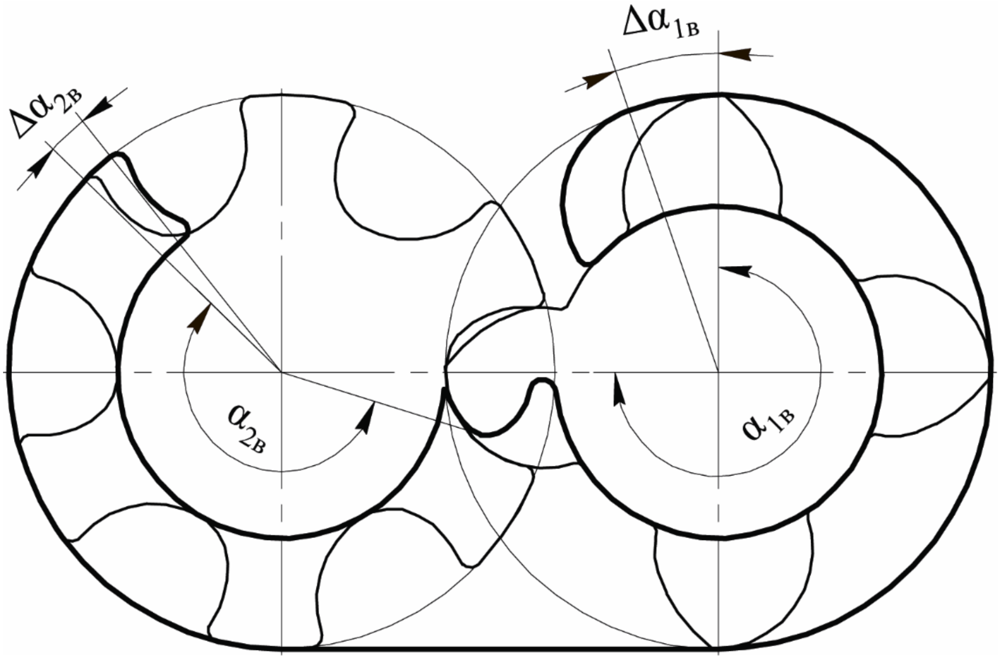


Рис. 2. Углы окна всасывания
Fig. 2. Angles of the suction window

Винты компрессора в действительности между собой не соприкасаются; между ними всегда должен быть какой-то зазор [14], необходимый для безопасной работы компрессора. Под линиями контакта понимаются те воображаемые линии, по которым устанавливаются минимальные зазоры между работающими винтами. Определить их расчетным путем непросто. В практике расчетов и исследований за контактные линии принимаются линии касания винтов, выполненных строго по теоретическим размерам.

Длина линий контакта является важным параметром зацепления винтов, так как позволяет рассчитать сечение щелей по винтам.

Для надежного разделения областей с повышенным давлением газа и области всасывания линии контакта должны быть непрерывными. Задача определения линий контакта является пространственной.

Решение системы дифференциальных уравнений, приведенных выше, в общем виде не представляется возможным, так как эта система непосредственно не дифференцируема. Поэтому для решения была разработана специальная компьютерная программа, где дифференциальные уравнения решаются численным методом последовательных приближений.

Для численного расчета в первом приближении необходимо задать начальные параметры в каждой камере. Они могут быть выбраны произвольно, но это увеличит количество итераций, необходимых для получения требуемой точности. Поэтому начальные параметры в каждой камере определяются по уравнению адиабаты. Зная начальные параметры и выбрав интервал счета, можно решать основные дифференциальные уравнения и найти конечные параметры в каждой камере, а также все промежуточные значения по углу поворота, т. е. получить индикаторную диаграмму первого приближения. Эта диаграмма еще не является действительной. После ее получения начинается расчет второго приближения, причем за начальные параметры берутся значения, полученные при расчете первого приближения, за исключением первой камеры сжатия. Начальные параметры в этой камере для второго и следующих приближений принимаются следующим образом: давление начала сжатия в каждом приближении на основании принятых допущений полагается равным давлению во всасывающем патрубке; температура начала сжатия определяется по результатам расчета предыдущего приближения и учитывает подогрев газа на всасывании за счет перетечек.

Программа позволяет получить следующие зависимости: торцевую площадь впадин роторов – от угла поворота ведущего ротора; объем парной полости – от угла поворота ведущего ротора; изменение давления и температуры – от объема парной полости; изменение линий контакта – от угла поворота ведущего ротора; изменение массовых утечек через линии контакта – от угла поворота ведущего ротора.

Расчетное исследование

Расчетное исследование проводилось для получения зависимостей коэффициента производительности и его составляющих при изменении угла раскрытия окна всасывания (рис. 2) для различных значений отношения l/d (длины ротора к его диаметру).

В различных работах авторами даются рекомендации как в сторону увеличения, так и в сторону уменьшения угла раскрытия окна всасывания [1, 8, 9]. Данные этих работ дают только качественные характеристики, зачастую прямо противоположные. В нашей работе количественно оценивается влияние параметров окна всасывания на коэффициент производительности винтового компрессора.

Организация эффективного процесса всасывания в ВК – трудная задача [3, 8]. Поток газа от фланца присоединительного патрубка компрессора до окна всасывания совершает поворот, в окне всасывания газ приобретает значительную скорость, причем из-за дискретной подачи газа эта скорость пульсирует. Плохая обтекаемость зубьев винтов на входе в полости и отсутствие необходимой направленности потока газа вызывает удары и завихрения. Движение газа по каналам винтов происходит с отбрасыванием его к периферии центробежными силами. Одновременно, что весьма существенно, в полость всасывания поступает значительная масса подогретого газа, протекающего через щели. Все это оказывает негативное влияние на характеристики компрессора и его энергетические (экономические) показатели.

Действительная объемная $\bar{V}_д$ производительность компрессора меньше теоретической $\bar{V}_т$, т. е. $\bar{V}_д = \lambda \bar{V}_т$, где $\lambda < 1$ – коэффициент производительности [9, 15].

Коэффициент производительности для ВК можно представить в виде [9]

$$\lambda = \lambda_д \lambda_т (1 - \nu_{исп}) - \nu_{пр} - \nu_{ву},$$

где $\lambda_д$ – коэффициент давления, λ_T – температурный коэффициент, $\nu_{исп}$ – коэффициент использования, $\nu_{пр}$ – коэффициент протечек, $\nu_{ву}$ – коэффициент внешних утечек.

Коэффициент давления $\lambda_д$ учитывает потери давления при прохождении газа через всасывающее окно и определяется по формуле

$$\lambda_д = 1 - \frac{\Delta P}{P_в},$$

где $P_в$ – давление всасываемого газа, Па; ΔP – потери давления при проходе через всасывающее окно, Па.

Потери давления можно определить по формуле

$$\Delta P = \xi_в \frac{\rho_в c_в^2}{2},$$

где $\rho_в$ – плотность всасываемого газа, кг/м^3; $\xi_в = \xi_в(\mathrm{Re})$ – коэффициент гидродинамических сопротивлений на всасывании; $c_в$ – скорость всасываемого газа, м/с.

Среднюю скорость направленного движения газа в полости можно найти из уравнения неразрывности [3]

$$c_в = \frac{6 l n}{\alpha_{1в}},$$

где l – длина винтов, м; n – число оборотов ведущего винта, об/мин; $\alpha_{1в}$ – центральный угол окна всасывания, град (см. рис. 1).

Из приведенных формул видно, что для увеличения коэффициента давления необходимо увеличивать угол окна всасывания или уменьшать длину ротора и число оборотов. При этом надо учитывать, что величинами l и n не всегда можно распоряжаться свободно.

Окно всасывания должно обеспечить максимальное наполнение впадин свежим газом. Размер окна всасывания характеризуется центральными углами $\alpha_{1в}$ и $\alpha_{2в}$ (см. рис. 2). Обычно парные полости ведущего и ведомого винтов одновременно отсоединяются от камеры всасывания.

Для винтов с асимметричным профилем зубьев [8]

$$\alpha_{2в} = \frac{\alpha_{1в} + \dfrac{2\pi}{m_1}}{i_{12}} - (\theta_{III} + \theta_{IV}),$$

где θ_{III} и θ_{IV} – углы профиля; i_{12} – передаточное отношение.

Связь углов всасывания ведущего и ведомого винтов позволяет свести задачу определения размеров окна всасывания к нахождению оптимальных размеров угла всасывания для одного из винтов. Удобно это сделать для ведущего винта (угол $\alpha_{1в}$).

Для улучшения наполнения полостей свежим газом можно использовать скоростной напор потока всасываемого газа. Для этого необходимо, чтобы время, в течение которого окно всасывания соединяет камеру всасывания с парной полостью после полного освобождения ее от зуба парного винта, было равно времени прохождения ударной волны от торца нагнетания к торцу всасывания. Образование ударной волны можно представить следующим образом. Движущийся в полости всасывания газ встречает на своем пути неподвижный корпус компрессора – торец со стороны нагнетания. Возникающее при этом возмущение потока распространяется по парной полости винтов в сторону всасывания. Как известно, скорость распространения малых возмущений равна местной скорости звука. Следовательно, при набегании газового потока на торцовую стенку корпуса совокупность непрерывно следующих друг за другом звуковых волн образует волну сжатия, называемую ударной волной.

Время, в течение которого парная полость остается еще соединенной с патрубком всасывания после полного освобождения полости от зуба, равно [8]

$$t_{доп} = \frac{\Delta\alpha_{1в}^{\circ}}{6n_1},$$

где n_1 – число оборотов ведущего винта; $\Delta\alpha_{1в}$ – дополнительное значение угла всасывания (угол перекрытия) (см. рис. 1).

Угол перекрытия равен такому углу поворота, на который повернется винт от полного освобождения рассматриваемой полости до отсечки ее от камеры всасывания.

Время прохождения ударной волны от торца нагнетания к торцу всасывания равно

$$t_{уд} = \frac{l}{c^*},$$

где l – длина винта, м; c^* – скорость распространения ударной волны, м/с.

Приравнивая эти два интервала времени, получим

$$c^* = \frac{6ln_1}{\Delta\alpha_{1в}^{\circ}};$$

тогда

$$\Delta\alpha_{1в}^{\circ} \approx \frac{6ln_1}{\sqrt{kRT_1}}.$$

Таким образом, с учетом угла перекрытия угол окна всасывания со стороны ведущего ротора будет равен

$$\alpha_{1в} = \tau_{1з} + \beta_{01} + \Delta\alpha_{1в},$$

где $\tau_{1з}$ – угол закрутки; β_{01} – угол между линией центров и лучом, проведенным через центр вращения ведущего винта и вершины зуба в положении начала сжатия газа в парной полости (угол начала сжатия).

Результаты расчетов и их обсуждение

Исследование проводилось при изменении давления нагнетания в пределах от 0,25 до 0,35 МПа и температуры всасывания в пределах от 293 до 313 К для трех значений отношения l/d длины ротора к его диаметру: 1, 1,35 и 1,5.

Ниже представлены графики изменения коэффициента производительности и его составляющих при изменении отношения l/d.

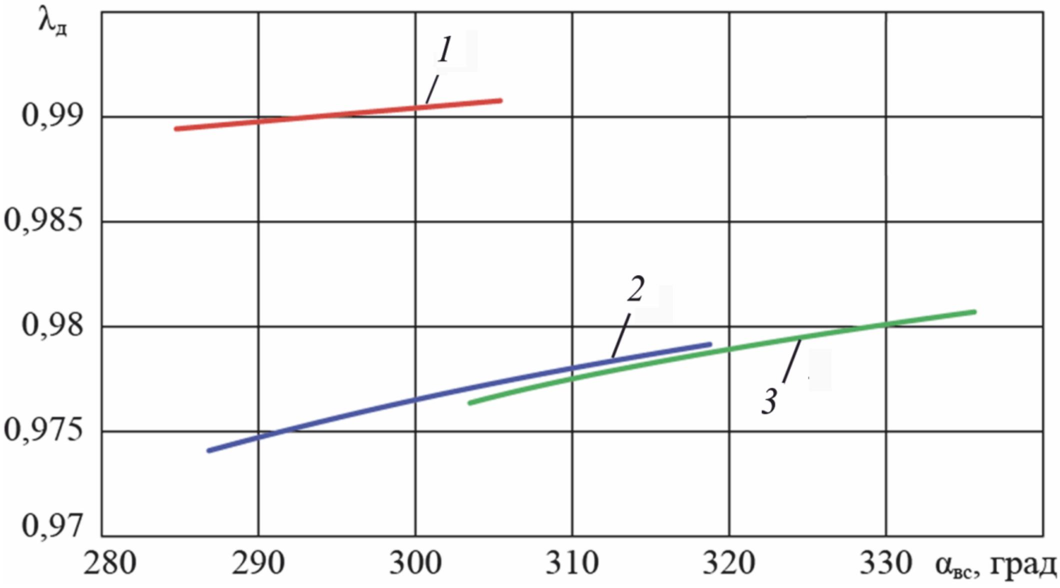


Рис. 3. Изменение коэффициента давления в зависимости от угла раскрытия окна всасывания (l/d: *1* – 1,0; *2* – 1,35; *3* – 1,5)
Fig. 3. Change in pressure coefficient in dependence from the opening angle of the suction window (l/d: *1* – 1,0; *2* – 1,35; *3* – 1,5)

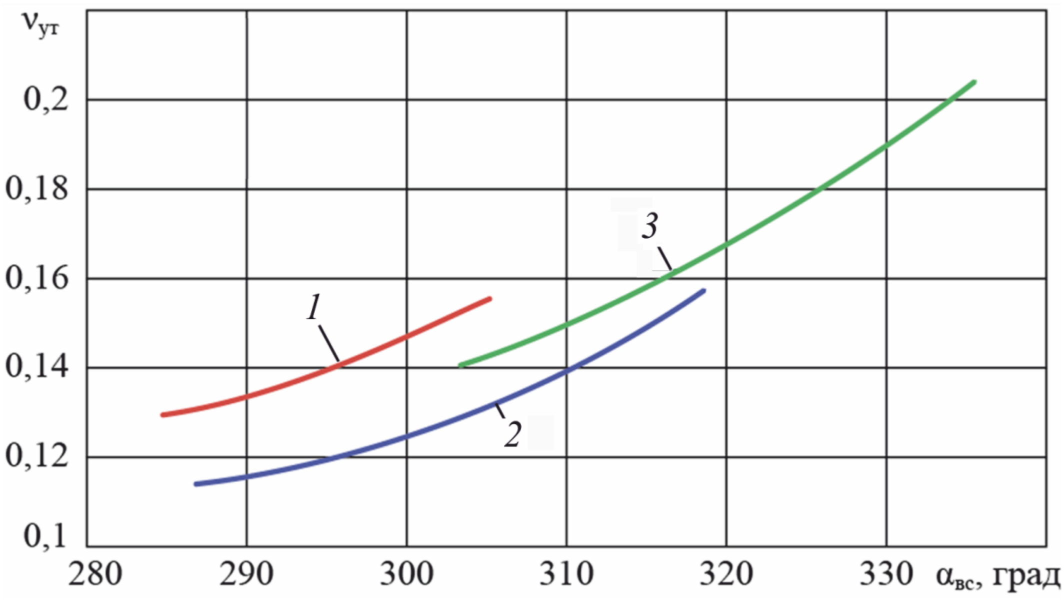


Рис. 4. Изменение коэффициента протечек в зависимости от угла раскрытия окна всасывания (l/d: *1* – 1,0; *2* – 1,35; *3* – 1,5)
Fig. 4. Change in leakage rate in dependence from the opening angle of the suction window (l/d: *1* – 1,0; *2* – 1,35; *3* – 1,5)

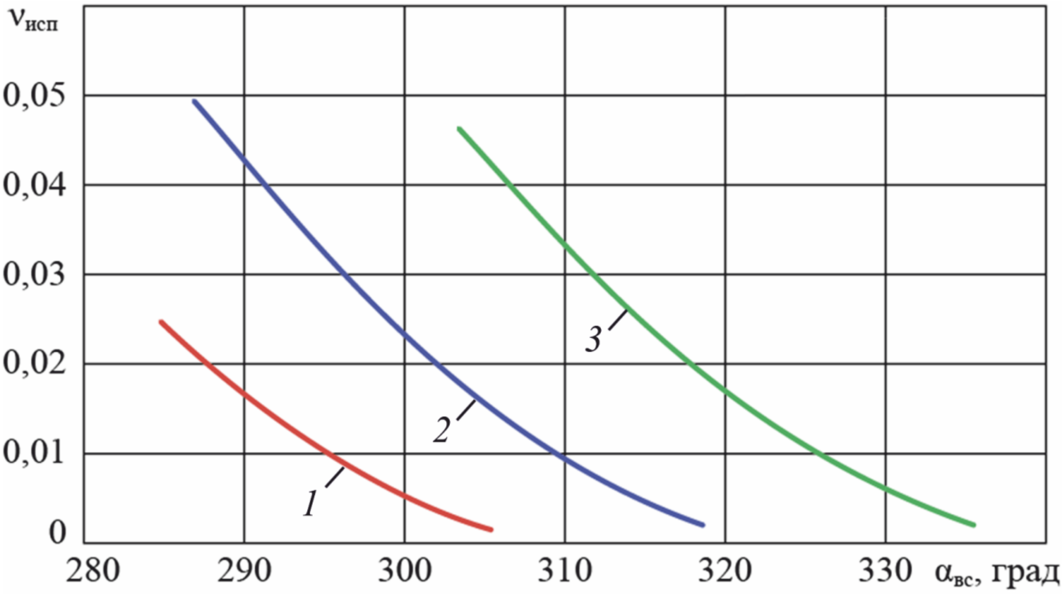


Рис. 5. Изменение коэффициента использования в зависимости от угла раскрытия окна всасывания (l/d: *1* – 1,0; *2* – 1,35; *3* – 1,5)
Fig. 5. Change in the utilization rate in dependencefrom the opening angle of the suction window (l/d: *1* – 1,0; *2* – 1,35; *3* – 1,5)

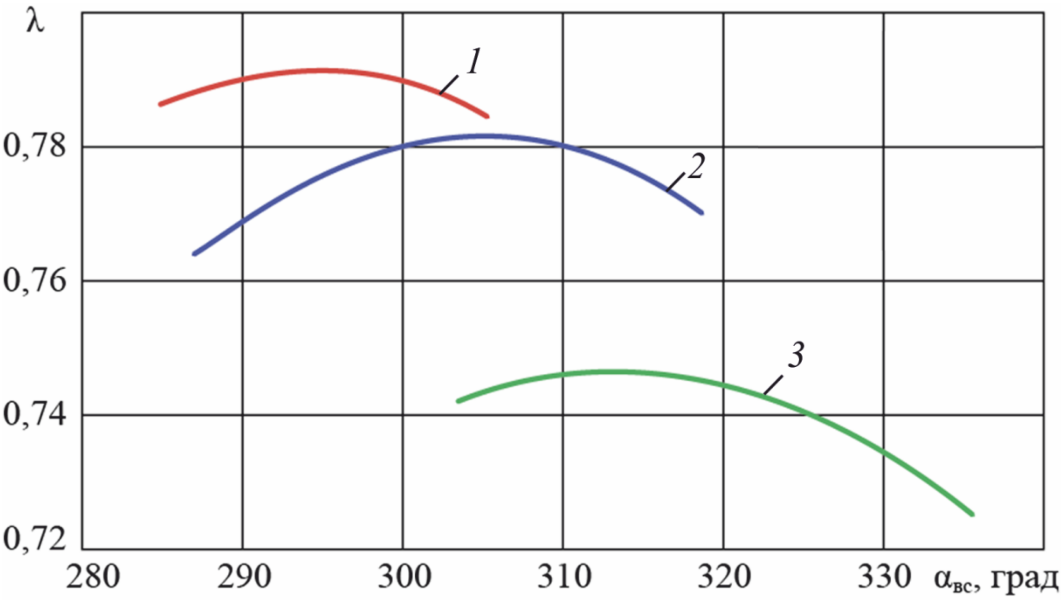


Рис. 6. Изменение коэффициента производительности в зависимости от угла раскрытия окна всасывания (l/d: *1* – 1,0; *2* – 1,35; *3* – 1,5)
Fig. 6. Variation in the performance factor depending on the opening angle of the suction window (l/d: *1* – 1,0; *2* – 1,35; *3* – 1,5)

Из графиков видно, что увеличение окна всасывания приводит к уменьшению газодинамических потерь, а следовательно, к увеличению коэффициента давления (рис. 3). Изменение коэффициента давления достигает в среднем 1–3 %, меньшие значения соответствуют l/d=1, большие l/d = 1,5. Увеличение окна всасывания приводит к затягиванию процессов всасывания и, как следствие, увеличению массообмена в рабочих полостях из-за повышенных протечек из полостей сжатия в камеру всасывания (рис 4), что ведет к росту температуры газа в полости всасывания и уменьшению свежей порции всасываемого газа. Изменение коэффициента протечек в рассмотренных диапазонах составляет порядка 20 %. Уменьшение окна всасывания, с одной стороны, приводит к уменьшению протечек, а с другой, – к увеличению коэффициента недоиспользования объема (рис. 5). При увеличении угла раскрытия окна всасывания коэффициент недоиспользования объема уменьшается, стремясь к нулю.

Изменение угла раскрытия окна всасывания делит график функции коэффициента производительности на три зоны (рис. 6). Слева – влияние газодинамических сопротивлений и недоиспользование объема, справа – влияние массообмена, средняя часть зависит как от первого, так и от второго факторов. Изменение коэффициента производительности при различных режимах в рассмотренных интервалах достигает 3–5 % и имеет максимум при некотором значении угла раскрытия окна всасывания.

Следует отметить, что расчеты проводились при постоянной объемной производительности. При этом геометрические параметры компрессора при различных l/d не совпадали. Разница между коэффициентами давления при $l/d = 1$ и другими значениями (см. рис. 3) связана именно с этим.

Заключение

В процессе всасывания газа в компрессор происходит снижение давления газа и, как следствие, некоторое понижение его температуры. Но одновременно происходит теплообмен между газом и деталями компрессора, которые, как правило, более нагреты. Температура газа от этого несколько повышается. При различных значениях угла раскрытия окна всасывания доля влияния составляющих коэффициента производительности различна.

По результатам работы было установлено, что коэффициент производительности (см. рис. 6) имеет выраженный максимум, зависящий от угла раскрытия окна всасывания. В зависимости от отношений l/d максимум сдвигается вправо ($l/d = 1{,}35$) или влево ($l/d = 1$).

При оптимизации параметров окна всасывания методами математического моделирования можно достичь увеличения коэффициента производительности до 5 %. Рекомендуемые значения $\alpha_{1в}$: для отношений $l/d = 1$ значение $\alpha_{1в}$ можно принимать равным 295; для $l/d = 1{,}35$ – $\alpha_{1в} = 305$; $l/d = 1{,}5$ – $\alpha_{1в} = 315$. Приведенные значения справедливы для компрессоров сухого сжатия с производительностью до 100 м^3/мин и отношением давлений всасывания и нагнетания до 4.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Хисамеев И.Г., Максимов В.А.** Двухроторные винтовые и прямозубые компрессоры. Теория, расчет и проектирование. Казань: ФЭН, 2000, 638 с.

2. **Hütker J., Brümmer A.** A comparative examination of steam-powered screw motors for specific installation conditions // 8. VDI-Fachtagung Schraubenmaschinen 2010, Kompressoren, Lader, Motoren, Vakuum- und Flьssigkeitspumpen, VDI-Gesellschaft Energie und Umwelt, Dortmund, DE, 5.-6. Okt, 2010. P. 109–123.

3. **Kovacevic A., Arjeneh M., Rane S., Stosic N., Gavaises M.** Flow visualization at suction of a twin screw compressor // International conference, Screw machines; International; 2014; Dortmund, Germany. P. 309–318.

4. **Corneli T., Preuß N., Troßmann O.** Experimental studies on the volumetric efficiency of triple screw pumps // International Conference on Screw Machines 2014 : TU Dortmund University, Germany, September 23rd and 24th, 2014. P. 157.

5. **Herlemann S., Hauser J., Henning N.** Optimization of rotor profiles for energy efficiency by using chamber-based screw model // International conference, Screw machines; International; 2014; Dortmund, Germany. P. 211–224.

6. **Schuhmann R., Ochs H., Missal R., Schmitt T.** Large industrial screw compressors for refrigeration units. Experiences out of operation and maintenance // International Conference on Screw Machines 2014, Dortmund, DE, Sep 23-24, 2014. P. 15–28.

7. **Автономова И.В., Братусь А.В., Сорокин С.Г.** Метод определения объема парной полости винтового компрессора // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2014. № 7. С. 11–19.

8. **Сакун И.А.** Винтовые компрессоры. Л.: Машиностроение, 1970. 400 с.

9. **Андреев П.А.** Винтовые компрессорные машины. Л.: Судпромгиз, 1961, 252 с.

10. **Докукин В.Н., Пронин В.А.** К расчету протечек в рабочей части винтового компрессора // Научный журнал НИУ ИТМО. Серия «Холодильная техника и кондиционирование». 2014. № 3. С. 17–23.

11. **Чернов Г.И., Панютич А.А., Юша В.Л., Васильев В.К., Зиновьева А.В., Михайлец С.Н.** Теоретический анализ экономичности рабочего процесса винтового маслозаполненного компрессора на режимах частотного регулирования холодопроизводительности // Омский научный вестник. 2015. № 3. С. 100–103.

12. **Kauder K., Fost C.** Improving chamber filling in screw-type engines // Schraubenmaschinen 2002. Tagung, VDI-Gesellschaft Energietechnik, Dortmund, DE, 25.-26. Sep, 2002. P. 179–196.

13. **Захаренко С.Е. [и др.].** Расход газа через узкие щели // Тр. Ленингр. политехн. ин-та им. М.И. Калинина. 1965. № 249. С. 69–75.

14. **Носков А.Н., Тарасенков Д.С.** Выбор величины профильных зазоров холодильного маслозаполненного винтового компрессора // Вестник Международной академии холода. 2017. № 4. С. 41–45.

15. **Grieb M., Brümmer A.** Design and examination of a small-scale screw expander for waste heat recovery // International Conference on Screw Machines 2014, Dortmund, DE, Sep 23–24, 2014. P. 197–210.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

КОТЛОВ Андрей Аркадьевич – *кандидат технических наук старший научный сотрудник Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: kotlov_andrej@mail.ru
КУЗНЕЦОВ Юрий Леонидович – *кандидат технических наук первый заместитель генерального директора АО «Компрессор»*
E-mail: Office@compressor.spb.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 27.03.2018

REFERENCES

[1] **Khisameyev I.G., Maksimov V.A.,** Dvukhrotornyye vintovyye i pryamozubyye kompressory. Teoriya, raschet i proyektirovaniye. Kazan: FEN, 2000, 638 s. (rus.)

[2] **Hütker J., Brümmer A.,** A comparative examination of steam-powered screw motors for specific installation conditions, *8. VDI-Fachtagung Schraubenmaschinen 2010, Kompressoren, Lader, Motoren, Vakuum- und Flьssigkeitspumpen, VDI-Gesellschaft Energie und Umwelt, Dortmund*, DE, 5–6. Okt, 2010. P. 109-123.

[3] **Kovacevic A., Arjeneh M., Rane S., Stosic N., Gavaises M.,** Flow visualization at suction of a twin screw compressor, *International conference, Screw machines; International; 2014; Dortmund, Germany*. P. 309–318.

[4] **Corneli T., Preuß N., Troßmann O.,** Experimental studies on the volumetric efficiency of triple screw pumps, *International Conference on Screw Machines 2014 : TU Dortmund University, Germany, September 23rd and 24th*, 2014. P. 157.

[5] **Herlemann S., Hauser J., Henning N.,** Optimization of rotor profiles for energy efficiency by using chamber-based screw model, *International conference, Screw machines; International*; *2014*; Dortmund, Germany. P. 211–224.

[6] **Schuhmann R., Ochs H., Missal R., Schmitt T.,** Large industrial screw compressors for refrigeration units. Experiences out of operation and maintenance, *International Conference on Screw Machines. 2014*, Dortmund, DE, Sep 23–24, 2014. P. 15–28.

[7] **Avtonomova I.V., Bratus A.V., Sorokin S.G.,** Metod opredeleniya obyema parnoy polosti vintovogo kompressora, *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroyeniye*. 2014. № 7. S. 11–19. (rus.)

[8] **Sakun I.A.,** Vintovyye kompressory. L.: Mashinostroyeniye, 1970. 400 s. (rus.)

[9] **Andreyev P.A.,** Vintovyye kompressornyye mashiny. L.: Sudpromgiz, 1961. 252 s. (rus.)

[10] **Dokukin V.N., Pronin V.A.,** K raschetu protechek v rabochey chasti vintovogo kompressora, *Nauchnyy zhurnal NIU ITMO. Seriya «Kholodilnaya tekhnika i konditsionirovaniye»*. 2014. № 3. S. 17–23. (rus.)

[11] **Chernov G.I., Panyutich A.A., Yusha V.L., Vasilyev V.K., Zinovyeva A.V., Mikhaylets S.N.,** Teoreticheskiy analiz ekonomichnosti rabochego protsessa vintovogo maslozapolnennogo kompressora na rezhimakh chastotnogo regulirovaniya kholodoproizvoditelnosti, *Omskiy nauchnyy vestnik*. 2015. № 3. S. 100–103. (rus.)

[12] **Kauder K., Fost C.,** Improving chamber filling in screw-type engines, *Schraubenmaschinen 2002, Tagung, VDI-Gesellschaft Energietechnik, Dortmund, DE*, 25.-26. Sep, 2002. P. 179–196. (rus.)

[13] **Zakharenko S.Ye.** [i dr.], Raskhod gaza cherez uzkiye shcheli, *Tr. Leningr. politekhn. in-ta im. M.I. Kalinina*. 1965. № 249. S. 69–75. (rus.)

[14] **Noskov A.N., Tarasenkov D.S.,** Vybor velichiny profilnykh zazorov kholodilnogo maslozapolnennogo vintovogo kompressora, *Vestnik Mezhdunarodnoy akademii kholoda*. 2017. № 4. S. 41–45. (rus.)

[15] **Grieb M., Brümmer A.,** Design and examination of a small-scale screw expander for waste heat recovery, *International Conference on Screw Machines, 2014, Dortmund, DE*, Sep 23-24, 2014. P. 197–210.

THE AUTHORS

KOTLOV Andreii A. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: kotlov_andrej@mail.ru
KUZNETSOV Yurii L. – *«Compressor»*
E-mail: Office@compressor.spb.ru

Received: 27.03.2018

DOI: 10.18721/JEST.240206
УДК 533

Н.К. Куракина[1,2,3], М.Э. Пинчук[1,3], А.В. Будин[1], А.А. Смирновский[2], В.Я. Фролов[2]

1 – ФГУН Институт электрофизики и электроэнергетики РАН, Санкт-Петербург, Россия
2 – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия
3 – ООО «НПК "ЮниЛабс"», Санкт-Петербург, Россия

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ В ПРОГРАММНОМ ПАКЕТЕ OPENFOAM ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В РАЗРЯДНОЙ КАМЕРЕ С ПОДВИЖНЫМ ЭЛЕКТРОДОМ

Исследованы газодинамические процессы в рабочем объеме разрядной камеры экспериментального стенда с подвижным электродом для разработки конструкций дугогасительных систем. Для расчетов применен открытый пакет OpenFOAM с подключенной библиотекой swak4foam. Сформулирован ряд модельных допущений. Задача решалась в сплошносредном приближении. Нагнетание газа в камеру происходит за счет разности давлений при начальных сверхзвуковых скоростях потока. Подвижный контакт перемещается за счет давления подаваемого в камеру газа. Подробно описаны методы создания трехмерной геометрической модели с движущейся сеткой. Приведены временные зависимости давления, скорости, температуры в месте развития дугового разряда при различных значениях давления газа на входе в камеру, а также график изменения во времени скорости подвижного контакта вплоть до момента зажигания дуги. Расчеты показали механизм выравнивания давления в рабочем объеме и достижение необходимой скорости размыкания контактов для эффективного дугогашения в диапазоне 20–25 м/с к моменту времени 4 мс при величине давления наддува газа в пределах 2–3 МПа.

Ключевые слова: численное моделирование, газодинамика, openfoam, swak4foam, движущаяся сетка, дугогашение.

Ссылка при цитировании:
Н.К. Куракина, М.Э. Пинчук, А.В. Будин, А.А. Смирновский, В.Я. Фролов. Численное исследование в программном пакете OpenFOAM газодинамических процессов в разрядной камере с подвижным электродом // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 69–81. DOI: 10.18721/JEST.240206.

N.K. Kurakina[1,2,3], M.E. Pinchuk[1,3], A.V. Budin[1], A.A. Smirnovsky[2], V.Ya. Frolov[2]

1 – Institute for electrophysics and electric power of Russian academy of sciences, St. Petersburg, Russia
2 – Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia
3 – Research and Production Company «UniLabs», St. Petersburg, Russia

NUMERICAL SIMULATION USING OPENFOAM OF GAS-DYNAMICS IN THE DISCHARGE CHAMBER WITH A MOVABLE ELECTRODE

The study investigates gas-dynamics in the working volume of an experimental stand of the discharge chamber with a movable electrode for the purpose of developing arc systems. The free opensource OpenFOAM package connected with swak4foam is used for numerical simulation. Some model assumptions are formulated. The gas is injected into the chamber due to the difference in pressure at the initial supersonic velocities. The task is solved in the continuum mechanics approximation. The movable contact moves due to the pressure of the gas supplied to the chamber. The methods of creating a three-dimensional model with a dynamic mesh are described in detail. The study gives the time dependences of pressure, velocity, temperature in the region where the arc discharge develops for different inlet pressures, as well as the time-dependency of the moving contact velocity on arc ignition time. Numerical simulation shows the mechanism of pressure equalization in the working volume and achieving the piston velocity necessary for effective arc quenching in the range of 20–25 m/s by the time moment of 4 ms with the inlet gas pressure of 2–3 MPa.

Keywords: numerical simulation, gas-dynamics, openfoam, swak4foam, dynamic mesh, arc quenching.

Citation:
N.K. Kurakina, M.E. Pinchuk, A.V. Budin, A.A. Smirnovsky, V.Ya. Frolov, Numerical simulation using OpenFOAM of gas-dynamics in the discharge chamber with a movable electrode, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 69–81, DOI: 10.18721/JEST.240206.

Введение

Одна из актуальных задач в области высоковольтной энергетики – разработка конструкций дугогасительных камер высоковольтных сильноточных выключателей, а также создание новых материалов и технологий для изготовления их контактных систем [1, 2]. Необходимость отключения токов порядка сотен килоампер диктуется увеличением плотности генерации и энергопотребления в развивающихся энергосистемах с соответствующим ростом токов короткого замыкания [3]. Желание минимизировать использование элегаза [2] делает необходимым поиск новых контактных материалов и испытание их характеристик при горении дуги в среде различных газов. Однако экспериментальная проверка новых конструкций и материалов остается весьма непростой и затратной задачей и требует сложного и дорогостоящего оборудования [4–9].

Компьютерное моделирование дает возможность существенно сократить время технической разработки изделий и сформулировать физические принципы функционирования различных устройств еще на стадии проектирования. Разработка физико-математической модели для целей предсказания воздействия различных факторов на рабочие элементы в модельной разрядной камере с подвижным электродом (РКПЭ) оказалась важным этапом создания исследовательского стенда [10, 11]. Стенд служит для изучения дуговых процессов, эрозии электродов, деградации изоляционных материалов при размыкании контактов с током до 150 кА в различных газовых средах. На стенде испытываются новые композитные электродные материалы при горении дуги в среде воздуха, азота и углекислого газа [12].

В настоящей работе для численного моделирования использовался свободно распространяемый пакет OpenFOAM версии 4.1 [13]. Выбор OpenFOAM с открытым исходным кодом был обусловлен прежде всего его некоммерческой составляющей, а также возможностью модифицировать исходные алгоритмы и/или на их основе создавать собственные численные модели [14, 15]. Для комплексного изучения динамики изменения давления, температуры и других параметров необходимо моделировать задачу с учетом взаимодействия газа и подвижных элементов РКПЭ, что требует использования движущейся сетки в расчетах элементов. OpenFOAM обладает всеми необходимыми средствами для разработки таких расчетных схем [16].

Общей **целью** проводимых исследований является построение физико-математической модели с моделированием горения/гашения сильноточной дуги при продуве рабочего газа в размыкающейся контактной системе для нужд разработки мощных электроразрядных устройств с использованием некоммерческого программного обеспечения.

В нашей работе для оптимизации элементов РКПЭ решалась **задача** исследования с использованием библиотек OpenFOAM и элементов перестроения расчетной сетки газодинамических процессов при наполнении газом основного рабочего объема РКПЭ с размыканием контактов. В данной статье представлены результаты расчетов с поперечным дутьем газа.

Постановка задачи

Экспериментальная установка. Экспериментальный стенд РКПЭ и принцип его работы подробно описан в публикациях [10, 11]. На рис. 1 представлена сборочная схема РКПЭ. Рабочая область камеры, применяемая в расчетной модели, отмечена круговым выделением.

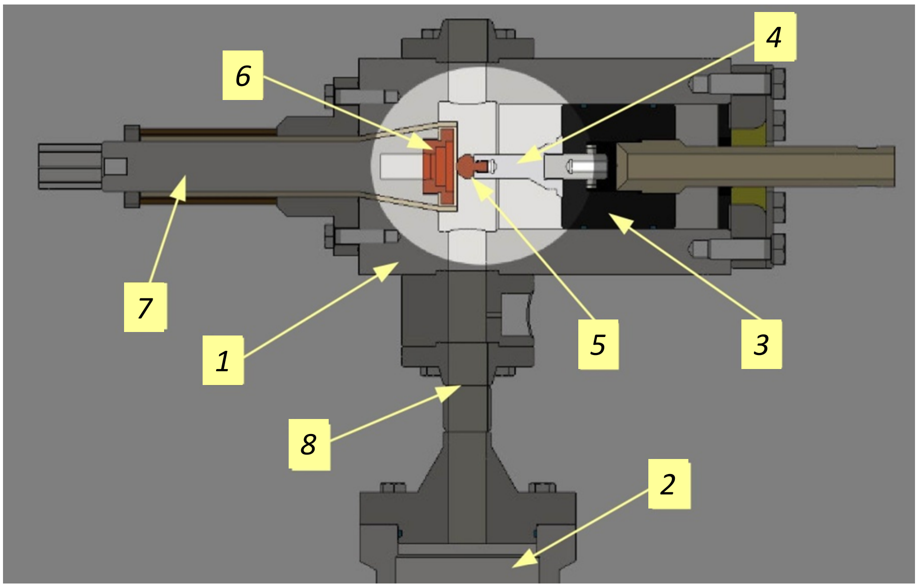


Рис. 1. Сборочная схема РКПЭ: *1* – корпус разрядной камеры; *2* – баллон с рабочим газом; *3* – поршень; *4* – анододержатель; *5* – анод; *6* – катод; *7* – токовод; *8* – диафрагма. Расчетная область отмечена круговым выделением
Fig. 1. The discharge chamber with a movable electrode: *1* – case of the discharge chamber; *2* – vessel with the working gas; *3* – piston; *4* – anode holder; *5* – anode; *6* – cathode; *7* – current lead; *8* – inlet diaphragm. The computational region is noted as a circle

Установка включает в себя разрядную камеру *1* и баллон *2* с рабочим газом. Внутри корпуса камеры *1* находится подвижный поршень *3*. К поршню крепится анододержатель *4*, на конец которого навинчивается анод *5* из исследуемого материала. Катод *6* имеет форму кольца и крепится на тоководе *7*, изолированном от корпуса камеры. Движение поршня осуществляется при помощи сжатого газа, который нагнетается в баллон и поступает в камеру после разрыва диафрагмы *8*. В корпусе камеры имеется отверстие для измерения импульсного давления в разрядном объеме.

Модельные допущения. С учетом асимметричности геометрии РКПЭ в направлении движения газа задача поперечного продува воздушного потока требует использования трехмерной расчетной модели. Поэтому для оптимизации и ускорения расчетов сверхзвукового сжимаемого потока с движущейся сеткой был принят ряд допущений: примитизированы элементы геометрии с целью удалить вырождение ячеек при перестроении сетки; предполагается, что движущийся элемент представляет плоскую поверхность поршня, масса которого составляет 1 кг; течение газа считается ламинарным; не учитываются массовые силы и сила трения поршня о стенки РКПЭ, составляющая по оценкам не более 1 % от воздействующей на поршень газодинамической силы; быстро протекающий процесс при сверхзвуковых скоростях заполнения камеры считается адиабатическим, т. е. изменение температуры газа в камере осуществляется без теплообмена со стенками; энергетический вклад дуги не учитывается, поскольку расчет проводится до момента зажигания дугового разряда. Такие упрощения минимально влияют на результаты исследований в данной постановке задачи и существенно уменьшают ресурсоемкость расчетов.

Математическая модель. Рассматривается сверхзвуковой поток сжимаемого газа в сплошносредном приближении и в пренебрежении массовыми силами. Основой численного метода для описания подобных задач [17] являются закон сохранения массы (1), закон сохранения количества движения (импульса) (2) и закон сохранения энергии (3), дополненные уравнением состояния (4):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\rho \vec{U}\right) = 0; \qquad (1)$$

$$\frac{\partial\left(\rho \vec{U}\right)}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\rho \vec{U}\vec{U}\right) = -\nabla p + \nabla \cdot (\tau); \qquad (2)$$

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\rho \vec{U} E\right) = \nabla \cdot \left(\vec{U}\tau\right) - \nabla \cdot \left(p\vec{U}\right); \qquad (3)$$

$$\rho = \frac{pM}{RT}, \qquad (4)$$

где t – время, ρ – плотность, $\vec{U}$ – вектор скорости, p – давление, E – полная энергия, τ – тензор вязких напряжений, M – молярная масса, R – универсальная газовая постоянная, T – температура.

В OpenFOAM эта модель реализована в библиотеке с поддержкой движения сетки и топологических изменений rhoCentralDyMFoam [18]. Данный модуль предназначен для расчета течения сжимаемой среды, в том числе сверхзвуковых потоков, с использованием центральной разностной схемы Курганова–Тадмора [17, 19] и алгоритма решения уравнений методом контрольного объема [20, 21]. Система уравнений (1)–(4) решается при определении начальных и граничных условий, описываемых далее. Для задач с подвижными элементами сетки дополнительно применяются граничные условия, учитывающие движение границ. Фундаментальные уравнения распространения сжимаемого потока с учетом перестроения сетки подробно описаны в [22].

Подготовка расчетной схемы в OpenFOAM

Генерация расчетной сетки. При создании модели и численных расчетах в программном модуле OpenFOAM присутствует ряд сложностей с построением и отладкой расчетных схем. В частности, OpenFOAM не имеет стандартного пользовательского интерфейса и представляет собой набор библиотек (алгоритмов), написанных на языке программирования C++. Поэтому для наглядного построения геометрии и генерирования сетки, кроме внутренней утилиты OpenFOAM snappyHexMesh, в качестве вспомогательной программы использовалась платформа Salome, версия 7.8.0 [23], позволяющая создавать геометрию и сетку для расчетной области любой сложности.

Построение геометрии и сетки в OpenFOAM осуществлялось в несколько этапов. На начальном этапе проектирования разрабатывалась трехмерная цифровая модель установки, из которой файл в формате **.step* импортировался в программное приложение Salome. Здесь выделялась рабочая область разрядной камеры, группировались поверхности сеточной геометрии в формате **.stl* для последующего использования в подпрограмме snappyHexMesh, формировалась фоновая блочная сетка расчетной области в формате **.unv*. На втором этапе при использовании утилит ideasUnvToFoam и snappyHexMesh строилась пространственная сетка. OpenFOAM User Guide подробно описывает возможности модуля snappyHexMesh [14]. На третьем этапе для более тонкой настройки сетки для некоторых поверхностей и регионов назначались параметры построения сетки, отличные от параметров для всей поверхности. Так, для повышения качества сетки в областях со сложными геометрическими границами использовалась утилита surfaceFeatureExtract, выделяющая особенности границы в отдельный файл, а в области движения поршня задавался ограничивающий объем searchableCylinder.

Полученная пространственная модель РКПЭ с выделенными граничными поверхностями и расчетная сетка с различными уровнями сгущения представлена на рис. 2.

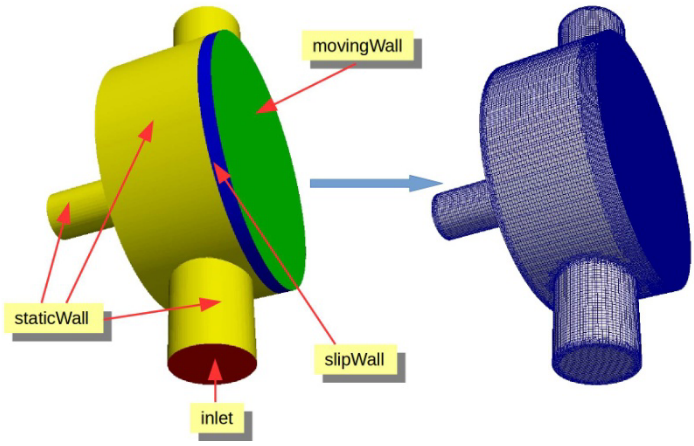


Рис. 2. Трехмерная модель РКПЭ и расчетная сетка
Fig. 2. The 3D geometry and mesh of the discharge chamber with a movable electrode

В процессе построения сетки проводилась проверка сеточной сходимости. Для расчетов была выбрана сетка с количеством ячеек 750000.

Начальные и граничные условия. Предварительно для оценки начальных полей скорости в области inlet был применен расчет с неподвижной сеткой. При этом на входе inlet для давления использовались условия waveTransmissive (fieldInf=1–3 МПа; lInf=1 мм), для скорости – pressureInletOutletVelocity (для втекающего потока значение скорости на границе равно нормальной (к грани) компоненте скорости из центра прилежащей ячейки); на всех твердых стенках для давления и температуры задавались граничные условия 2-го рода zeroGradient, для скорости – условия прилипания noSlip. Полученные значения скоростей (в пределах от 425 до 512 м/с при значениях входного давления соответственно 1 и 3 МПа) усреднялись по времени 1 мс и подставлялись в граничные параметры fixedValue результирующего моделирования (см. табл. 1).

Принималось, что в начальный момент времени в рабочем элементе РКПЭ при атмосферном давлении (0,1 МПа) находился воздух комнатной температуры (300 K), теплофизические свойства которого были указаны в соответствующем файле constant/thermophysicalProperties.

Для расширения возможностей OpenFOAM и с целью исключить прямое редактирование кода решателя rhoCentralDyMFoam была подключена библиотека swak4foam [24], позволяющая создавать собственные граничные условия и сочетающая в себе функциональность библиотек groovyBC и funkySetFields. Так, движение поршня массой 1 кг моделировалось как результат воздействия газодинамической силы, определяемой через интеграл функции давления движущегося потока по площади поверхности стенки (movingWall, рис. 2), что было отражено в файлах 0/pointMotionUz и 0/cellMotionUz в качестве граничного условия groovyBC.

Описание граничных параметров представлено в табл. 1. Здесь в качестве условий totalPressure и totalTemperature задаются соответственно значения полного давления и температуры, uniformFixedValue – постоянная по времени величина указанного параметра, slip/noSlip – условие проскальзывания/прилипания для скорости, movingWallVelocity – условие прилипания на движущейся стенке [14].

Движение сетки осуществлялось с помощью объекта dynamicMeshDict [25] в совокупности с граничными условиями groovyBC библиотеки swak4foam [24]. Модель расчета перемещения узлов dynamicMotionSolverFvMesh перестраивает сетку вокруг заданного набора границ как результат решения уравнения Лапласа. В данной задаче для преобразований ячеек сетки применялось уравнение Лапласа для скорости (объект velocityComponentLaplacian по OZ) и тип диффузии directional.

Таблица 1

Граничные условия

Table 1

The boundary conditions

Моделируемая граничная поверхность	Принимаемые граничные условия				
	p, МПа	U, м/с	T, К	pointMotionUz	cellMotionUz
inlet	totalPressure uniform (1-3)	fixedValue uniform (0 (425-512) 0)	totalTemperature uniform 300	uniformFixedValue constant 0	fixedValue uniform 0
staticWall	zeroGradient	noSlip	zeroGradient	uniformFixedValue constant 0	fixedValue uniform 0
slipWall	zeroGradient	noSlip	zeroGradient	slip	slip
movingWall	zeroGradient	movingWallVelocity uniform (0 0 0)	zeroGradient	groovyBC «toPoint(curVel_z)» uniform 0	groovyBC uniform 0 «toFace(pointMotionUz)»

Все расчеты проводились в параллельном режиме с использованием вычислительных ресурсов суперкомпьютерного центра Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого [26].

Для декомпозиции расчетной сетки в OpenFOAM задавались параметры ее разбиения на блоки в файле system/decomposeParDict [14]. В зависимости от размеров сетки использовалось от 1 (28 ядер) до 3 (84 ядра) узлов. Например, с использованием 28 ядер и сетки с количеством ячеек 750000 время расчета составило 34,37 ч, 54 ч, 62,44 ч для давления на входе в камеру соответственно 1, 2, 3 МПа.

Обсуждение результатов расчетов

Для решения задачи использовался решатель OpenFOAM rhoCentraDyMFoam с элементами перестроения сетки. Расчеты проводились до 4 мс – условно принятого момента времени зажигания дуги; шаг по времени составил 0,01 мкс.

Результаты моделирования оптимальных режимов визуализировались посредством программы Paraview [27]. Примеры отображения расчета для давления, скорости потока воздуха и температуры внутри камеры при давлении на входе 2 МПа для различного времени расчета представлены в табл. 2.

Для целей эффективного дугогашения необходимо обеспечить максимальный объемный расход газа через область горения дуги с одновременным равномерным наполнением газом РКПЭ. При этом нужно гарантировать достаточную скорость размыкания контактов, которая также поддерживается газодинамическими процессами в камере.

Процесс выравнивания давления в камере к моменту времени 4 мс, наглядно проиллюстрированный в табл. 2, нашел свое отражение на графике зависимости давления от расстояния по оси OZ геометрической модели установки (рис. 3). При изменении параметра входного давления воздушного потока от 1 до 3 МПа расстояние смещения поршня увеличилось на 0,027 м к моменту времени 4 мс.

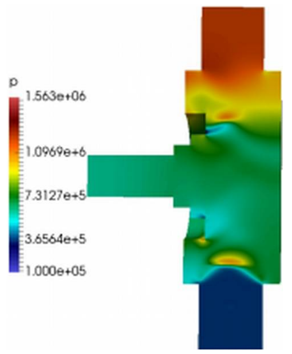
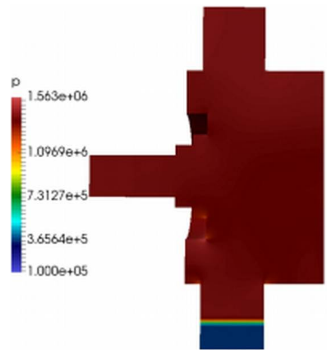
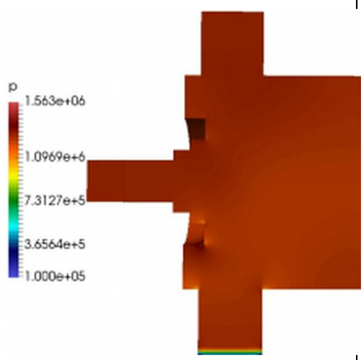
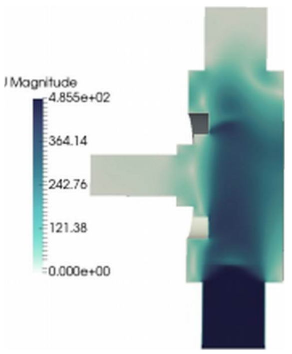
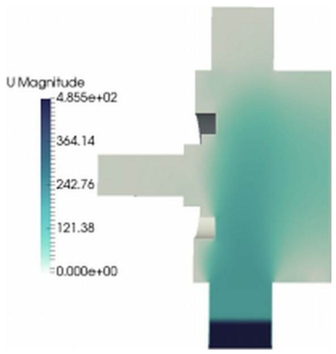
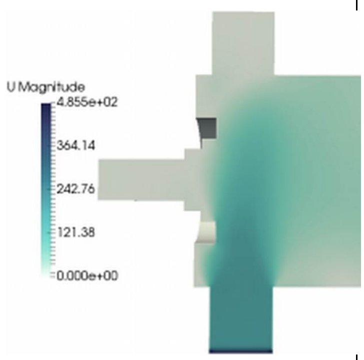
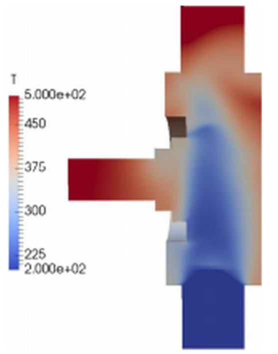
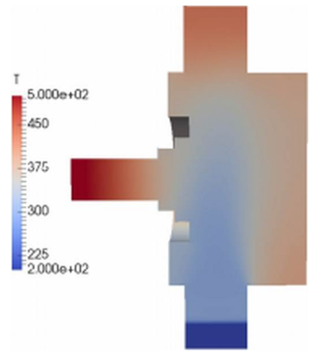
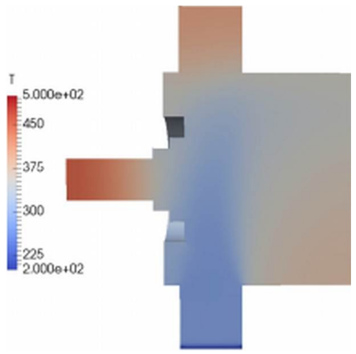
На рис. 4 представлена зависимость скорости движения стенки поршня от времени протекания процесса нагнетания воздуха в рабочий элемент РКПЭ при различных значениях входного давления. Например, при давлении потока на входе 2 МПа во временном интервале 3–4 мс величина скорости поршня варьируется соответственно в пределах 20–29 м/с.

Таблица 2

Примеры отображения расчетов полей статического давления, скорости, температуры в моменты времени при входном давлении газа 2 МПа

Table 2

Numerical simulation for static pressure, velocity and temperature fields at the time 1, 3, 4 ms in the inlet gas pressure 2 MPa

Название поля и ед. измер.	Картины полей для трех моментов времени		
	t = 1 мс	t = 3 мс	t = 4 мс
p, Па			
U, м/с			
T, K			

В экспериментах на исследуемом стенде для величины входного давления 2,5 МПа скорость разгона поршня массой 1,5 кг возрастает от 16,7 м/с в момент времени 2,84 мс до величины 27 м/с к моменту времени 3,76 мс [11], что по предварительным оценкам показывает близкое соответствие расчетным данным, продемонстрированным на рис. 4.

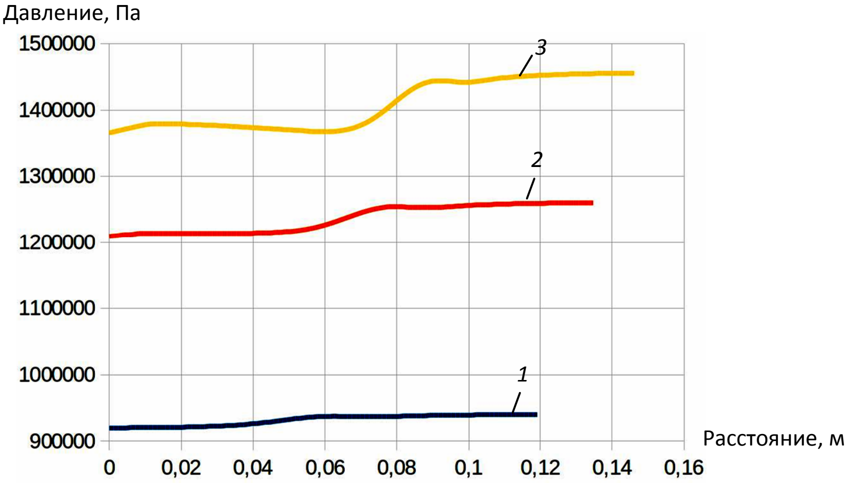


Рис. 3. Выравнивание давления в РКПЭ по оси OZ при наполнении камеры воздухом при различных параметрах входного давления в момент времени 4 мс
(*1* – 1 МПа; *2* – 2 МПа; *3* – 3 МПа)
Fig. 3. The pressure equalization in the discharge chamber with a movable electrode filled by air towards OZ at the time 4 ms in a different inlet pressure
(*1* – 1 MPa; *2* – 2 MPa; *3* – 3 MPa)

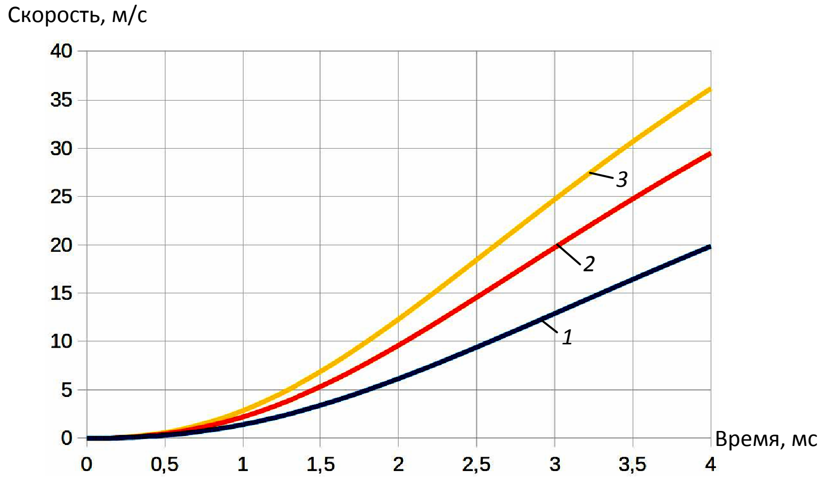


Рис. 4. Зависимость скорости разгона поршня от времени при наполнении камеры воздухом при различных параметрах входного давления
(*1* – 1 МПа, *2* – 2 МПа, *3* – 3 МПа)
Fig. 4. The piston velocity versus time at the discharge chamber with a movable electrode filled by air in a different inlet pressure
(*1* – 1 MPa, *2* – 2 MPa, *3* – 3 MPa)

В замкнутом объеме при начальных сверхзвуковых скоростях потока газа возникают его последовательные отражения от внутренних стенок РКПЭ. Вследствие торможения газового потока давление в месте отражения увеличивается, взаимодействие воздуха со стенками приводит к его нагреванию, часть кинетической энергии превращается во внутреннюю энергию газа, возникают отражающие волны (подобно ударным волнам в аэродинамике). На фронте ударной волны резко меняются параметры потока. Его скорость снижается и становится дозвуковой, давление в потоке и температура газа скачком возрастают.

В результате моделирования были построены зависимости от времени давления, скорости потока и температуры в рабочем элементе РКПЭ в области предположительного нахождения дуги при различных значениях входного давления (рис. 5).

Описанные выше физические явления наблюдались в интервале до 1,5 мс. В следующий временной промежуток происходило нагнетание газа в объем РКПЭ, давление в камере увеличивалось почти линейно до момента времени 2,5—3 мс, когда начиналось движение поршня. Далее давление в месте предположительного горения дуги выравнивалось, температура снижалась до начальных величин, скорость потока соответствовала скорости разгона поршня (см. рис. 5).

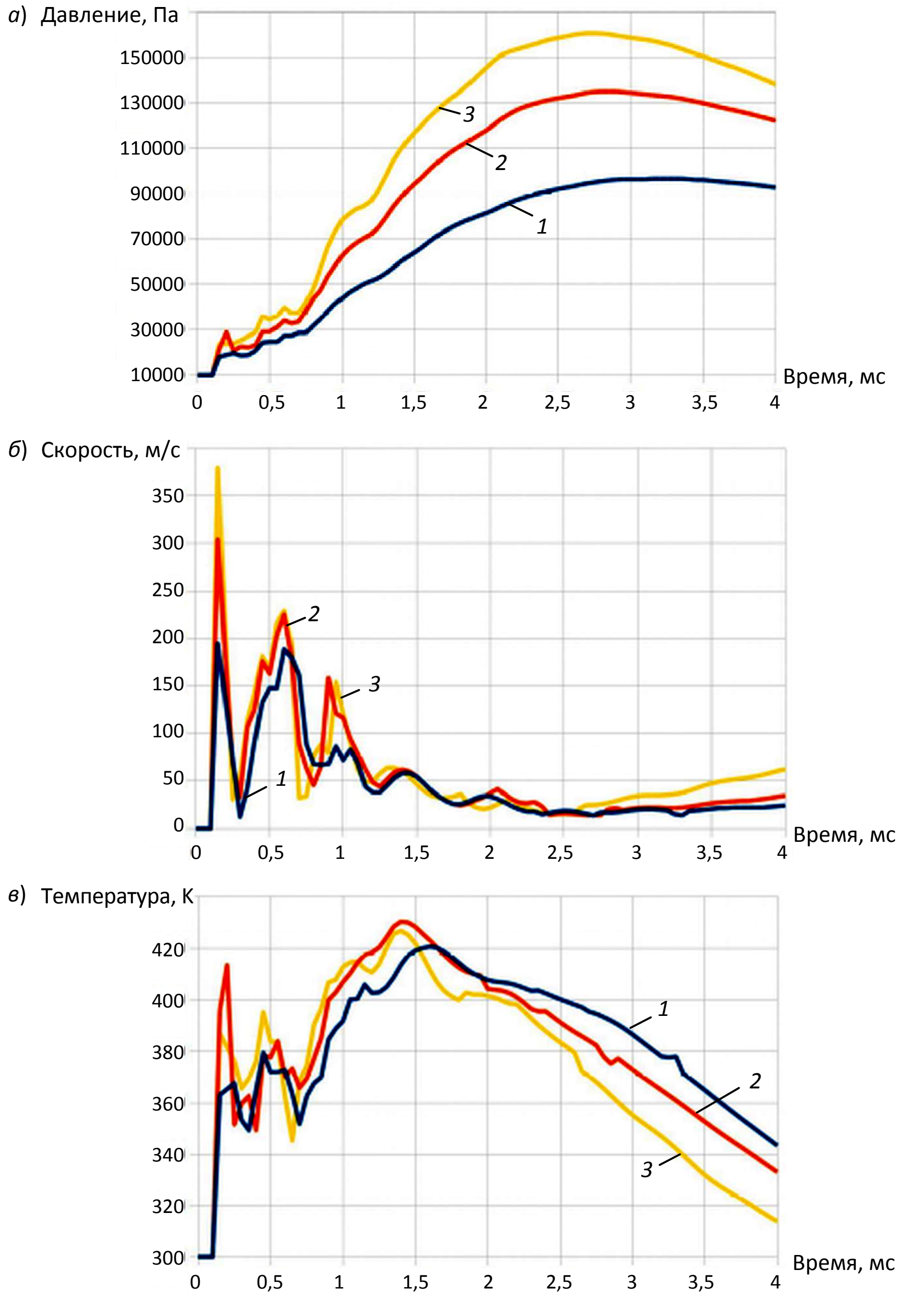


Рис. 5. Зависимость давления (*а*), скорости (*б*) и температуры (*в*) от времени в рабочем элементе РКПЭ при различных параметрах входного давления (*1* — 1 МПа; *2* — 2 МПа; *3* — 3 МПа)

Fig. 5. Pressure (*a*), velocity magnitude (*б*) and temperature (*в*) versus time at the discharge chamber with a movable electrode filled by air in a different inlet pressure (*1* — 1 MPa; *2* — 2 MPa; *3* — 3 MPa)

Заключение

Проделанная работа подтверждает, что первый этап построения физико-математической модели сильноточной дуги, основанный на исследовании газодинамических процессов и охлаждаемый поперечным потоком рабочего газа в размыкающейся контактной системе, успешно протестирован. По предварительным оценкам полученные результаты адекватно воспроизводят наблюдаемые в экспериментах явления. Так, следует отметить близкое соответствие расчетных и экспериментальных значений скорости разгона поршня при величине входного давления 2,5 МПа. Поэтому исследование газодинамических процессов при наполнении воздухом основного рабочего объема РКПЭ с использованием открытого пакета OpenFOAM с элементами перестроения сетки является целесообразным.

В качестве следующего шага верификации расчетной модели с поперечным дутьем газа планируется провести дополнительное исследование по сравнению данных математического моделирования и экспериментов, что будет описано нами в отдельной статье. На основании проведенных расчетов для экспериментов была выбрана оптимальная величина давления наддува газа в разрядную камеру в пределах 2–3 МПа для получения необходимой скорости размыкания контактов в диапазоне 20–25 м/с с одновременным обеспечением объемного продува газа через дугу.

Предлагаемая модель может быть полезна для решения задач газодинамики в сильноточных выключателях с продольным дутьем и в различных системах с подвижными элементами конструкции, таких, как описаны в [28].

Результаты расчета получены с использованием вычислительных ресурсов суперкомпьютерного центра Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого [26].

Работа проводилась в рамках Программы фундаментальных исследований Президиума РАН №31 «Фундаментальные исследования физико-технических проблем энергетики».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Тонконогов Е.Н.** Дугогасительные устройства выключателей высокого напряжения. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2011. 204 с.

2. **Glaubitz P., Stangherlin S., Biasse J.M., Meyer F., Dallet M., Pruefert M., Kurte R., Saida T., Uehara K., Prieur P., Ito H., Kynast E., Janssen A., Smeets R., Dufournet D.** CIGRE position paper on the application of SF 6 in transmission and distribution networks // Electra. 2014. No 274. P. 34–39,

3. **Александров А.С., Жуков В.В.** Ограничение токов коротких замыканий в сетях высокого напряжения развивающихся энергосистем. // Вестник Московского энергетического института. 2012. № 2. С. 58–66.

4. **Афанасьев В.В., Вишневский Ю.И.** Воздушные выключатели. Л.: Энергоиздат, 1981.

5. Справочник по электрическим аппаратам высокого напряжения / Под ред. Афанасьева В.В. Л.: Энергоиздат, 1987.

6. Электрические аппараты высокого напряжения / Под ред. Александрова Г.Н. . СПб.: Изд-во СПбГТУ, 2000.

7. **Каплан В.В., Нашатырь В.М.** Синтетические испытания высоковольтных выключателей. Л.: Энергия, 1980.

8. **Будин А.В., Пинчук М.Э., Пильщиков В.Е., Лекс А.Г., Леонтьев В.В.** Экспериментальный стенд для исследования устройств защиты воздушных линий электропередачи // Приборы и техника эксперимента. 2016. № 5. С. 55–59.

9. **Ковшечников В.Б., Литвинов Н.И., Наконечный Г.В., Овчинников Р.В., Суров А.В.** Исследование эрозионной стойкости медно-железных и медно-никелевых электродов // Изв. вузов. Цветная металлургия. 2005. Т. 46. № 1. С. 40.

10. **Budin A.V, Pinchuk M.E., Leontev V.V., Leks A.G., Kurakina N.K., Kiselev A.A., Simakova J.V., Frolov V.Ya.** Experimental stand for investigations of insulator degradation and electrode erosion in high-current breaker // Plasma physics and technology, 4(2): 2017. P. 120–123.

11. **Будин А.В., Пинчук М.Э., Кузнецов В.Е., Леонтьев В.В., Куракина Н.К.** Экспериментальный стенд для исследования дуговых и эрозионных процессов в высоковольтных сильноточ-

ных выключателях // Приборы и техника эксперимента. 2017. № 6. С. 61–66.

12. **Будин А.В., Пинчук М.Э., Кузнецов В.Е., Рутберг Ф.Г.** Влияние технологии изготовления композитного сплава железо–медь на его эрозионные свойства в сильноточной дуге высокого давления // Письма в ЖТФ. 2014. Т. 40. Вып. 23. С. 49–57.

13. OpenFOAM. The OpenFOAM Foundation. [Электр. ресурс]. URL: https://openfoam.org/ (дата обращения: 20.02.2018).

14. OpenFOAM. The OpenFOAM Foundation. User Guide, version 5.0 [Электр. ресурс]. URL: http://foam.sourceforge.net/docs/Guides-a4/OpenFOAMUserGuide-A4.pdf (дата обращения: 20.02.2018).

15. OpenFOAM. The OpenFOAM Foundation, Programmer's Guide, version 3.0.1, [Электр. ресурс]. URL: http://foam.sourceforge.net/docs/Guides-a4/Programmers Guide.pdf (дата обращения: 20.02.2018).

16. **Maric T., Höpken J., Mooney K.** The OpenFOAM Technology Primer. Sourceflux UG, 2014. 442 p. ISBN: 978-3-00-046757-8.

17. **Крапошин М.В.** Математическое моделирование сжимаемых течений с использованием гибридного метода аппроксимации конвективных потоков: дисс. ... канд.физ.-мат.наук М., ИСП РАН, 2016. 182 с. [Электр. ресурс]. URL: http://keldysh.ru/council/3/D00202403/kraposhin_diss.pdf (дата обращения: 20.02.2018)

18. Official OpenFOAM Repository. OpenFOAM. [Электр. ресурс]. URL: https://github.com/OpenFOAM/.../rhoCentralFoam/rhoCentralDyMFoam (дата обращения: 20.02.2018).

19. **Kurganov A., Tadmor E.** New High-Resolution Central Schemes for Nonlinear Conservation Laws and Convection–Diffusion Equations // Journal of Computational Physics. 2000. May. Vol. 160. No 1. P. 241–282. [Электр. ресурс]. URL: https://doi.org/10.1006/jcph.2000.6459 (дата обращения: 20.02.2018).

20. **Патанкар С.** Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. М.: Энергоатомиздат, 1984. 152 с.

21. **Патанкар С.** Численное решение задач теплопроводности и конвективного теплообмена при течениях в каналах. М.: Изд-во МЭИ, 2003. 312 с.

22. **Ferziger J.H., Milovan P.** Computational Methods for Fluid Dynamics. 3,rev. ed. Berlin; Heidelberg; New York; Barcelona; Hong Kong; London; Milan; Paris; Tokyo: Springer, 2002.

23. Salome. Version 7.8.0. [Электр. ресурс]. URL: http://www.salome-platform.org/ (дата обращения: 20.02.2018).

24. Swak4foam. [Электр. ресурс]. URL: http://openfoamwiki.net/index.php/ Contrib/swak4Foam (дата обращения: 20.02.2018).

25. OpenFoam, dynamicMeshDict. [Электр. ресурс]. URL: http://openfoamwiki.net/ index.php/DynamicMeshDict (дата обращения: 20.02.2018).

26. Суперкомпьютерный центр Санкт-Петербургского политехнического Энергоатомиздат университета Петра Великого. [Электр. ресурс]. URL: www.scc.spbstu.ru (дата обращения: 20.02.2018).

27. Paraview. [Электр. ресурс], URL: http://www.paraview.org (дата обращения: 20.02.2018).

28. **Булович С.В., Петров Р.Л.** Пневматический разгон поршня в стволе // Письма в Журнал технической физики. 2005. Т. 31, вып. 16. С. 12–18.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

КУРАКИНА Наталья Константиновна – *младший научный сотрудник Института электрофизики и электроэнергетики Российской академии наук, аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, инженер-исследователь ООО «НПК "ЮниЛабс"»*
E-mail: nkuriee@gmail.com

ПИНЧУК Михаил Эрнестович – *кандидат технических наук заведующий лабораторией Института электрофизики и электроэнергетики Российской академии наук, директор по науке и технической политике ООО «НПК "ЮниЛабс"»*
E-mail: pinchme@mail.ru

БУДИН Александр Васильевич – *кандидат технических наук заведующий лабораторией Института электрофизики и электроэнергетики Российской академии наук*
E-mail: avbudin@mail.ru

СМИРНОВСКИЙ Александр Андреевич – *кандидат физико-математических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: smirta@mail.ru

ФРОЛОВ Владимир Яковлевич – *доктор технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: frolov.eed@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 26.03.2018

REFERENCES

[1] **Tonkonogov E.N.,** Dugogasitel`nye ustroystva vyklyuchateley vysokogo napryazheniya [Arc quenching of high voltage switches.]. St. Petersburg: Izd-vo SPbGPU Publ., 2011. 204 p. (rus.)

[2] **Glaubitz P., Stangherlin S., Biasse J.M, Meyer F., Dallet M., Pruefert M., Kurte R., Saida T., Uehara K., Prieur P., Ito H., Kynast E., Janssen A., Smeets R., Dufournet D.,** CIGRE position paper on the application of SF 6 in transmission and distribution networks, *Electra*. 2014. No 274: P. 34–39.

[3] **Aleksandrov A.S., Zhukov V.V.,** Ogranichenie tokov korotkikh zamykaniy v setyakh vysokogo napryazheniya razvivayuzchikhsya energosistem/ [Limitation of short-circuit currents in high voltage networks of developing power systems.], *MPEI Vestnik*. 2012. № 2. P. 58–66. (rus.)

[4] **Afanasi`ev V.V., Vishnevskiy Yu.I.,** Vozdushnye vyklyuchateli/ [Air Switches]. Leningrad: Energoizdat, 1981. (rus.)

[5] **Afanas`iev V.V.,** Spravochnik po elektricheskim apparatam vysokogo napryazheniya/ [A Handbook on High-Voltage Electrical Devices.]. Leningrad: Energoizdat, 1987. (rus.)

[6] **Aleksandrov G.N.,** Elektricheskie apparaty vysokogo napryazheniya/ [HighVoltage Electrical Devices], St. Petersburg: Ed. St. Petersb. Gos. Tekhn. Univ., 2000. (rus.)

[7] **Kaplan V.V., Nashatyr' V.M.,** Sinteticheskie ispytaniya vysokovol'tnykh vyklyuchatelei [Synthetic Tests of High-Voltage Switches.]. Leningrad: Energiya, 1980. (rus.)

[8] **Budin A.V., Pinchuk M.E., Leks A.G., Leont'ev V.V., Pilschikov V.E.,** An experimental stand for investigating protective devices for high-voltage overhead lines, *Instruments and Experimental Techniques*. 2016. T. 59. № 5. S. 673–677. (rus.)

[9] **Kovshechnikov V.B., Litvinov N.L, Nakonechny G.V., Ovchinnikov R.V., Surov A.V.,** Issledovanie erozionnoy stoykosti medno-zheleznykh i medno-nikelevykh electrodov. [A study of erosion resistance of copper-iron and copper-nickel electrodes], *Russ. J. Nonferr. Metals*. 2005. Vol. 46. No 1. P. 40. (rus.)

[10] **Budin A.V, Pinchuk M.E., Leontev V.V., Leks A.G., Kurakina N.K., Kiselev A.A., Simakova J.V., Frolov V.Ya.,** Experimental stand for investigations of insulator degradation and electrode erosion in high-current breaker, *Plasma physics and technology*, 4(2):120–123, 2017.

[11] **Budin A.V., Pinchuk M.E., Kuznetsov V.E., Leont`ev V.V., Kurakina N.K.,** An Experimental Setup for Investigation of Arc and Erosion Processes in High-Voltage High-Current Breakers, *Instruments and experimental techniques*. 2017. Vol. 60. No 6. P. 837–842.

[12] **Budin A.V., Pinchuk M.E., Kuznetsov V.E., Rutberg F.G.**, The influence of the production technology of iron-copper composite alloy on its erosion properties in a high-current high-pressure arc, *Tech. Phys. Lett.* 2014. Vol. 40, Issue 12. P 1061–1064. (rus.)

[13] OpenFOAM. The OpenFOAM Foundation. Available: https://openfoam.org/ (Accessed 20.02.2018).

[14] OpenFOAM. The OpenFOAM Foundation. User Guide, version 5.0 Available: http://foam.sourceforge.net/docs/Guides-a4/OpenFOAMUserGuide-A4.pdf (Accessed 20.02.2018).

[15] OpenFOAM. The OpenFOAM Foundation, Programmer's Guide, version 3.0.1, Available: http://foam.sourceforge.net/docs/Guides-a4/ProgrammersGuide.pdf (Accessed 20.02.2018).

[16] **Maric T., Höpken J., Mooney K.,** The OpenFOAM Technology Primer. Sourceflux UG, 2014. 442 p. ISBN: 978-3-00-046757-8.

[17] **Kraposhin M.V.,** Matematicheskoe modelirovanie szhimaemykh techeniy s ispol`zovaniem gibridnogo metoda approksimatsii konvektivnykh potokov: diss. kand.phys.-math.nauk [Compressible flows numerical simulation by a hybrid method for convective flows approximation.], *Moscow, ISP RAS,* 2016. 182 p. Available: http://keldysh.ru/council/3/D00202403/kraposhin_diss.pdf (Accessed 20.02.2018) (rus.).

[18] Official OpenFOAM Repository. OpenFOAM. Available: https://github.co m/OpenFOAM/.../rhoCentralFoam/rhoCentralDyMFoam (Accessed 20.02.2018).

[19] **Kurganov A., Tadmor E.,** New High-Resolution Central Schemes for Nonlinear Conservation Laws and Convection–Diffusion Equations, *Journal of Computational Physics*. 2000. May. Vol. 160. No 1. P. 241–282. Available: https://doi.org/10.1006/jcph.2000.6459 (Accessed 20.02.2018).

[20] **Patankar S.,** Numerical Heat Transfer and fluid flow. Moscow: Energoatomizdat, 1984. 152 p. (rus.)

[21] **Patankar S.,** Computation of Conduction and Dust Flow Heat Transfer. Moscow: MPEI, 2003. 312 p. (rus.)

[22] **Ferziger J.H., Milovan P.,** Computational Methods for Fluid Dynamics. 3., rev. ed. Berlin; Heidelberg; NewYork; Barcelona; Hong Kong; London; Milan; Paris; Tokyo: Springer, 2002.

[23] Salome. Version 7.8.0. Available: http://www.salome-platform.org/ (Accessed 20.02.2018).

[24] Swak4foam. Available: http://openfoamwiki.net/index.php/ Contrib/swak4Foam (Accessed 20.02.2018).

[25] OpenFoam, dynamicMeshDict. Available: http://openfoamwiki.net/ index.php/DynamicMesh Dict (Accessed 20.02.2018).

[26] Peter the Great Saint Petersburg Polytechnic University Supercomputer Center. Available: www.scc.spbstu.ru (Accessed 20.02.2018).

[27] Paraview. Available: http://www.paraview.org (Accessed 20.02.2018).

[28] **Bulovich S.V., Petrov R.L.,** Pneumatic-driven piston acceleration in a barrel, *Tech. Phys. Lett.* 2005. Vol. 31, Issue 8. P. 682–684. (rus.)

THE AUTHORS

KURAKINA Nataliia K. – *Institute for electrophysics and electric power of Russian academy of sciences, Peter the Great Saint-Petersburg Polytechnic University, Research and Production Company «UniLabs»*
E-mail: nkuriee@gmail.com
PINCHUK Mikhail E. – *Institute for electrophysics and electric power of Russian academy of sciences, Research and Production Company «UniLabs»*
E-mail: pinchme@mail.ru
BUDIN Aleksandr V. – *Institut for electrophysics and electroenergetics RAS*
E-mail: avbudin@mail.ru
SMIRNOVSKY Aleksandr A. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: smirta@mail.ru
FROLOV Vladimir Ya. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: frolov.eed@gmail.com

Received 26.03.2018

DOI: 10.18721/JEST.240207
УДК 621.316

К.Ш. Ву, Н.В. Коровкин

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

МИНИМИЗАЦИЯ СТЕПЕНИ НЕУРАВНОВЕШЕННОСТИ РЕЖИМА В ТРЕХФАЗНЫХ СИСТЕМАХ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ГЕНЕТИЧЕСКОГО АЛГОРИТМА

Рассмотрен новый подход к разработке экономичных средств коррекции несимметрии в трехфазных системах электроснабжения промышленных и гражданских объектов. Он основан на симметризации трехфазной системы путем введении в нее нескольких однофазных устройств с управляемым реактансом. Оригинальными являются способ поиска мест размещения этих устройств в системе и алгоритм управления их реактансом. Подход применен к тестовой задаче и к задаче симметризации распределительных сетей 10/0,4 кВ стекольного завода. Показано, что в системах с существенным взаимным влиянием нагрузок и относительно слабой несимметрией использование данного подхода позволяет, используя всего 2—4 компенсатора, существенно уменьшить переменную составляющую мгновенной трехфазной мощности во всей системе. При слабом взаимном влиянии нагрузок друг на друга и существенной их несимметрии предлагаемый подход позволяет как минимум на треть сократить установленную мощность симметризующих устройств.

Ключевые слова: трехфазная система, устройства с управляемой реактивностью, симметризация, генетический алгоритм, прямая, обратная и нулевая последовательности.

Ссылка при цитировании:
К.Ш. Ву, Н.В. Коровкин. Минимизация степени неуравновешенности режима в трехфазных системах с использованием генетического алгоритма // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 82—93. DOI: 10.18721/JEST.240207.

Q.Sh. Vu, N.V. Korovkin

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

A METHOD FOR MINIMIZATION OF UNBALANCED MODE IN THREE-PHASE POWER SYSTEMS USING GENETIC ALGORTHIM

This paper presents a new approach to developing an efficient means of minimizing the unbalanced mode in three-phase power supply systems for industrial and civil facilities. The approach is applied to the test task and to the problem of symmetrization of 10/0.4 kV distribution networks of a glass factory. The approach is based on the symmetrization of the three-phase system by introducing several single-phase devices with a controlled reactance. We have developed an original method for finding the locations of these devices in the system and an algorithm for controlling their reactance. It is shown that this approach makes it possible to significantly reduce the variable component of instantaneous power in the entire system using only 2—4 compensators in systems with a significant mutual influence of loads and relatively weak asymmetry. With a weak mutual influence of load modes on each other and significant unbalance of loads, the proposed approach allows to reduce the power of the symmetrization devices by at least a third.

Keywords: three-phase system, devices with controlled reactivity, symmetrization, genetic algorithm, positive, negative and zero sequencies.

Citation:
Q.Sh. Vu, N.V. Korovkin, A method for minimization of unbalanced mode in three-phase power systems using genetic algorthim, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 82—93, DOI: 10.18721/JEST.240207.

Введение

Трехфазные системы – наиболее популярные и эффективные из систем [1], позволяющих осуществлять передачу и распределение электромагнитной энергии. Передаваемая мощность в силу различных видов несимметрии, присутствующих в трехфазной системе, распределяется между фазами неравномерно, в результате чего система становится несбалансированной [2]. Это вызывает увеличение потерь энергии и ухудшает условия работы как генерирующего оборудования, так и потребителей.

Несбалансированная трехфазная мощность P_v [2], возникающая вследствие несимметрии, порождает пульсации с двойной частотой электромагнитного момента на валах вращающихся электрических машин, существенно сокращая, в частности, время между необходимыми процедурами их обслуживания. Пульсации также отрицательно влияют на стабильность работы энергосистемы, ухудшают показатели качества электроэнергии. Рассматриваемые в настоящей статье причины асимметрии обусловлены различием эквивалентных параметров фаз потребляющих устройств. В рамках нашего подхода могут также рассматриваться несимметрии, вызванные авариями; наихудшие последствия при этом возникают в случае разрыва нейтрального провода сетевого фидера, когда напряжение на однофазных нагрузках распределяется пропорционально их сопротивлениям [3]. На менее нагруженной фазе напряжение существенно возрастает (на практике – до 1,5 раз), что может быть причиной воспламенения.

Рассматриваемые далее методы снижения несимметрии [4–17] основаны на изменении нагрузок фаз с помощью устройств с управляемым реактансом. Далее эти устройства будем называть активно-адаптивными (ААУ), а в зарубежной литературе для них используется термин FACTS (Flexible Alternating Current Transmission System). Применение ААУ в электроэнергетике весьма разнообразно, также разнообразны и варианты их использования. Обсуждение обеих этих тем выходит за рамки настоящей статьи. Далее мы будем предполагать, что имеются устройства, реактанс x которых может изменяться за счет работы управляемых противовключенных вентилей, устанавливаемых последовательно или параллельно с нагрузками фаз (упрощенные поясняющие схемы представлены на рис 1, *а*, *б*). Конструкции и схемы современных устройств с переменным реактансом быстро совершенствуются, поэтому приведенные на рис. 1 схемы отражают только идею работы устройств и показывают, что реактанс x может изменяться в некоторых пределах $x_{L_0} \geq x \geq \dfrac{x_{L_0} x_{L_V}}{x_{L_0} + x_{L_V}}$ для схемы на рис. 1, *а* и может менять знак для схемы на рис. 1, *б*.

Цель исследования состоит в разработке экономичных средств коррекции несимметрии в трехфазных системах электроснабжения промышленных и гражданских объектов, которые реагировали бы в течение нескольких периодов промышленной частоты на изменение степени несимметрии.

Объектами исследования являются несимметричные трехфазные системы, новые алгоритмы их симметризации; в качестве приложения новых методов рассмотрена задача симметризации распределительных сетей 10/0,4 кВ стекольного завода.

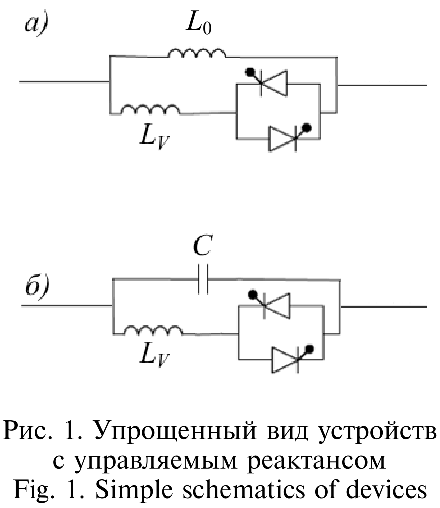


Рис. 1. Упрощенный вид устройств с управляемым реактансом
Fig. 1. Simple schematics of devices with controlled reactance

Идея, на которой основана симметризация трехфазной системы, рассматриваемая в настоящей статье, состоит во введении в систему нескольких однофазных устройств с управляемым реактансом. Доступный спектр таких устройств достаточно широк и здесь не обсуждается. Новыми являются алгоритм управления их реактансом (далее – *«Задача синтеза параметров»*) и способ поиска мест размещения этих устройств в системе (далее – *«Задача размещения»*).

Задача синтеза параметров

Обозначим: x_1, x_2, ..., x_M – реактивные сопротивления устройств компенсации реактивной мощности (УКРМ), которыми необходимо управлять для коррекции несимметрии текущего режима; M – их общее количество. В [18, 19] и – в более общих формулировках – в наших работах [3, 20] было показано, что при изменениях параметров x_1, x_2, ..., x_M элементов линейной электрической цепи токи и напряжения в ней изменяются по дробно-полиномиальному закону. Так при двух УКРМ, т. е. при $M = 2$, для напряжения $\dot{U}_n^{(k)}$ и тока $\dot{I}_n^{(k)}$ произвольной k-й ветви трехфазной цепи справедливы соотношения

$$\dot{U}_n^{(k)}(x_1, x_2) = = \frac{a_{u,n}^{(k)} + b_{u,n}^{(k)} x_1 + c_{u,n}^{(k)} x_2 + d_{u,n}^{(k)} x_1 x_2}{1 + \alpha x_1 + \beta x_2 + \gamma x_1 x_2}; \quad (1)$$

$$\dot{I}_n^{(k)}(x_1, x_2) = = \frac{a_{i,n}^{(k)} + b_{i,n}^{(k)} x_1 + c_{i,n}^{(k)} x_2 + d_{i,n}^{(k)} x_1 x_2}{1 + \alpha x_1 + \beta x_2 + \gamma x_1 x_2}, \quad (2)$$

где $n = [A, B, C]$ – индекс фазы; α, β, γ, $a_{u,n}^{(k)}$, $b_{u,n}^{(k)}$, $c_{u,n}^{(k)}$, $d_{u,n}^{(k)}$, $a_{i,n}^{(k)}$, $b_{i,n}^{(k)}$, $c_{i,n}^{(k)}$, $d_{i,n}^{(k)}$ – комплексные константы, которые следует определить, чтобы иметь возможность использовать соотношения (1), (2). Отметим, что константы α, β и γ в (1), (2) одинаковы для всех ветвей и всех токов и напряжений трехфазной системы.

Определение констант α, β, γ, $a_{u,n}^{(k)}$, $b_{u,n}^{(k)}$, $c_{u,n}^{(k)}$, $d_{u,n}^{(k)}$, $a_{i,n}^{(k)}$, $b_{i,n}^{(k)}$, $c_{i,n}^{(k)}$ и $d_{i,n}^{(k)}$ не представляет сложной проблемы. Задавая ряд значений варьируемым реактансам x_1, x_2 (s – номера попарно линейно-независимых наборов $\{x_{1,s}, x_{2,s}\}$, $s = \overline{1,7}$), расчетным или экспериментальным путем определим токи $\dot{I}_{n,Э,s}^{(k)}$ и напряжения $\dot{U}_{n,Э,s}^{(k)}$ для всех ветвей ($k = \overline{1,N}$) исследуемой трехфазной системы. Здесь предполагается, что варьируемые реактансы размещены в некоторых ветвях с номерами p и q, одинаковыми для всех наборов $s = \overline{1,7}$.

Для определения токов $\dot{I}_{n,Э,s}^{(k)}$ и напряжений $\dot{U}_{n,Э,s}^{(k)}$ ($k = \overline{1,N}$) выполним 7-кратный расчет трехфазной системы при наборах $\{x_{1,s}, x_{2,s}\}$, $s = \overline{1,7}$, или произведем 7 циклов измерений. Далее для определения констант необходимо решить N систем линейных уравнений 7-го порядка, одна из которых показана ниже для некоторого тока $\dot{I}_n^{(k)}$ (варьируемые реактансы размещены в ветвях с номерами p и q):

$$\begin{bmatrix} 1 & x_{1,1}^{(p)} & x_{2,1}^{(q)} & x_{1,1}^{(p)} x_{2,1}^{(q)} & -\dot{I}_{n,Э,1}^{(k)} x_{1,1}^{(p)} & -\dot{I}_{n,Э,1}^{(k)} x_{2,1}^{(q)} & -\dot{I}_{n,Э,1}^{(k)} x_{1,1}^{(p)} x_{2,1}^{(q)} \\ 1 & x_{1,2}^{(p)} & x_{2,2}^{(q)} & x_{1,2}^{(p)} x_{2,2}^{(q)} & -\dot{I}_{n,Э,2}^{(k)} x_{1,2}^{(p)} & -\dot{I}_{n,Э,2}^{(k)} x_{2,2}^{(q)} & -\dot{I}_{n,Э,2}^{(k)} x_{1,2}^{(p)} x_{2,2}^{(q)} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & x_{1,7}^{(p)} & x_{2,7}^{(q)} & x_{1,7}^{(p)} x_{2,7}^{(q)} & -\dot{I}_{n,Э,7}^{(k)} x_{1,7}^{(p)} & -\dot{I}_{n,Э,7}^{(k)} x_{2,7}^{(q)} & -\dot{I}_{n,Э,2}^{(k)} x_{1,7}^{(p)} x_{2,7}^{(q)} \end{bmatrix} \times$$

$$\times \begin{bmatrix} a_{i,n}^{(k)} \\ b_{i,n}^{(k)} \\ c_{i,n}^{(k)} \\ d_{i,n}^{(k)} \\ \alpha \\ \beta \\ \gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{I}_{n,Э,1}^{(k)} \\ \dot{I}_{n,Э,2}^{(k)} \\ \vdots \\ \dot{I}_{n,Э,2}^{(k)} \end{bmatrix}. \quad (3)$$

Отметим, что определение констант α, β, γ, $a_{u,n}^{(k)}$, $b_{u,n}^{(k)}$, $c_{u,n}^{(k)}$ $d_{u,n}^{(k)}$, $a_{i,n}^{(k)}$, $b_{i,n}^{(k)}$, $c_{i,n}^{(k)}$ и $d_{i,n}^{(k)}$ может быть существенно упрощено, однако рассмотрение этого вопроса выходит за рамки настоящей статьи.

Соотношения (1), (2) позволяют получить простые аналитические выражения для характеристик степени несимметрии трехфазной цепи. Покажем это для переменной составляющей $p_v(t)$ мгновенной трехфазной мощности $p(t)$.

Мгновенная трехфазная мощность $p(t)$ очевидным образом связана с мощностями $p_A(t),\ p_B(t),\ p_C(t)$ фаз:

$$p(t) = p_A(t) + p_B(t) + p_C(t),$$

где $p_n(t) = U_{m,n}\sin(\omega t + \varphi_{u,n}) I_{m,n}\sin(\omega t + \varphi_{i,n})$; $n = [A,\ B,\ C]$ – фазные мгновенные мощности. Откуда следует

$$p_n(t) = \frac{U_{m,n} I_{m,n}}{2}[\cos(\varphi_{u,n} - \varphi_{i,n}) - \\ - \cos(2\omega t + \varphi_{u,n} + \varphi_{i,n})].$$

Для мгновенной мощности $p(t)$ всей трехфазной цепи, содержащей N_0 трехфазных нагрузок, имеем

$$p(t) = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} \frac{U_{m,n}^{(k)} I_{m,n}^{(k)}}{2}[\cos(\varphi_{u,n}^{(k)} - \varphi_{i,n}^{(k)}) - \\ - \cos(2\omega t + \varphi_{u,n}^{(k)} + \varphi_{i,n}^{(k)})] = p_{\text{const}}(t) - p_v(t); \quad (4)$$

$$p_{\text{const}}(t) = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} \frac{U_{m,n}^{(k)} I_{m,n}^{(k)}}{2}\cos(\varphi_{u,n}^{(k)} - \varphi_{i,n}^{(k)}); \quad (5)$$

$$p_v(t) = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} \frac{U_{m,n}^{(k)} I_{m,n}^{(k)}}{2} \times \\ \times \cos(2\omega t + \varphi_{u,n}^{(k)} + \varphi_{i,n}^{(k)}). \quad (6)$$

Отметим здесь, что в (6) начальные фазы напряжения и тока складываются.

Переходя в (6) к комплексным амплитудам составляющих двойной частоты и используя (1) и (2), получим для комплексной амплитуды $\dot{P}_v(x_1, x_2)$ переменной составляющей трехфазной мгновенной мощности выражение

$$\dot{P}_v(x_1,x_2) = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} j\dot{U}(x_1,x_2)\dot{I}(x_1,x_2) = \\ = j\dot{P}_{v,A}(x_1,x_2) + j\dot{P}_{v,B}(x_1,x_2) + j\dot{P}_{v,C}(x_1,x_2) = \\ = j\sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} (a_{u,n}^{(k)} + b_{u,n}^{(k)}x_1 + c_{u,n}^{(k)}x_2 + d_{u,n}^{(k)}x_1x_2) \times \\ \times (a_{i,n}^{(k)} + b_{i,n}^{(k)}x_1 + c_{i,n}^{(k)}x_2 + d_{i,n}^{(k)}x_1x_2) \times \\ \times (1 + \alpha x_1 + \beta x_2 + \gamma x_1x_2)^{-2}. \quad (7)$$

Рассмотрим полученное выражение подробнее.

Данное выражение позволяет определить комплексную амплитуду переменной составляющей мощности произвольной трехфазной системы, для которой были найдены константы α, β, γ, $a_{u,n}^{(k)}$, $b_{u,n}^{(k)}$, $c_{u,n}^{(k)}$, $d_{u,n}^{(k)}$, $a_{i,n}^{(k)}$, $b_{i,n}^{(k)}$, $c_{i,n}^{(k)}$ и $d_{i,n}^{(k)}$. Важно, что сложность трехфазной системы при этом не имеет значения [3, 19, 20].

Значения параметров x_1 и x_2 могут быть выбраны (естественно, из их допустимого диапазона) таким образом, чтобы модуль $\left|\dot{P}_v(x_1,x_2)\right|$ был равен нулю или минимален. Такой выбор будет, очевидно, соответствовать наименьшему значению переменной составляющей $p_v(t)$ мгновенной мощности $p(t)$, что и принято в качестве критерия решения задачи синтеза значений параметров. Введенные мощности $\dot{P}_{v,A}(x_1,x_2)$, $\dot{P}_{v,B}(x_1,x_2)$, $\dot{P}_{v,C}(x_1,x_2)$ графически показаны на рис. 2.

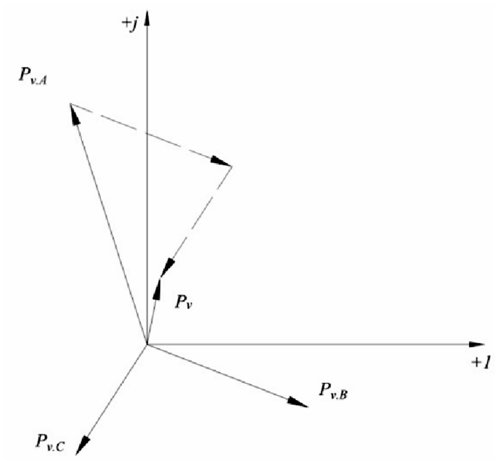


Рис. 1. Векторная диаграмма комплексных амплитуд мощностей двойной частоты фаз и трехфазной системы
Fig. 2. Vector diagram of the complex amplitudes of the power of the double frequency for the three-phase system

Выражение (7) для комплексной амплитуды переменной составляющей мощности может быть существенно упрощено:

$$\left|\dot{P}_v(x_1, x_2)\right| = (a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_1x_2 + $$
$$+ a_4x_1^2 + a_5x_2^2 + a_6x_1x_2^2 + a_7x_1^2x_2 + a_8x_1^2x_2^2) \times$$
$$\times \left(1 + \alpha x_1 + \beta x_2 + \gamma x_1x_2\right)^{-2}, \qquad (8)$$

где
$$a_0 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} a_{u,n}^{(k)} a_{i,n}^{(k)};$$
$$a_1 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} (a_{u,n}^{(k)} b_{i,n}^{(k)} + b_{u,n}^{(k)} a_{i,n}^{(k)});$$
$$a_2 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} (a_{u,n}^{(k)} c_{i,n}^{(k)} + c_{u,n}^{(k)} a_{i,n}^{(k)});$$
$$a_3 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} (a_{u,n}^{(k)} d_{i,n}^{(k)} + b_{u,n}^{(k)} c_{i,n}^{(k)} +$$
$$+ c_{u,n}^{(k)} b_{i,n}^{(k)} + d_{u,n}^{(k)} a_{i,n}^{(k)});$$
$$a_4 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} b_{u,n}^{(k)} b_{i,n}^{(k)};$$
$$a_5 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} c_{u,n}^{(k)} c_{i,n}^{(k)};$$
$$a_6 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} (c_{u,n}^{(k)} d_{i,n}^{(k)} + d_{u,n}^{(k)} c_{i,n}^{(k)});$$
$$a_7 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} (b_{u,n}^{(k)} d_{i,n}^{(k)} + d_{u,n}^{(k)} b_{i,n}^{(k)});$$
$$a_8 = \sum_{k=1}^{N_0} \sum_{n=A,B,C} d_{u,n}^{(k)} d_{i,n}^{(k)}.$$

Комплексные константы a_k $(k = \overline{0,8})$ вычисляются однократно. Далее для минимизации переменной составляющей $p_v(t)$ мгновенной мощности достаточно найти минимум $\left|\dot{P}_v(x_1, x_2)\right|$ по x_1 и x_2. Поиск минимума $\left|\dot{P}_v(x_1, x_2)\right|$, вычисляемого по (8), не вызывает сложностей, как и минимизация любой гладкой аналитически заданной функции. Мы используем здесь генетический алгоритм, имея в виду, что у целевой функции может быть несколько минимумов, а нас интересует глобальный [21–26].

Важно, что минимизация выражения (8) (каким бы разумным путем она не производилась) – относительно быстро решаемая на современных микропроцессорах задача. Дадим оценку времени ее решения с помощью генетического алгоритма. Для хорошей оценки глобального экстремума функции двух переменных, не обладающей выраженным свойством овражности (по нашему опыту это именно так в рассматриваемых задачах), достаточно 50 «особей» в «поколении» и 50 «поколений». Соответственно, решение задачи синтеза параметров будет получено за 2500 вычислений по формуле (8) ($\sim 10^{-2}$ сек) и вполне может выполняться в реальном времени.

Отметим, что согласно постановке задачи в нашем распоряжении имеется только два варьируемых параметра x_1 и x_2. Поэтому ожидания, что для произвольной трехфазной несимметричной системы нам удастся найти такие значения этих параметров, при которых переменная составляющая $p_v(t)$ мгновенной мощности будет нулевой, излишне оптимистичны. Кроме того, еще не определены места, в которых следует устанавливать устройства с управляемым реактансом. Задача поиска наилучшего положения устройств с управляемым реактансом названа нами выше как *«Задача размещения»*.

«Задача размещения»

Задача размещения может быть решена только на некоторой математической модели трехфазной системы, которая должна включать в себя набор типичных для нее несимметричных нагрузок (режимов). Для всего этого набора несимметричных нагрузок (режимов) определяется $F(p, q)$ – среднее по всему набору значение минимума $\left\|\dot{P}_v(x_1, x_2)\right\|_{x_1 = x_1^{(p)};\ x_2 = x_2^{(q)}}$, определенное при расположении устройств с переменным импедансом в ветвях p и q. Во введенных обозначениях математическая формулировка задачи размещения имеет вид.

$$F(p, q) \xrightarrow[p,q]{} \min. \qquad (9)$$

Таким образом, для решения задачи размещения многократно используется решение задачи синтеза параметров для разных местоположений устройств компенсации реактивной мощности. Длительность решения задачи (9) не имеет существенного значения, так как оно выполняется однократно при разработке проекта симметрирующей системы. Для достаточно большой системы с десятью трехфазными нагрузками ($N_0 = 10$) при десяти характерных несимметриях каждой из них (причем все несимметрии различны) необходимое число решений задач синтеза составит ~10^5, а время решения оценивается примерно 10^3 сек.

Применение предложенного метода симметризации Тестовая задача

Задача, представленная на рис. 3, рассматривается в «IEEE explore» в качестве примера несимметричной энергосистемы. Схема содержит 3 несимметричных нагрузки. Между ними имеется взаимное влияние, определяемое относительно большими сопротивлениями линий соединения. Степень несимметрии слабая: различия сопротивлений фаз нагрузок – порядка 10 %, что характерно для гражданских непромышленных объектов. Общая полная мощность нагрузок рассматриваемой трехфазной системы ~21 МВт; модуль суммы комплексных амплитуд переменной составляющей мгновенной трехфазной мощности в нагрузках 0,8 МВт.

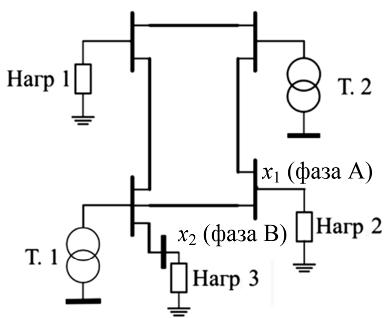


Рис. 3. Тестовая схема
Fig. 3. Example circuit

Таблица 1

Модуль суммы комплексных амплитуд переменной составляющей трехфазной мгновенной мощности в трансформаторах до и после компенсации

Table 1

Module of the sum of complex amplitudes of the variable component of three-phase instantaneous power in transformers before and after compensation

Режим	Значения модуля, МВт	
	в Т1	в Т2
До компенсации	0,11	0,26
После компенсации	0,02	0,02

Решение задачи размещения выделило как наилучшие следующие места для размещения компенсаторов: нагрузка 2 (фаза А) и нагрузка 3 (фаза В). Модуль суммы комплексных амплитуд переменной составляющей мгновенной мощности в нагрузках после компенсации – 0,18 МВт (уменьшение более, чем в 4 раза). Характерно, что произошло также существенное снижение модуля суммы комплексных амплитуд переменной составляющей мгновенной мощности в трансформаторах. Данные по этому снижению представлены в табл. 1.

Задача симметризации трехфазной сети стекольного завода

Рассмотрим применение предложенного подхода к задаче симметризации трехфазной электрической сети технического объекта, в качестве которого здесь будет рассмотрена трехфазная сеть стекольного завода. Эта система в упрощенном виде представлена на рис. 4. В схеме – 6 достаточно мощных несимметричных трехфазных нагрузок. Мы рассматриваем далее типичный режим работы завода в течение 24 часов его работы. Вид токов фаз (экспериментальные данные в 720 точках по времени) представлен на рис. 5, *а* для токов вторичных обмоток трансформаторов Т1–Т5. На рис. 5, *б* представлены амплитуды переменной составляющей мгновенной мощности в нагрузках Нагр 1 – Нагр 5.

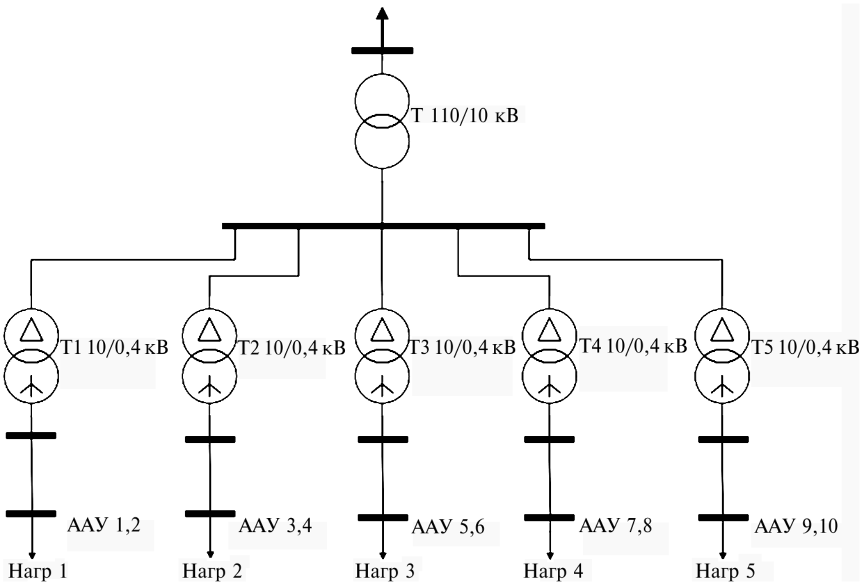


Рис. 4. Электрическая система стекольного завода
Fig. 4. Electrical system of the glass factory

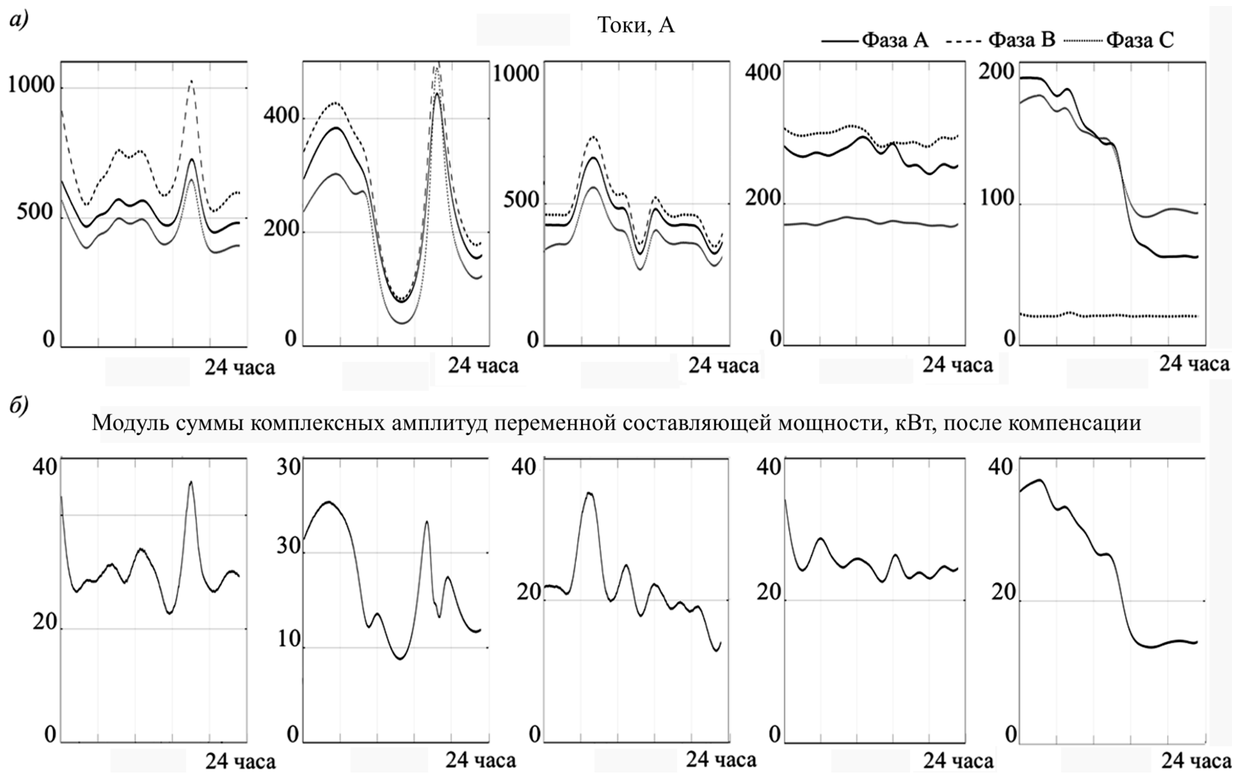


Рис. 5. Экспериментальные зависимости от времени токов вторичных обмоток трансформаторов Т1–Т5 (*а*) и модуль суммы комплексных амплитуд переменной составляющей мгновенной мощности в нагрузках Нагр 1–Нагр 5 (*б*) для трехфазной электрической сети, представленной на рис. 4
Fig. 5. The experimental dependences of current on time in the secondary windings of transformers T1–T5 (*а*) and the sum of the complex amplitudes of the variable component of the variable power in the loads Нагр 1–Нагр 5 (*б*) for the three-phase electrical network represented in Fig. 4

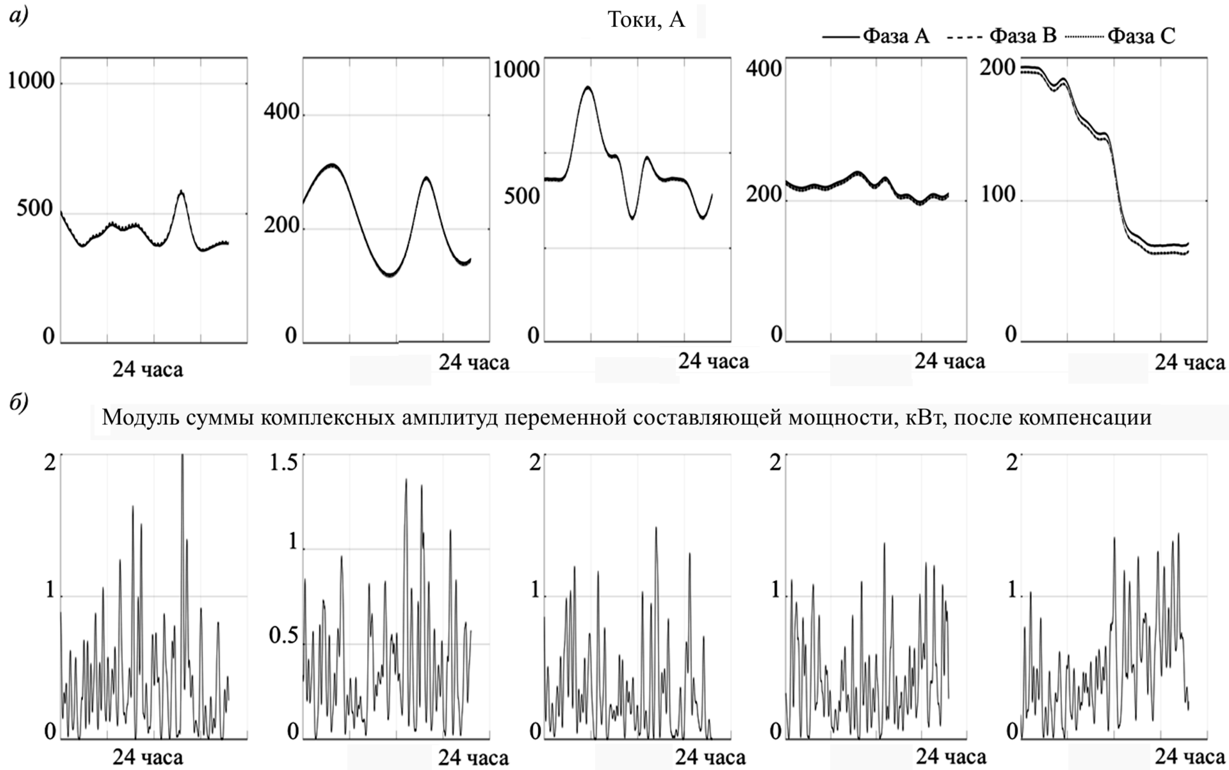


Рис. 6. Зависимости от времени токов вторичных обмоток трансформаторов Т1—Т5 (*а*) и модуль суммы комплексных амплитуд переменной составляющей мгновенной мощности в пяти нагрузках Нагр 1—Нагр 5 (*б*) для трехфазной электрической сети, представленной на рис. 4, после компенсации

Fig. 6 The experimental dependences of current on time in the secondary windings of transformers T1—T5 (*а*) and the sum of the complex amplitudes of the variable component of the variable power in the loads Нагр 1—Нагр 5 (*б*) for the three-phase electrical network represented in Fig. 4 after compensation

Как можно видеть, имеет место существенная несимметрия для всех нагрузок. Из-за несбалансированной нагрузки фаз почасовые токи всех фаз сильно различаются, так же как и полные мощности фаз.

Взаимное влияние режимов работы нагрузок в данной сети незначительно. В этой ситуации задача размещения существенно упрощается, так как компенсирующие устройства целесообразно размещать непосредственно у нагрузок (по 2 устройства на каждую нагрузку). При этом наилучшее размещение компенсаторов определяется из анализа всего шести вариантов: в фазах A, B; в фазах A, C; в фазах B, C; только в фазе A; только в фазе B; только в фазе C. Результаты этой оптимизации представлены в табл. 2.

На рис. 6 показаны те же, что и на рис. 5 величины, но после компенсации. Как можно видеть, токи в фазах нагрузок после компенсации близки к симметричным. Об этом говорит не только очевидное из графиков совпадение их амплитуд, но и малое значение модуля суммы комплексных амплитуд переменной составляющей мгновенной мощности. Обратим внимание на то, что масштаб для модуля суммы комплексных амплитуд переменной составляющей мгновенной мощности на рисунке 6 в 20 раз более мелкий, чем на рис. 5.

Таблица 2

Наилучшее расположение компенсирующих устройств

Table 2

The best location of compensative devices

Изменяемый устройством параметр (реактивность)	Фазы, где размещены устройства (для трансформаторов Т1—Т5)				
	Т1	Т2	Т3	Т4	Т5
x_1	B	B	A	A	A
x_2	C	C	C	B	B

Интерес представляет также вопрос о том, какие величины x_1 и x_2 необходимы были для достижения показанного уровня компенсации и как эти величины изменялись во времени. Ответ на эти вопросы дают графики, представленные на рис. 7, которые показывают изменение реактивностей x_1 и x_2. Как можно видеть, максимальное значение не превышает 9 Ом.

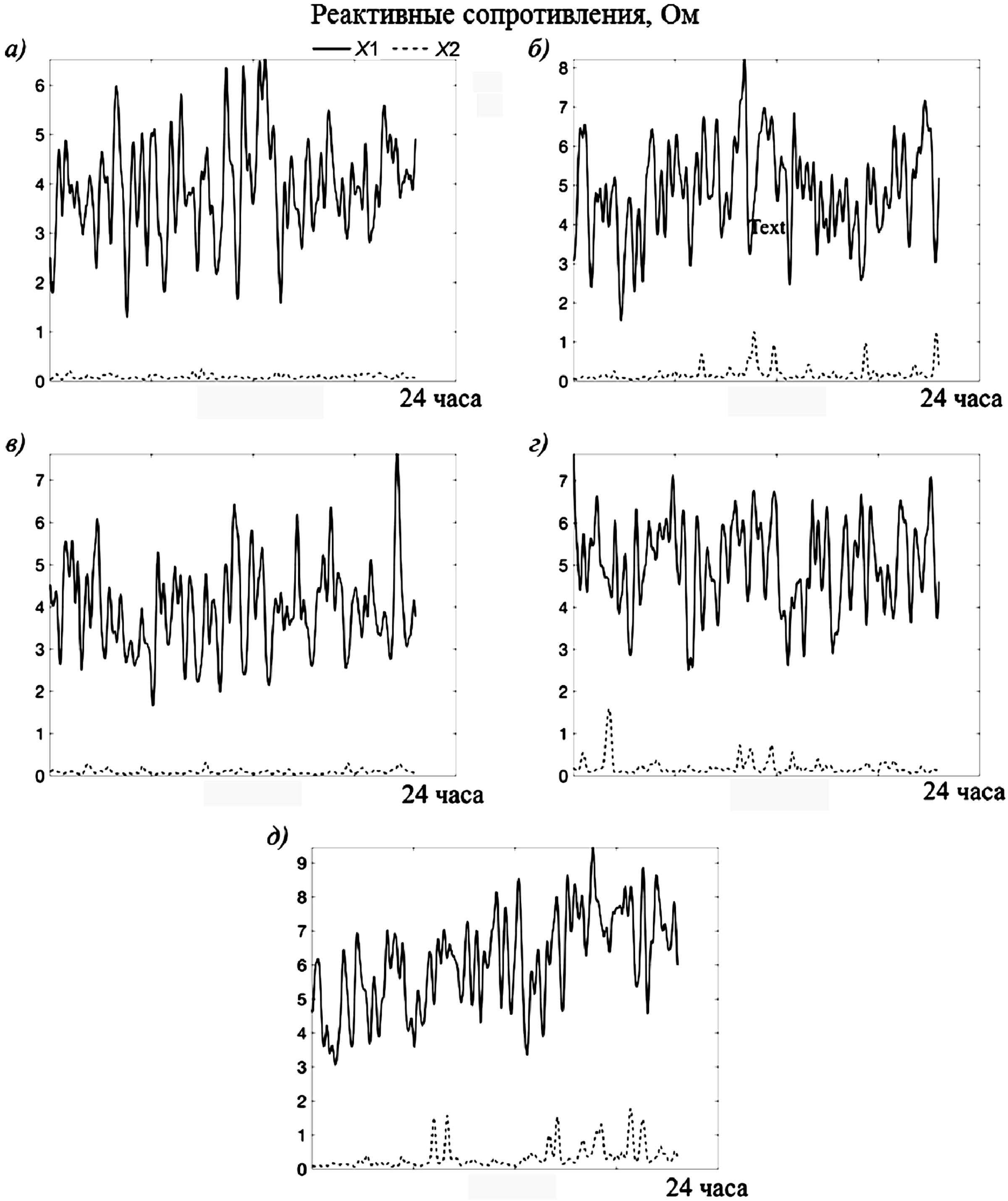


Рис. 7. Значения реактивностей на шинах низкого напряжения трансформаторов Т1–Т5
Fig. 7. Reactance's values of compensating devices on the bus under the transformer T1–T5

Обсуждение результатов

Предложенный подход позволяет существенно снизить установленную мощность устройств симметризации. Подход учитывает не только несимметрию конкретной нагрузки, но и несимметрию всех остальных нагрузок трёхфазной системы. Это его свойство важно при существенном взаимном влиянии нагрузок. Поэтому его применение позволяет улучшать ситуацию с симметризацией «в целом», решая задачу системно. По нашему мнению, это свойство предложенного метода симметризации уникально.

Алгоритм метода достаточно сложен в реализации. Его применение предполагает использование мощного микропроцессора и цифровой измерительной системы. С учетом того, что стоимость оборудования такого типа неуклонно падает (при его относительно бурно растущих производительности и функциональности), а стоимость силового оборудования растет, этот недостаток предложенного подхода не представляется нам решающим и снижающим его перспективность.

Заключение

В системах с заметным взаимным влиянием нагрузок и относительно слабой несимметрией использование данного подхода позволяет существенно уменьшить переменную составляющую мгновенной трехфазной мощности во всей системе, используя всего 2-4 компенсатора. При слабом взаимном влиянии режимов работы нагрузок друг на друга и существенной их несимметрии предлагаемый подход позволяет как минимум на треть сократить установленную мощность симметрирующих устройств. При этом устройство используемых компенсаторов может быть достаточно простым, так как основная роль в компенсации несимметрии приходится на алгоритм управления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Grainger J.J., Stevenson W.D.** Power System Analysis. New York, McGraw Hill Higher Education, 2-е издание, 2016.
2. **Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В.** Теоретические основы электротехники. СПб.: Питер, 2009.
3. **Korovkin N.V., Vu Q.S., Yazenin R.A.** A method for minimization of unbalanced mode in three-phase power systems // 2016 IEEE NW Russia Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering Conference (EIConRusNW). St. Petersburg, 2016. P. 611–614.
4. **Hingorani N.G., Gyugyi L.** Understanding FACTS: Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems. Wiley-IEEE Press, 1999.
5. **Bhattacharyya B., Kumar S.** Approach for the solution of transmission congestion with multi-type FACTS devices // IET Generation, Transmission &. Distribution. Vol. 10, No 11, 2016. P. 2802–2809.
6. **Song Y.H., Johns A.** Flexible AC Transmission Systems (FACTS) // IEEE, 1999.
7. **Ghahremani E., Kamwa I.** Analysing the effects of different types of FACTS devices on the steady-state performance of the Hydro-Québec network // IET Generation, Transmission & Distribution. Vol. 8, No 2, 2014. P. 233–249.
8. **Bruno S., De Carne G., La Scala M.** Transmission Grid Control Through TCSC Dynamic Series Compensation // IET Generation, Transmission & Distribution, Vol. 8, No 12, 2016. P. 3202–3211.
9. **Bruno S., De Carne G., La Scala M.** Transmission Grid Control Through TCSC Dynamic Series Compensation // IEEE Transactions on Power Systems. Vol. 31, No 4, 2016. P. 3202–3211.
10. **Acha E., Fuerte-Esquivel C.R., Ambriz-Perrez H. Angeles-Camacho C.** FACTS. Modelling and Simulation in Power Networks. England, John Wiley & Sons Ltd, 2004.
11. **Sakr W.S., El-Sehiemy R.A., Azmy A.M.** Optimal allocation of TCSCs by adaptive DE algorithm. IET Generation, Transmission & Distribution Vol. 10, No 15, 2016. P. 3844–3854.
12. **Bhushan R., Chatterjee K.** Effects of parameter variation in DFIG-based grid connected system with a FACTS device for small-signal stability analysis // IET Generation, Transmission & Distribution. Vol. 11, No 11, 2017. P. 2762–2777.
13. **Monteiro Pereira R.M., Machado Ferreira C.M., Barbosa F.M.** Comparative study of STATCOM and SVC performance on Dynamic Voltage Collapse of an Electric Power System with Wind Generation // IEEE Latin America Transactions. Vol. 12, No 2, 2014. P. 138–145.
14. **Aghaei J., Zarei M., Asban M., Ghavidel S., Heidari A., Agelidis V.G.** Determining potential stability enhancements of flexible AC transmissionsystem devices using corrected transient energy function // IET Generation, Transmission & Distribution, Vol. 105, No 11, 2017. P. 2099–2115.

15. **Ulinuha A., Masouma M.A.S., Islam S.M.** Reactive Power/Voltage Control for Unbalanced Distribution System Using Genetic Algorithms // Australasian Universities Power Engineering Conference, AUPEC 2014. Curtin University, Perth, Australia. 28 September – 1 October 2014.

16. **Tolabi H.B., Ali M.H., Rizwan M.** Simultaneous Reconfiguration, Optimal Placement of DSTATCOM, and Photovoltaic Array in a Distribution System Based on Fuzzy-ACO Approach // IEEE Transactions on Sustainable Energy. Vol. 6, No 1, 2015. P. 210–218.

17. **Fortescue C.L.** Method of Symmetrical Co-Ordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks // Presented at the 34th annual convention of the AIEE (American Institute of Electrical Engineers) in Atlantic City. N.J. on 28 June 1918. Published in: AIEE Transactions. Vol. 37, part II. P. 1027–1140 (1918).

18. **Гехер К.** Теория чувствительности и допусков электронных цепей: Пер. с англ. / Под ред. Ю.Л. Хотунцева. М.: Сов. радио, 1973. 200 с.

19. **Korovkin N.V., Chechurin V.L., Hayakawa M.** Inverse problems in electric circuits and electromagnetics, USA, Springer, 2006.

20. **Korovkin N.V., Belyaev N.A., Chudny V.S., Frolov O.V.** Power System State Optimization. Novel Approach // EMC. Roma. September 2012.

21. **Li S., Li Y., Sun J., Jin Q., Li X.** A novel control algorithm for inverter-based distributed generation in unbalanced three-phase power systems // Sustainable Power Generation and Supply, 2009. SUPERGEN '09.

22. **Mahdad B., Bouktir T., Srairi K.** A Three-Phase Power Flow Modelization: A Tool for Optimal Location and Control of FACTS Devices in Unbalanced Power Systems // IEEE Industrial Electronics. IECON 2006 – 32nd Annual Conference on. Nov. 2006. C. 2238–2243.

23. **Medve D.** Modeling of Power Systems Using of Matlab/SimPowerSystem // Elektroenergetika. Vol. 5, No 2, 2012.

24. **Bahabadi H.B., Mirzaei A., Moallem M.** Optimal Placement of Phasor Measurement Units for Harmonic State Estimation in Unbalanced Distribution System Using Genetic Algorithms // 2011 21st International Conference on Systems Engineering, 2011. P. 100–105.

25. **Jiménez A., García N.** Voltage unbalance analysis of distribution systems using a three-phase power flow ans a Genetic Algorithm for PEV fleets scheduling // 2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting. 2012. P. 1–8.

26. **Huang C.-M., Huang Y.-C.** Hybrid optimisation method for optimal power flow using flexible AC transmission system devices. IET Generation, Transmission & Distribution. Vol. 8, No 12, 2014. P. 2036–2045.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ВУ Куанг Ши – *аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: quangsy@gmail.com
КОРОВКИН Николай Владимирович – *доктор технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 05.04.2018

REFERENCES

[1] **Grainger J.J., Stevenson W.D.,** Power System Analysis, New York, McGraw Hill Higher Education, 2-ye izdaniye, 2016.

[2] **Demirchyan K.S., Neyman L.R., Korovkin N.V.,** Teoreticheskiye osnovy elektrotekhniki, SPb.: Piter, 2009. (rus.)

[3] **Korovkin N.V., Vu Q.S., Yazenin R.A.,** A method for minimization of unbalanced mode in three-phase power systems, *2016 IEEE NW Russia Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering Conference (EIConRusNW)*, St. Petersburg, 2016, p. 611–614.

[4] **Hingorani N.G., Gyugyi L.**, Understanding FACTS: Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems, Wiley-IEEE Press, 1999.

[5] **Bhattacharyya B., Kumar S.,** Approach for the solution of transmission congestion with multi-type FACTS devices, *IET Generation, Transmission &. Distribution*. Vol 10, No 11, 2016, P. 2802–2809.

[6] **Song Y.H., Johns A.,** Flexible AC Transmission Systems (FACTS), *IEEE*, 1999.

[7] **Ghahremani E., Kamwa I.,** Analysing the effects of different types of FACTS devices on the steady-state performance of the Hydro-Québec network, *IET Generation, Transmission & Distribution*. Vol. 8, No 2, 2014, p. 233–249.

[8] **Bruno S., De Carne G., La Scala M.,** Transmission Grid Control Through TCSC Dynamic Series Compensation, *IET Generation,*

Transmission & Distribution, Vol. 8, No 12, 2016, p. 3202–3211.

[9] **Bruno S., De Carne G., La Scala M.,** Transmission Grid Control Through TCSC Dynamic Series Compensation, *IEEE Transactions on Power Systems*. Vol. 31, No 4, 2016, p. 3202–3211.

[10] **Acha E., Fuerte-Esquivel C.R., Ambriz-Perrez H. Angeles-Camacho C.,** FACTS. Modelling and Simulation in Power Networks, England, John Wiley & Sons Ltd, 2004.

[11] **Sakr W.S., El-Sehiemy R.A., Azmy A.M.,** Optimal allocation of TCSCs by adaptive DE algorithm, *IET Generation, Transmission & Distribution*. Vol. 10, No 15,2016, p. 3844–3854.

[12] **Bhushan R., Chatterjee K.,** Effects of parameter variation in DFIG-based grid connected system with a FACTS device for small-signal stability analysis, *IET Generation, Transmission & Distribution*. Vol. 11, No 11, 2017, p. 2762–2777.

[13] **Monteiro Pereira R.M., Machado Ferreira C.M., Barbosa F.M.,** Comparative study of STATCOM and SVC performance on Dynamic Voltage Collapse of an Electric Power System with Wind Generation, *IEEE Latin America Transactions*. Vol. 12, No 2, 2014, p. 138–145.

[14] **Aghaei J., Zarei M., Asban M., Ghavidel S., Heidari A., Agelidis V.G.,** Determining potential stability enhancements of flexible AC transmissionsystem devices using corrected transient energy function, *IET Generation, Transmission & Distribution*. Vol. 105, No 11, 2017, p. 2099–2115.

[15] **Ulinuha A., Masouma M.A.S., Islam S.M.,** Reactive Power/Voltage Control for Unbalanced Distribution System Using Genetic, *Algorithms,Australasian Universities Power Engineering Conference, AUPEC 2014*, Curtin University, Perth, Australia, 28 September – 1 October 2014.

[16] **Tolabi H.B., Ali M.H., Rizwan M.,** Simultaneous Reconfiguration, Optimal Placement of DSTATCOM, and Photovoltaic Array in a Distribution System Based on Fuzzy-ACO Approach, *IEEE Transactions on Sustainable Energy*. Vol. 6, No 1, 2015, p. 210–218.

[17] **Fortescue C.L.,** Method of Symmetrical Co-Ordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks, *Presented at the 34th annual convention of the AIEE (American Institute of Electrical Engineers) in Atlantic City*, N.J. on 28 June 1918. Published in: AIEE Transactions, vol. 37, part II, p. 1027–1140 (1918).

[18] **Gekher K.,** Teoriya chuvstvitelnosti i dopuskov elektronnykh tsepey: Per. s angl. / Pod red. Yu.L. Khotuntseva. M.: Sov. radio, 1973. 200 s. (rus.)

[19] **Korovkin N.V., Chechurin V.L., Hayakawa M.,** Inverse problems in electric circuits and electromagnetics, USA, Springer, 2006.

[20] **Korovkin N.V., Belyaev N.A., Chudny V.S., Frolov O.V.,** Power System State Optimization. Novel Approach, EMC, Roma, September 2012.

[21] **Li S., Li Y., Sun J., Jin Q., Li X.,** A novel control algorithm for inverter-based distributed generation in unbalanced three-phase power systems, *Sustainable Power Generation and Supply, 2009. SUPERGEN '09.*

[22] **Mahdad B., Bouktir T., Srairi K.,** A Three-Phase Power Flow Modelization: A Tool for Optimal Location and Control of FACTS Devices in Unbalanced Power Systems, *IEEE Industrial Electronics, IECON 2006 – 32nd Annual Conference on,* Nov. 2006, p. 2238–2243.

[23] **Medve D.**, Modeling of Power Systems Using of Matlab/SimPowerSystem, *Elektroenergetika*, Vol. 5, No 2, 2012.

[24] **Bahabadi H.B., Mirzaei A., Moallem M.,** Optimal Placement of Phasor Measurement Units for Harmonic State Estimation in Unbalanced Distribution System Using Genetic Algorithms, *2011 21st International Conference on Systems Engineering*, 2011, p. 100–105.

[25] **Jiménez A., García N.,** Voltage unbalance analysis of distribution systems using a three-phase power flow ans a Genetic Algorithm for PEV fleets scheduling, *2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting*, 2012, p. 1–8.

[26] **Huang C.-M., Huang Y.-C.,** Hybrid optimisation method for optimal power flow using flexible AC transmission system devices, *IET Generation, Transmission & Distribution*. Vol. 8, No 12, 2014, p. 2036–2045.

THE AUTHORS

VU Quang S. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: quangsy@gmail.com
KOROVKIN Nikolaii V. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

Received: 05.04.2018

DOI: 10.18721/JEST.240208
УДК 621.3.013.22

А.Г. Калимов, П.В. Налимов, С.В. Горбунова

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

ОПТИМИЗАЦИЯ ФОРМЫ ПОЛЮСА В МУЛЬТИПОЛЬНЫХ МАГНИТАХ

В статье рассматривается эффективный метод оптимизации формы полюсов в мультипольных магнитах с ферромагнитным ярмом, цель которого – формирование заданного распределение индукции магнитного поля в рабочей области магнита. Основной идеей метода является представление характеристик магнитного поля в виде разложения в ряд Фурье и последующая компенсация нежелательных гармонических составляющих напряженности магнитного поля за счет деформации поверхности полюсного наконечника. Высокая скорость сходимости и устойчивость оптимизационной процедуры объясняется значительной корреляцией между амплитудами гармонических составляющих разложения магнитного поля в рабочей области и специфическими характеристиками формы поверхности полюса. Разработанная технология поиска оптимальной формы встроена в программу численного моделирования магнитных полей, использующую метод конечных элементов второго порядка и предназначенную для расчета характеристик магнитного поля в электромагнитных устройствах различного назначения.

Ключевые слова: магнитное поле, квадрупольный магнит, оптимизация, ускоритель заряженных частиц, метод Ньютона-Рафсона.

Ссылка при цитировании:
А.Г. Калимов, П.В. Налимов, С.В. Горбунова. Оптимизация формы полюса в мультипольных магнитах // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 94–103. DOI: 10.18721/JEST.240208.

A.G. Kalimov, P.V. Nalimov, S.V. Gorbunova

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

POLE SHAPE OPTIMIZATION IN MULTIPOLE MAGNETS

The paper has considered an efficient method of pole shape optimization in multipole magnets to provide the given distribution of the magnetic flux density. The main idea of the proposed method is based representing the field characteristics in the form of a Fourier series and consequent compensation of undesired magnetic field harmonics by proper deformation of the pole tip surface. Fast convergence and observed robustness of the optimization procedure is explained by a strong correlation between the coefficients of the Fourier expansions for the magnetic flux density in the central part of the magnet and specific parameters used to describe the pole tip shape. The developed algorithm is integrated into computer software for simulating the magnetic field using the finite element technology developed for computing different types of electromagnetic systems.

Keywords: magnetic field, quadrupole magnet, optimization, charged particle accelerator, Newton-Rafson method.

Citation:
A.G. Kalimov, P.V. Nalimov, S.V. Gorbunova, Pole shape optimization in multipole magnets, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 94–103, DOI: 10.18721/JEST.240208.

Введение

Магниты с мультипольной симметрией магнитного поля в межполюсном пространстве часто применяются в линиях для транспортировки пучков заряженных частиц. Существенными элементами таких линий являются фокусирующие магнитные линзы, состоящие обычно из двух или трех магнитов с квадрупольной осевой симметрией магнитного поля [1]. Магниты с более высокой степенью пространственной симметрии – секступольные, октупольные – используются обычно для коррекции нежелательных абберраций при прохождении пучком элементов ионно-оптической системы [2, 3]. Чтобы достичь наилучшего фокусирующего эффекта и избежать нежелательного искажения пучка, квадрупольные магниты должны создавать магнитное поле в межполюсном пространстве (апертуре) с величиной магнитной индукции пропорциональной радиусу точки наблюдения. Требования к качеству поля в апертуре зависят существенно от реального применения линз. Например, в ускорителях заряженных частиц, а также различного рода накопительных кольцах относительное отклонение магнитной индукции в «области хорошего поля», где проходит пучок, от идеальной зависимости обычно не должно превышать несколько сотых долей процента. Чтобы обеспечить требуемое качество поля, разработчик магнита должен найти с очень высокой точностью соответствующее расположение катушек и оптимальную форму конструкций ферромагнитного полюса магнита.

Основная **цель работы** – исследование нового эффективного метода оптимизации формы полюсов мультипольных магнитов для формирования высококачественного магнитного поля в его апертуре.

Процедура оптимизации формы полюса

Распределение характеристик магнитного поля в центральной части магнита принято описывать в виде разложения вектора индукции магнитного поля или скалярного магнитного потенциала в ряд Фурье в полярной системе координат. Такое разложение допустимо как для центрального сечения магнита, так и для интегральных характеристик магнитного поля. Такой выбор представления обусловлен, в частности, особенностями анализа динамики пучка, принятыми в оптике заряженных частиц [1].

Рассмотрим особенности мультипольных магнитов на примере системы с квадрупольной симметрией. Центральная часть подобных магнитов не содержит элементов с протекающими по ним токами, поэтому для описания характеристик поля может быть использован скалярный магнитный потенциал. Представим зависимость этой величины от полярных координат в виде разложения в ряд Фурье [4]:

$$U(r,\theta) = U_1 \frac{r}{g}\cos(\theta) + U_2\left(\frac{r}{g}\right)^2 \cos(2\theta) + \ldots, \qquad (1)$$

где g – радиус окружности, ограничивающей апертуру. Необходимо отметить, что приведенное разложение справедливо только для непрерывных функций с непрерывными производными. Поэтому анализируемая область не может захватывать части ферромагнитного полюса. Для систем с квадрупольной симметрией только коэффициенты U_2, U_6, U_{10}... отличны от нуля. Для определения амплитуд соответствующих гармоник потенциала мы рассмотрим распределение характеристик магнитного поля вдоль окружности радиуса g, ограничивающей «область хорошего поля». Максимальное отклонение величины магнитной индукции от идеального распределения вдоль соответствующей границы всегда больше, чем подобное отклонение внутри апертуры; таким образом, значение этой величины может быть использовано в качестве критерия качества поля. В том случае, когда магнитный полюс очень широкий (в пределе бесконечно широкий), магнитная проницаемость материала ярма достаточно большая, а влиянием катушек индуктирующих основное поле можно пренебречь, скалярный магнитный потенциал квадрупольного магнита на границе круглой апертуры описывается идеальной зависимостью

$$U(r, \theta) = U_2 (r / g)^2 \cos(2\theta) \qquad (2)$$

при условии, что форма поверхности полюса соответствует квадратичной гиперболе, задаваемой в декартовой системе координат выражением [1]

$$xy = 2g. \qquad (3)$$

В реальности, однако, идеальное распределение (2) поля квадрупольной системы нарушается из-за конечных размеров полюса, наличия катушек, нелинейных свойств стали и т. д. В результате действия этих факторов в спектре Фурье-разложения (1) скалярного магнитного потенциала появляются нежелательные высшие гармоники.

Основная задача разработчика мультипольного магнита – поиск такой формы полюсного наконечника, которая обеспечивает необходимое качество магнитного поля в апертуре. Как правило, на практике указанная цель достигается путем деформации узких боковых областей полюса, при этом его гиперболическая форма в целом сохраняется. Очевидно, что оптимизация всей поверхности полюсного наконечника дает возможность получить более высокое качество поля при сохранении и даже уменьшении общих габаритов магнита. Однако соответствующий поиск сводится к необходимости решения сложной задачи по оптимизации формы ферромагнитного объекта, обеспечивающей заданные характеристики магнитного поля [5–9].

В статье приводится перспективный подход к решению задачи определения формы полюса мультипольного магнита [3, 10]. Основная идея представленной оптимизационной стратегии заключается в подавлении высших гармоник магнитного поля за счет деформации формы полюса. Первый, принципиально важный и неочевидный шаг оптимизационной процедуры – аппроксимация поверхности полюса линией, соответствующей требуемому разложению в ряд Фурье характеристик магнитного поля в апертуре. Для этой цели предлагается формировать линию равного магнитного потенциала, которая соответствует суперпозиции нескольких гармоник поля, включающих как основную, так и несколько высших компонент разложения. На этом этапе важно обоснованно выбрать максимальный номер учитываемой гармоники и, соответственно, количество слагаемых в сумме:

$$U(r, \theta) = \sum_{j=1}^{J} P_j (r / g)^j \cos(j\theta) = \text{const.} \qquad (4)$$

Каждый из параметров P_j в этом разложении соответствует амплитуде одной из гармоник в мультипольном представлении поверхности полюса. Строго говоря, подобный выбор формы полюсного наконечника предполагает бесконечно большую величину магнитной проницаемости ферромагнитного материала. На практике невыполнение этого условия приводит в конечном итоге к появлению погрешности расчета потенциала в апертуре. Уменьшение погрешности производится путем применения итерационной процедуры коррекции формы полюса.

Для определения радиальных координат точек линии поверхности полюсного наконечника, соответствующего представлению (4), необходимо численно решить это нелинейное уравнение. Дополнительным ограничением на профиль полюса могут быть фиксированная ширина полюса или фиксированные декартовы координаты его крайних точек в зависимости от индивидуальных требований, предъявляемых к проектируемому магниту.

Примеры формы поверхности полюсного наконечника при различном гармоническом спектре его гармонических составляющих и различных условиях ограничения ширины полюса показаны на рис. 1, 2.

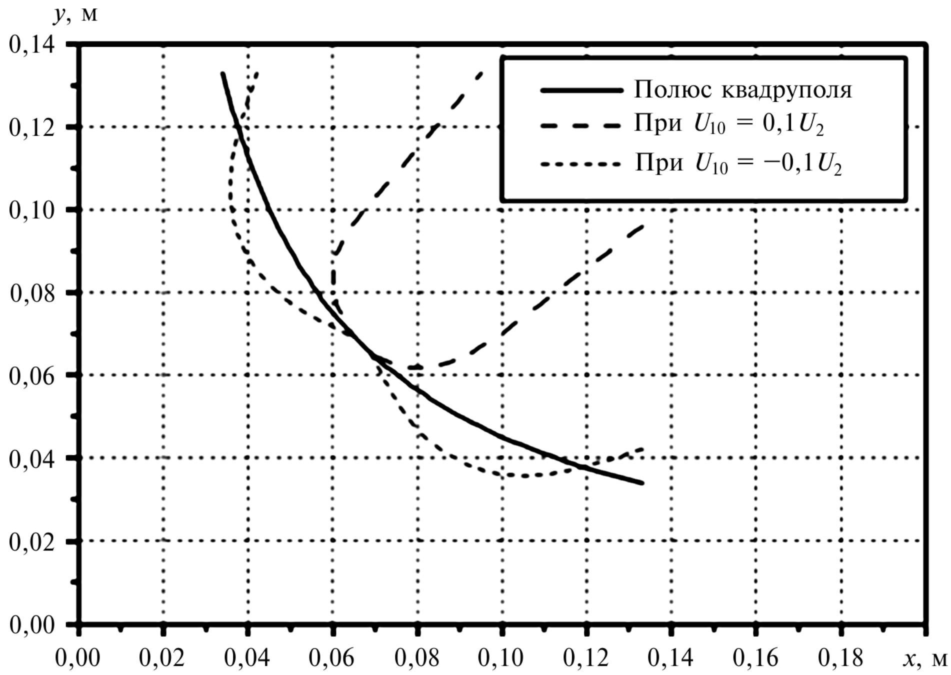


Рис. 1. Форма полюсного наконечника для разных вкладов 10-й гармоники (крайние координаты профиля полюса фиксированы)
Fig. 1. The shape the pole tip for the different contributions of the 10-th harmonic (extreme coordinates of the pole profile are fixed)

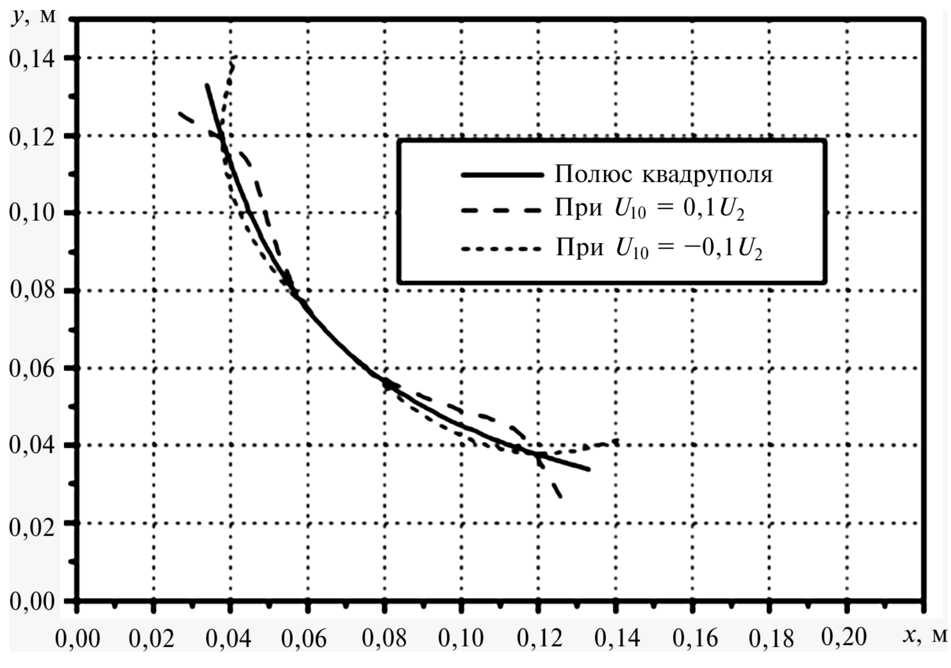


Рис. 2. Форма полюсного наконечника для разных вкладов 10-й гармоники (ширина полюса фиксирована)
Fig. 2. The shape of the pole tip for the different contributions of the 10-th harmonic (width of the pole is fixed)

Необходимо отметить, что требование сохранения постоянной ширины полюса сильно ограничивает возможный диапазон изменений гармонических составляющих. В то же время именно это ограничение обычно накладывается при разработке реальных мультипольных магнитов.

В качестве начального приближения при оптимизации формы поверхности полюсного наконечника естественным выбором представляется квадратичная гипербола. В силу отмеченных выше обстоятельств такой выбор приводит к появлению в апертуре магнита нежелательных высших гармонических составляющих индукции (скалярного потенциала) магнитного поля. В рамках предлагаемой оптимизационной стратегии для подавления этих гармоник производится деформация поверхности полюсного наконечника так, что в гармонический состав представления этой формы вводятся те же самые нежелательные высшие гармоники с обратным знаком. В первом приближении происходит компенсация нежелательных отклонений распределения магнитного поля от идеального вида. В силу ограниченности ширины полюса такая компенсация не является полной, поэтому оптимизационная процедура приобретает итерационный характер с высокой скоростью сходимости.

Целевую функцию в рассматриваемой оптимизационной процедуре удобно представить в виде квадратичной суммы нежелательных амплитуд гармоник магнитного поля в апертуре, которые, очевидно, зависят от гармонического спектра формы поверхности полюсного наконечника $\{P_j\}$:

$$G(P_1, P_2, ..., P_M) = \\ = \sum_{n=1}^{N} \left| \left(U_n (P_1, P_2, ..., P_M) - F_n \right) / U_2 \right|. \quad (5)$$

Такой выбор целевой функции дает возможность производить исключение нежелательных высших гармоник практически независимо. Это свойство параметров целевой функции продемонстрировано на рис. 3, на котором показана зависимость спектра компонент индукции магнитного поля от создавших их различных гармонических составляющих формы полюса.

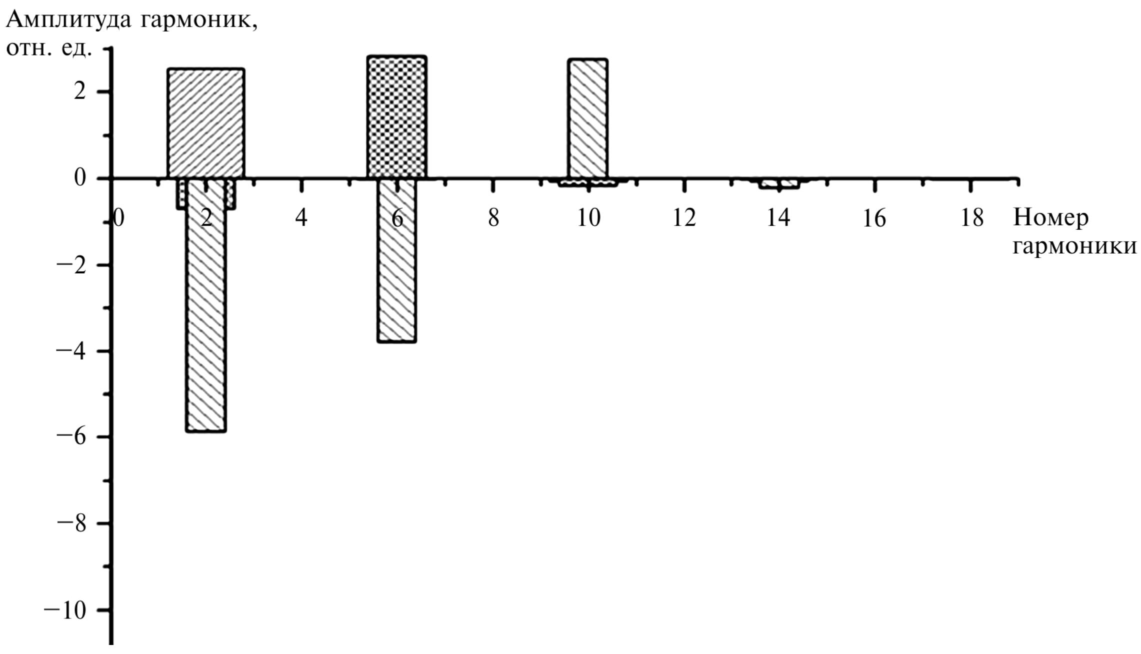


Рис. 3. Гармоники поля в апертуре, порожденные гармониками формы полюса (▨ – 6-я гармоника; ▩ – 10-я гармоника; ▧ – 14-я гармоника)
Fig. 3. Field harmonics in the aperture induced by the pole shape harmonics (▨ – 6 harmonic; ▩ – 10 harmonic; ▧ – 14 harmonic)

Мы видим, что более высокие спектральные компоненты формы полюса порождают, главным образом, гармоники поля того же и более низкого порядка. Таким образом, начиная с наивысшей гармоники формы поверхности полюса мы можем подавить последовательно все нежелательные искажения распределения магнитного поля в апертуре. Удовлетворительную сходимость и устойчивость демонстрирует метод градиентного спуска Ньютона – Рафсона [4] с адаптивным шагом, реализованный на практике для решения рассматриваемой проблемы. Важно отметить, что все производные, необходимые для формирования матрицы Якоби, рассчитываются численно на основе решения конечно-элементной задачи второго порядка для квадрупольного магнита с изменяемой формой полюса. Программа моделирования магнитного поля использует векторный магнитный потенциал в качестве базовой переменной и треугольную форму конечных элементов [11]. При расчетах используются реальные кривые намагничивания стали, используемой для изготовления магнита. Для формирования целевой функции вида (5) с разложением скалярного магнитного потенциала в ряд (1) сначала в программе моделирования магнитного поля вычисляется индукция, а затем используется известное соотношение между ее радиальной составляющей и скалярным потенциалом:

$$B_r(r, \theta) = \frac{n\mu_0}{r} U_m(r, \varphi). \qquad (6)$$

Это преобразование необходимо в связи с тем, что моделирование магнитного поля изначально основано на расчете распределения векторного магнитного потенциала, а форма поверхности полюса определяется по координатным зависимостям скалярного потенциала $U_m(r, \varphi)$.

Основные результаты и их обсуждение

В качестве примера применения разработанного метода в работе приводятся результаты расчета магнитного поля в апертуре квадрупольного магнита с радиусом «области хорошего поля» R = 90 мм и диапазоном изменения максимальной индукции магнитного поля в апертуре $B_{max} = 0{,}1$–1 Т. Этот квадрупольный магнит будет установлен в фокусирующих элементах накопительного кольца CR [12], входящего в состав нового ускорительного комплекса FAIR (Facility for Antiproton and Ion Research), создаваемого в настоящее время в Дармштадте, Германия [13, 14]. В процессе проведения расчетов параметров этого магнита было выполнено исследование сходимости рассматриваемого здесь алгоритма оптимизационной процедуры.

В соответствии с требованиями ионно-оптических расчетов отклонение напряженности магнитного поля от идеальной квадрупольной зависимости внутри области «хорошего поля» не должно выходить за границы $\pm 4 \cdot 10^{-4}$ относительных единиц. Детальное изучение процедуры оптимизации показало, что скорость сходимости и конечное качество магнитного поля существенно зависят от числа оптимизируемых параметров. Наш опыт показал, что для достижения удовлетворительного распределения магнитного поля в апертуре достаточно минимизировать 3–4 амплитуды первых высших гармоник. Более высокие гармонические составляющие практически отсутствуют в спектре разложения характеристик магнитного поля в широком диапазоне изменения формы полюсного наконечника. Число итераций, необходимое для сходимости процедуры, как правило, не превышает 10. Типичные зависимости скорости сходимости от числа оптимизируемых параметров для рассматриваемого магнита показаны на рис. 4.

Как видно, наилучший результат достигается за 3–4 итерации, что свидетельствует о высокой скорости сходимости исследуемого алгоритма.

Стабилизация целевой функции (5) после нескольких итераций может быть объяснена важным свойством аппроксимирующих функций, сформулированным выше: существенной корреляцией между оптимизируемыми гармониками формы полюса и амплитудами Фурье-разложения характеристик магнитного поля в апертуре. Таким образом, асимптотическое значение целевой функции в основном определяется начальным вкладом гармоник поля с порядком, превышающим самый высокий оптимизируемый.

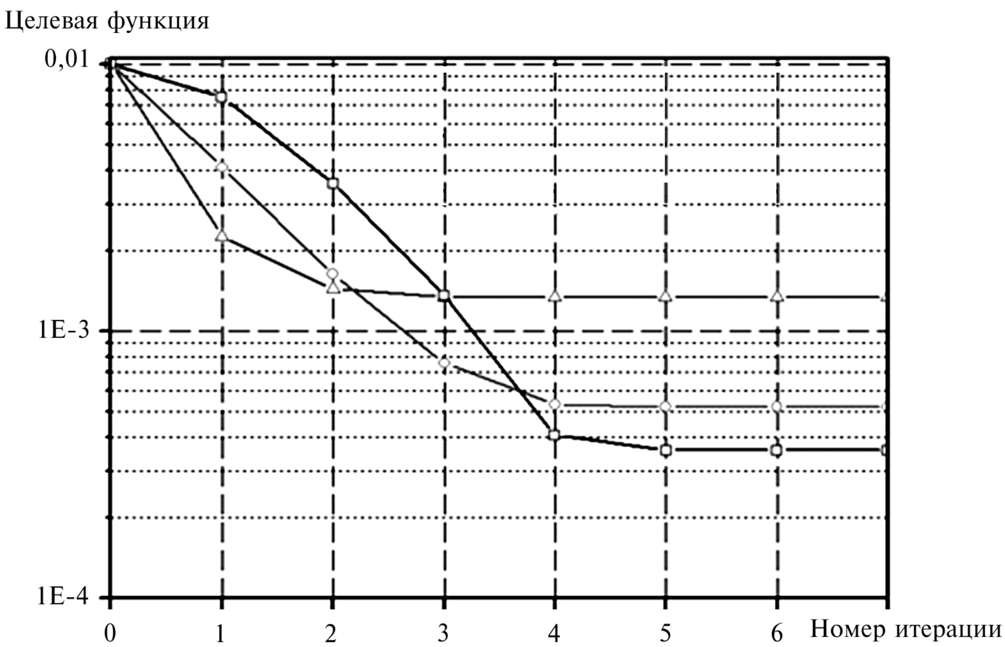


Рис. 4. Сходимость оптимизационного метода для различного числа оптимизируемых параметров
(– 2 параметра; – 3 параметра; – 4 параметра)
Fig. 4. Convergence of the optimization procedure for the different number of the optimized parameters
(– 2 parameters; – 3 parameters; – 4 parameters)

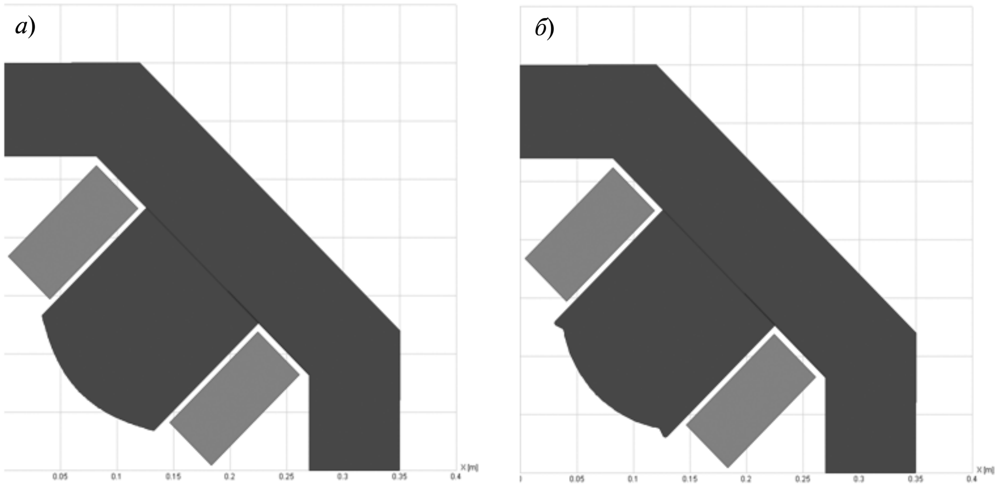


Рис. 5. Поперечное сечение квадрупольного магнита с гиперболическим (*а*)
и оптимизированным (*б*) профилем полюса
Fig. 5. Cross section of the quadrupole magnet with hyperbolic (*а*) and optimized (*б*) pole profile

Наилучшие результаты для формы полюсного наконечника были достигнуты для случая, когда число оптимизируемых параметров было равно 6. Достигнутое качество поля в этой ситуации соответствует максимальному отклонению поля в «области хорошего поля» менее $\pm 1.5 \cdot 10^{-4}$ относительных единиц, в то время как четыре оптимизируемых параметра позволяют достичь максимального отклонения около $\pm 4 \cdot 10^{-4}$ относительных единиц. Результаты оптимизации полюса квадрупольного магнита продемонстрированы на рис. 5.

Свойства оптимизированного решения представлены на рис. 6, где показана величина отклонения магнитной индукции вдоль линии границы «области хорошего поля».

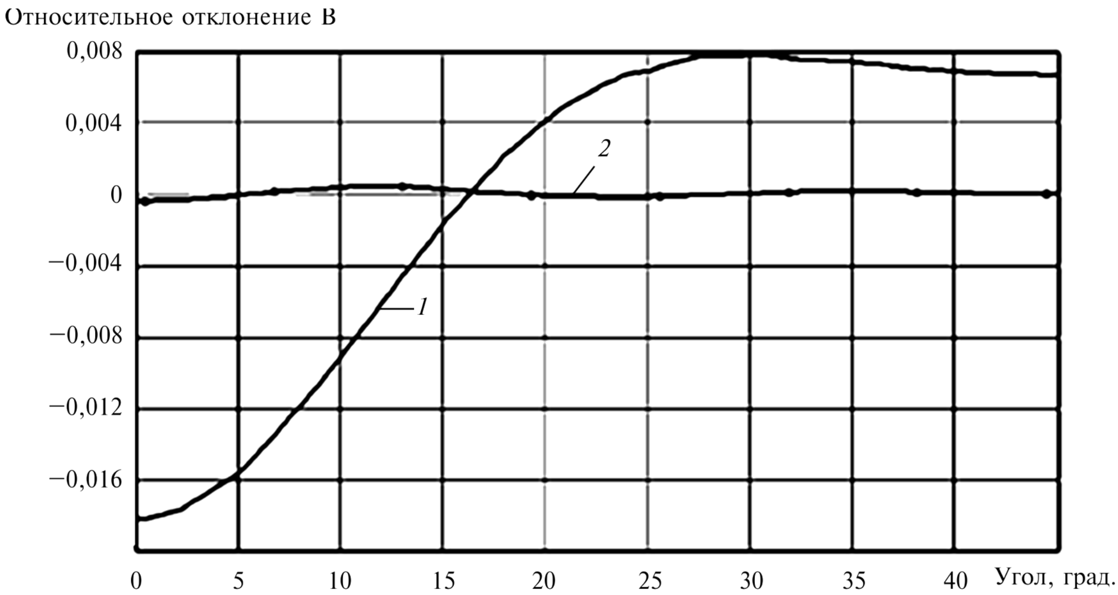


Рис. 6. Относительное отклонение магнитной индукции вдоль границы «области хорошего поля» для гиперболического (*1*) и оптимизированного (*2*) профилей полюса (отклонение индукции для оптимизированной формы полюса не превышает $\pm 4 \cdot 10^{-4}$ отн. единиц)

Fig. 6. Field gradient along the circular border of the «good field area» for the hyperbolic (*1*) and optimized (*2*) pole profiles (the maximum flux density deviation for the optimized pole shape is less than $\pm 4 \cdot 10^{-4}$)

Заключение

В статье рассмотрен новый метод оптимизации формы полюсов мультипольных магнитов. Основной идеей оптимизационной процедуры является представление характеристик магнитного поля в апертуре магнита, а также формы поверхности полюсного наконечника в виде разложений в ряд Фурье. Существенная корреляция между соответствующими коэффициентами обеспечивает высокую устойчивость и быструю сходимость разработанных алгоритмов. Особенности предлагаемой процедуры выбора формы полюса исследованы на примере квадрупольного магнита, проектируемого для включения в состав фокусирующих линз накопительного кольца CR проекта FAIR. Показано, что для достижения оптимальной формы полюсного наконечника достаточно выполнить 3–4 итерации, включающие преобразования его конфигурации. В процессе преобразований отклонение характеристик магнитного поля от требуемого распределения магнитного поля уменьшается в 50 раз: с исходного уровня 1,8 до 0,04 %. Разработанный метод оптимизации формы полюсов мультипольных магнитов реализован в виде программного блока и встроен в программный комплекс Multimag [15]. Эта компьютерная программа предназначена для моделирования электрических и магнитных полей в устройствах оптики заряженных частиц. Выполненная модернизация этого комплекса позволила добиться значительного сокращения усилий разработчиков мультипольных магнитов при разработке и проектировании фокусирующих элементов ионно-оптических систем.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Вольник Г.** Оптика заряженных частиц. СПб, Энергоатомиздат, 1992. 280 с.

2. **Kalimov A., Leibrock H., Muehle C., Nalimov P.** Optimization of the Sextupole Magnets With Trim Coils for the Collector Ring of the FAIR Project // IEEE Trans. on Magnetics. 2015. Vol. 51. No 3. # 8000904.

3. **Mariotto S., Marinozzi V., Rysti J., Sorbi M., Statera M.** Study of a Sextupole Round Coil Superferric Magnet // IEEE Trans. on applied superconductivity. 2018. Vol. 28. Issue 3, #4003305.

4. **Корн Г., Корн Т.** Справочник по математике для научных работников и инженеров. М.: Наука, 1984. 832 с.

5. **Коровкин Н.В., Потиенко А.А., Чечурин В.Л.** Обратные задачи в электротехнике и их численное решение. СПб.: Нестор, 2003, 155 с.

6. **Доронин М.В., Грешняков Г.В., Коровкин Н.В.** Магнитные Экраны Специальной Конструкции // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 1. С. 124—133. DOI: 10.18721/ JEST.230112

7. **Стадник И.П., Чабанов В.В.** Оптимизация геометрических параметров электродвигателя с постоянными магнитами // Технічна електродинаміка. 2015. № 2. С. 57—63.

8. **Амосков В.М., Белов А.В., Белякова Т.Ф., Кухтин В.П., Кучинский В.Г., Ламзин Е.А., Сычевский С.Е., Тарасовский В.** Моделирование и оптимизация магнитных систем электродвигателей // Электричество. 2010. № 4. С. 21—32.

9. **Бахвалов Ю.А., Горбатенко Н.И., Гречихин В.В., Юфанова А.Л.** Проектирования оптимальных электромагнитов систем магнитной левитации и боковой стабилизации наземного транспорта на основе решения обратных задач // Электротехника. 2017. № 1. С. 43—47.

10. **Kalimov A., Leibrock H., Muehle C., Nalimov P.** Optimization of the radiation resistant quadrupole magnets for the SIS100 accelerator of the FAIR project // IEEE Trans. on applied superconductivity. 2018. Vol. 28. No 3, # 10.1109/TASC.2018.2795534.

11.**Зенкевич О.** Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975. 542 с.

12.**Dolinskii A., Berkaev D., Blell U., Dimopoulou C., Gorda O., Leibrock H., Litvinov S., Laier U.** Collector ring project at FAIR // Physica Scripta, The Royal Swedish Academy of Sciences. 2015. Vol. 26. # T166.

13.**Kester O., Spiller P., Stoecker H.** FAIR project at GSI. In book: Challenges and Goals for Accelerators in the XXI Century // World Scientific Publishing. Singapore, 2016. 856 p.

14.**Fischer E., Schnizer P., Mierau A., Sugita K., Meier J., Bleile A., Mьller H., Leibrock H., Macavei J.** Status of the Superconducting Magnets for FAI R // IEEE Trans. on applied superconductivity. 2014. Vol. 24. No 3. # 4004007.

15. **Chernosvitov A., Kalimov A., Wollnik H.** Design of an Iron Dominated Quadrupole Magnet with a High Pole-Tip Flux Density // IEEE Trans. on applied superconductivity, 2002. Vol. 12. No 1. P. 1430—1433.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

КАЛИМОВ Александр Гелиевич — *доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: alexanderkalimov@gmail.com
НАЛИМОВ Павел Владимирович — *аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: pavel_nalimov@mail.ru
ГОРБУНОВА Светлана Владимировна — *студентка Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: emergencyy@bk.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 06.04.2018

REFERENCES

[1] **Volnik G.,** Optika zaryazhennykh chastits. SPb.: Energoatomizdat, 1992. 280 s. (rus.)

[2] **Kalimov A., Leibrock H., Muehle C., Nalimov P.,** Optimization of the Sextupole Magnets With Trim Coils for the Collector Ring of the FAIR Project, *IEEE Trans. on Magnetics. 2015.* Vol. 51. No 3. # 8000904.

[3] **Mariotto S., Marinozzi V., Rysti J., Sorbi M., Statera M.,** Study of a Sextupole Round Coil Superferric Magnet», *IEEE Trans. on applied superconductivity*. 2018. Vol. 28, Issue 3. #4003305.

[4] **Korn G., Korn T.,** Spravochnik po matematike dlya nauchnykh rabotnikov i inzhenerov. M.: Nauka, 1984, 832 s. (rus.)

[5] **Korovkin N.V., Potiyenko A.A., Chechurin V.L.,** Obratnyye zadachi v elektrotekhnike i ikh chislennoye resheniye. SPb.: Nestor, 2003, 155 s. (rus.)

[6] **Doronin M.V., Greshnyakov G.V., Korovkin N.V.,** Magnetic shields special design, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 23(01)(2017) 124—133. DOI: 10.18721/ JEST.230112. (rus.)

[7] **Stadnik I.P., Chabanov V.V.,** Optimizatsiya geometricheskikh parametrov elektrodvigatelya s postoyannymi magnitami, *Tekhnichna yelektrodinamika.* 2015. № 2. S. 57—63.

[8] **Amoskov V.M., Belov A.V., Belyakova T.F., Kukhtin V.P., Kuchinskiy V.G., Lamzin Ye.A.,**

Sychevskiy S.Ye., Tarasovskiy V., Modelirovaniye i optimizatsiya magnitnykh sistem elektrodvigateley, *Elektrichestvo*. 2010. № 4. S. 21–32. (rus.)

[9] **Bakhvalov Yu.A., Gorbatenko N.I., Grechikhin V.V., Yufanova A.L.,** Proyektirovaniya optimalnykh elektromagnitov sistem magnitnoy levitatsii i bokovoy stabilizatsii nazemnogo transporta na osnove resheniya obratnykh zadach, *Elektrotekhnika*. 2017. № 1. S. 43–47. (rus.)

[10] **Kalimov A., Leibrock H., Muehle C., Nalimov P.,** Optimization of the radiation resistant quadrupole magnets for the SIS100 accelerator of the FAIR project, *IEEE Trans. on applied superconductivity*. 2018. Vol. 28. No 3. # 10.1109/TASC. 2018.2795534.

[11] **Zenkevich O.,** Metod konechnykh elementov v tekhnike. M.: Mir, 1975. 542 s. (rus.)

[12] **Dolinskii A., Berkaev D., Blell U., Dimopoulou C., Gorda O., Leibrock H., Litvinov S., Laier U.,** Collector ring project at FAIR, *Physica Scripta, The Royal Swedish Academy of Sciences*. 2015. Vol. 26. # T166.

[13] **Kester O., Spiller P., Stoecker H.,** FAIR project at GSI. In book: Challenges and Goals for Accelerators in the XXI Century, *World Scientific Publishing. Singapore*. 2016. 856 p.

[14] **Fischer E., Schnizer P., Mierau A., Sugita K., Meier J., Bleile A., Мьller H., Leibrock H., Macavei J.** Status of the Superconducting Magnets for FAI R, *IEEE Trans. on applied superconductivity*. 2014, Vol. 24. No 3. # 4004007.

[15] **Chernosvitov A., Kalimov A., Wollnik H.,** Design of an Iron Dominated Quadrupole Magnet with a High Pole-Tip Flux Density, *IEEE Trans. on applied superconductivity*. 2002. Vol. 12. No 1. P. 1430–1433.

THE AUTHORS

KALIMOV Aleksandr G. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: alexanderkalimov@gmail.com
NALIMOV Pavel V. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: pavel_nalimov@mail.ru
GORBUNOVA Svetlana V. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: emergencyy@bk.ru

Received: 06.04.2018

DOI: 10.18721/JEST.240209
УДК 669.02/09

А.Н. Шичков, Н.А. Бормосов, В.П. Белоусова

Вологодский государственный университет, г. Вологда, Россия

УПРАВЛЕНИЕ ВТОРИЧНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ МАШИН НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ СТАЛИ

Актуальность исследований определяется необходимостью использовать управленческий учёт при организации производства и принятии инновационных решений по совершенствованию потребительских свойств слябов в машинах непрерывного литья заготовок. Цель исследования – разработка технических инструментов для реализации системы адаптивного управления управленческим учётом в зоне вторичного охлаждения. Решалась задача проектирования конструкции и технологии изготовления распылителей (форсунок) на основе порошковой металлургии, обеспечивающих необходимое диспергирование охлаждающей жидкости. В качестве метода использованы натурные и лабораторные исследования, позволившие принять обоснованные решения. Комплект форсунок был продан предприятию. Адаптивный метод управленческого учёта в производственно-технологических системах используется как базовый. В дальнейшем исследования будут направлены на использование полученных результатов в технологических системах других индустрий.

Ключевые слова: машина непрерывного литья заготовок, зона вторичного охлаждения, управленческий учёт, потребительские свойства слябов, порошковая металлургия, распылители жидкости.

Ссылка при цитировании:
А.Н. Шичков, Н.А. Бормосов, В.П. Белоусова. Управление вторичным охлаждением машин непрерывного литья стали // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 104–118. DOI: 10.18721/JEST.240209.

A.N. Shichkov, N.A. Bormosov, V.P. Belousova

Vologda State University, Vologda, Russia

THE MANAGEMENT BY SECONDARY COOLING THE MACHINES CONTINUOUS CASTING OF STEEL

The study subject is relevant because the management accounting approach has to be introduced to organization of production, allowing to make innovative decisions for improving the consumer properties of steel slabs in continuous casting machines. The goal of the study is to develop the technical tools for implementing an adaptive control system for management accounting in the zone of the secondary cooling system. The task of the study is to design a construction and manufacturing technology for spray guns (nozzles) based on powder metallurgy, ensuring the necessary dispersion of the liquid. Full-scale and laboratory-scale experimental investigations were used as a method allowing to make informed decisions. A set of nozzles has been sold to an enterprise. The adaptive method of control in manufacturing-technological systems is used as the basic one in management accounting. Further studies will be directed to use these results in technologies of others industries.

Keywords: machine continuous casting of steel, zone of secondary cooling, management accounting, consumer properties of slab, powder metallurgy, spray gun (nozzles).

Citation:
A.N. Shichkov, N.A. Bormosov, V.P. Belousova, The management by secondary cooling the machines continuous casting of steel, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 104–118, DOI: 10.18721/JEST.240209.

Введение

Потребительские свойства горячекатаной листовой стали стана 2000 Череповецкого металлургического комбината («Северсталь»), определяющие их рыночную стоимость, зависят от потребительских свойств слябов, полученных в машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), являющихся технологическим переделом и одновременно зоной финансовой ответственности. Анализ организации производства в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ показал, что отсутствие системы управленческого учёта технологических затрат и потребительских свойств формирующегося слитка не позволяет принимать аргументированные технологические решения, обеспечивающие управление рыночной стоимостью слитка. Дело в том, что управленческий учёт – необходимый инструмент для совершенствования рыночного уклада между переделами как зонами финансовой ответственности; на этой основе реализуется система инновационного совершенствования организации производства в зоне вторичного охлаждения.

Под управленческим учётом в производственно-технологической системе МНЛЗ мы понимаем организацию производства в денежном эквиваленте, обеспечивающую снижение технологических затрат за счет получения поверхности слитка, которая не требует его охлаждения для огневой зачистки поверхности и сокращает время разогрева в печах под горячую прокатку. Максимальное использование тепла разливки расширяет возможности вплоть до совмещения разливки и горячей прокатки. Система управленческого учёта является интеллектуальной собственностью предприятия и, как правило, патентуется в форме полезной модели [1].

Существенным фактором при реализации этой задачи является система вторичного капельного испарительного охлаждения слитка от кристаллизатора до резки металла. Наши исследования с использованием расчётных управляющих моделей испарительного капельного охлаждения показали, что оно малоэффективно и требует применения в системах вторичного охлаждения МНЛЗ дорогостоящих нормированных распылителей (фирмы Лехлер и др.), при этом необходимо использовать весьма затратные системы водоподготовки. Нами разработаны конструкция и технология изготовления распылителей на основе порошковой металлургии, которые в сочетании с информацией об интенсивности вторичного разогрева слитка обеспечивают систему адаптивного управления формированием потребительских свойств сляба с требуемой рыночной стоимостью [2–6]. В качестве управляющего воздействия на интенсивность вторичного охлаждения слитка каплями диспергированной жидкости использован установленный в процессе исследований эффект вторичного разогрева поверхности сляба перед резкой [7, 8].

Организация системы управленческого учёта в зоне вторичного охлаждения обеспечивает требуемое распределение температуры по длине кристаллизующегося непрерывнолитого сляба, исключающее образование дефектов. При отсутствии требуемой организации охлаждения возможно раскрытие дефектов, образовавшихся в кристаллизаторе (продольные, поперечные, сетчатые и паукообразные трещины), появление новых дефектов (холодные трещины), возникающих уже в зоне вторичного охлаждения [9−12].

Инновационные решения по управлению равномерностью охлаждения и стабилизацией характеристик применяемых распылителей охлаждающей жидкости (форсунок) заключаются в усовершенствовании технологии их изготовления, а также разработке методов оперативного контроля их теплотехнических характеристик [13, 14].

Цель исследований − разработать технические средства управленческого учёта в производственно-технологической системе зоны вторичного охлаждения МНЛЗ на основе адаптивного управления капельным испарительным охлаждением, которые бы обеспечили слябу потребительские свойства, имеющие требуемую рыночную стоимость.

Материал и методика работы

В основе работы лежат экспериментальные исследования на специально спроектированном и изготовленном стенде [2].

Основные зависимости получены в результате анализа капельного охлаждения высокотемпературной поверхности и экспериментального исследования рассеянного света в водяных диспергируемых системах.

При оценке изменения интенсивности рассеянного света на каплях жидкости, диспергируемых плоско-факельной форсункой, использовался видеокомпьютерный анализ с последующим преобразованием снимаемого видеоизображения.

Измерения дисперсности потока и скорости движения капель произведены высокоскоростной видеосъемкой и дальнейшей ее обработкой методами математической статистики.

Экспериментальные исследования

Совершенствование технологии изготовления распылителей. Распылители (форсунки) предназначены для зоны вторичного охлаждения в машине непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), которая играет важную роль в процессе формирования структуры стальных заготовок. Форсунки системы водяного и водо-воздушного охлаждения слитка МНЛЗ традиционно изготавливаются из цветных сплавов посредством технологий обработки резанием. Вместе с тем от стабильности параметров гидродинамических характеристик распылителей зависит эффективность охлаждения поверхности слитка. Любые отклонения этих параметров осложняют процесс расчета охлаждения слитка, разработку и использование алгоритмов управления и эксплуатации систем вторичного охлаждения. Перспективным решением в данном случае может быть разработка ресурсосберегающей технологии изготовления распылителей методом порошковой металлургии [15]. Анализ номенклатуры продукции, при изготовлении которой применяется широкий спектр методов и технологий порошковой металлургии, позволил убедиться в ее разнообразии по назначению, форме, массе и конструктивной сложности. Повышение эксплуатационных свойств спеченных изделий достигается как оптимизацией химического состава шихты, так и посредством освоения инновационных инженерных решений в области совершенствования важнейших операций технологического процесса порошковой металлургии − прессования и спекания.

К основным преимуществам технологии порошковой металлургии относят:

снижение операционных затрат на последующую механическую обработку лезвийным или абразивным инструментом;

получение готовых изделий с высокой точностью по размерам;

обеспечение требуемых параметров качества (шероховатости) поверхности изделия;

уменьшение количества операций в технологической цепи изготовления продукта;

использование более чем 97 % порошковых материалов, в том числе полученных из вторичных ресурсов;

реализацию многих сборочных этапов ещё на стадии спекания;

получение изделий с уникальными свойствами за счет использования многокомпонентных смесей, объединяющих металлические и неметаллические компоненты;

получение более высоких потребительских свойств, технических и эксплуатационных характеристик изделий по сравнению с традиционными технологиями [13].

В настоящее время на предприятиях черной металлургии широко используются плоскофакельные распылители. Пример конструкции представлен на рис. 1. Распылители данной конструкции зарекомендовали себя как обладающие достаточно высокими эксплуатационными характеристиками: устойчивостью факела, низкой засоряемостью сопла.

Ввиду конструктивной сложности распылителей процесс их изготовления сложен и трудоемок, а коэффициент использования материала не превышает 0,5. Кроме того, при механической обработке достаточно крупных партий имеет место непостоянство размеров выходных сопел распылителей [13].

Представленная конструкция распылителя была принята в качестве исходной для разработки технологии их изготовления методом порошковой металлургии, что обеспечивает повышение стабильности гидродинамических характеристик распылителей как в пределах партии изделий, так и при длительной эксплуатации в условиях коррозионных и эрозионных воздействий.

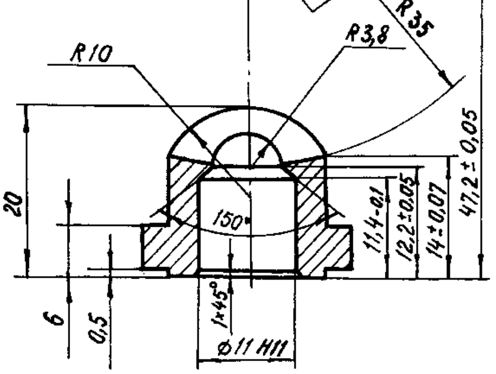


Рис. 1. Плоско-факельный водяной распылитель
Fig. 1. The flat-torch water nozzle

Технология изготовления распылителей методом порошковой металлургии обеспечивает минимальный разброс размерных характеристик сопел. Сочетание оптимальных режимных параметров технологических процессов подготовки шихты, холодного формования и вакуумного спекания позволяет получить высокую размерную стабильность сопел. В пределах крупных партий достигается снижение до 3–5 % разброса гидродинамических характеристик.

Изготовление методом порошковой металлургии распылителя данной конструкции представляет собой весьма сложную задачу. Сущность процесса прессования заключается в деформировании некоторого объема сыпучего порошкового тела. Объём порошкового тела, в отличие от компактного, изменяется в результате смещения отдельных частиц, заполняющих пустоты между ними и за счет деформации частиц.

Для формообразования заготовок из порошков необходима установка, создающая силовое воздействие на порошок (механический, гидравлический пресс или специальное устройство), и пресс-оснастка, обеспечивающая придание заготовке требуемой формы, размеров, плотности (пресс-форма).

По общепринятой классификации все детали, изготовляемые методом порошковой металлургии, подразделяют на 7 групп по сложности конфигурации. Рассматриваемое изделие, имеющее сквозное осевое отверстие с переходом цилиндрической части в полусферу и далее в щель, а также наружную поверхность сложной конфигурации, может быть отнесено только к высшей группе сложности, которая описывается следующим образом: «детали с отверстиями, имеющие несколько наружных и внутренних переходов по высоте, и детали, ограниченные непараллельными плоскостями и криволинейными поверхностями».

Прессование плоскофакельного распылителя в пресс-форме традиционного конструктивного исполнения с формообразующими элементами – матрицей, пуансоном и выталкивателем – не представляется возможным по следующим причинам: прессующий пуансон будет иметь весьма тонкую стенку, что не обеспечит его достаточной прочности и длительной эксплуатации пресс-формы; по окончании процесса прессования и отводе вверх прессующего пуансона существует вероятность разрушения прессовки за счёт отрыва её верхней части (головка), так как последняя будет плотно сидеть в кольцевой полости пуансона.

В связи с обозначенной проблемой была разработана конструкция пресс-формы для изготовления низконапорного плоскофакельного водяного распылителя (форсунка) со следующими параметрами геометрии: площадь выходного отверстия составляет 19,5 мм^2, фронтальный угол раскрытия факела в рабочем режиме – 140°, боковой угол – 3°.

Предлагаемая пресс-форма не имеет матрицы. Конструкция пресс-формы представлена на рис. 2, где *1* – скользящее кольцо; *2* и *3* – пружинные элементы; *4* – разрезной верхний пуансон; *5* – прессуемая форсунка; *6* – неподвижное кольцо; *7* – пластина.

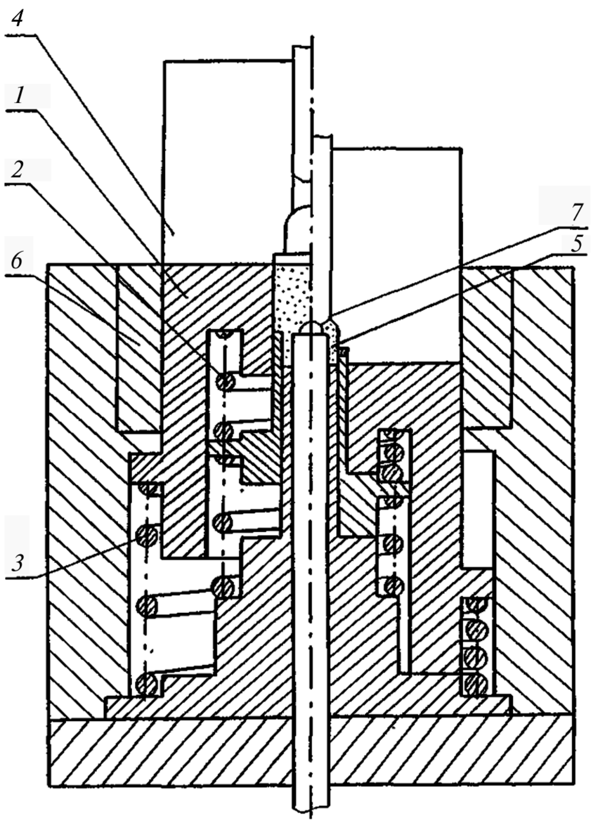


Рис. 2. Пресс-форма для прессования плоскофакельных распылителей
Fig. 2. Press mold for pressing the flat-torch water nozzle

Оригинальное конструкторское решение защищено патентом РФ №2021880. Пресс-форма изготовлена при авторском надзоре. Наличие в пресс-форме пружинных элементов обеспечивает выполнение условия равноплотности в различных сечениях изделия. При выталкивании изделие *5* вместе с верхним пуансоном *4* выходит из зоны неподвижного кольца *6*, разрезные части пуансона *4* расходятся и деталь свободно извлекается из него.

Важным достоинством пресс-формы является ее легкая переналадка. Это касается, в первую очередь, пластины и неподвижного знака. Пластина формирует щелевой паз распылителя. При конструктивном изменении пластины, в частности ее толщины и угла заострения, соответственно изменяются и параметры щелевого паза форсунки. При конструктивном изменении неподвижного знака, который, как и пластина, легко заменяем в пресс-форме, соответственно изменяются размеры и геометрия внутренней полости форсунки.

Таким образом, достаточно легкая переналадка пресс-формы за счет замены пластины и неподвижного знака обеспечивает возможность изготовления форсунок с различными гидродинамическими характеристиками распылителей.

Маршрутный технологический процесс изготовления форсунок методом порошковой металлургии (холодное прессование в жесткой пресс-форме) представлен в таблице.

Технологический процесс подготовки шихты при изготовлении плоско-факельных распылителей методом порошковой металлургии включает отжиг, просев и смешивание исходных порошковых компонентов.

Отжиг порошков производился в вакууме 0,4 Па, просев – с помощью стандартных сит с ячейками 250 и 63 мкм. Смешивание порошковых компонентов производилось в смесителе барабанного типа, оснащенного ребрами, установленными в его полости под углом 20–25° к образующей. Формование (прессование) плоско-факельных распылителей осуществлялось в специально разработанной пресс-форме, которая устанавливалась на гидравлическом прессе марки ОКС 1671М.

Маршрутный технологический процесс изготовления деталей методом порошковой металлургии

Route technological process of manufacturing details by a method of powder metallurgy

Номер этапа	Наименование операции	Особенности, режимы, контролируемые параметры
1	Подготовка шихты	Просев, довосстановление, отжиг, размол, смешивание, сушка и др.
2	Контроль шихты	Гранулометрический состав, насыпная плотность
3	Прессование	Способ прессования, схема, давление
4	Контроль прессовок	Состояние кромок, трещины, плотность
5	Спекание	Защитная среда, температура, время
6	Контроль	Усадка, трещины, коробление, окисление

Усилие прессования составляло 400 МПа, так как при бо́льших давлениях происходит растрескивание материала в переуплотненных зонах изделия. Спекание производилось в электропечи СНВ-1.3.116И1 в вакууме 0,4 Па. С целью максимального использования объема рабочего пространства и допускаемой массы разовой загрузки для размещения в печи спекаемых изделий были разработаны и изготовлены многоярусные подставки, что позволяет спекать за один цикл до 360 распылителей. Температуру и продолжительность процесса спекания выбирали в зависимости от материала. В качестве материала использован сплав СПХ13Д2, обладающий необходимыми для предстоящих условий эксплуатации характеристиками жаропрочности и коррозионной стойкости [13].

Экспериментальные исследования характеристик распылителей. Исследования гидродинамических и теплообменных характеристик низконапорной плоскофакельной форсунки, изготовленной в лаборатории ВоГУ методом порошковой металлургии, проводились на экспериментальном стенде по разработанной методике [2]. На рис. 3 показан факел жидкости, распыляемой плоско-факельной форсункой.

Сравнительное исследование капельного спектра форсунки, полученной методом порошковой металлургии, и аналогичной форсунки фирмы LEHCLER (Германия), изготовленной механической прецезионной обработкой, показало, что качество диспергирования жидкости разработанными соплами вполне соответствует необходимым требованиям (рис. 4).

На рис. 5 показаны экспериментальные зависимости от давления $P_ф$ перед форсункой, характеризующие основные технологические параметры работы плоскофакельной форсунки: *а* – расход жидкости $G_ф$; *б* – квадрат среднеповерхностного радиуса диспергированной капли (тонина распыла) R^2_{02}; *в* – плотность орошения факела $g_ф$; *г* – коэффициент теплоотдачи $\alpha_ф$. Расстояние $h_ф$ от среза сопла до поверхности изменялось в пределах от 0,1 до 0,45 м.

Экспресс-анализ распылителей. Исходя из представленных выше результатов экспериментальных исследований сделан вывод, что интенсивность охлаждения высокотемпературных поверхностей факелом распыленной жидкости зависит от плотности орошения и степени диспергированности жидкости.

Плотность орошения в любом месте факела форсунки можно определить обычными методами (например, с помощью мензурок). Сложнее определить диспергированность. Метод фотографирования летящих капель с дальнейшей обработкой полученных фотографий очень трудоемок и требует определенного времени, поэтому его нельзя использовать для оперативного контроля (экспресс-анализа) диспергирующих свойств форсунок. Более удобным и гораздо менее трудоемким является способ, основанный на измерении интенсивности рассеянного света при прохождении луча лазера через факел форсунки. В работе [2] было показано, что интенсивность рассеянного света прямо пропорциональна площади поверхности распыленной жидкости, а значит, эту площадь можно рассматривать как обобщенный параметр диспергированности.

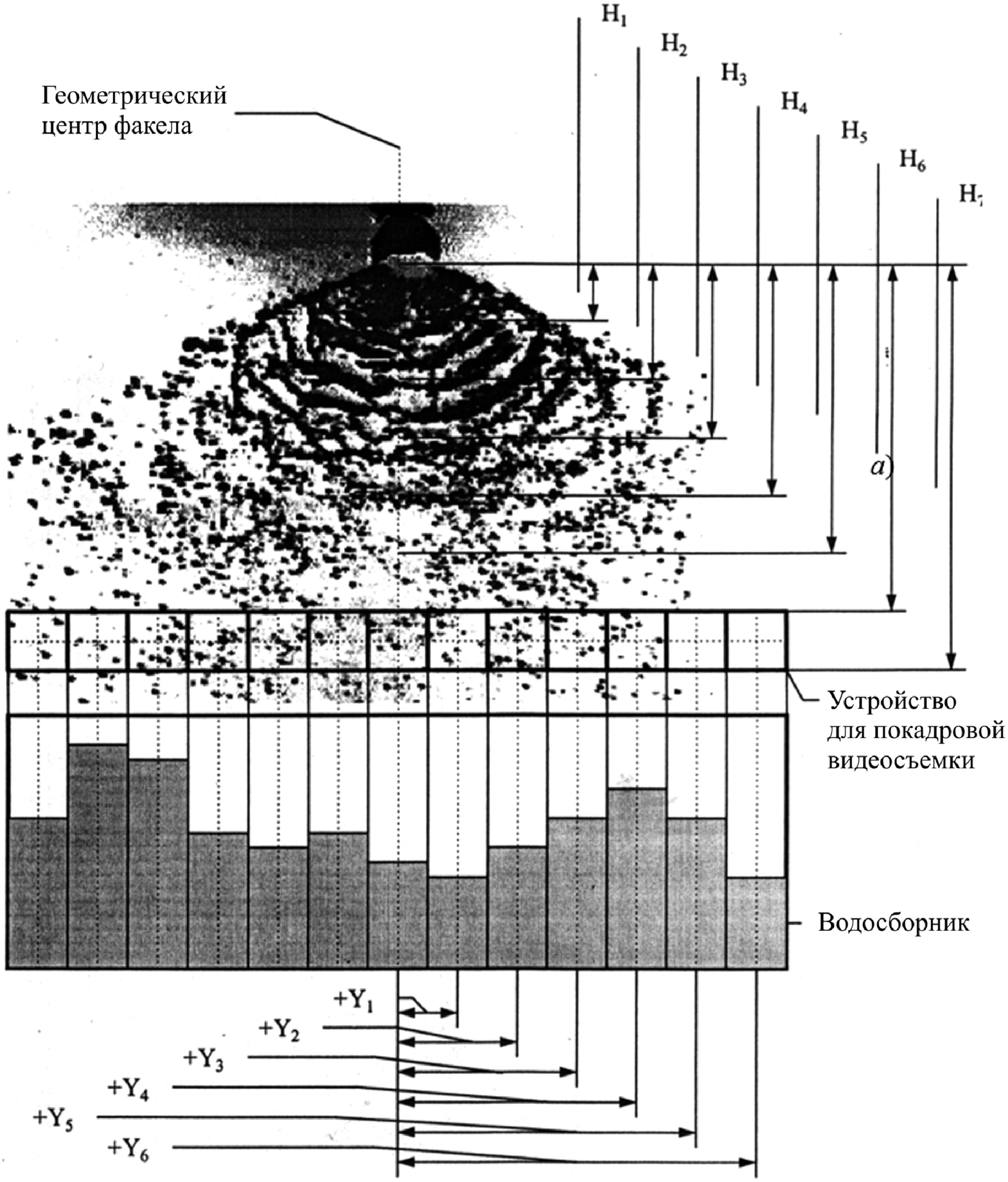


Рис. 3. Факел распыляемой жидкости
Fig. 3. The torch of sprayed water

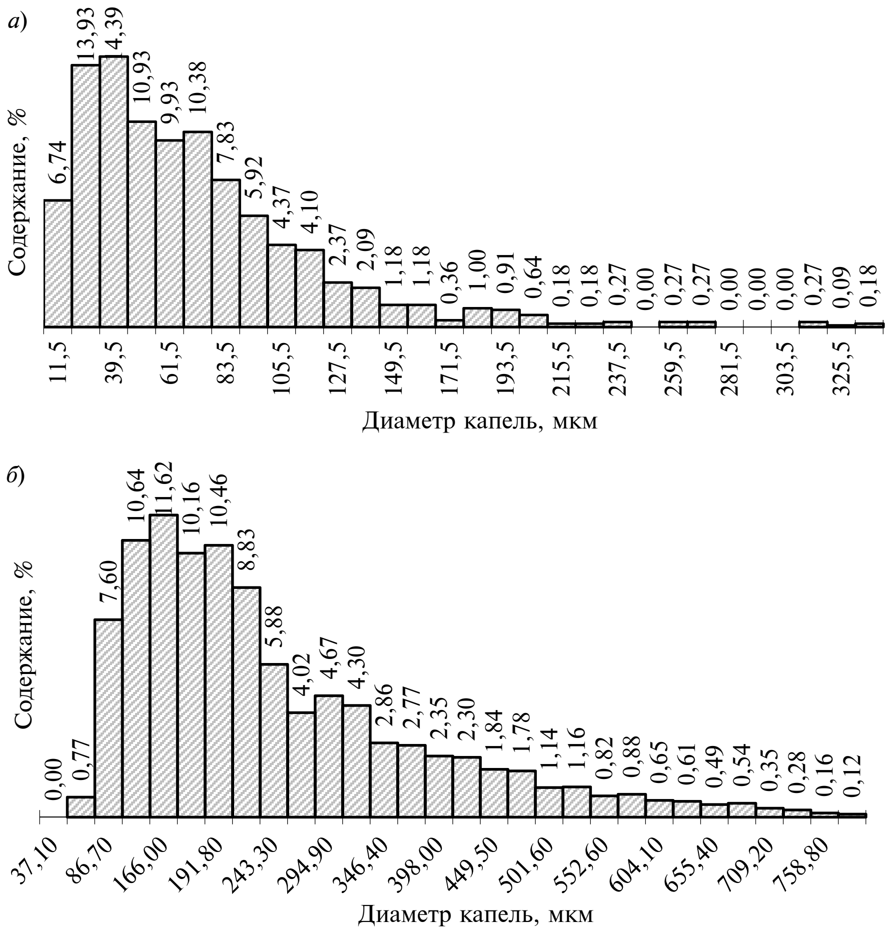


Рис. 4. Распределение капель по размерам в поперечном сечении форсунки:
а – форсунка фирмы LECHLER с водовоздушным охлаждением; *б* – форсунка ВоГУ, изготовленная методом порошковой металлургии с водяным охлаждением

Fig. 4. The size distribution of droplets in the cross section of the torch: *a* – the nozzle of LECHLER firm (water-air cooling); *б* – the nozzel of VSU, manufactured by method powder metallurgical for cooling by water

Для того чтобы использовать метод экспресс-анализа диспергирующих свойств форсунок, для определения обобщенного параметра диспергированности в различных местах факела распыленной жидкости, требуется произвести настройку и тарировку измерительной системы, описание которой дано в работе [2]. При тарировке определяется коэффициент пропорциональности между амплитудой сигнала, который пропорционален интенсивности рассеянного света в данном месте факела, и обобщенным параметром диспергированности в том же месте факела. Если приемник рассеянного света находится достаточно далеко от факела, этот коэффициент пропорциональности практически не зависит от угла рассеяния и для всех участков факела будет одинаковым. Если приемник рассеянного света расположен вблизи от факела, то коэффициент пропорциональности зависит от угла рассеяния. При расположении приемника рассеянного света на одной высоте с лучом лазера и направлении его перпендикулярно плоскости факела плоскофакельной форсунки (в этом случае луч лазера проходит в плоскости факела перпендикулярно основной оси факела, которую можно условно считать вертикальной) коэффициент пропорциональности будет зависеть только от угла θ, где угол θ равен углу между направлением луча лазера и направлением от локального участка факела к приемнику рассеянного света.

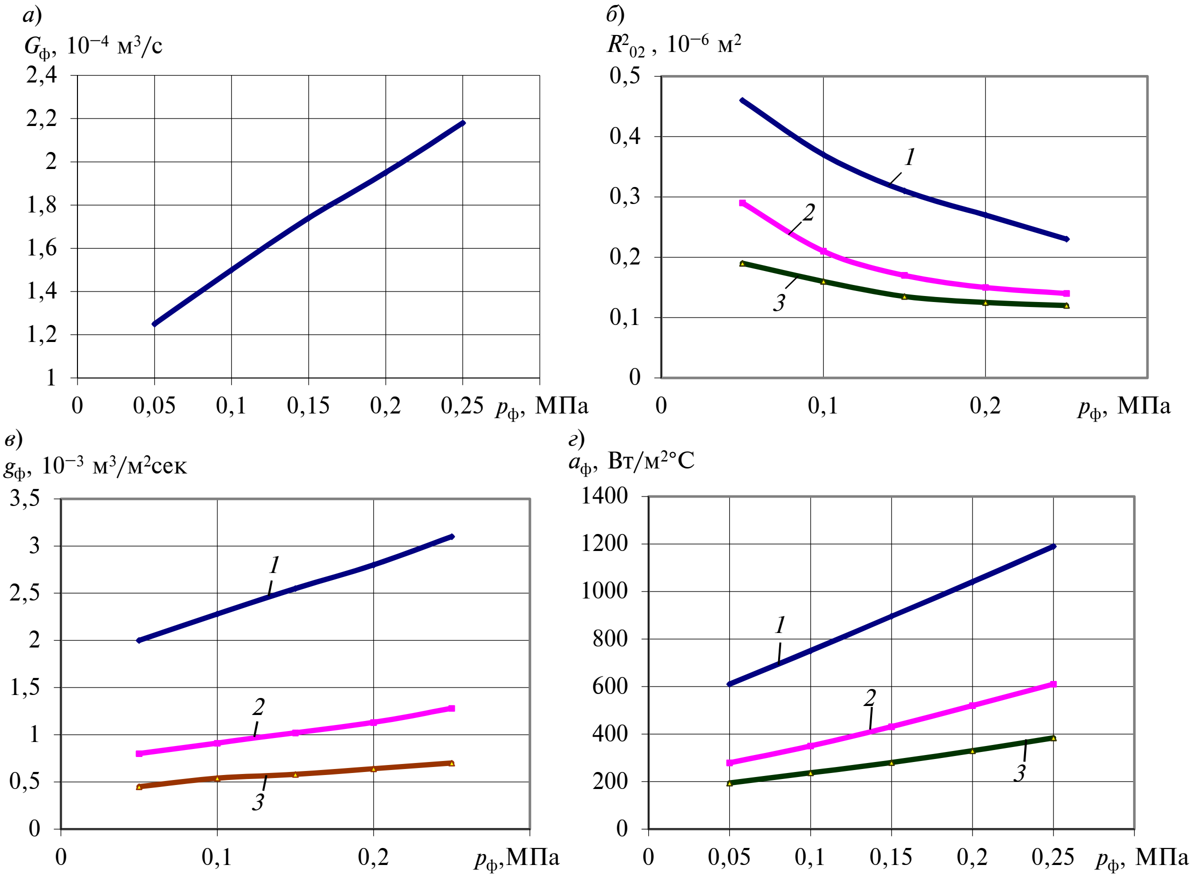


Рис. 5. Экспериментальные исследования гидродинамических и теплообменных характеристик форсунок (при $h_ф$ – 255 (*1*), 350 (*2*) и 450 (*3*) мм)

Fig. 5. Experimental study of the hydrodynamic and head-exchange characteristics of water nozzles (for $h_ф$ – 255 (*1*), 350 (*2*), 450 (*3*) mm)

Тарировку системы и настройку следует производить с помощью форсунки, диспергирующие свойства которой исследованы независимым способом, например изложенным в работе [2]. Так, несмещенное изображение летящих капель можно получить, используя режим высокоскоростного затвора видеоустройства при видеосъемке с экспозицией кадра $1{,}25 \cdot 10^{-4}$ сек. После того как для тарировочной плоскофакельной форсунки в локальных участках факела на одной и то же высоте определен обобщенный параметр диспергированности капель

$$D = N_{02}^2, \tag{1}$$

строится зависимость $D(\theta)$, После этого на той же высоте факела пропускается луч лазера и производится съемка рассеянного света. Амплитуда сигнала рассеянного света, полученного при компьютерной обработке, также будет зависеть от угла θ: $A(\theta)$. Следующий шаг – расчет тарировочного коэффициента k:

$$k(\theta) = \frac{D(\theta)}{A(\theta)}. \tag{2}$$

Очевидно, что тарировочный коэффициент $k(\theta)$ будет зависеть от расстояния между факелом и приемником света, от чувствительности приемника света, а также от компьютерной программы, обрабатывающей видеосигнал.

После оценки тарировочного коэффициента применяется метод экспресс-анализа для определения обобщенного параметра диспергированности в любом месте факела произвольной форсунки, подлежащей исследованию. Важно при этом сохранять геометрию расположения приемника света, луча лазера и плоскости факела. Луч лазера следует перемещать в плоскости факела, соответственно должен перемещаться и приемник света, иначе тарировочный коэффициент изменится. В экспресс-методе факел опытной плоско-факельной форсунки, подлежащей исследованию, просвечивается лучом лазера. Приемник света воспринимает свет, рассеянный каплями жидкости, преобразует его в электрические сигналы, которые изображаются в виде распределения амплитуды сигнала рассеянного света. Амплитуда характеризуется углом рассеяния θ. Далее рассчитывается обобщенный параметр диспергированности в зависимости от угла рассеяния:

$$D(\theta) = k(\theta)\,A(\theta). \qquad (3)$$

Зная геометрию расположения приемника и факела, легко определить локальный участок факела, соответствующий углу θ.

В качестве примера рассмотрим, как производится тарировка на конкретной форсунке. Приемник света располагался на расстоянии 2 м от плоскости факела. Ширина факела в месте просвечивания лучом лазера составляла 1,6 м. Таким образом, факел из приемника света был виден под углом 20°, а угол рассеяния θ изменялся в пределах от 80 до 100°.

На рис. 6, *а* показано распределение обобщенного параметра диспергированности D по ширине факела, полученное способом, изложенным в работе [2]. На рис. 6, *б* – распределение амплитуды сигнала рассеянного света по ширине факеле, полученное при просвечивании факела на том же уровне лучом лазера. На рис. 6, *в* – тарировочный коэффициент, равный отношению D к A.

То, что коэффициент k периодически изменяется по ширине факела, объясняется погрешностью эксперимента, поэтому производится его сглаживание. Средний тарировочный коэффициент в данном случае составляет 0,022 м^2·един/м^3 и практически не зависит от угла рассеяния. Вместо угла рассеяния используется значение расстояния до оси факела.

Для оценки коэффициента теплоотдачи на охлаждаемой поверхности можно использовать формулу

$$\alpha = \psi_{эм} N R_{02}^2 \omega_{кп} = \psi_{эм} D \omega_{кп}, \qquad (4)$$

где $\omega_{кп}$ – нормальная составляющая средней скорости капель, попадающих на поверхность; $\psi_{эм}$ – эмпирический коэффициент пропорциональности, 5,2 · 10^3 Дж/(м^2·К).

Данная формула является эмпирической; ее вывод основан на том, что интенсивность теплообмена распыленной жидкости с высокотемпературной поверхностью должна быть пропорциональна площади поверхности жидкости, взаимодействующей в единицу времени с высокотемпературной поверхностью.

Таким образом, кроме обобщенного параметра диспергированности, для определения α нужно знать скорость, с которой капли попадают на поверхность.

Скорость движения капли в факеле распыленной жидкости можно определить по длине трека методом скоростной видеосъемки с экспозицией кадра 3,33 · 10^{-4} сек. Поскольку этот способ трудоемкий, то скорость полета капель можно определить по формуле

$$\omega_к \approx \frac{G_ф}{F_ф}, \qquad (5)$$

где $G_ф$ – объемный расход жидкости через форсунку, м^3/с; $F_ф$ – площадь выходного отверстия форсунки, м^2.

Если β_a – угол, под которым падают капли на поверхность, то нормальная составляющая скорости капли определяется так:

$$\omega_{кп} = \omega_к \sin\beta_\alpha. \qquad (6)$$

Угол β_a легко определяется экспериментально.

Таким образом, используя изложенный метод экспресс-анализа, можно оперативно оценивать теплотехнические характеристики плоскофакельных форсунок.

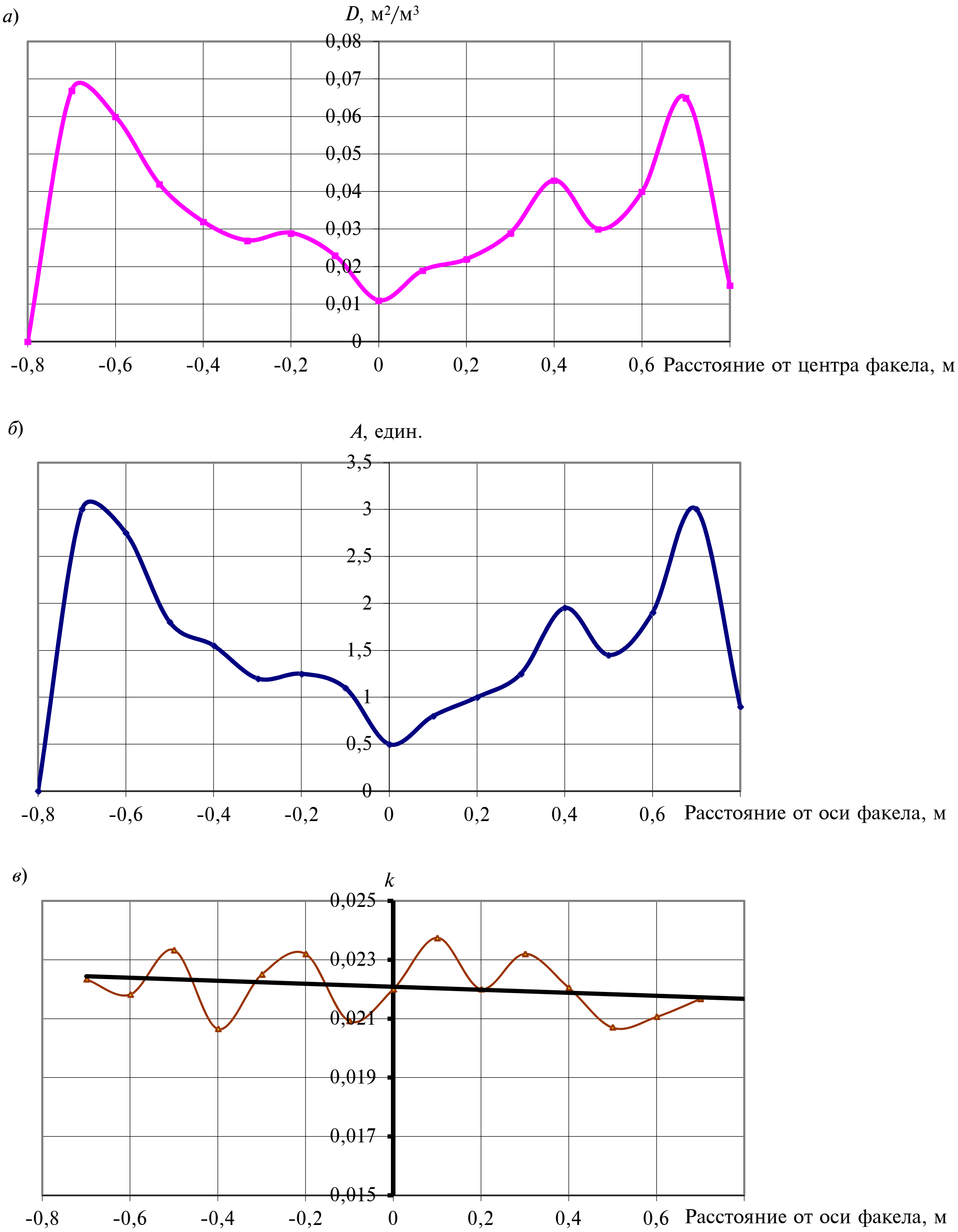


Рис. 6. Параметры системы охлаждения: *а* — распределение обобщенного параметра диспергирования жидкости по ширине факела; *б* — распределение амплитуды сигнала рассеянного света по ширине факела; *в* — тарировочный коэффициент

Fig. 6. The parameters of cooling system: *а* — the distribution of the combined parameter of dispersion of the liquid across the width of the torch; *б* — the distribution of the signal amplitude of the scattered light across the width of the torch; *в* — calibration factor

Обсуждение результатов

Анализ исследования применения форсуночного водяного и водо-воздушного охлаждения и организация на их основе рационального режима вторичного охлаждения позволяет улучшить качество поверхности непрерывнолитых слябов. Так, количество слябов с продольными трещинами из низколегированной и углеродистой сталей снижается соответственно на 5 и 0,3 %; протяженность трещин уменьшается на 70—90 мм при снижении глубины их залегания в 2—4 раза. Это, в свою очередь, способствует увеличению выхода годного листового проката на 1,3—8,6 % в зависимости от марки стали, что во многих случаях позволяет полностью отказаться от зачистки слябов в потоке на машине огневой зачистки. Во всех случаях форсуночное охлаждение позволяет получить более высокую степень диспергирования потока, а как следствие, более равномерное распределение коэффициента теплоотдачи по поперечному сечению факела и эффективное охлаждение поверхности слитка, что приводит к повышению качества получаемого на МНЛЗ металла.

Широкая номенклатура разливаемых на МНЛЗ марок сталей требует разработки различных систем и режимов вторичного охлаждения, что ведет к разнообразию типоразмеров используемых распыливающих устройств. Анализ оборудования, применяемого при испытаниях того или иного типа форсунок, показывает: такие исследования требуют длительного времени и большого объема измерений с последующей их обработкой для получения гидродинамических и теплотехнических характеристик форсунок, что не позволяет проводить оперативную работу по корректировке характеристик для получения требуемых режимов охлаждения, а также унификацию и стандартизацию конструктивных параметров форсунок с целью снижения количества применяемых типоразмеров. Требуется автоматизация вычислительных операций на базе современной компьютерной техники и цифровых технологий с применением программ обработки получаемых данных или сигналов, например по рассеянию света, проходящего через факел диспергированной форсункой жидкости.

Выводы

1. Разработана конструкция и технология изготовления методом порошковой металлургии распылителей (форсунки) воды для зоны вторичного охлаждения машин непрерывного литья стальных слябов. Отличительная особенность предложенной технологии заключается в обеспечении идентичности и стабильности гидравлических характеристик каждой форсунки. Распылители, изготовленные технологиями резания и литьём под давлением, не обладают этими преимуществами. Конструкция форсунки и пресс-форма для изготовления признаны изобретениями. Комплект форсунок на одну МНЛЗ, изготовленный в лаборатории Вологодского государственного университета, прошёл опытно-промышленные испытания на МНЛЗ Череповецкого металлургического комбината.

2. Установленный в результате натурных исследований эффект вторичного разогрева поверхности сляба за зоной вторичного охлаждения и полученные гидравлические характеристики форсунок стали исходными этапами при создании системы адаптивного управления вторичным охлаждением МНЛЗ.

3. Конструкция пресс-формы для изготовления плоскофакельной форсунки технологична с точки зрения быстрой переналадки и обеспечивает возможность изготовления форсунок с требуемыми параметрами факела.

4. Разработан метод оперативного экспресс-анализа теплообменных характеристик плоскофакельных форсунок.

Полученные результаты будут использованы для метрологического обеспечения в процессе совершенствования систем управленческого учёта в производственно-технологической системе непрерывной разливки стали.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Шичков А.Н., Кремлева Н.А., Шичков А.Н.** Проектирование операционного цикла конверсии производственного капитала в денежный капитал в инженерном бизнесе // Экономика и менеджмент в условиях цифровизации: состояние, проблемы, форсайт: труды научно-практической конференции с международным участием. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2017. С. 483–511.

2. **Калягин Ю.А., Бормосов Н.А., Лукин С.В.** Тепловые процессы в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок. Череповец: ЧГУ, 2005. 168 с.

3. **Калягин Ю.А., Лукин С.В., Синицын А.А.** Разработка энерго эффективного управления технологическим процессом охлаждения и затвердевания непрерывного литого сляба // Металлург. 2013. № 12. С. 53–57.

4. **Kalyagin Yu.A., Lukin S.V., Sinitsyn A.A.** Development of energy efficient management of production process for continuously cast slab cooling and solidification // Metallurgist. 2014. Vol. 57. Is. 11. P. 1100–1105.

5. **Лукин С.В., Поселюжный Д.В.** Исследование вторичного охлаждения в слябовой машине непрерывного литья заготовок // Вестник Череповецкого государственного университета. 2011. № 1. С. 86–90.

6. **Лукин С.В., Поселюжный Д.В., Кибардин А.Н.** Расчет теплопередачи от поверхности сляба в зоне вторичного охлаждения криволинейной машины непрерывного литья заготовок // Материалы Всероссийской научно-практической конференции. Ч. 3. Череповец: Изд-во ЧГУ, 2013. С. 156–157.

7. **Шестаков Н.И., Калягин Ю.А., Лукин С.В.** О расчете температурного поля непрерывного слитка при известной интенсивности охлаждения // Металлы. 2003. № 5. С. 22–25.

8. **Лукин С.В., Баширов Н.Г., Гофман А.В.** Исследование охлаждения сляба в зоне вторичного охлаждения криволинейной машины непрерывного литья заготовок // Известия вузов. Черная металлургия. 2010. № 1. С. 50–54.

9. **Калягин Ю.А., Лукин С.В., Образцов М.А.** Исследование теплообмена в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок // Заготовительные производства в машиностроении (кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства). 2008. № 2. С. 66–67.

10. **By Qing Liu, Xiaofeng Zhang, Bin Wang, Bao Wang.** Chapter 6. Control Technology of Solidification and Cooling in the Process of Continuous Casting of Steel. 2012. URL: https://www.intechopen.com/books/science-and-technology-of-casting-processes/control-technology-of-solidification-and-cooling-in-the-process-of-continuous-casting-of-steel (дата обращения: 10.04.2013).

11. **Кибардин А.Н., Мухин В.В., Антонова Ю.В.** Оптимальные режимы охлаждения, термостатирования и нагрева слябов на линии «МНЛЗ-прокатный стан» // Вестник Череповецкого государственного университета. 2016. № 6 (75). С. 16–20.

12. **Лукин С.В., Кочкин А.А., Кибардин А.Н., Антонова Ю.В., Мухин В.В., Игонин В.И.** Алгоритмы оптимизации режимов охлаждения, термостатирования и нагрева слябов на линии «МНЛЗ-нагревательная печь» // Вестник Череповецкого государственного университета. 2017. № 2 (77). С. 23–30.

13. **Белоусова В.П.** Формирование факторов экологизации экономического развития промышленного предприятия // Инновации. 2009. № 1. С. 26–29.

14. **Kolczyk E., Miczkowski Z., Czernecki J.** Numerical investigation of heat exchange in rotary furnace. 2017. URL: https: // www.degruyter.com / view / j / amm. 2017.62.issue1 / amm-2017-0020 / amm-2017-0020.xml (дата обращения: 20.12.2017).

15. **Angelo P.C.** Micro and Nano Fabrication by Powder Metallurgy // Journal of Powder Metallurgy & Mining. 2015. URL: http: // www.iitg.ernet.in /engfac/ganu/public_html / Powdermetallurgy.pdf. (дата обращения: 10.09.2016).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ШИЧКОВ Александр Николаевич – *доктор экономических наук заведующий кафедрой Вологодского государственного университета*
E-mail: shichkov-an@yandex.ru

БОРМОСОВ Николай Александрович – *кандидат технических наук доцент Вологодского государственного университета*
E-mail: bormosovna@mh.vstu.edu.ru

БЕЛОУСОВА Виктория Павловна – *кандидат технических наук доцент Вологодского государственного университета*
E-mail: belousova.v2011@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 20.03.2018

REFERENCES

[1] **Shichkov A.N., Kremleva N.A., Shichkov A.N.,** Proyektirovaniye operatsionnogo tsikla konversii proizvodstvennogo kapitala v denezhnyy kapital v inzhenernom biznese [Designing operation cycle converting a manufacturing capital into monetary capital in engineering busin], *Ekonomika i menedzhment v usloviyakh tsifrovizatsii: sostoyaniye, problemy, forsayt: trudy nauchno-prakticheskoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem.* SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2017. S. 483–511. (rus.)

[2] **Kalyagin Yu.A., Bormosov N.A., Lukin S.V.,** Teplovyye protsessy v zone vtorichnogo okhlazhdeniya mashiny nepreryvnogo litya zagotovok [Heat processes in zones secondary cooling the machine of continues casting steel]. Cherepovets: Izd-vo ChGU, 2005. 168 s. (rus.)

[3] **Kalyagin Yu.A., Lukin S.V., Sinitsyn A.A.,** Razrabotka energo effektivnogo upravleniya tekhnologicheskim protsessom okhlazhdeniya i zatverdevaniya nepreryvnogo litogo slyaba [Development of energy efficient process control of cooling and solidification of continuous cast slab], *Metallurg.* 2013. № 12. S. 53–57. (rus.)

[4] **Kalyagin Yu.A., Lukin S.V., Sinitsyn A.A.,** Development of energy efficient management of production process for continuously cast slab cooling and solidification, *Metallurgist.* 2014. Vol. 57. Is. 11. P. 1100–1105. (rus.)

[5] **Lukin S.V., Poselyuzhnyy D.V.,** Issledovaniye vtorichnogo okhlazhdeniya v slyabovoy mashine nepreryvnogo litya zagotovok [Study of secondary cooling in slab continuous casting machine billet], *Vestnik Cherepovetskogo gosudarstvennogo universiteta.* 2011. № 1. S. 86–90. (rus.)

[6] **Lukin S.V., Poselyuzhnyy D.V., Kibardin A.N.,** Raschet teploperedachi ot poverkhnosti slyaba v zone vtorichnogo okhlazhdeniya krivolineynoy mashiny nepreryvnogo litya zagotovok [Calculation of heat transfer from the slab surface in the zone of secondary cooling of curved continuous casting machine], *Materialy Vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii. Ch. 3. Cherepovets: ChGU,* 2013. S. 156–157. (rus.)

[7] **Shestakov N.I., Kalyagin Yu.A., Lukin S.V.,** O raschete temperaturnogo polya nepreryvnogo slitka pri izvestnoy intensivnosti okhlazhdeniya [On the calculation of the temperature field of a continuous slab with the known intensity of cooling], *Metally.* 2003. № 5. S. 22–25. (rus.)

[8] **Lukin S.V., Bashirov N.G., Gofman A.V.,** Issledovaniye okhlazhdeniya slyaba v zone vtorichnogo okhlazhdeniya krivolineynoy mashiny nepreryvnogo litya zagotovok [Research of slab cooling in the zone of secondary cooling of curved continuous casting machine], *Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya.* 2010. № 1. S. 50–54. (rus.)

[9] **Kalyagin Yu.A., Lukin S.V., Obraztsov M.A.,** Issledovaniye teploobmena v zone vtorichnogo okhlazhdeniya mashiny nepreryvnogo litya zagotovok [Research of heat exchange in the zone of secondary cooling of the continuous casting machine], *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii (kuznechno-shtampovochnoye, liteynoye i drugiye proizvodstva).* 2008. № 2. S. 66–67. (rus.)

[10] **By Qing Liu, Xiaofeng Zhang, Bin Wang, Bao Wang,** Chapter 6. Control Technology of Solidification and Cooling in the Process of Continuous Casting of Steel. 2012. *URL: https://www.intechopen.com/books/science-and-technology-of-casting-processes/control-technology-of-solidification-and-cooling-in-the-process-of-continuous-casting-of-steel* (data obrashcheniya: 10.04.2013). (rus.)

[11] **Kibardin A.N., Mukhin V.V., Antonova Yu.V.,** Optimalnyye rezhimy okhlazhdeniya, termostatirovaniya i nagreva slyabov na linii «MNLZ-prokatnyy stan» [Optimal modes of cooling, temperature control and heating of the slabs on the line «CCM-rolling mill»], *Vestnik Cherepovetskogo gosudarstvennogo universiteta.* 2016. № 6 (75). S. 16–20. (rus.)

[12] **Lukin S.V., Kochkin A.A., Kibardin A.N., Antonova Yu.V., Mukhin V.V., Igonin V.I.,** Algoritmy optimizatsii rezhimov okhlazhdeniya, termostatirovaniya i nagreva slyabov na linii «MNLZ-nagrevatelnaya pech» [Algorithms to optimize cooling, temperature control and heating of the slabs on the line «CCM-heating furnace»],

Vestnik Cherepovetskogo gosudarstvennogo universiteta. 2017. № 2 (77). S. 23–30. (rus.)

[13] **Belousova V.P.,** Formirovaniye faktorov ekologizatsii ekonomicheskogo razvitiya promyshlennogo predpriyatiya [Formation of factors of colorization of economic development of the industrial enterprise], *Innovatsii*. 2009. № 1. S. 26–29. (rus.)

[14] **Kolczyk E., Miczkowski Z., Czernecki J.,** Numerical investigation of heat exchange in rotary furnace. 2017. *URL: https://www.degruyter.com/view/j/amm.2017.62.issue1/amm-2017-0020/amm-2017-0020.xml* (data obrashcheniya: 20.12.2017).

[15] **Angelo P.C.,** Micro and Nano Fabrication by Powder Metallurgy, *Journal of Powder Metallurgy & Mining*. 2015. URL: http: // www.iitg.ernet.in/engfac/ganu/public_html/Powdermetallurgy.pdf. (data obrashcheniya: 10.09.2016).

THE AUTHORS

SHICHKOV Aleksandr N. – *Vologda State University*
E-mail: shichkov-an@yandex.ru
BORMOSOV Nikolaii A. – *Vologda State University*
E-mail: bormosovna@mh.vstu.edu.ru
BELOUSOVA Viktoriia P. – *Vologda State University*
E-mail: belousova.v2011@mail.ru

Received: 20.03.2018

DOI: 10.18721/JEST.240210
УДК 669.017:669.295:621.785:620.18

О.В. Швецов, С.Ю. Кондратьев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ЗАКАЛКИ И СТАРЕНИЯ НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА СПЛАВА ВТ23

Исследовано влияние различных режимов закалки и старения на микроструктуру и механические свойства титанового сплава ВТ23. Показано, что наиболее высокий комплекс механических свойств сплава достигается после термической обработки по режиму: закалка от 850 °С с выдержкой 1 час и охлаждением в воде с последующим старением при 550 °С в течение 10 часов. Такой режим термической обработки позволяет получить в сплаве однородную глобулярную (α + β)-структуру и достичь сочетания механических свойств, обеспечивающего высокие прочность, текучесть, твердость, а следовательно, и релаксационную стойкость при сохранении достаточного запаса пластичности, ударной вязкости и трещиностойкости. Закалка от температур выше 850 °С приводит к интенсивному росту β-зерна в структуре сплава и резкому снижению пластичности и вязкости. Старение при температурах ниже 550 °С после предварительной закалки требует чрезвычайно длительной выдержки для распада закаленной структуры и получения благоприятных механических свойств.

Ключевые слова: титановый сплав, закалка и старение, механические свойства, микроструктура, трещиностойкость.

Ссылка при цитировании:
О.В. Швецов, С.Ю. Кондратьев. Влияние режимов закалки и старения на эксплуатационные свойства сплава ВТ23 // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 119–133. DOI: 10.18721/JEST.240210.

O.V. Shvecov, S.Yu. Kondratyev

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia

EFFECT OF QUENCHING AND AGING MODES ON THE PERFORMANCE PROPERTIES OF THE BT23 ALLOY

We have investigated different modes of quenching and aging on the microstructure and mechanical properties of the titanium alloy VT23. It is shown that the best combination of mechanical properties of the alloy is obtained after thermal treatment in the following regime: quenching from 850 °C with 1 hour exposure and cooling in water, followed by aging at 550°C for 10 hours. Such thermal treatment allows to obtain a homogeneous globular (α + β) -structure in the alloy and achieve a combination of mechanical properties providing high strength, fluidity, toughness, and hence relaxation resistance, combined with sufficient ductility and fracture toughness.

Keywords: titanium alloy, quenching and aging, mechanical properties, microstructure, fracture toughness.

Citation:
O.V. Shvecov, S.Yu. Kondratyev, Effect of quenching and aging modes on the performance properties of the VT23 alloy, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 119–133, DOI: 10.18721/JEST.240210.

Введение

Развитие ведущих отраслей промышленности в значительной степени определяется созданием новых функциональных материалов, а также совершенствованием свойств традиционных конструкционных материалов. В зависимости от условий эксплуатации современные материалы должны обладать как особыми физическими и химическими свойствами, так и высоким комплексом механических характеристик [1–7]. Создание таких материалов возможно лишь на основе современных экспериментальных и теоретических подходов, описывающих физические процессы, которые формируют требуемые структуру и свойства материалов в процессе получения и обработки, в том числе при термической обработке сплавов [8].

Один из наиболее перспективных материалов в современном авиастроении и ракетно-космической технике – это сплав ВТ230, который относится к титановым сплавам мартенситного класса с (α+β)-структурой [9–13]. В промышленности сплав ВТ 23 применяется как в отожженном, так и в термически упрочнённом (закалка с последующим старением) состояниях. Сплав обладает удовлетворительным соотношением прочностных и пластических свойств, благодаря чему применяется для изготовления высоконагруженных, особенно в условиях фрикционного и кавитационного воздействий [14], деталей и узлов конструкций. Однако, если при значениях временного сопротивления разрыву до ~1100–1200 МПа относительное удлинение сплава сохраняется на уровне ~10 %, то повышение прочности выше этого уровня приводит к его резкому охрупчиванию. Учитывая сложный характер легирования сплава ВТ23, можно предположить, что резерв для повышения его комплекса прочностных и пластических характеристик может быть реализован за счет варьирования режима термической обработки [15, 16]. При этом чрезвычайно важно обеспечить одновременно требуемое и безопасное соотношение прочностных и пластических свойств за счет целенаправленного формирования заданной количественно и качественно сбалансированной структуры и фазового состава сплава. Возможность и эффективность такого подхода показана, например в [17–19] для других титановых сплавов, а также в [20, 21] для сталей различных марок.

Цель данной работы – исследование возможности получения удовлетворительных пластических свойств при сохранении высоких прочностных характеристик сплава ВТ23 за счет выбора режима термической обработки.

Методика проведения исследований

Исследовали образцы сплава ВТ23, вырезанные из листового проката толщиной 10 мм производства ОАО «Верхнесалдинское металлургическое производственное объединение». Фактический химический состав, мас. %, исследованного сплава*:

Fe	0,53
Cr	1,0
Mo	2,1
V	4,5
Al	4,9
Ti	Основа

Химический состав материала исследованного титанового листа соответствует сплаву ВТ23 по ОСТ 1-90013–81.

Образцы сплава ВТ23 исследовали в состоянии поставки, т. е. после пластической деформации и отжига по режиму: нагрев до 750 °С, выдержка 25 мин., охлаждение на воздухе. Металлографический анализ проводили на оптическом микроскопе «Reichert-Jung MeF3A» при увеличениях × 500–1000. Травление образцов осуществляли в 10 %-м водном растворе плавиковой кислоты. Размер зерна оценивали по шкалам ГОСТ 5639, микроструктуру – по девятибалльной шкале ОСТ 92-9465–81. Твердость измеряли по методу Роквелла. Изготовление и подготовку металлографических шлифов выполняли на оборудовании фирмы «Buehler» согласно стандарту ASTM E 3-95.

* Содержание Si, Zr, Sn, Mn < 0,1 % (каждого элемента); Cu, Ni < 0,05 % (каждого элемента).

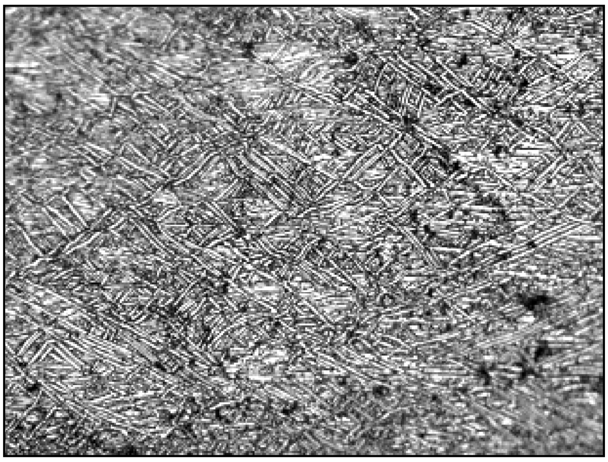


Рис. 1. Микроструктура (× 500) листа толщиной t = 10 мм сплава ВТ23 в состоянии поставки (отжиг: 750 °С, 25 мин, воздух)
Fig. 1. Microstructure (× 500) of VT23 alloy sheet t = 10 mm in the delivery state (annealing: 750 °C, 25 min, air)

Микроструктура образцов сплава ВТ23 в состоянии поставки представляет собой ($\alpha + \beta$)-структуру «корзиночного плетения», типичную для отожжённых ($\alpha + \beta$)-сплавов (рис. 1).

Механические свойства сплава определяли при статических испытаниях на одноосное растяжение пятикратных цилиндрических образцов (d_0 = 6 мм) при комнатной температуре по ГОСТ 1497–84. Испытания на статическое растяжение проводили на машине Schenck с максимальным усилием нагружения 200 кН при скорости нагружения 1 мм/мин. Определение ударной вязкости выполняли при динамических испытаниях на изгиб по ГОСТ 9454–78 с использованием прямоугольных образцов с U-образным концентратором напряжений (тип I) [22]. Для определения вязкости разрушения K_{1c} использовали метод испытания призматических образцов толщиной B = 10 мм, имеющих надрез с усталостной трещиной, при кратковременном статическом изгибе на воздухе [23]. Испытания и изготовление образцов выполняли по ГОСТ 25.506–85 и СТП 90.205–79.

Механические свойства исследованного сплава ВТ23 в состоянии поставки следующие:

$\sigma_{0,2}$, МПа	910
$\sigma_в$, МПа	1000
δ	11
ψ	40
KCU, Дж/см^2	58
HRC	34,0

Результаты исследований и их обсуждение

Для предварительного выбора интервала закалочных температур исследованного сплава ВТ23 с использованием дифференциального дилатометра ДКВ-5 определяли его критические точки. Экспериментально установленная температура A_{c3} сплава (граница ($\alpha + \beta$) / β – фазовых областей на диаграмме состояния) находится в интервале 870–880 °С.

На основании полученных результатов для исследования влияния температуры закалки на структуру и свойства материала листа толщиной t = 10 мм были выбраны следующие температуры: 800, 850 и 880 °С. Образцы сплава в состоянии поставки закаливали от выбранных температур с выдержкой 1 час и охлаждением в воде.

Металлографический анализ закаленных образцов показал, что в структуре исследованного сплава ВТ23 после закалки от 800 °С присутствуют три фазы: мартенситная α'', метастабильная $\beta_м$ и остаточная первичная α-фаза (рис. 2, *а*). При этом первичная α-фаза находится в виде оставшихся от отожженного состояния участков так называемого «корзиночного плетения» и участков сетки вокруг первичных β-зерен. Характерно, что микроструктура сплава после закалки от 800 °С отличается грубой неравномерностью: α-фаза имеет как глобулярную, так и пластинчатую форму, причем размер пластин α-фазы изменяется в очень широких пределах.

После закалки от температуры 850 °С в структуре сплава также присутствуют мартенситная α''-фаза, метастабильная $\beta_м$-фаза и остаточная первичная α-фаза, однако структура становится практически равномерной: α-фаза приобретает глобулярную форму одинаковой дисперсности (рис. 2, *б*). Однородность структуры в этом случае объясняется более полным растворением α-фазы и более высоким насыщением β-твердого раствора β-стабилизаторами при нагреве сплава ВТ23 до температуры 850 °С.

а) *б*) *в*)

Рис. 2. Микроструктура (× 1000) листа $t = 10$ мм сплава ВТ23
после закалки от температур: 800 °С (*а*), 850 °С (*б*), 880 °С (*в*)

Fig. 2. Microstructure (× 1000) of VT23 alloy sheet $t = 10$ mm after quenching
from temperatures: 800 °С (*а*), 850 °С (*б*), 880 °С (*в*)

В структуре исследованного сплава после закалки от температуры 880 °С присутствуют две фазы: мартенситная α″ и метастабильная $\beta_м$ (рис. 2, *в*). Первичная α-фаза в структуре не обнаруживается. Следовательно, при закалке от 880 °С сплав закаливается из однофазной β-области, т. е. из области температур выше превращения α+β ↔ β (A_{c3}). При этом наблюдается интенсивный рост зерна β-фазы, размер которого достигает 1 балла по ГОСТ 5639–82. Следует также отметить, что после закалки от 880 °С на поверхности образца сплава ВТ23 образуется альфированный слой глубиной до 0,5 мм.

Результаты испытаний механических свойств сплава ВТ23 после закалки от разных температур представлены на рис. 3.

Из полученных экспериментальных данных видно (рис. 3), что предел прочности сплава ВТ23 с повышением температуры закалки уменьшается. Это связано с увеличением в структуре после закалки объемной доли α"-фазы (так называемый мягкий мартенсит). При этом пластические характеристики и ударная вязкость сплава при повышении температуры закалки с 800 до 850 °С, наоборот, несколько увеличиваются, однако при закалке от температур выше A_{c3} (880 °С) резко падают.

Полученные результаты свидетельствуют, что температура закалки 850 °С позволяет сформировать в исследуемом сплаве ВТ23 равномерную микроструктуру, обеспечивающую получение высокой прочности при достаточно большом запасе пластических характеристик и ударной вязкости перед проведением последующей упрочняющей технологической операции – старения. Снижение температуры закалки до 800 °С приводит к получению в сплаве неоднородной структуры, характеризующейся менее благоприятным сочетанием прочности и пластичности. Повышение температуры закалки до 880 °С недопустимо, поскольку приводит к чрезмерному росту зерна и резкому охрупчиванию сплава.

Исследование влияния режима старения на структуру и свойства листа $t = 10$ мм сплава ВТ23 выполняли на образцах, предварительно закаленных от температур 800 или 850 °С. Для сравнения исследовали также образцы, подвергнутые старению без предварительной закалки.

Анализ полученных экспериментальных данных выявил следующие закономерности влияния режима термической обработки на механические свойства сплава ВТ23 (рис. 4, 5). Закалка с последующим старением позволяет достичь значительно более высокого уровня прочности по сравнению со старением без предварительной закалки, поскольку в процессе старения в структуре закаленного сплава происходит распад мартенситной α''-фазы и метастабильной β-фазы, что приводит к значительному упрочнению (рис. 4, *а*). Так, после старения сплава без предварительной закалки (режимы 5 и 6) предел прочности $\sigma_в$ находится в диапазоне 1100–1150 МПа, а после предварительной закалки с последующим старением (режимы 1–4) – в пределах 1200–1600 МПа (рис. 4, *а*). Максимальное повышение прочности за счет использования закалки перед старением достигает 40 %. При этом пластические свойства и ударная вязкость (рис. 4, *б* и 5, *б*) сплава после закалки от обеих исследованных температур с последующим старением при 550 °С (режимы 2 и 4) и после старения без предварительной закалки (режимы 5 и 6) сопоставимы.

Таким образом, термообработка, состоящая из закалки с последующим старением, при определенных режимах позволяет достичь значительного повышения прочностных свойств сплава ВТ23 без существенного снижения пластичности и ударной вязкости по сравнению со старением без предварительной закалки.

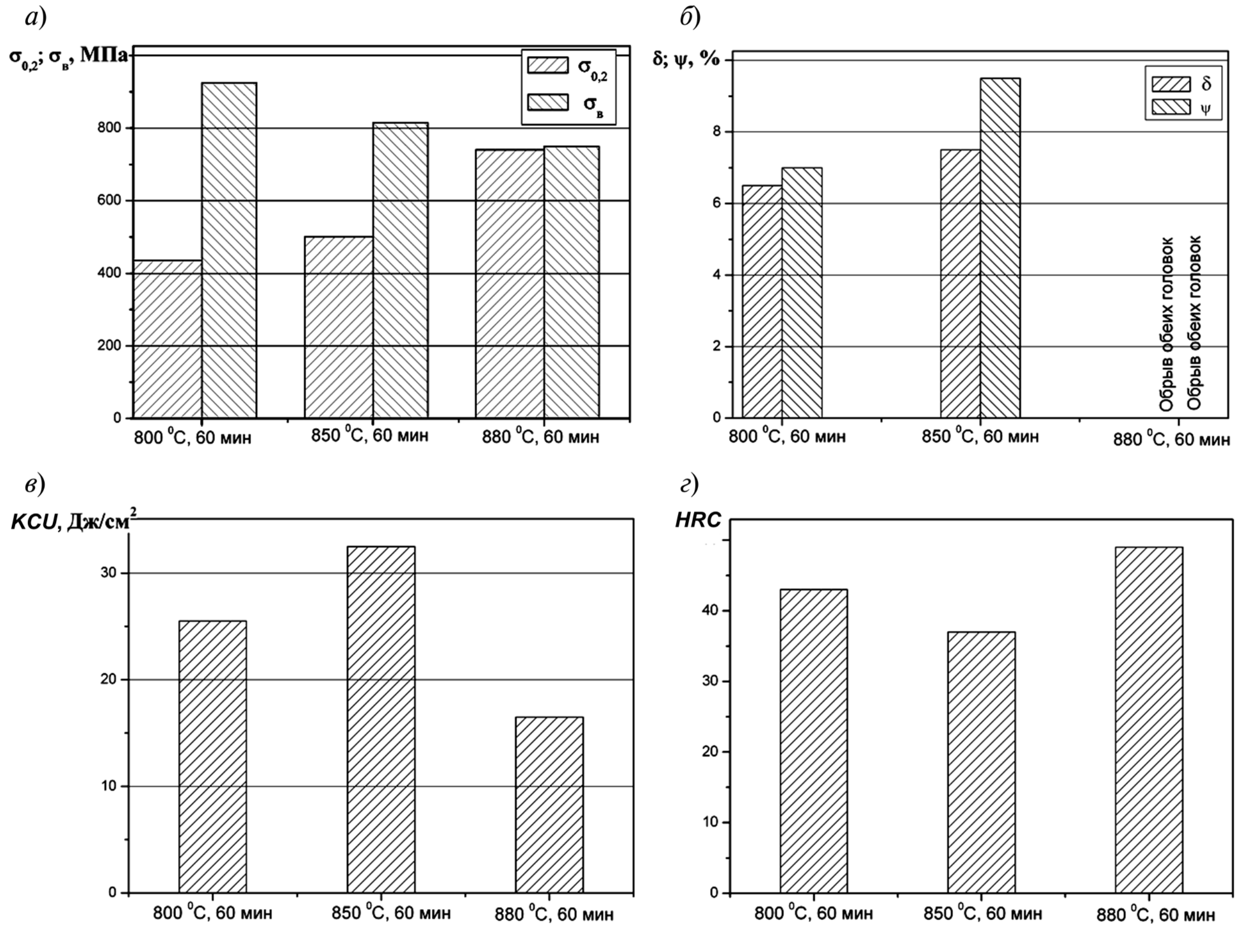


Рис. 3. Механические свойства листа t = 10 мм из сплава ВТ23 в закаленном состоянии

Fig. 3. Mechanical properties of VT23 alloy sheet t = 10 mm in the quenched state

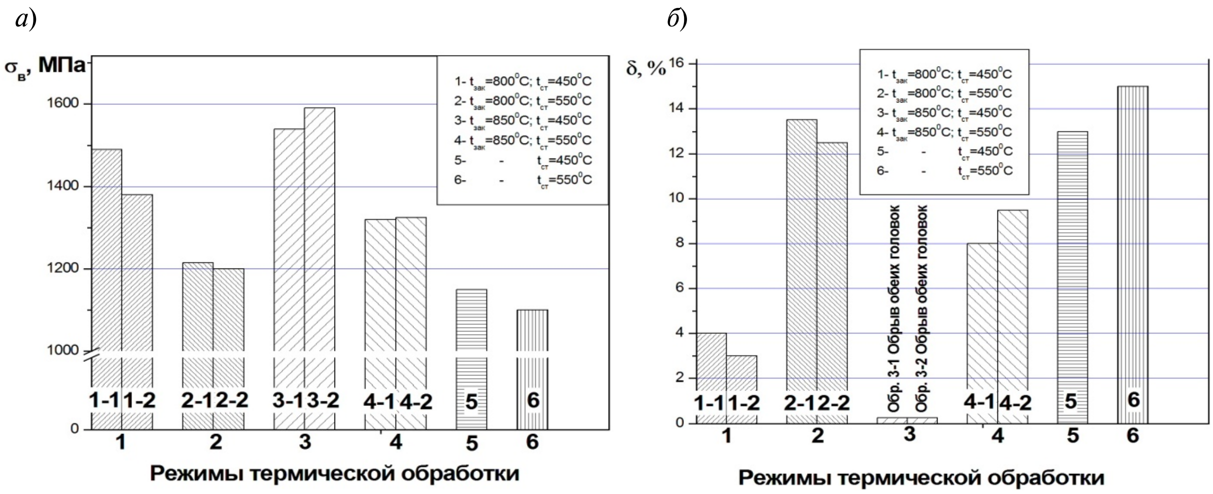


Рис. 4. Влияние режима термической обработки на предел прочности $\sigma_в$ (*а*) и относительное удлинение δ (*б*) листа t = 10 мм сплава ВТ23

Fig. 4. The effect of the heat treatment mode on: ultimate strength $\sigma_в$ (*a*) and relative elongation δ (*б*) of VT23 alloy sheet t = 10 mm

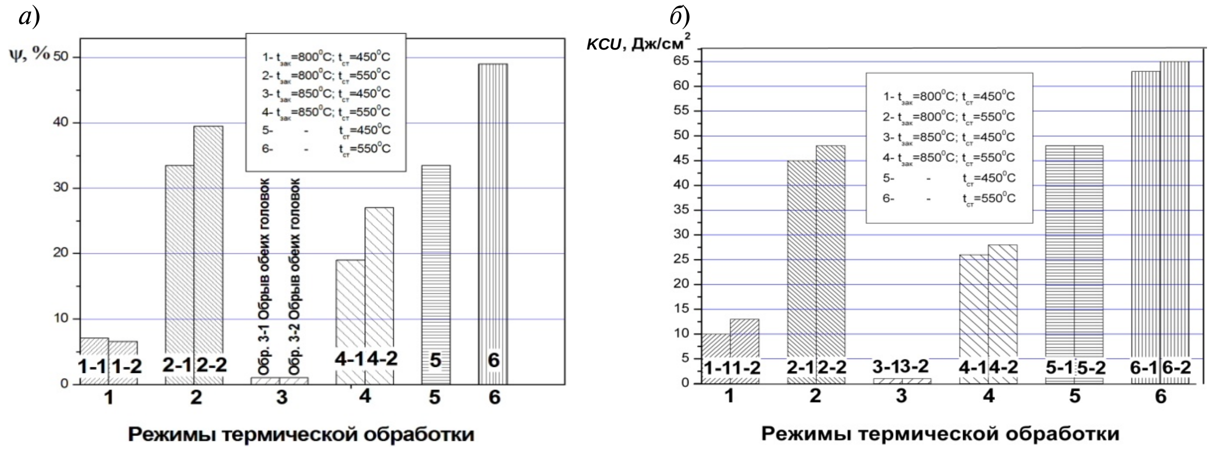


Рис. 5. Влияние режима термической обработки на относительное сужение ψ (*а*) и ударную вязкость *KCU* (*б*) листа t = 10 мм сплава ВТ23

Fig. 5. The effect of the heat treatment mode on the relative narrowing ψ (*a*) and impact strength *KCU* (*б*) of VT23 alloy sheet t = 10 mm

Полученные экспериментальные результаты (см. рис. 4, 5) также показывают, что варьирование режима термической обработки более эффективно в случае старения после предварительной закалки. Так, при старении без предварительной закалки свойства сплава, кроме ударной вязкости, практически не зависят от температуры старения. В противоположность этому при использовании закалки с последующим старением влияние температур закалки и старения значительно. Из анализа результатов следует, что повышение температуры закалки от 800 до 850 °С способствует росту прочностных характеристик сплава как минимум на 10 %. Так, после закалки от 800 °С и старения при 450–550 °С значения $\sigma_в$ находятся в пределах 1200–1500 МПа, а после закалки от 850 °С с последующим старением в том же интервале температур $\sigma_в$ – в диапазоне 1300–1600 МПа. Относительное удлинение, относительное сужение и ударная вязкость сплава при повышении температуры закалки несколько снижаются, однако влияние режима закалки на пластичность менее существенно, чем на прочность. После старения при одинаковых температурах характеристики пластичности и вязкости сплава, предварительно закаленного от разных температур, сопоставимы между собой.

Из сравнения рис. 4, 5 следует, что изменение температуры старения также оказывает влияние на свойства сплава ВТ23, особенно на пластичность и вязкость, причем более сильное, чем варьирование температуры закалки. Характеристики пластичности и ударной вязкости сплава после старения при 550 °С значительно выше, чем после старения при 450 °С, как в случае предварительной закалки от 800, так и от 850 °С. После закалки от 800 °С и старения при 450 °С максимальные значения относительного удлинения δ, относительного сужения ψ и ударной вязкости *KCU* достигают соответственно 4 %, 7 % и 13 Дж/см^2. После закалки от 850 °С и старения при 450 °С в процессе статических механических испытаний на растяжение произошёл обрыв обеих головок образцов, а ударная вязкость при динамических испытаниях на изгиб составила 1 Дж/см^2, что свидетельствует о практически полном отсутствии пластического течения в материале. В то же время старение при 550 °С после закалки от температур 800–850 °С позволяет получить значения относительного удлинения δ в интервале 8–13 %, относительного сужения ψ – 20–40 %, а ударной вязкости *KCU* – 26–48 Дж/см^2. Следует отметить, что в случае старения при 550 °С повышение температуры закалки от 800 до 850 °С несколько снижает характеристики пластичности, однако они остаются на достаточно высоком уровне: $\delta \approx 10$ %, $\psi \approx 23$ %, $KCU \approx 27$ Дж/см^2. Влияние температуры старения на прочностные характеристики сплава ВТ23 не столь значительно, как на пластические. Повышение температуры старения от 450 до 550 °С понижает предел прочности и предел текучести сплава на 100–300 МПа, в целом сохраняя прочностные характеристики на высоком уровне. Следовательно, после предварительной закалки от температур 800–850 °С последующее старение при 550 °С позволяет получить в 3–4 раза более высокую пластичность сплава по сравнению с такой же закалкой и последующим старением при 450 °С, при этом не более, чем на ~10 % снижается прочность. Это свидетельствует о значительном преимуществе старения при 550 °С предварительно закаленного сплава ВТ23 для достижения сочетания высоких прочностных и пластических свойств.

В целом проведенный анализ экспериментальных данных позволяет заключить, что наиболее эффективной схемой термической обработки сплава ВТ23 для достижения высокого уровня механических свойств является закалка с последующим старением. При выборе конкретного режима такой термической обработки необходимо учитывать, что с повышением температуры закалки от 800 до 850 °С существенно повышается прочность сплава при допустимом снижении пластичности и вязкости, а с повышением температуры старения с 450 до 550 °С значительно возрастают пластичность и вязкость сплава при допустимом снижении прочности. Следовательно, для достижения наилучшего сочетания прочности, пластичности и вязкости в сплаве ВТ23 необходимо повышать температуры закалки и старения в исследованных пределах. Это наглядно иллюстрирует рис. 6, где одновременно сопоставлены характеристики прочности, пластичности и вязкости сплава ВТ23 после различных режимов термической обработки.

На рис. 6 видно, что после закалки от 800–850 °С в воде и последующего старения при 550 °С (режимы 2 и 4) сплав ВТ23 обладает наиболее высоким комплексом механических свойств для обеспечения релаксационной стойкости в сочетании с достаточным запасом пластичности. После такой термической обработки механические характеристики сплава составляют не менее следующих величин: предел прочности $\sigma_в$ – 1200–1300 МПа; предел текучести $\sigma_{0,2}$ – 1100–1200 МПа; относительное удлинение δ – 8–14 %; относительное сужение ψ – 20–40 %; ударная вязкость *KCU* – 26–48 Дж/см^2.

Для объяснения установленных закономерностей влияния режима термической обработки на свойства сплава ВТ23, а также для оценки качества формирующейся при этом микроструктуры проводили металлографический анализ.

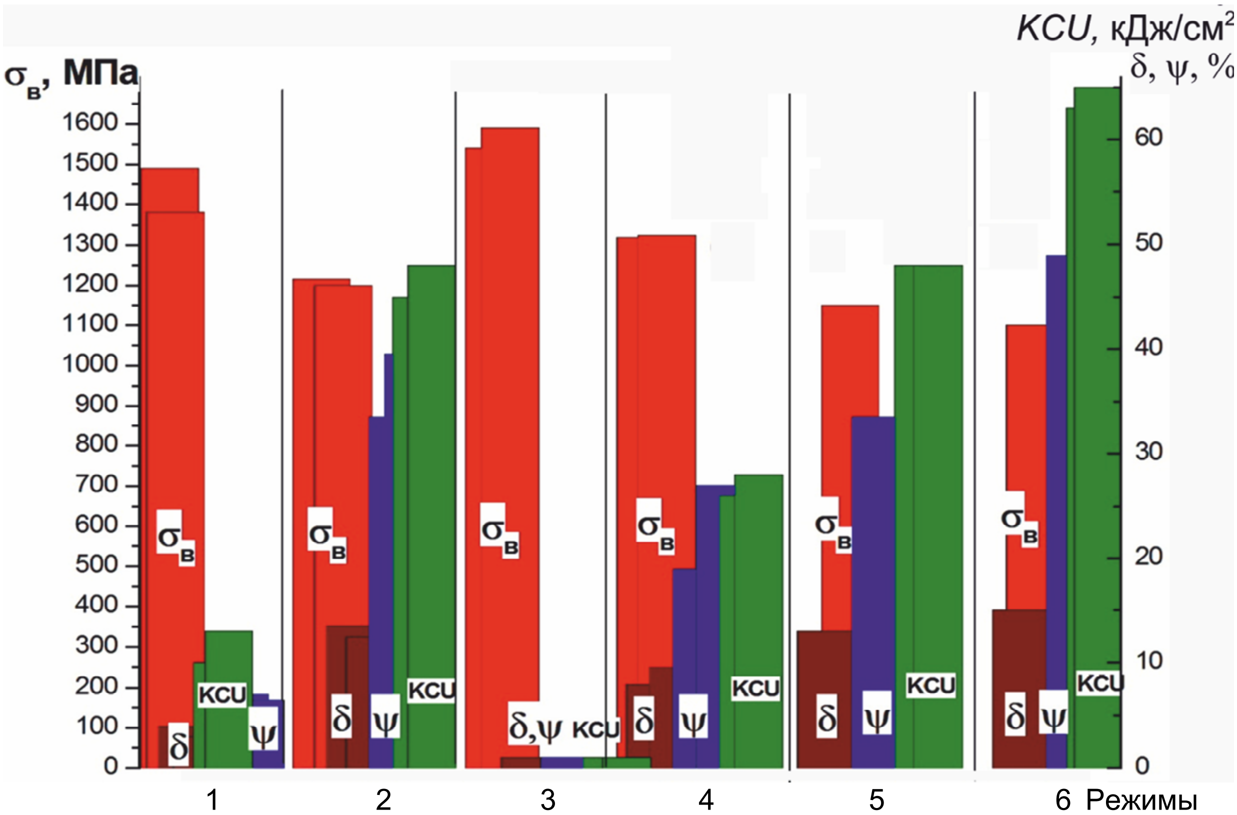


Рис. 6. Механические свойства листа $t = 10$ мм сплава ВТ23 после термической обработки по различным режимам: 1 – $t_{зак}$ = 800 °C; $t_{ст}$ = 450 °C; 2 – $t_{зак}$ = 800 °C; $t_{ст}$ = 550 °C; 3 – $t_{зак}$ = 850 °C; $t_{ст}$ = 450 °C; 4 – $t_{зак}$ = 850 °C; $t_{ст}$ = 550 °C; 5 – $t_{ст}$ = 450 °C; 6 – $t_{ст}$ = 550 °C

Fig. 6. Mechanical properties of VT23 alloy sheet $t = 10$ mm after various modes of heat treatment: 1 – $t_{зак}$ = 800 °C; $t_{ст}$ = 450 °C; 2 – $t_{зак}$ = 800 °C; $t_{ст}$ = 550 °C; 3 – $t_{зак}$ = 850 °C; $t_{ст}$ = 450 °C; 4 – $t_{зак}$ = 850 °C; $t_{ст}$ = 550 °C; 5 – $t_{ст}$ = 450 °C; 6 – $t_{ст}$ = 550 °C

На рис. 7 приведены микроструктуры сплава ВТ23 после исследованных режимов термообработки. Видно, что во всех случаях структура – двухфазная ($\alpha + \beta$); тип ее различается в зависимости от использованного режима. После закалки от 800 °C и старения как при 450, так и при 550 °C в сплаве формируется ($\alpha + \beta$)-структура смешанного типа – глобулярная с небольшими участками пластинчатой α-фазы (рис. 7, *а*, *б*). После закалки от 850 °C и старения при 450 или 550 °C сплав имеет более благоприятную однородную ($\alpha + \beta$)-структуру глобулярного типа (рис. 7, *в*, *г*). После старения без предварительной закалки в сплаве формируется ($\alpha + \beta$)-структура пластинчатого типа (рис. 7, *д*, *е*) – называемая структура «корзиночного плетения», соответствующая отожженному состоянию. Во всех случаях размер первичного β-зерна в сплаве соответствует 4–5 баллам по ГОСТ 5639. Исключением является режим 4 термической обработки (закалка от 850 °C + старение при 550 °C), после которого в сплаве формируется более мелкозернистая структура – размер первичного β-зерна соответствует 6-му баллу по ГОСТ 5639.

При температуре старения 450 °C в условиях заторможенной диффузии и большого числа мест зарождения вторичной α-фазы частицы ее выделяются по промежуточному механизму и являются дисперсными. Выделение продуктов распада в этом случае происходит, как правило, по дислокациям и дефектам упаковки, что приводит к значительному росту уровня внутренних напряжений. При более высокой температуре старения 550 °С диффузионный распад происходит по гетерогенному механизму зарождения вторичных выделений. Новая фаза выделяется преимущественно на границах бывших β-зёрен и субзёрен, а также на уже имеющейся в структуре остаточной (первичной) α-фазе, в результате чего ее размеры несколько увеличиваются, а форма включений становится более равноосной (глобулярной). Так, обнаружено, что максимальные внутренние напряжения при старении сплава ВТ23 возникают при температуре старения 450 °С, а минимальные — при 550 °С. Размер выделяющихся частиц при этих температурах меньше 0,1 мкм при 450 °С и больше 0,1 мкм при 550 °С.

Анализ микроструктуры объясняет полученные результаты механических испытаний (см. рис. 4—6): после старения при температуре 450 °С независимо от температуры закалки прочностные характеристики сплава выше, а пластические — ниже в результате формирования более дисперсной, чем после старения при температуре 550 °С, структуры,

Результаты исследования микроструктуры сплава ВТ23 показывают также, что при температуре закалки 850 °С происходит более полное, чем при 800 °С, растворение первичной α-фазы, насыщение β-фазы β-стабилизаторами, выравнивание по химическому составу, что обеспечивает формирование при старении более однородной глобулярной (α + β)-структуры. Снижение температуры закалки до 800 °С уменьшает степень растворения присутствующей в состоянии поставки α-фазы, что приводит к получению после старения неоднородной смешанной структуры, характеризующейся наличием α-частиц разного размера и формы (глобули и пластины). Соответственно в структуре сплава, подвергнутого старению без предварительной закалки, т. е. нагреву ниже температур фазового α ↔ β-перехода сохраняется исходная пластинчатая структура, сформировавшаяся в результате отжига после пластической деформации. Таким образом, использование предварительной закалки позволяет получить в сплаве ВТ23 при последующем старении благоприятную глобулярную структуру, причем ее однородность увеличивается при повышении температуры закалки от 800 до 850 °С.

На рис. 7, *б*, *г* видно, что независимо от температуры закалки в процессе старения при 550 °С в структуре сплава формируется более крупная α-фаза меньшей плотности, чем в процессе старения при 450 °С. Этим объясняется значительное повышение пластичности сплава ВТ23 при повышении температуры старения от 450 до 550 °С после закалки от обеих исследованных температур.

В целом исследование микроструктуры сплава ВТ23 подтвердило выявленное при определении механических свойств преимущество термической обработки по следующему режиму: закалка в воде от 800—850 °С с последующим старением при 550 °С. Такой режим позволяет получить однородную (α + β)-структуру сплава с равномерным распределением глобулярных включений α-фазы средних размеров.

Следует отметить, что в выбранном на основании проведенного исследования интервале закалочных температур 800—850 °С влияние температуры закалки на свойства сплава ВТ23 при одинаковой температуре старения 550 °С существенно. При этом важно, что и пластичность, и вязкость сплава после закалки от 850 °С и старения при 550 °С остаются на достаточно высоком уровне. Для дополнительной оценки эксплуатационной надежности сплава ВТ23 после термообработки по режиму «закалка в воде от 850 °С с последующим старением при 550 °С» было проведено определение трещиностойкости (вязкости разрушения) материала.

Для оценки влияния режима термической обработки на сопротивляемость хрупкому разрушению закаленного и состаренного сплава ВТ23 было проведено определение его критического коэффициента интенсивности напряжений K_{1c}. Образцы для испытания подвергали упрочняющей термической обработке по режимам 2, 3 и 4. Полученные результаты испытаний на трещиностойкость сплава ВТ23 приведены на рис. 8.

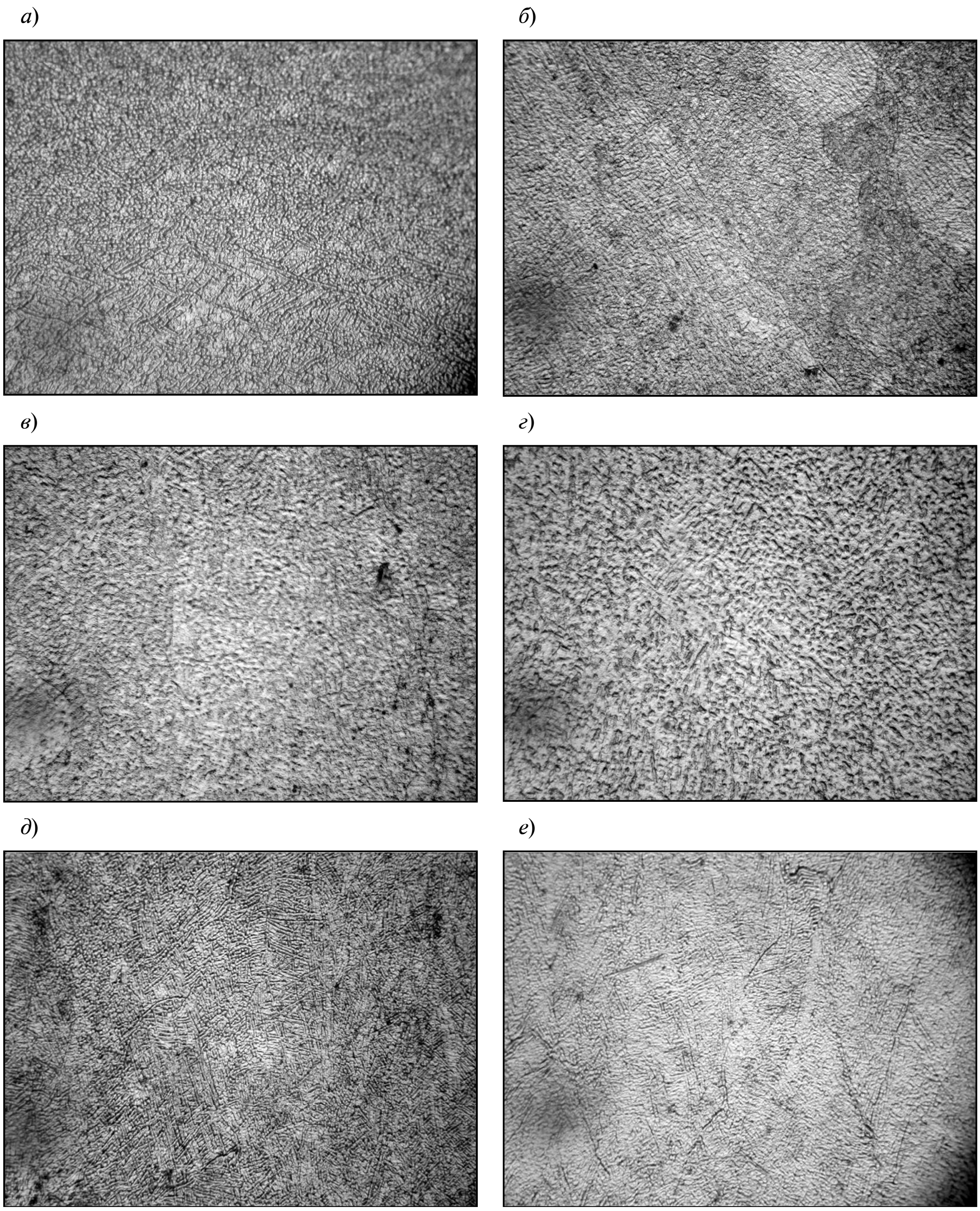


Рис. 7. Микроструктура (× 500) листа толщиной t = 10 мм сплава ВТ23 после различных режимов термической обработки:
закалка от 800 °С 1 час, вода + старение при 450 °С 10 часов (*а*) или при 550 °С 10 часов (*б*);
закалка от 850 °С 1 час, вода + старение при 450 °С 10 часов (*в*) или при 550 °С 10 часов (*г*);
старение без предварительной закалки при 450 °С 10 часов (*д*) или 550 °С 10 часов (*е*);
образец 5, продольное направление)

Fig. 7. Microstructure × 500 of VT23 alloy sheet t = 10 mm after various heat treatment modes: quenching from 800 °C 1 h, water + aging at 450 °C 10 h (*а*) or at 550 °C 10 h (*б*);
quenching from 850 °C 1 h, water + aging at 450 °C 10 h (*в*) or at 550 °C 10 h (*г*);
aging without preliminary quenching at 450 °C 10 h (*д*) or 550 °C 10 h (f, sample 5, longitudinal direction)

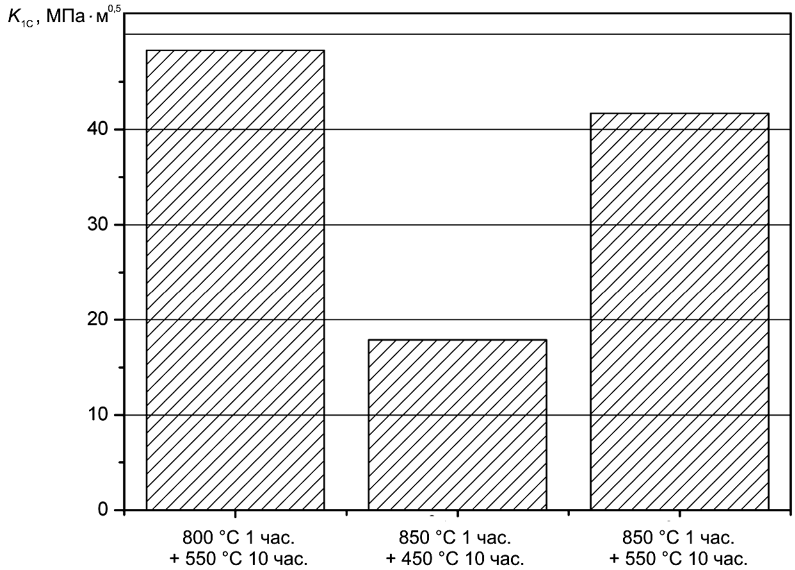


Рис. 8. Вязкость разрушения сплава ВТ23 после термической обработки по различным режимам
Fig. 8. Fracture toughness VT23 alloy after heat treatment with various modes

Из гистограммы видно, что значения коэффициента интенсивности напряжений (K_{1c}) сплава ВТ23 после закалки от разных температур – 800 и 850°С – с последующим одинаковым старением при 550 °С близки. Следовательно, повышение температуры закалки от 800 до 850 °С не приводит к снижению вязкости разрушения сплава ВТ23 и не уменьшает надежность конструкций, изготовленных из такого материала.

Таким образом, результаты оценки вязкости разрушения доказывают обоснованность выбора для сплава ВТ23 температуры предварительной закалки 850 °С. Полученные результаты также показывают, что старение при 450 °С в два раза снижает вязкость разрушения сплава ВТ23, предварительно закаленного от 850 °С, по сравнению со старением при 550 °С (рис. 8).

Учитывая обнаруженную экспериментально большую разницу в значениях механических свойств сплава ВТ23 после старения при температурах 450 и 550 °С с предварительной закалкой как от 800, так и от 850 °С, целесообразно было исследовать промежуточную температуру старения 500 °С. В связи с этим были изучены микроструктура и механические свойства сплава после закалки от выбранной температуры 850 °С и старения при промежуточной температуре 500 °С. Полученные результаты показали, что значения прочностных характеристик сплава ВТ23 после такой термической обработки относительно низкие, а значения пластических характеристик – чрезвычайно низкие: $\sigma_{0,2}$ = 640 МПа; $\sigma_в$ = 670 МПа; δ = 1 %; ψ = 0; *KCU* = 15 Дж/см^2; *HRC* = 46,5. В структуре сплава присутствуют: небольшое количество первичной α-фазы, переохлажденная $\beta_м$-фаза и мартенсит без признаков диффузионного распада (рис. 9).

В соответствии с диаграммой изотермического распада сплава ВТ23 температура 500 °С – это температура наибольшей устойчивости переохлаждённой β-фазы. По этой причине старение закаленного сплава при 500 °С в течение 10 часов или не приводит к диффузионному распаду закаленной структуры, или вызывает лишь его начальные стадии. Подтверждением является и высокая твердость (*HRC* = 46,5) сплава после термической обработки по такому режиму. Таким образом, использование температуры 500 °С при старении предварительно закаленного сплава ВТ23 нецелесообразно.

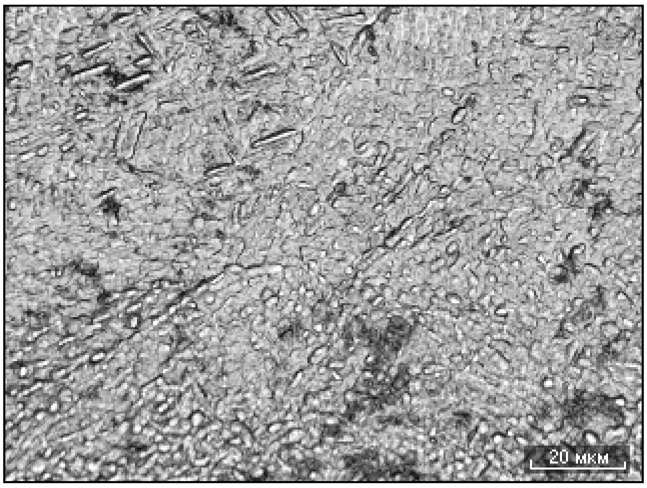


Рис. 9. Микроструктура (× 500) листа толщиной t = 10 мм из сплава ВТ23 после закалки от 850°С и последующего старения при 500 °С

Fig. 9. Microstructure (× 500) of VT23 alloy sheet t = 10 mm after quenching from 850 °C and subsequent aging at 500 °C

Выводы

Установлено, что закалка с последующим старением – более эффективная технологическая операция для сплава ВТ23 по сравнению со старением без предварительной закалки, поскольку позволяет получить значительно более высокий комплекс механических свойств за счет формирования более однородной ($\alpha + \beta$)-структуры с равномерным распределением глобулярных включений α-фазы.

Определен диапазон температур при закалке и старении для повышения уровня механических свойств сплава ВТ23. Повышение температуры закалки от 800 до 850 °С способствует увеличению прочностных характеристик сплава при последующем старении в исследованном интервале температур как минимум на 10 % при сохранении пластичности, ударной вязкости и трещиностойкости на сопоставимом уровне. Повышение температуры старения от 450 до 550 °С после предварительной закалки из интервала температур 800–850 °С приводит к увеличению пластичности, ударной вязкости и трещиностойкости сплава в 2–4 раза при снижении прочности не более, чем на 10 %.

Определены нецелесообразные температуры закалки и старения. Использование закалки от температур выше 850 °С недопустимо, поскольку приводит к интенсивному росту β-зерна в структуре сплава и резкому снижению пластичности и вязкости. Использование старения при температуре 500 °С после предварительной закалки неэффективно, поскольку требует чрезвычайно длительной выдержки для распада закаленной структуры и получения благоприятных механических свойств.

Наиболее эффективным режимом термической обработки листа сплава ВТ23 (t = 10 мм) является закалка от 850 °С с выдержкой 1 час и охлаждением в воде с последующим старением при 550 °С в течение 10 часов. Такой режим термообработки позволяет получить в сплаве однородную глобулярную ($\alpha + \beta$)-структуру и достичь сочетания механических свойств, обеспечивающего высокие прочность, текучесть, твердость и, следовательно, релаксационную стойкость в сочетании с достаточным запасом пластичности, ударной вязкости и трещиностойкости, а именно: предел прочности $\sigma_в$ – не менее 1300 МПа, предел текучести $\sigma_{0,2}$ – не менее 1200 МПа, относительное удлинение δ – 8–10 %, относительное сужение ψ – 20–25 %, ударная вязкость KCU – не менее 25 Дж/см^2, вязкость разрушения K_{1c} = 41–42 МПа·м^{0,5}, твердость HRC – ~39.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Каблов Е.Н.** Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года // Авиационные материалы и технологии. 2012. № 8. С. 7–17.

2. **Антипов В.В.** Стратегия развития титановых, магниевых, бериллиевых и алюминиевых сплавов // Авиационные материалы и технологии. 2012. № 8. С. 157–167.

3. **Матвеев В.В., Ярославский Г.Я., Чайковский Б.С., Кондратьев С.Ю.** Сплавы высокого демпфирования на медной основе. Киев: Наукова думка, 1986. 208 с.

4. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И., Рогожкин В.В.** Концепция карбидного конструирования сталей повышенной хладостойкости // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 10 (712). С. 32–38.

5. **Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Особенности структурных изменений в жаропрочном сплаве 45Х26Н33С2Б2 при температурах эксплуатации. Сообщение 1: Литое состояние // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2012. № 142. С. 155–163.

6. **Фукс М.Д., Зеленин Ю.В., Кондратьев С.Ю.** Исследование качества металла толстостенных труб из коррозионно-стойких сталей // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 2. С. 36–38.

7. **Фукс М.Д., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П.** Длительная прочность литого жаропрочного сплава 45Х26Н33С2Б2 // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2012. № 159. С. 92–96.

8. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов / Федеральное агентство по образованию, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб. , 2006. 363 с.

9. **Цвиккер У.** Титан и его сплавы. М.: Металлургия, 1979. 509 с.

10. **Хорев А.И.** Титановый сплав ВТ23 и его сравнение с лучшими зарубежными сплавами // Титан. 2006. № 1 (18). С. 47–52.

11. **Ильин А.А., Колачев Б.А., Полькин И.С.** Титановые сплавы. Состав, структура, свойства: Справочник. М.: ВИЛС-МАТИ, 2009. 520 с.

12. **Хорев А.И.** Комплексно-легированный титановый сплав ВТ23 универсального применения // Технология машиностроения. 2007. № 7. С. 5–11.

13. **Анташев В.Г., Ночовная Н.А., Ширяев А.А., Изотова А.Ю.** Перспективы разработки новых титановых сплавов // Вестник МГТУ имени Н.Э. Баумана. Сер. «Машиностроение». Спец. вып. «Перспективные конструкционные материалы и технологии». 2011. С. 60–67.

14. **Путырский С.В., Арисланов А.А., Яковлев А.Л., Ночовная Н.А.** Исследование механических свойств деформированных полуфабрикатов сплавов ВТ23М и ВТ43, оценка их климатической стойкостив условиях арктического климата // Труды ВИАМ. 2018. № 4 (64). С. 101–110.

15. **Яковлев А.Л., Ночовная Н.А.** Влияние термической обработки на свойства листов из высокопрочного титанового сплава ВТ23М // Авиационные материалы и технологии. 2013. № 4. С. 8–13.

16. **Хорев А.И.** Основные научные и практические направления повышения стабильности механических свойств (α+β)-титановых сплавов высокой и сверхвысокой прочности / В сб.: Ti-2010 в СНГ. Екатеринбург, 2010. С. 227–235.

17. **Popov A.A., Illarionov A.G., Korelin A.V.** Formation of structure and properties in titanium alloys of a transition class after warm rolling // Metal Science and Heat Treatment. 2000. Vol. 42. No 9-10. P. 348–352.

18. **Illarionov A.G., Popov A.A., Grib S.V., Elkina O.A.** Special features of formation of omega-phase in titanium alloys due to hardening // Metal Science and Heat Treatment. 2011. Vol. 52. No 9-10. P. 493–498.

19. **Логачев И.А., Разумовский В.И., Разумовский И.М., Косырев К.Л., Логачева А.И.** Разработка теоретической процедуры оценки сбалансированности химического состава жаропрочного титанового сплава нового поколения и создание на этой основе методики оптимизации составов титановых сплавов // Титан. 2012. № 4 (38). С. 27–32.

20. **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.

21. **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.

22. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. 128 с.

23. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов. Усталость металлов. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2005. 91 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ШВЕЦОВ Олег Викторович – *кандидат технических наук ведущий инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: shvec_off@mail.ru
КОНДРАТЬЕВ Сергей Юрьевич – *доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: petroprom2013@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 09.06.2018 г.

REFERENCES

[1] **Kablov Ye.N.,** Strategicheskiye napravleniya razvitiya materialov i tekhnologiy ikh pererabotki na period do 2030 goda, *Aviatsionnyye materialy i tekhnologii.* 2012. № 8. S. 7–17. (rus.)

[2] **Antipov V.V.,** Strategiya razvitiya titanovykh, magniyevykh, berilliyevykh i alyuminiyevykh splavov, *Aviatsionnyye materialy i tekhnologii.* 2012. № 8. S. 157–167. (rus.)

[3] **Matveyev V.V., Yaroslavskiy G.Ya., Chaykovskiy B.S., Kondrat'ev S.Yu.,** Splavy vysokogo dempfirovaniya na mednoy osnove. Kiyev: Naukova dumka, 1986. 208 s. (rus.)

[4] **Gorynin V.I., Kondrat'ev S.Yu., Olenin M.I., Rogozhkin V.V.,** Kontseptsiya karbidnogo konstruirovaniya staley povyshennoy khladostoykosti, *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 2014. № 10 (712). S. 32–38. (rus.)

[5] **Oryshchenko A.S., Kondrat'ev S.Yu., Anastasiadi G.P., Fuks M.D., Petrov S.N.,** Osobennosti strukturnykh izmeneniy v zharoprochnom splave 45Kh26N33S2B2 pri temperaturakh ekspluatatsii. Soobshcheniye 1: Litoye sostoyaniye, *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta.* 2012. № 142. S. 155–163. (rus.)

[6] **Fuks M.D., Zelenin Yu.V., Kondrat'ev S.Yu.,** Issledovaniye kachestva metalla tolstostennykh trub iz korrozionno-stoykikh staley, *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii.* 2012. № 2. S. 36–38.

[7] **Fuks M.D., Oryshchenko A.S., Kondrat'ev S.Yu., Anastasiadi G.P.,** Dlitelnaya prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2, *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta.* 2012. № 159. S. 92–96. (rus.)

[8] **Kolbasnikov N.G., Kondrat'ev S.Yu.,** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. Federalnoye agentstvo po obrazovaniyu, SPb.: Sankt-Peterburgskiy Politekhnicheskiy un-ta, 2006. 363 s. (rus.)

[9] **Tsvikker U.** Titan i yego splavy. M.: Metallurgiya, 1979. 509 s. (rus.)

[10] **Khorev A.I.,** Titanovyy splav VT23 i yego sravneniye s luchshimi zarubezhnymi splavami, *Titan.* 2006. № 1 (18). S. 47–52. (rus.)

[11] **Ilin A.A., Kolachev B.A., Polkin I.S.,** Titanovyye splavy. Sostav, struktura, svoystva: Spravochnik. M.: VILS-MATI, 2009. 520 s. (rus.)

[12] **Khorev A.I.,** Kompleksno-legirovannyy titanovyy splav VT23 universalnogo primeneniya, *Tekhnologiya mashinostroyeniya.* 2007. № 7. S. 5–11. (rus.)

[13] **Antashev V.G., Nochovnaya N.A., Shiryayev A.A., Izotova A.Yu.,** Perspektivy razrabotki novykh titanovykh splavov, *Vestnik MGTU im. N.E. Baumana. Ser. «Mashinostroyeniye». Spets. vyp. «Perspektivnyye konstruktsionnyye materialy i tekhnologii».* 2011. S. 60–67. (rus.)

[14] **Putyrskiy S.V., Arislanov A.A., Yakovlev A.L., Nochovnaya N.A.,** Issledovaniye mekhanicheskikh svoystv deformirovannykh polufabrikatov splavov VT23M i VT43, otsenka ikh klimaticheskoy stoykostiv usloviyakh arkticheskogo klimata, *Trudy VIAM.* 2018. № 4 (64). S. 101–110.

[15] **Yakovlev A.L., Nochovnaya N.A.,** Vliyaniye termicheskoy obrabotki na svoystva listov iz vysokoprochnogo titanovogo splava VT23M, *Aviatsionnyye materialy i tekhnologii.* 2013. № 4. S. 8–13.

[16] **Khorev A.I.,** Osnovnyye nauchnyye i prakticheskiye napravleniya povysheniya stabilnosti mekhanicheskikh svoystv (α+β)-titanovykh splavov vysokoy i sverkhvysokoy prochnosti. *V sb.: Ti-2010 v SNG. Yekaterinburg*, 2010. S. 227–235. (rus.)

[17] **Popov A.A., Illarionov A.G., Korelin A.V.,** Formation of structure and properties in titanium alloys of a transition class after warm rolling, *Metal Science and Heat Treatment.* 2000. Vol. 42. No 9-10. P. 348–352.

[18] **Illarionov A.G., Popov A.A., Grib S.V., Elkina O.A.,** Special features of formation of omega-phase in titanium alloys due to hardening, *Metal Science and Heat Treatment.* 2011. Vol. 52. № 9-10. P. 493–498.

[19] **Logachev I.A., Razumovskiy V.I., Razumovskiy I.M., Kosyrev K.L., Logacheva A.I.,** Razrabotka teoreticheskoy protsedury otsenki sbalansirovannosti khimicheskogo sostava zharoprochnogo titanovogo splava novogo pokoleniya i sozdaniye na etoy osnove metodiki optimizatsii sostavov titanovykh splavov, *Titan.* 2012. № 4 (38). S. 27–32. (rus.)

[20] **Gorynin V.I., Kondrat'ev 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.)

[21] **Gorynin V.I., Kondrat'ev 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.)

[22] **Kondrat'ev S.Yu.,** Mekhanicheskiye svoystva metallov. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2011. 128 s. (rus.)

[23] **Gorynin V.I., Kondrat'ev S.Yu.,** Mekhanicheskiye svoystva metallov. Ustalost metallov. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2005. 91 s. (rus.)

THE AUTHORS

SHVECOV Oleg V. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: shvec_off@mail.ru
KONDRATYEV Sergeii Yu. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: petroprom2013@yandex.ru

Received: 09.06.2018

DOI: 10.18721/JEST.240211
УДК 536

А.И. Демидов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КВАЗИБИНАРНОЙ СИСТЕМЫ CaO – $Si_{1/2}O$ В ТВЁРДОМ СОСТОЯНИИ

В работе приведены результаты расчёта изменения стандартной энергии Гиббса реакций взаимодействия оксида кальция с диоксидом кремния в твёрдом состоянии при записи состава оксидов и соединений на один моль атомов кислорода в интервале температур 298,15 ≥ T ≥ 1800 K. Показано, что в системе CaO – $Si_{1/2}O$ максимальным изменением стандартной энергии Гиббса характеризуется реакция образования из оксидов наиболее прочного соединения системы $Ca_{0,500}(Si_{1/2})_{0,500}O$ (температура плавления 2403 K). Минимальная температура устойчивого состояния соединения $Ca_{0,600}(Si_{1/2})_{0,400}O$, рассчитанная на основании термодинамических данных, – 1610 K. Запись составов оксидов, соединений и реакций на один моль атомов кислорода позволяет получить значения термодинамических характеристик соединений, которые могут быть сравнены между собой, поскольку сумма эквивалентных долей Ca и $Si_{1/2}$ в соединениях всегда равна 1, а количество кислорода постоянно.

Ключевые слова: энергия Гиббса, оксид кальция, диоксид кремния, силикаты кальция, термодинамика.

Ссылка при цитировании:
А.И. Демидов/ термодинамические характеристики квазибинарной системы CaO – $Si_{1/2}O$ в твёрдом состоянии // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 134–139. DOI: 10.18721/JEST.240211.

A.I. Demidov

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

THERMODYNAMIC CHARACTERISTICS OF A QUASI-BINARY SYSTEM OF CaO – $Si_{1/2}O$ IN THE SOLID STATE

The paper presents the results of calculating the change in the standard Gibbs energies in the reactions of calcium oxide with silicon dioxide in the solid state when recording the composition of oxides and compounds per mol of oxygen atoms in the 298,15 ≥ T ≥ 1800 K temperature range. The maximum change in the standard Gibbs energy was observed for the reaction of formation of $Ca_{0.500}(Si_{1.2})_{0.500}O$, which is the most durable compound in the CaO – $Si_{1.2}O$ system (m.p. 2403 K), from oxides. The minimum temperature of the stable chemical compound $Ca_{0,600}(Si_{1,2})_{0,400}O$ based on the calculated thermodynamic data is 1,610 K.

Keywords: Gibbs free energy, enthalpy, calcium oxide, silicon dioxide, silicates of calcium, thermodinamics.

Citation:
A.I. Demidov, Thermodynamic characteristics of a quasi-binary system of CaO – $Si_{1/2}O$ in the solid state, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 134–139, DOI: 10.18721/JEST.240211.

Как известно [1–3], в системе $CaO-SiO_2$ образуются четыре соединения: $CaSiO_3$, $Ca_3Si_2O_7$, Ca_2SiO_4 и Ca_3SiO_5. Метасиликат кальция $CaSiO_3$ имеет две модификации – α и β. Модификация α-$CaSiO_3$ – псевдоволластонит – высокотемпературная форма, плавится конгруэнтно при температуре 1817 K [1]. Модификация β-$CaSiO_3$ – волластонит – низкотемпературная форма, превращается в α-$CaSiO_3$ при температурах выше 1400 K [4]. Трехкальциевый дисиликат $Ca_3Si_2O_7$ плавится инконгруэнтно при 1737 K [1]. Ортосиликат кальция Ca_2SiO_4 имеет три устойчивые модификации – γ, α' и α. Температура перехода γ-модификации в α'-модификацию – 1123 K [1]; по данным [4] равновесие $\gamma = \alpha'$ смещено в сторону α'-фазы при температурах выше 1000 K. Переход α'-модификации в α происходит при температуре 1710 K [2, 4]. Ортосиликат кальция плавится конгруэнтно при 2403 K [1]. Трехкальциевый силикат Ca_3SiO_5 плавится инконгруэнтно при 2343 K [1]. Температура нижней границы существования Ca_3SiO_5 указывается в пределах 1400–1670 K [2], чаще всего 1523 K [1, 3].

Расчёт изменения стандартных энергий Гиббса реакций взаимодействия оксида кальция с диоксидом кремния проводили неоднократно [5, 6], применяя при этом принцип расчёта изменения энергии Гиббса по составам. Сущность принципа заключается в том, что для всех реакций в данной системе в левых частях уравнений берется одинаковое количество исходных веществ. Тогда каждая из возможных реакций, по мнению авторов [5], будет отнесена к одному и тому же количеству исходных веществ, и, следовательно, соответствующие значения изменения $\Delta_r G_T^\circ$ стандартных энергий Гиббса реакций образования соединений из оксидов будут сопоставимыми. К сожалению, это утверждение ошибочно. Например, при расчёте изменений стандартной энергии Гиббса реакций взаимодействия оксида кальция с диоксидом кремния, взятых в соотношении 1:1, с образованием силикатов кальция различного состава, а именно

$$CaO + SiO_2 = CaSiO_3, \quad (1)$$

$$CaO + SiO_2 = \frac{1}{3}Ca_3Si_2O_7 + \frac{1}{3}SiO_2, \quad (2)$$

$$CaO + SiO_2 = \frac{1}{2}Ca_2SiO_4 + \frac{1}{2}SiO_2, \quad (3)$$

$$CaO + SiO_2 = \frac{1}{3}Ca_3SiO_5 + \frac{2}{3}SiO_2, \quad (4)$$

происходит автоматическое сокращение энергии Гиббса избытка диоксида кремния, и изменения стандартной энергии Гиббса характеризуют реакции

$$CaO + SiO_2 = CaSiO_3, \quad (1)$$

$$CaO + \frac{2}{3}SiO_2 = \frac{1}{3}Ca_3Si_2O_7, \quad (2')$$

$$CaO + \frac{1}{2}SiO_2 = \frac{1}{2}Ca_2SiO_4, \quad (3')$$

$$CaO + \frac{1}{3}SiO_2 = \frac{1}{3}Ca_3SiO_5, \quad (4')$$

которые относятся к разным количествам веществ; поэтому сравнивать значения изменений энергии Гиббса между собой и делать выводы о предпочтении какой-либо реакции не имеет смысла.

Если проводить расчёт термодинамических характеристик системы $CaO - SiO_2$ на один моль оксидов [7], то сумма молей атомов катионов в соединениях всегда равна 1, а число молей атомов кислорода уменьшается от 1,5 для $Ca_{0,500}Si_{0,500}O_{1,50}$ до 1,33 для $Ca_{0,333}Si_{0,667}O_{1,33}$. Таким образом, и в этом случае составы соединений содержат разное количество моль атомов; следовательно, сравнивать значения термодинамических характеристик между собой не вполне корректно.

Как известно [8, 9], энергия Гиббса – экстенсивная термодинамическая характеристика, её величина пропорциональна массе исследуемой системы. Поэтому принцип расчёта изменения энергии Гиббса по составам, приводящий к величинам энергии Гиббса, относящимся к разным массам продуктов реакции, не позволяет сделать вывод о предпочтительности того или иного химического процесса.

Таблица 1

Зависимости от температуры стандартных энергий Гиббса образования соединений из простых веществ в системе CaO – SiO_2

Table 1

Dependences of standard Gibbs energies for the formation of compounds from simple substances in the CaO – SiO_2 system on the temperature

Соединение	$\Delta_f G_T^\circ = f(T)$, Дж·моль$^{-1}$	Температурный интервал, К
CaO	$\Delta_f G_T^\circ = 0,1086T - 636,55 R^2 = 0,9995$	298,15–1800
SiO_2	$\Delta_f G_T^\circ = 0,1764T - 907,55 R^2 = 0,9999$	298,15–1800
$CaSiO_3$	$\Delta_f G_T^\circ = 0,2856T - 1634,5 R^2 = 0,9999$	298,15–1800
$Ca_3Si_2O_7$	$\Delta_f G_T^\circ = 0,6679T - 3947,1 R^2 = 1$	298,15–1400
Ca_2SiO_4	$\Delta_f G_T^\circ = 0,3894T - 2314,4 R^2 = 1$	298,15–1800
Ca_3SiO_5	$\Delta_f G_T^\circ = 0,4866T - 2932,6 R^2 = 0,9999$	298,15–1800

При изучении фазовых равновесий в системах, образованных оксидами кремния, бора, фосфора, германия и мышьяка, было предложено [10] записывать составы оксидов на один моль атомов кислорода, например вместо SiO_2 записывать $Si_{1/2}O$, вместо B_2O_3 – $B_{2/3}O$. Такая запись составов превращает тройную систему CaO–SiO_2 в квазибинарную CaO–$Si_{1/2}O$, поскольку при изменении соотношения Ca – $Si_{1/2}$ содержание кислорода в системе остаётся постоянным.

В работе приведены результатты расчёта термодинамических характеристик квазибинарной системы CaO – $Si_{1/2}O$ в твёрдом состоянии при записи составов оксидов и соединений на один моль атомов кислорода в интервале температур $298,15 \leq T \leq 1800$ K. При расчёте использовали данные справочника [4], в котором термодинамические характеристики соединения $Ca_3Si_2O_7$ приведены только до температуры 1400 K. Значения стандартной энергии Гиббса образования соединения из простых веществ $\Delta_f G_T^\circ = f(T)$, полученные в результате математической обработки данных справочника [4] приведены в табл. 1.

Изменение $\Delta_r G_T^\circ$ стандартной энергии Гиббса образования соединения связано с изменениями стандартных энтальпии и энтропии – $\Delta_f H_T^\circ$ и $\Delta_f S_T^\circ$ – уравнением [11]: $\Delta_f G_T^\circ = \Delta_f H_T^\circ - T\Delta_f S_T^\circ$. Поэтому коэффициенты уравнений $\Delta G_T^\circ = f(T)$ являются соответственно изменениями стандартных энтальпии $(\Delta_f H_T^\circ)$ и энтропии $(\Delta_f S_T^\circ)$ при образовании соединений из простых веществ. Реакции образования соединений при взаимодействии оксидов кальция и кремния в случае записи составов оксидов и соединений на один моль атомов кислорода могут быть представлены следующим образом:

$$\frac{1}{3}[CaO + SiO_2] = \frac{1}{3}CaSiO_3,$$

или $$0,333\ CaO + 0,667\ Si_{1/2}O = Ca_{0,333}(Si_{1/2})_{0,667}O; \qquad (5)$$

$$\frac{1}{7}[3\ CaO + 2\ SiO_2] = \frac{1}{7}Ca_3Si_2O_7,$$

или $$0,429\ CaO + 0,571\ Si_{1/2}O = Ca_{0,429}(Si_{1/2})_{0,571}O; \qquad (6)$$

$$\frac{1}{4}[2CaO + SiO_2] = \frac{1}{4}Ca_2SiO_4,$$

или $0{,}500\ CaO + 0{,}500\ Si_{1/2}O = Ca_{0,500}(Si_{1/2})_{0,500}O;$ (7)

$$\frac{1}{5}[3\ CaO + SiO_2] = \frac{1}{5}Ca_3SiO_5,$$

или $0{,}600\ CaO + 0{,}400\ Si_{1/2}O = Ca_{0,600}(Si_{1/2})_{0,400}O.$ (8)

Термодинамические характеристики реакций (5)–(8), рассчитанные на основании данных табл. 1, приведены в табл. 2.

Таблица 2

Зависимости от температуры термодинамических характеристик реакций (5)–(8)

Table 2

Dependence of thermodynamic characteristics reactions (5)–(8) on the temperature

Реакция	$\Delta_t G_T^\circ = f(T)$, кДж·моль$^{-1}$	$\Delta_t G_T^\circ$, кДж·моль$^{-1}$	
		500 K	1000 K
(5)	$\Delta_t G_T^\circ = 0,0002T - 30,13$	–30,0	–29,9
(6)	$\Delta_t G_T^\circ = -0,00153T - 31,76$	–32,5	–33,3
(7)	$\Delta_t G_T^\circ = -0,00105T - 33,44$	–34,0	–34,5
(8)	$\Delta_t G_T^\circ = -0,00312T - 23,08$	–24,6	–26,2

Согласно Кубашевскому и Эвансу [12], можно ожидать, что соединение с более высокой температурой плавления будет иметь и более высокую энтальпию образования на один грамм-атом или на моль атомов. Аналогичная зависимость характерна и для энергии Гиббса образования соединений [13, 14].

Как видно из табл. 2, изменения стандартной энергии Гиббса и энтальпии образования соединения $Ca_{0,500}(Si_{1/2})_{0,500}O$ из оксидов максимальны по модулю по сравнению с изменениями термодинамических характеристик других соединений. Соединение $Ca_{0,500}(Si_{1/2})_{0,500}O$ имеет наиболее высокую температуру плавления – 2403 K, следовательно. выполняется корреляция, на которую указывали Кубашевский и Эванс [12].

Поскольку соединения в системе $CaO - Si_{1/2}O$ характеризуются узкой зоной гомогенности и не образуют между собой твёрдых растворов, то в двухфазных областях системы интегральные термодинамические характеристики системы линейно зависят от эквивалентной доли ($Si_{1/2}$).

Как было указано выше, температура нижней границы существования Ca_3SiO_5 точно не определена и лежит в пределах 1400–1670 K. При этой температуре происходит разложение трехкальциевого силиката в твёрдом состоянии по реакции

$$\frac{1}{5}Ca_3SiO_5 = \frac{1}{5}[Ca_2SiO_4 + CaO],$$

или $Ca_{0,600}(Si_{1/2})_{0,400}O = 0{,}800\ Ca_{0/500}(Si_{1/2})_{0,500}O + 0{,}200\ CaO.$ (9)

Зависимость изменения стандартной энергии Гиббса реакции (9) от температуры может быть описана уравнением

$$\Delta_t G_T^\circ = -0,00228T - 3,67.$$

Поскольку в реакции (9) участвуют только чистые вещества, то изменение $\Delta_t G_T^\circ$ стандартной энергии Гиббса реакции (9) равно изменению энергии Гиббса $\Delta_r G_T$ [14], что позволяет по данным табл. 1 рассчитать температуру равновесного состояния реакции (9), т. е. минимальную температуру устойчивого состояния соединения $Ca_{0,600}(Si_{1/2})_{0,400}O$ которая оказалась равной 1610 K.

Выводы

Запись составов оксидов, соединений и реакций на один моль атомов кислорода позволяет получить значения термодинамических характеристик соединений, которые могут быть сравнены между собой, поскольку сумма эквивалентных долей Ca и $Si_{1/2}$ в соединениях всегда равна 1, а количество кислорода постоянно. В системе $CaO - Si_{1/2}O$ максимальные изменения энергии Гиббса и энтальпии приходятся на состав наиболее прочного соединения – $Ca_{0,500}(Si_{1/2})_{0,500}O$ (температура плавления 2403 K). Минимальная температура устойчивого состояния соединения $Ca_{0,600}(Si_{1/2})_{0,400}O$, рассчитанная на основании термодинамических данных, оказалась равной 1610 K.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Торопов Н.А., Барзаковский В.П., Лапин В.В., Курцева Н.Н.** Диаграммы состояния силикатных систем: Справочник. Вып. 1. Двойные системы. 2-е изд., доп. Л.: Наука, 1969. 823 с.

2. **Бережной А.С.** Многокомпонентные системы окислов. Киев: Наукова думка, 1970. 544 с.

3. Атлас шлаков / Пер. с нем. Под ред. И.С. Куликова. М.: Металлургия, 1985. 208 с.

4. **Robie A., Hemingway B.S.** Thermodynamic properties of minerals and related substances at 298,15 K and 1 bar (105 paskals) pressure and at higher temperatures // U.S. Geological survey. Bul. 2131. United States government printing office. Washington, 1995. 461 p.

5. **Бабушкин В.И., Матвеев Г.М., Мчедлов-Петросян О.П.** Термодинамика силикатов. / Под ред. О.П. Мчедлова-Петросяна. 4-е изд., перераб. и доп. М.: Стройиздат, 1986. 408 с.

6. **Куколев Г.В.** Химия кремния и физическая химия силикатов. М.: Высшая школа, 1966. 464 с.

7. **Анфилогов В.Н., Быков В.Н., Осипов А.А.** Силикатные расплавы /Отв. ред. С.Л. Вотяков. М.: Наука, 2005. 357 с.

8. **Воронин Г.Ф.** Основы термодинамики. – М.: Изд-во Моск. ун-та, 1987. 192 с.

9. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов / Федеральное агентство по образованию, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб, 2006. 363 с.

10. **Baret G., Madar R., Bernard C. Silica-Based Oxide Systems I.** Experimental and Calculated Phase Equilibria in Silicon, Boron, Phosphorus, Germanium, and Arsenic Oxide Mixtures // J. Electrochem. Soc. 1991. Vol. 138. № 9. P. 2830–2835.

11. **Морачевский А.Г., Фирсова Е.Г.** Физическая химия. Термодинамика химических реакций. 2-е изд., испр. СПб.: Изд-во «Лань», 2015. 112 с.

12. **Кубашевский О., Эванс Э.** Термохимия в металлургии / Пер. с англ. Под ред. А.Ф. Капустинского. М.: Изд-во иностр. лит-ры, 1954. 422 с.

13. **Морачевский А.Г., Демидов А.И.** Термодинамика сплавов лития с элементами подгруппы углерода (C, Si, Ge, Sn, Pb) / Под ред. А.А. Поповича. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2016. 151 с.

14. **Соколов Ю.А., Кондратьев С.Ю., Лукьянов А.А.** Получение изделий из композиционных материалов методом электронно-лучевого синтеза и исследование их свойств // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 2. С. 35–41.

15. **Кубо Р.** Термодинамика / Пер. англ. Под ред. Д.И. Зубарева и Н.М. Плакиды. М.: Мир, 1970. 304 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ДЕМИДОВ Александр Иванович – *доктор химических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: demidov1902@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 20.05.2018

REFERENCES

[1] **Toropov N.A., Barzakovskiy V.P., Lapin V.V., Kurtseva N.N.,** Diagrammy sostoyaniya silikatnykh sistem: Spravochnik. Vyp. 1. Dvoynyye sistemy. 2-ye izd., dop. L.: Nauka, 1969. 823 s. (rus.)

[2] **Berezhnoy A.S.,** Mnogokomponentnyye sistemy okislov. Kiyev: Naukova dumka, 1970. 544 s. (rus.)

[3] Atlas shlakov / Per. s nem. Pod red. I.S. Kulikova. M.: Metallurgiya, 1985. 208 s. (rus.)

[4] **Robie A., Hemingway B.S.,** Thermodynamic properties of minerals and related substances at 298,15 K and 1 bar (105 paskals) pressure and at higher temperatures, *U.S. Geological survey. Bul. 2131. United States government printing office.* Washington, 1995. 461 p.

[5] **Babushkin V.I., Matveyev G.M., Mchedlov-Petrosyan O.P.,** Termodinamika silikatov. / Pod red. O.P. Mchedlova-Petrosyana. 4-ye izd., pererab. i dop. M.: Stroyizdat, 1986. 408 s. (rus.)

[6] **Kukolev G.V.,** Khimiya kremniya i fizicheskaya khimiya silikatov. M.: Vysshaya shkola, 1966. 464 s. (rus.)

[7] **Anfilogov V.N., Bykov V.N., Osipov A.A.,** Silikatnyye rasplavy / Otv. red. S.L. Votyakov. M.: Nauka, 2005. 357 s. (rus.)

[8] **Voronin G.F.,** Osnovy termodinamiki. M.: Izd-vo Mosk. un-ta, 1987. 192 s. (rus.)

[9] **Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu.,** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov / Federalnoye agentstvo po obrazovaniyu, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb., 2006. 363 s. (rus.)

[10] **Baret G., Madar R., Bernard C.,** Silica-Based Oxide Systems I. Experimental and Calculated Phase Equilibria in Silicon, Boron, Phosphorus, Germanium, and Arsenic Oxide Mixtures, *J. Electrochem. Soc.* 1991. Vol. 138. No 9. P. 2830–2835. (rus.)

[11] **Morachevskiy A.G., Firsova Ye.G.,** Fizicheskaya khimiya. Termodinamika khimicheskikh reaktsiy. 2-ye izd., ispr. SPb.: Izd-vo «Lan», 2015. 112 s.

[12] **Kubashevskiy O., Evans E.,** Termokhimiya v metallurgii / Per. s angl. Pod red. A.F. Kapustinskogo. M.: Izd-vo inostr. lit-ry, 1954. 422 s. (rus.)

[13] **Morachevskiy A.G., Demidov A.I.,** Termodinamika splavov litiya s elementami podgruppy ugleroda (S, Si, Ge, Sn, Pb) / Pod red. A.A. Popovicha. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2016. 151 s. (rus.)

[14] **Sokolov Yu.A., Kondratyev S.Yu., Lukyanov A.A.,** Polucheniye izdeliy iz kompozitsionnykh materialov metodom elektronno-luchevogo sinteza i issledovaniye ikh svoystv, *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii.* 2015. № 2. S. 35–41. (rus.)

[15] **Kubo R.,** Termodinamika / Per. s angl. Pod red. D.I. Zubareva i N.M. Plakidy. M.: Mir, 1970. 304 s. (rus.)

THE AUTHORS

DEMIDOV Aleksandr I. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: demidov1902@gmail.com

Received: 20.05.2018

DOI: 10.18721/JEST.240212
УДК 620.22:669.018:658.512:628.1:621.398

В.И. Горынин[1], В.В. Рогожкин[2], А.А. Ланин[3], А. Туркбоев[4]

1 – Центральный научно-исследовательский институт
конструкционных материалов «Прометей», Санкт-Петербург, Россия
2 – АО «Атомпроект», Санкт-Петербург, Россия
3 – ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И. Ползунова», Санкт-Петербург, Россия
4 – НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», Санкт-Петербург, Россия

ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И ВЫБОРА МАТЕРИАЛОВ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ БЛОКОВ КОНДЕНСЕРА ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ПРИРОДНОЙ ПРЕСНОЙ ВОДЫ

Рассмотрены требования к проектированию и эксплуатации оборудования крупногабаритных блоков W-Конденсера для производства в больших объемах природной пресной воды дождевого качества из атмосферного приморского влажного воздуха. Рекомендованы принципы выбора конструкционных материалов, обеспечивающие высокую коррозионную стойкость и работоспособность теплообменников системы «вода – воздух» при длительной эксплуатации. Сформулированы технические требования к материалам оборудования и трубных систем с целью отработки унифицированного технологического цикла производства чистой воды, обеспечивающего производительность и ресурс блока конденсера. Обоснованы наиболее перспективные конструкционные материалы для изготовления экологически чистого теплообменного оборудования и конденсаторов блоков W-Конденсера производства природной пресной воды из атмосферного влажного воздуха в акватории морей и океанов.

Ключевые слова: крупногабаритный блок, W-Конденсер, производство природной пресной воды из атмосферного влажного воздуха, конструкционные материалы и технические требования к ним, ресурс блока W-Конденсера.

Ссылка при цитировании:
В.И. Горынин, В.В. Рогожкин, А.А. Ланин, А. Туркбоев. Особенности проектирования и выбора материалов при изготовлении блоков конденсера для производства природной пресной воды // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 140–148. DOI: 10.18721/JEST.240212.

V.I. Gorynin[1], V.V. Rogozhkin[2], A.A. Lanin[3], A. Turkboev[4]

1 – Central research institute of structural materials «Prometey», St. Petersburg, Russia
2 – JSC «Atomproekt», St. Petersburg, Russia
3 – JSC «I.I. Polzunov Scientific and development association on research and design of power equipment», St. Petersburg, Russia
4 – NRC «Kurchatov Institute» – CRISM «Prometey», St. Petersburg, Russia

DESIGN FEATURES OF CONDENSER BLOCKS FOR PRODUCTION OF NATURAL FRESH WATER

In this paper, we have considered the requirements for the design and operation of equipment for large-size W-Condenser units for production of natural fresh water of rainwater quality from atmospheric maritime moist air in large volumes. The principles of choosing structural materials are recommended, which ensure high corrosion resistance and serviceability of water-to-air heat exchangers during long-term operation. Technical requirements for materials of equipment and pipe systems are formulated with the purpose of working out a unified technological cycle for the production of clean water, which ensures the productivity and resource of the condenser unit. We have substantiated which construction materials are the most promising for manufacturing environmentally friendly heat exchange equipment and capacitors for W-Condenser blocks produced by natural fresh water from atmospheric moist air in the seas and oceans.

Keywords: large-sized block, W-Condenser, production of natural fresh water from atmospheric moist air, construction materials and technical requirements, resource of W-Condenser unit

Citation:
V.I. Gorynin, V.V. Rogozhkin, A.A. Lanin, A. Turkboev, Design features of condenser blocks for production of natural fresh water, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 140–148, DOI: 10.18721/JEST.240212.

Введение

Создание современного теплообменного оборудования для перспективной технологии общего и энергетического машиностроения в области обеспечения чистой воды на основе экопромышленной системы (W-Конденсер) – актуальная задача. В России и за рубежом ведутся интенсивные разработки по проектированию и вводу в эксплуатацию блоков W-Конденсера приморского базирования для производства больших объемов природной пресной воды (ППВ) из атмосферного влажного воздуха. По предварительным оценкам в воздухе содержится более 12 млрд тонн пресной воды в год. Работы по конструированию и освоению водогенерационных установок малой мощности в период конца второй половины XX века – начала (первое десятилетие) XXI века нашли свое воплощение в конструкциях малой производительности и локального пользования [1–4]. Эти установки для производства пресной воды, выполненные в виде коллекторно-ячеистых сетей большой площади, а также с источником холода (например, на базе абсорбционных водоаммиачных машин [2]) и принудительной продувкой влажного воздуха, были рекомендованы для применения в условиях безводной среды. Они предназначались для континентального и тропического климата аридных территорий и пустынь, где по приблизительным расчетам количество воды в проходящем потоке воздуха над поверхностью 10 км^2 соответствует объему озера площадью 1 км^2 и глубиной 50 м.

В настоящее время наблюдается тенденция перехода к технологии получения больших объемов ППВ из возобновляемого и практически неограниченного ресурса – атмосферного влажного воздуха, что чрезвычайно актуально в научном, технико-экономическом, социально-гуманитарном и биоэкологическом аспектах. Проблема дефицита и качества питьевой воды затронула почти все континенты Земли – Европу, Азию, Африку, Америку (Южная и Северная), Австралию. Пресная вода, чья скорость убыли больше, чем возобновления из таких источников, как реки, озера и подземные запасы, уже сейчас для многих территорий – дефицитный, а в ряде случаев и дорогостоящий природный ресурс. Вместе с тем при изготовлении установок производства ППВ уделяется недостаточное внимание выбору конструкционных материалов, технологий их изготовления и обоснованию технических требований к ним, в частности к изменению химической активности конденсата и пресной воды с учетом скорости их потоков в условиях длительной эксплуатации W-Конденсера морского базирования. Это может приводить к повреждаемости нагруженных и поверхностно-расширенных трубных пучков и нарушению плотности узлов «труба – трубная доска».

Первые разработки установок производства ППВ с незначительным дебитом (20–80 т/сутки) для локального и индивидуального пользования были ориентированы на существенно стационарные режимы работы с ограниченным ресурсом (около 50000 часов). К новым проектам W-Конденсера и его поколений, включая проектно-реконструкторскую интеграцию в состав строящихся и действующих объектов тепловой и атомной энергетики, помимо регламента по экологии окружающей среды, предъявляются более жесткие требования к повышению ресурса и маневренности. В России к тому же важна максимальная унификация материалов и технических требований с существующими зарубежными аналогами (стандарты и требования Европейского Союза, США, Японии и т. д.).

В связи с актуальностью проблемы водообеспечения формирование облика конструкции основными проектными организациями и предприятиями-изготовителями теплообменного оборудования и трубопроводов России проводятся систематические работы в области выбора конструкционных материалов блоков W-Конденсера для производства больших объемов ППВ и его новых автономных и интегральных (в составе ТЭЦ и АЭС) вариантов. При этом разрабатываются научно-технические программы конструктивно-материаловедческого оформления, не имеющие зарубежных аналогов в Европейском Союзе, США, Японии и Китае, несмотря на то, что в США и Китае проблема дефицита питьевой пресной воды становится все более острой и зоны пустыней (Невада, Гоби) неуклонно расширяются. Многолетний опыт таких работ, начатых еще в период СССР, включая результаты испытаний на коррозионно-механическую прочность конструкционных материалов, особенно в местах сварки, позволяет практически полностью завершить выбор унифицированных материалов и разработку технических требований к ним для крупногабаритных блоков экосистемы производства ППВ, а также рекомендовать скорейшее изготовление головного оборудования с целью отработки унифицированного технологического цикла производства ППВ для нагруженных теплообменных элементов, которые лимитируют производительность, ресурс и маневренность блока W-Конденсера приморского базирования.

Критерии выбора и оптимизации материала

Критерии выбора и оптимизации материала (КВОМ) элементов теплообменного оборудования из сталей перлитного, мартенситно-ферритного, а также аустенитно-ферритного классов и титана промышленной чистоты играют важную роль на стадии обоснования выбора и оптимизации материалов и разработки технических требований к ним.

Существует ряд КВОМ для химического состава хромистых и высокохромистых сталей перлитного и мартенситно-ферритного классов. КВОМ первого поколения были предложены на основе Mo-эквивалента [5]:

$$\mathrm{Mo_э} = \mathrm{Mo} + 0{,}5\mathrm{W}\ (\text{масс. }\%), \qquad (1)$$

где W и Mo – содержание соответственно вольфрама и молибдена. Эти критерии позволили увеличить работоспособность металла за счет повышения характеристик кратковременной и длительной коррозионной прочности. Практика эксплуатации тепломеханического энергетического оборудования в различной коррозионной среде показала необходимость совершенствования КВОМ на основе указанного Mo-эквивалента в части обеспечения необходимых дополнительных требований по уровню сопротивляемости хрупким, малоцикловым усталостным и локальным разрушениям [6, 7] в сочетании с повышенной технологичностью и трещиностойкостью. Таким требованиям удовлетворяют высокохромистые с минимальным содержанием дельта-феррита стали мартенситно-ферритного класса, легированные в первую очередь молибденом, и их сварные соединения после гомогенизации и термической обработки для оптимизации структуры [8].

Отметим, что КВОМ на основе взаимосвязи хромовых и никелевых эквивалентов по диаграмме Шеффлера и ее модификаций, а также с учетом разработки новых технологий термической обработки (например, термическое улучшение, гомогенизация и др.) для улучшения и стабилизации структуры металла различного полуфабрикатного состояния [9, 10] используются практически во всех промышленно развитых странах с целью повышения комплексной работоспособности на основе ряда прочностных критериев: жаропрочности, коррозионно-механической прочности хрупкого разрушения, малоцикловой усталости, чувствительности к надрезу или трещинам и технологичности [11].

Расчетные характеристики и критерии прочности

Проектирование нового поколения установок конденсации воздушного пара — высокопроизводительных блоков W-Конденсера производства ППВ — требует введения современных методов расчета на прочность и ресурс основных элементов, которые лимитируют ресурс оборудования. В настоящее время преимущественно используются детерминированные расчеты на прочность и долговечность с оценкой системы коэффициентов запаса по прочности и долговечности. Особое внимание целесообразно уделять корректным расчетам полей напряжений и деформаций элементов блока W-Конденсера с учетом коррозионных процессов. Очевидно, что для таких расчетов следует располагать соответствующей базой данных, в том числе по возникновению и развитию процессов коррозии под напряжением. Для основных элементов оборудования расчеты на коррозионно-механическую прочность по результатам сравнительно кратковременных испытаний могут быть использованы только для предварительных расчетных процедур. Важно подчеркнуть, что используемые общие локальные деформационные критерии длительной и циклической коррозионно-механической прочности при расчетах предельных состояний в зонах эффективных концентраторов напряжений (деформаций) и малоцикловой усталости требуют при количественных расчетах корректировки в области хрупких, включая межзеренные, разрушений [12, 13].

Отметим, что для обеспечения коррозионной стойкости высокохромистых сталей мартенситно-ферритного класса, легированных молибденом, после гомогенизационного отжига (чтобы предотвратить образование или снижение содержания δ-феррита в процессе термической обработки и обеспечить оптимизацию структуры мартенсита) были получены положительные результаты по сопротивляемости металла хрупкому разрушению [14, 15].

При проектировании и изготовлении крупногабаритных блоков W-Конденсера производства ППВ следует избегать применения материалов и технологий, не обеспечивающих коэффициент прочности сварных соединений Св.0,8 за весь расчетный срок службы [8, 16, 17]. В случае проведения гомогенизации металла сварного соединения высокохромистой стали мартенситно-ферритного класса коэффициент прочности сварного соединения составляет практически Св.1,0, т. е. на уровне основного металла, что позволяет и в случае соединения сваркой считать данный материал механически однородным. Более того, этот материал также является механически однородным по сопротивляемости хрупкому разрушению при ударном изгибе образцов 11 типа по ГОСТ 9454 во всем диапазоне рабочих температур, включая пониженные.

В связи с этим целесообразно унифицировать требования к оценке величины допускаемых напряжений и гарантированных характеристик коррозионно-механической прочности. С учетом ряда отечественных разработок по высокохромистым сталям и их сварным соединениям возможно применить усовершенствованные методы оценки «хрупкой» прочности основных элементов оборудования, исключающие возможность разрушения в процессе эксплуатации блока W-Конденсера в существенно нестационарных режимах.

Конденсаторы и трубы теплообменного оборудования

Один из главных вопросов при изготовлении поглощающего влажный воздух (преимущественно над теплой водной поверхностью морей и океанов) блока W-Конденсера производства ППВ – оптимальный выбор материалов для тонкостенных труб пучков конденсатора и теплообменного оборудования, например водяных камер, трубных досок, промежуточных перегородок и т. д. [18–21].

Также важной проблемой при проектировании теплообменного оборудования (в том числе для ТЭЦ и АЭС) является создание надежных сварных конструкций, отвечающих требованиям и нормам экологии окружающей среды. При этом выбор материала и технология его изготовления с учетом технических требований к характеристикам работоспособности должны не только быть взаимосвязаны, но и составлять системную основу для разработки новых, более совершенных в конструктивно-материаловедческом аспекте проектов блока W-Конденсера для производства дефицитного природного ресурса в условиях приморского климата. Такие условия, например, существуют уже примерно 55 млн лет в пустыне Намиб (юго-запад Африки). Эта пустыня примыкает к морю и, несмотря на это, имеет весьма большие дюны высотой более 300 м, которые отсутствуют в составе ряда континентальных пустынь большей площади.

В России и других экономически развитых странах в качестве конструкционного материала при изготовлении конденсаторов и другого теплообменного оборудования энергоблоков ТЭЦ и АЭС применяются нержавеющие легированные стали мартенситно-ферритного и аустенитно-ферритного классов, технически чистый титан и медно-никелевые сплавы [18, 22].

Первое время при изготовлении трубных систем применялись хромоникелевые стали аустенитного класса. Но из-за склонности этих сталей к коррозионному растрескиванию, особенно при сварке, и повышенной повреждаемости трубных пучков конденсаторов и других элементов от их широкого применения отказались. Были разработаны другие нержавеющие стали аустенитно-ферритного класса (состоящие из феррита и аустенита в соотношении 50:50). Дуплексные стали системы Cr-Ni-Mo-N с пониженным содержанием углерода характеризуются высокой стойкостью к общей коррозии, а также к следующим ее видам: межкристаллитной, питтинговой, щелевой и коррозионному растрескиванию. В России в девяностых годах прошлого столетия с участием НПО ЦКТИ была разработана технология производства труб из дуплексной стали 03Х24Н6АМ3 (ЗИ130) с толщиной стенки 0,8 мм.

Дуплексные коррозионностойкие стали поддаются известным способам сварки: ручной дуговой, вольфрамовым электродом в инертном газе, ручной в инертном газе и под флюсом. Кроме того, эти стали свариваемы с другими материалами, включая углеродистые стали. Это важно для замены труб, когда трубные доски, находясь в удовлетворительно работоспособном состоянии, не нуждаются в трудоемкой замене.

Получение удовлетворительного комплекса характеристик работоспособности дуплексных сталей позволило ряду заводов России освоить технологии изготовления цельнотянутых и сварных тонкостенных труб не только из них, но и из технически чистого титана. При этом технология изготовления и уровень служебных свойств металла труб практически не уступают таковым у зарубежных аналогов.

Отметим, что конденсаторные трубы из титана по сравнению с другими конструкционными материалами обладают самой высокой стойкостью к эрозии песком, ударной и химической коррозии, в том числе аммиачной, а также практически полным отсутствием склонности к коррозионному растрескиванию под напряжением. Кроме того, это превосходство титана обнаружено и для хлоридных растворов, что указывает на возможность его применения при охлаждении морской водой в различном по загрязнению состоянии.

За рубежом тонкостенные конденсаторные трубы из технически чистого титана изготавливаются в соответствии со стандартом ASTM B338 как в цельнотянутом, так и сварном варианте при толщине стенки 0,4 мм и более.

В России такое производство по ГОСТ 22897–86 и ГОСТ 24890–81 соответственно для бесшовной холоднодеформированной и сварной труб освоено для титана марки ВТ1-0. Для сварного варианта, который существенно дешевле цельнотянутого и позволяет уменьшить толщину стенки и увеличить длину, в НПО ЦКТИ была подтверждена высокая коррозионная стойкость не только основного металла, но и зоны шва.

Анализ данных фирмы «Siemens AG» по объемам производства конденсаторов паровых турбин зарубежными фирмами в последние годы XX века показал следующее. Для изготовления более половины продукции (56 %) был использован технически чистый титан; меньше половины составили медно-никелевые сплавы: зарубежные CuNi 70-30, CuNi 85-15, CuNi 90-10 (их отечественные аналоги МНЖМц 30-1-1, МН15 и МН10) в количестве 23 %; лишь 21 % – дуплексные нержавеющие стали. В связи с этим для обеспечения конкурентоспособности отечественного оборудования блоков W-Конденсера производства ППВ целесообразно использовать технически чистый титан.

Технико-экономическая целесообразность также диктует применение титановых труб в сочетании с трубными досками из биметалла: плакированный титан + сталь. В настоящее время возможна технология изготовления биметаллических трубных досок на основе системы сплавов ВТ1-0 + 09Г2СА-А методом сварки взрывом. Сталь 09Г2СА-А была разработана и успешно освоена при изготовлении листов и поковок для металлобетонных корпусов и оборудования транспортных контейнеров перевозки и хранения отработавшего ядерного топлива [23]. Следует отметить, что разработанная в [8, 24] прогрессивная технология термической обработки (по схеме закалки и двух последующих, различной интенсивности отпусков – для коагуляции и сфероидизации карбидной фазы, преимущественно карбидов цементитного типа) обеспечила получение у этой стали исключительно высокой хладостойкости [9, 10, 15, 24]. По-видимому, эти высокие характеристики титана и стали 09Г2СА-А делают их наиболее перспективными материалами для трубных досок блоков W-Конденсера производства природной пресной воды.

Крепежные детали

Технические требования к крепежным деталям для фланцевых соединений с температурой среды от 0 до 650 °С, разработанные в [25] и изложенные в ГОСТ 20700–75, а также для фланцевых соединений атомных энергетических установок с температурой среды от 0 до 350 °С, представленные в ГОСТ 23304–78, применимы для изготовления шпилек, болтов, гаек, шайб и анкерных соединений крупногабаритных блоков W-Конденсера. Целесообразно при проектировании блоков W-Конденсера рассмотреть вопрос об использовании нержавеющих сталей А2 и А4 (AISI304 и AISI316; их отечественные аналоги – 08Х18Н10 и 10Х17Н13М2 соответственно) по ГОСТ ISO 3506-1–2014. В случае выбора конструктивного варианта фланцевого соединения W-Конденсера не рекомендуется использовать шпильки типа А по ГОСТ 9066–75. Для крепежных деталей фланцевых соединений блоков W-Конденсера необходимо применять 1-ю или 2-ю группу качества готовых изделий по ГОСТ 20700–75. Не допускается для изготовления крепежа W-Конденсера применение 5-й группы качества готовых изделий. Резьба должна быть по ГОСТ 9150–81 с допусками на профиль резьбы и длину свинчивания по ГОСТ 16093–81.

Заключение

При проектировании и изготовлении экологически чистого теплообменного оборудования и конденсаторов для блоков W-Конденсера производства природной пресной воды из атмосферного влажного воздуха в акватории морей и океанов, по-видимому, наиболее перспективными следует считать следующие конструкционные материалы: для трубных систем – титан и нержавеющие стали типа дуплекс и супердуплекс; для трубных досок – толстолистовой биметалл титан-сталь; для теплообменного оборудования конденсаторов – высокохромистая сталь мартенситно-ферритного класса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Алексеев В.В., Чекарев К.В.** Получение пресной воды из влажного воздуха // Аридные экосистемы. 1996. Т. 2. № 2-3. С. 111–122.

2. **Ищенко И.Н., Титлов А.С.** Разработка систем получения воды из атмосферного воздуха на базе теплоиспользующих абсорбционных холодильных машин // Актуальные проблемы авиации и космонавтики. Технические науки. 2011. № 4. С. 76–77.

3. **Shimtnauer R.S., Cereceda P.** Fog Collection in Coastal Location // AMBIO. 1991. Vol. 20. No 7. P. 303–308.

4. **Семенов И.Е.** Автономная установка для конденсации пресной воды из атмосферного воздуха // Водоснабжение и санитарная техника. 2008. № 5. С. 65–68.

5. **Tchizhik A.A., Tchizhik T.A., Alexeichuk G.P.** Properties and use of 10% Cr-Steel for tubes of modern boilers and steam generators // Proc. of Inter. Conference on plant condition Life management. VTT Symposium 150. Helsinki, Stockholm, 6–8 June 1995, P. 135–142.

6. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов. Усталость металлов. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2005. 91 с.

7. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. 128 с.

8. **Горынин В.И., Оленин М.И.** Пути повышения хладостойкости стали и сварных соединений. СПб.: Изд-во ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей», 2017. 341 с.

9. **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.

10. **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.

11. **Азбукин В.Г., Горынин В.И., Павлов В.Н.** Перспективные коррозионно-стойкие материалы для оборудования и трубопроводов АЭС. СПб.: Изд-во ЦНИИ КМ «Прометей», 1997. 118 с.

12. **Карпенко Г.В.** Малоцикловая усталость стали в рабочих средах. Киев: Наукова думка, 1977. 110 с.

13. **Гутман Э.М., Султанов М.Х., Выбра В.А.** Влияние концентрации напряжений на коррозионную усталость резьбовых соединений // Коррозия и защита. 1983. № 3. С. 2–3.

14. **Чернявская С.Г., Красникова С.И., Суламенко А.В.** Изменение дельта-феррита в стали 1Х16ННБ при гомогенизации // Металловедение и термическая обработка металлов. 1972. № 9. С. 66–67.

15. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И., Рогожкин В.В.** Концепция карбидного конструирования сталей повышенной хладостойкости // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 10 (712). С. 32–38.

16. **Tchizhik A.A., Tchizhik T.A.** Optimization of heat treatment for steam and gaz turbine parts from 9–12 % Cr steels // Proceeding of the International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies. Dublin, Ireland. 8–12 August 1995. P. 1528–1536.

17. **Ланин А.А, Балина В.С.** Прочность и долговечность конструкций при ползучести. СПб.: Политехника, 1996. 181 с.

18. **Горынин В.И., Лихарева Т.П., Никитина В.И. [и др.[.** Металлы для турбин и теплообменного оборудования атомных электростанций. Рекомендации по выбору металлов. Общие технические требования. РТМ 108.020.15-86. СПб.: НПО ЦКТИ, 1987. 107 с.

19. Энциклопедия. Машиностроение. Т. IV. 19. Турбинные установки. М.: Машиностроение, 2015. 1030 с.

20. **Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Особенности структурных изменений в жаропрочном сплаве 45Х26Н33С2Б2 при температурах эксплуатации. Сообщение 1: Литое состояние // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2012. № 142. С. 155–163.

21. **Фукс М.Д., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П.** Длительная прочность литого жаропрочного сплава 45Х26Н33С2Б2 // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2012. № 159. С. 92–96.

22. **Фукс М.Д., Зеленин Ю.В., Кондратьев С.Ю.** Исследование качества металла толстостенных труб из коррозионно-стойких сталей // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 2. С. 36–38.

23. **Филимонов Г.Н.** Создание и совершенствование материалов для крупногабаритных изделий машиностроения. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. 137 с.

24. **Горынин В.И., Оленин М.И., Хламков Н.А., Тимофеев Б.Т.** Метод трансформации карбидной фазы – фактор повышения сопротивляемости хрупкому разрушению конструкционных сталей // Вопросы материаловедения. 2013. № 1 (73). С. 7–19.

25. **Горынин В.И.** Высокопрочные материалы для резьбовых соединений. СПб.: Изд-во ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей», 2016. 430 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ГОРЫНИН Владимир Игоревич – *доктор технических наук начальник лаборатории Центрального научно-исследовательского института конструкционных материалов «Прометей»*
E-mail: z1dehy97@mail.wplus.net

РОГОЖКИН Владимир Владимирович – *кандидат физико-математических наук главный специалист АО «Атомпроект»*
E-mail: vvrogozhkin@atomproekt.com

ЛАНИН Александр Алексеевич – *доктор технических наук зав. отделом ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И. Ползунова»*
E-mail: svarka@ckti.ru

ТУРКБОЕВ Ашурбек – *доктор технических наук начальник сектора НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей»*
E-mail: npk6@crism.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 09.06.2018

REFERENCES

[1] **Alekseyev V.V., Chekarev K.V.,** Polucheniye presnoy vody iz vlazhnogo vozdukha, *Aridnyye ekosistemy*. 1996. T. 2. № 2-3. S. 111–122. (rus.)

[2] **Ishchenko I.N., Titlov A.S.,** Razrabotka sistem polucheniya vody iz atmosfernogo vozdukha na baze teploispolzuyushchikh absorbtsionnykh kholodilnykh mashin, *Aktualnyye problemy aviatsii i kosmonavtiki. Tekhnicheskiye nauki*. 2011. № 4. S. 76–77. (rus.)

[3] **Shimtnauer R.S., Cereceda P.,** Fog Collection in Coastal Location, *AMBIO*. 1991. Vol. 20. No 7. P. 303–308.

[4] **Semenov I.Ye.** Avtonomnaya ustanovka dlya kondensatsii presnoy vody iz atmosfernogo vozdukha, *Vodosnabzheniye i sanitarnaya tekhnika*. 2008. № 5. S. 65–68. (rus.)

[5] **Tchizhik A.A., Tchizhik T.A., Alexeichuk G.P.,** Properties and use of 10% Cr-Steel for tubes of modern boilers and steam generators, *Proc. of Inter. Conference on plant condition Life management. VTT Symposium 150.* Helsinki, Stockholm, 6–8 June 1995, P. 135–142.

[6] **Gorynin V.I., Kondratyev S.Yu..** Mekhanicheskiye svoystva metallov. Ustalost metallov. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2005. 91 s. (rus.)

[7] **Kondratyev S.Yu.,** Mekhanicheskiye svoystva metallov. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2011. 128 s. (rus.)

[8] **Gorynin V.I., Olenin M.I.,** Puti povysheniya khladostoykosti stali i svarnykh soyedineniy. SPb.: Izd-vo FGUP TsNII KM «Prometey», 2017. 341 s. (rus.)

[9] **Gorynin V.I., Kondratyev 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.)

[10] **Gorynin V.I., Kondratyev 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.)

[11] **Azbukin V.G., Gorynin V.I., Pavlov V.N.,** Perspektivnyye korrozionno-stoykiye materialy dlya oborudovaniya i truboprovodov AES. SPb.: Izd-vo TsNII KM «Prometey», 1997. 118 s. (rus.)

[12] **Karpenko G.V.,** Malotsiklovaya ustalost stali v rabochikh sredakh. Kiyev: Naukova dumka, 1977. 110 s. (rus.)

[13] **Gutman E.M., Sultanov M.Kh., Vybra V.A.,** Vliyaniye kontsentratsii napryazheniy na korrozionnuyu ustalost rezbovykh soyedineniy, *Korroziya i zashchita.* 1983. № 3. S. 2—3. (rus.)

[14] **Chernyavskaya S.G., Krasnikova S.I., Sulamenko A.V.,** Izmeneniye delta-ferrita v stali 1Kh16NNB pri gomogenizatsii, *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 1972. № 9. S. 66—67. (rus.)

[15] **Gorynin V.I., Kondratyev S.Yu., Olenin M.I., Rogozhkin V.V.,** Kontseptsiya karbidnogo konstruirovaniya staley povyshennoy khladostoykosti, *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 2014. № 10 (712). S. 32—38. (rus.)

[16] **Tchizhik A.A., Tchizhik T.A.,** Optimization of heat treatment for steam and gaz turbine parts from 9—12 % Cr steels, *Proceeding of the International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies.* Dublin, Ireland. 8—12 August 1995. P. 1528—1536.

[17] **Lanin A.A, Balina V.S.,** Prochnost i dolgovechnost konstruktsiy pri polzuchesti. SPb.: Politekhnika, 1996. 181 s. (rus.)

[18] **Gorynin V.I., Likhareva T.P., Nikitina V.I. [i dr.],** Metally dlya turbin i teploobmennogo oborudovaniya atomnykh elektrostantsiy. Rekomendatsii po vyboru metallov. Obshchiye tekhnicheskiye trebovaniya. RTM 108.020.15-86. SPb.: NPO TsKTI, 1987. 107 s.

[19] Entsiklopediya. Mashinostroyeniye. T. IV. 19 Turbinnyye ustanovki. M.: Mashinostroyeniye, 2015. 1030 s. (rus.)

[20] **Oryshchenko A.S., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P., Fuks M.D., Petrov S.N.,** Osobennosti strukturnykh izmeneniy v zharoprochnom splave 45Kh26N33S2B2 pri temperaturakh ekspluatatsii. Soobshcheniye 1: Litoye sostoyaniye, *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta.* 2012. № 142. S. 155—163. (rus.)

[21] **Fuks M.D., Oryshchenko A.S., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P.,** Dlitelnaya prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2, *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta.* 2012. № 159. S. 92—96. (rus.)

[22] **Fuks M.D., Zelenin Yu.V., Kondratyev S.Yu.,** Issledovaniye kachestva metalla tolstostennykh trub iz korrozionno-stoykikh staley, *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii.* 2012. № 2. S. 36—38. (rus.)

[23] **Filimonov G.N.,** Sozdaniye i sovershenstvovaniye materialov dlya krupnogabaritnykh izdeliy mashinostroyeniya. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2012. 137 s. (rus.)

[24] **Gorynin V.I., Olenin M.I., Khlamkov N.A., Timofeyev B.T.,** Metod transformatsii karbidnoy fazy — faktor povysheniya soprotivlyayemosti khrupkomu razrusheniyu konstruktsionnykh staley, *Voprosy materialovedeniya.* 2013. № 1 (73).S. 7—19. (rus.)

[25] **Gorynin V.I.,** Vysokoprochnyye materialy dlya rezbovykh soyedineniy. SPb.: Izd-vo FGUP TsNII KM «Prometey», 2016. 430 s. (rus.)

THE AUTHORS

GORYNIN Vladimir I. — *Central research institute of structural materials «Prometey»*
E-mail: z1dehy97@mail.wplus.net
ROGOZHKIN Vladimir V. — *JSC «Atomproekt»*
E-mail: vvrogozhkin@atomproekt.com
LANIN Aleksandr A. — *JSC «I.I. Polzunov Scientific and development association on research and design of power equipment»*
E-mail: svarka@ckti.ru
TURKBOEV Ashurbek — *NRC «Kurchatov Institute» — CRISM «Prometey»*
E-mail: npk6@crism.ru

Received: 09.06.2018

DOI: 10.18721/JEST.240213
УДК 678.5/8:539.5

А.Б. Елаков[1], Р.А. Турусов[2], Е.А. Богачев[1], А.Ю. Сергеев[1]

1 – ОАО «Композит», г. Королев Московской обл., Россия
2 – Институт химической физики им. Н.Н. Семёнова Российской академии наук, г. Москва, Россия

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ НЕТКАНОГО ХОЛСТА ПРИ НАМОТКЕ НА ЦИЛИНДРИЧЕСКУЮ ОПРАВКУ

Окисленный волокнистый полиакрилонитрил (ПАН) – наиболее распространенный предшественник углеродного волокна. В ОАО «Композит» разработан способ изготовления пористого углеродного армирующего каркаса – основы композиционного материала, получаемого из нетканого окисленного ПАНа по иглопробивной технологии с последующим прессованием и серией термообработок. Объемные цилиндрические каркасы могут быть получены силовой намоткой нетканого ПАН-холста на металлическую оправку двумя способами: с радиальным иглопробиванием наматываемых слоев и без него. В настоящей работе представлена аналитическая модель напряженно-деформированного состояния полимерного холста при намотке на оправку. С использованием модели получены и проанализированы результаты для каждого из способов намотки. В результате проведенного в работе теоретического и экспериментального исследования формирования структуры объемных цилиндрических каркасов при двух способах намотки нетканого холста из окисленного ПАНа на оправку установлено, что применение в процессе намотки радиального армирования путем иглопробивания изменяет степень анизотропии материала, что приводит к уменьшению радиальных и окружных напряжений и позволяет избежать потери устойчивости при прессовании цилиндрических заготовок. Благодаря этому после последующих термообработок получают массивные углеродные каркасы с однородной бездефектной структурой.

Ключевые слова: нетканые материалы, окисленный полиакрилонитрил, иглопробивание, напряженно-деформированное состояние, оправка, механика растущего тела, упругая анизотропия.

Ссылка при цитировании:
А.Б. Елаков, Р.А. Турусов, Е.А. Богачев, А.Ю. Сергеев. Моделирование напряженно-деформированного состояния нетканого холста при намотке на цилиндрическую оправку // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 149–160. DOI: 10.18721/JEST.240213.

A.B. Elakov[1], R.A. Turusov[2], E.A. Bogachev[1], A.Yu. Sergeev[1]

1 – JSC «Kompozit», Korolev Moscow region, Russia
2 – Semenov Institute of chemical physics Russian academy of sciences, Moscow, Russia

SIMULATION OF THE STRESS-STRAIN STATE IN NON-WOVEN FABRIC WINDING ONTO A CYLINDRICAL MANDREL

Fibrous polyacrylonitrile (PAN) is the most widespread carbon fiber precursor. Kompozit JSC has developed a technique to fabricate a porous carbon preform that is a composite material base wherein a reinforcing carbon preform will be made out of needle-punched non-woven oxidized PAN, with subsequent pressing and a series of heat treatments. A cylindrical reinforcing preform can be shaped by pre-winding and compacting non-woven PAN-fabric using two processes. The present paper gives an analytical model for winding the fabric onto the mandrel using both of the above processes, as well as presents experimental and theoretical data for the estimation of the stress-strain state made for each fabric winding process. The analysis has been given of the results obtained.

Keywords: non-woven materials, oxidized polyacrylonitrile, needle-punching, stress-strain state, winding, mandrel, growing solid mechanics, elastic anisotropy.

Citation:
A.B. Elakov, R.A. Turusov, E.A. Bogachev, A.Yu. Sergeev, Simulation of the stress-strain state in non-woven fabric winding onto a cylindrical mandrel, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 149–160, DOI: 10.18721/JEST.240213.

Введение

Композиционные и порошковые материалы – одни из наиболее перспективных для применения в современных быстро развивающихся отраслях промышленности – космическом и авиастроении, автомобилестроении, энергетике, медицине, строительстве и др. [1–8]. Значительная часть композиционных материалов имеет металлическую матрицу. Однако все большее применение получают керамические и полимерные композитные материалы.

Исследуемый материал. Как известно, окисленный волокнистый полиакрилонитрил (ПАН) – это наиболее распространенный предшественник углеродного волокна [Буланов И.М., Воробей В.В. Технология ракетных и аэрокосмических конструкций из композиционных материалов: Учеб. для вузов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1998. 516 с.]. Поскольку выход углерода при карбонизации окисленного ПАНа составляет примерно 50 % масс., возможно использование армирующего углеродного каркаса на его основе для будущего создания композиционного материала. В ОАО «Композит» разработан способ изготовления пористого углеродного каркаса – основы композиционного материала [9]: армирующий углеродный каркас конструкционной прочности и объемной плотностью 0,6±0,05 г/см^3 получается за счет переработки при помощи иглопробивной технологии нетканого окисленного ПАНа и его дальнейшего перевода в углеродное состояние путем серии термообработок. Использование высокоплотных (объемной плотностью до 2,0 г/см^3) углерод-углеродных композитов (УУКМ) особенно актуально для силовых элементов пресс-форм горячего прессования (цилиндрические обечайки) взамен традиционно используемых графитов, не обладающих достаточной механической прочностью, а также в осесимметричных деталях и узлах теплонагруженных конструкций ракетно-космической техники (вкладыши критического сечения сопла, сопловые насадки, теплозащитные экраны и т. д.).

Технология получения материала. Известны два технологических способа формирования объемной цилиндрической заготовки путем намотки нетканого холста из окисленного ПАНа на металлическую оправку [10, 11].

При первом способе на изотропную оправку с некоторым усилием натяжения наматывается нетканое полотно, предварительно уплотненное гидроструйной обработкой (Spunlace-метод) – неким аналогом иглопробивания, при котором вместо игл с зазубринами применяются тончайшие водяные струи высокого давления [12, 13]. После снятия с оправки полученный полый цилиндр помещается в закрытую пресс-форму, где подвергается предварительному нагреву, осевому сжатию, снятию с оправки после остывания и дальнейшему циклу термообработок, в том числе и высокотемпературной. В результате получается изделие, материал которого должен обладать определённой плотностью и прочностью и при этом быть однородным и монолитным. Именно по этой причине намотанный цилиндр подвергается интенсивному осевому сжатию (прессованию). Как известно на примере технологии формирования толстостенных цилиндров из армированных полимеров [14], в процессе намотки материала могут образоваться концентрические складки (свили) вследствие натяжения последующих слоев, сжимающих предыдущие. Эта складчатость при снятии материала с оправки после осевого сжатия или после термообработки часто приводит к нарушению монолитности изделия и возникновению дефектов в виде расслоений. По этой причине монолитными получаются лишь изделия относительно малого диаметра и высоты.

Второй технологический способ получения осесимметричных изделий состоит в сочетании намотки относительно рыхлого механически иглопробитого нетканого холста на стальной вал с одновременным радиальным пробиванием заготовки (поперек намотки слоев) иглами обратной стреловидности и последующего осевого сжатия. Такой прием позволяет получать изделия с меньшим процентом брака и, наряду с этим, легче снимать образец с пресс-формы после этапа прессования.

В обоих способах далее следует снятие уплотненного прессованием цилиндра с оправки и серия термообработок для перевода уплотненной полимерной заготовки в углеродное состояние.

Известные модели намотки. Процесс намотки достаточно плотных и прочных армирующих систем на цилиндрические оправки достаточно хорошо разработан в теории механики композитных материалов [15–18]. Задача решается с привлечением дискретной теории механических явлений при фронтальном отверждении, предложенной в работе [16]. Этот подход к моделированию намотки позволяет проследить физику и кинетику процесса. Результат получается в виде интеграла двух переменных – текущего радиуса образовавшейся твердой фазы и координаты фронта роста (места конкретной намотки). В работе [16] изложена континуальная теория механики фронтального отверждения. Известны конечно-разностные модели анализа намотки композитов [17, 18], позволяющие оценить радиальные и окружные напряжения на определенном витке материала, предварительно производя расчет этих напряжений на каждом из предыдущих витков.

В современных исследованиях средствами вычислительного комплекса ANSYS можно варьировать множество параметров, задаваемых при осуществлении намотки, однако зачастую это не позволяет выявить ключевые факторы, влияющие в конечном итоге на напряженное состояние получаемого материала.

Целями нашей работы было сравнительное исследование механизмов формирования структуры пористых углеродных цилиндрических каркасов с использованием двух различных технологий намотки нетканого холста из окисленного ПАНа – без иглопробивания и с иглопробиванием наматываемых слоев, а также создание новой модели аналитического типа в виде замкнутой формулы, позволяющей оценить радиальные и окружные напряжения, действующие на полимерный холст в процессе намотки.

Предлагаемая модель

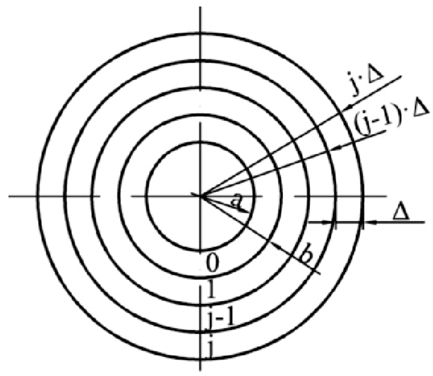


Рис. 1. Схематичное представление наматываемого цилиндра в виде набора большого числа колец

Fig. 1. Schematic representation of a winding cylinder in the form of a set of a large number of rings

На рис. 1 – принятая при разработке съема намотки. Здесь: a и b – внутренний и наружный радиусы оправки соответственно, мм; j – номер слоя материала холста; Δ – толщина слоя, мм

В случае намотки полотна на оправку без иглопробивания алгоритм решения следующий. Пусть на изотропную упругую металлическую оправку намотан $(j-1)$-й слой; толщина каждого слоя Δ. Далее на анизотропный материал, находящийся на изотропной упругой оправке, наматывается слой j с заданным натяжением. Наружный радиус для него $r_j = j\Delta$. Этот слой будет создавать в массиве предыдущих слоев напряжения сжатия. На него не оказывает влияния напряженно-деформированное состояние (НДС) предыдущей конструкции. Затем интегрированием всех предыдущих и последующих воздействий получается окончательное распределение напряжений.

Приведем основные соотношения для упругого композита:

$$\begin{aligned}\sigma_r(r) &= C_1 r^{-k-1} + C_2 r^{k-1};\\ \sigma_\varphi(r) &= -kC_1 r^{-k-1} + kC_2 r^{k-1}.\end{aligned} \quad (1)$$

Здесь $\sigma_r(r, R(t))$ и $\sigma_\varphi(r, R(t))$ – радиальные и окружные напряжения, действующие при намотке на текущем радиусе; k – коэффициент упругой анизотропии материала, $k=\sqrt{\dfrac{E_\varphi}{E_r}}$; E_φ, E_r – модули Юнга материала соответственно в окружном и радиальном направлениях; C_1, C_2 – константы, зависящие от граничных условий.

Напряжения в изотропной оправке подчиняются выражениям

$$\begin{aligned}\sigma^j_{r0} &= C^j_{10} + \frac{C^j_{20}}{r^2};\\ \sigma^j_{\varphi 0} &= C^j_{10} - \frac{C^j_{20}}{r^2}.\end{aligned} \quad (2)$$

Индекс внизу означает: первый – направление (r или φ); второй (0 – ноль) – принадлежность к оправке; индекс вверху показывает, от действия какого наматываемого по порядку слоя возникли эти напряжения (j – означает, что от действия j-го намотанного слоя).

Граничные условия для оправки:

при $r = a$ принимаем

$$\sigma^j_{r\,0} = 0;$$

при $r = b$

$$\sigma^j_{r\,0} = \sigma^j_{r\,T};$$

$$\frac{1}{E_0}(\sigma^j_{\varphi\,0} - \nu_0\sigma^j_{r\,0}) = \frac{1}{E_\varphi}(\sigma^j_{\varphi\,T} - \nu_{r\,\varphi}\sigma^j_{r\,T}). \quad (3)$$

Граничные условия для массива анизотропного композита:

при $r = b + (j-1)\Delta$ полагаем

$$\begin{aligned}\sigma^j_{r\,T} &= \sigma^j_{r\,j};\\ \sigma^j_{\varphi\,T} &= \sigma^j_{\varphi\,j} + \frac{\sigma^*}{E_\varphi};\end{aligned} \quad (4)$$

при $r = b + j\Delta$

$$\sigma^j_{r\,j} = 0.$$

Используя граничные условия (3) и (4) и выражения (1), (2), получим систему уравнений

$$\begin{cases} C^j_{10} + \dfrac{C^j_{20}}{a^2} = 0;\\ C^j_{1,0} + \dfrac{C^j_{2,0}}{b^2} = C^j_{1\,T} b^{k-1} + C^j_{2\,T} b^{-(k+1)};\\ \dfrac{1}{E_0}[(1-\nu_0)C^j_{1,0} - \dfrac{C^j_{2,0}}{b^2}(1+\nu_0)] =\\ = \dfrac{1}{E_\varphi}[C^j_{1\,T} b^{k-1}(k-\nu_{r\varphi}) - C^j_{2\,T} b^{-(k+1)}(k+\nu_{r\varphi})];\\ C^j_{1\,T}[b+(j-1)\Delta]^{k-1} + C^j_{2\,T}[b+(j-1)\Delta]^{-(k+1)} =\\ = C^j_{1\,j}[b+(j-1)\Delta]^{k-1} + C^j_{2\,j}[b+(j-1)\Delta]^{-(k+1)};\\ C^j_{1\,T}[b+(j-1)\Delta]^{k-1} - C^j_{2\,T}[b+(j-1)\Delta]^{-(k+1)} =\\ = C^j_{1\,j}[b+(j-1)\Delta]^{k-1} - C^j_{2\,j}[b+(j-1)\Delta]^{-(k+1)} + \dfrac{\sigma^*_\varphi}{k};\\ C^j_{1\,j}[b+j\Delta]^{k-1} + C^j_{2\,j}[b+j\Delta]^{-(k+1)} = 0. \end{cases} \quad (5)$$

Из решения системы (5) получим

$$\begin{aligned} C^j_{1\,T} &= \frac{\sigma^*_\varphi}{2k}[b+(j-1)\Delta]^{-k+1} \times\\ &\times\left(1 - \frac{(B + [b+(j-1)\Delta]^{2k})}{[b+j\Delta]^{2k} + B}\right);\\ C^j_{2,T} &= \frac{\sigma^*_\varphi}{2k}[b+(j-1)\Delta]^{-k+1} \times\\ &\times B\,\frac{[b+j\Delta]^{2k} - [b+(j-1)\Delta]^{2k})}{[b+j\Delta]^{2k} + B}, \end{aligned} \quad (6)$$

где $C=\dfrac{B}{A}$; $A=\dfrac{E_\varphi}{2k}\left[\dfrac{(1-\nu_0)}{E_0}+\dfrac{a^2}{b^2}\dfrac{(1+\nu_0)}{E_0}+\dfrac{(b^2-a^2)}{b^2}\times\right.$ $\left.\times\dfrac{(k+\nu)}{E_\varphi}\right]$; $B=[(b^2-a^2)b^{(k-1)}-b^{k+1}A]b^{k-1}$.

Теперь подставим (6) в (1) и получим для одного j-го слоя

$$\begin{aligned}\sigma_r(r)&=[\frac{\sigma_\varphi^*}{2k}[b+(j-1)\Delta]^{-k+1}\times\\&\times\left(1-\frac{(B+[b+(j-1)\Delta]^{2k})}{[b+j\Delta]^{2k}+B}\right)]r^{k-1}+\\&+\left[\frac{\sigma_\varphi^*}{2k}[b+(j-1)\Delta]^{-k+1}\times\right.\\&\left.\times B\frac{[b+j\Delta]^{2k}-[b+(j-1)\Delta]^{2k})}{[b+j\Delta]^{2k}+B}\right]r^{-k-1}.\end{aligned}\tag{7}$$

Суммируя все слои в массиве композитной оболочки, получим

$$\begin{aligned}\sigma_r(r)&=\frac{r^{k-1}}{2k}\sum\sigma_\varphi^*[b+(j-1)\Delta]^{-k+1}\times\\&\times\frac{[b+j\Delta]^{2k}-[b+(j-1)\Delta]^{2k})}{[b+j\Delta]^{2k}+B}+\\&+\frac{r^{-k-1}}{2k}\sum\left[\sigma_\varphi^*[b+(j-1)\Delta]^{-k+1}\times\right.\\&\left.\times B\frac{[b+j\Delta]^{2k}-[b+(j-1)\Delta]^{2k})}{[b+j\Delta]^{2k}+B}\right].\end{aligned}\tag{8}$$

Произведем замены:

$$\begin{aligned}&b+(j-1)\Delta=\xi;\\&[b+j\Delta]^{2k}-[b+(j-1)\Delta]^{2k})=d(\xi^{2k}).\end{aligned}\tag{9}$$

Подставим в (8) и получим

$$\sigma_r(r)=\left(r^{k-1}+\frac{B}{r^{k+1}}\right)\int\frac{\sigma_\varphi^*}{\xi^k+B\xi^{-k}}d\xi.\tag{10}$$

Запишем уравнение равновесия для элементарного тела:

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r}=\frac{\sigma_\varphi-\sigma_r}{r}.\tag{11}$$

Подставим (11) в (10) и получим

$$\begin{aligned}&\sigma_\varphi(r)=\sigma_\varphi^*(r)-\\&-k\left(r^{k-1}-\frac{B}{r^{k+1}}\right)\int\frac{\sigma_\varphi^*}{\xi^k+B\xi^{-k}}d\xi,\end{aligned}\tag{12}$$

где $C=\dfrac{B}{A}$; $A=\dfrac{E_\varphi}{2k}\left[\dfrac{1-\nu_0}{E_0}+\dfrac{a^2}{b^2}\dfrac{1+\nu_0}{E_0}+\dfrac{b^2-a^2}{b^2}\times\right.$ $\left.\times\dfrac{k+\nu_{r\varphi}}{E_\varphi}\right]$, $B=(b^2-a^2)b^{2(k-1)}-b^{2k}A$.

Здесь E_φ, E_0 – окружной модуль упругости соответственно композита и оправки; a, b – внутренний и внешний радиусы оправки; $k=\sqrt{\dfrac{E_\varphi}{E_r}}$ – коэффициент упругой анизотропии; ν_0, $\nu_{r\varphi}$ – коэффициенты Пуассона соответственно оправки и композита.

Из анализа выражения (10) следует, что уровень радиальных напряжений зависит от коэффициента анизотропии наматываемого материала.

При рассмотрении варианта намотки полотна на оправку с иглопробиванием логика анализа следующая. Поскольку волокна окисленного ПАНа в плоскости полотна распределены хаотически, то полотно в своей плоскости изотропно, т. е. можно считать, что в каждом из направлений вдоль и поперек полотна работает половина волокон (половина – ориентированных вдоль, а вторая половина – поперек). Игла с зазубринами захватывает некоторое количество волокон из плоскости полотна и переводит их в перпендикулярное направление. Поскольку диаметр совокупности захваченных волокон (менее 1 мм) весьма мал по сравнению с длиной волокон (50–70 мм), то в месте прохода иглы образуется ослабленное место, т. е. жесткость полотна в плоскости полотна в данном месте существенно падает. И, хотя в этот слой полотна входят перпендикулярно ему волокна из последующих слоев, они уже практически не прибавляют жесткости материалу в плоскости полотна, но создают перпендикулярно полотну его связь с соседними слоями. Данные волокна создают жесткость на растяжение (сжатие) в направлении перпендикулярно слоям, формируя пространственный каркас для будущего пространственно армированного композита. При намотке вследствие прошивки жесткость материала между линиями прошивки уменьшается ($D = E \cdot S$). Следовательно, уменьшаются сила натяжения и, практически, (при неизменном поперечном сечении полотна) модуль Юнга вдоль полотна (в наматываемом цилиндре это E_φ), а следовательно, и напряжение натяжения σ_φ. Тогда уменьшится и радиальное напряжение σ_r.

Известные условия равновесия тонкого цилиндрического слоя:

$$\frac{T}{H\delta} = \sigma_\varphi; \quad \sigma_r 2r = 2T = \sigma_\varphi H\delta = \sigma_\varphi S.$$

Здесь H – ширина; δ – толщина наматываемого слоя; T – сила натяжения.

Следовательно, каждый последующий слой с прошивкой будет создавать меньшее давление на все предыдущие слои, включая оправку. Это означает, что увеличение (благодаря прошивке) модуля Юнга в радиальном направлении каркаса приводит к уменьшению давления на оправку. Наличие радиальных волокон, соединяющих наматываемые слои, должно существенно увеличить трансверсальную (радиальную) прочность каркаса (без иглопрошивания трансверсальная прочность каркаса практически равна нулю). При этом существенно уменьшается коэффициент Пуассона, и давление на оправку практически не меняется. Такой каркас в результате должен легче сдвигаться с оправки в направлении оси Z, ибо сила трения уменьшается. Без иглопробивания у каркаса сравнительно большой коэффициент Пуассона, следовательно, при осевом сжатии внутренний диаметр увеличивается и должно облегчаться снятие намотанного цилиндра с оправки. Но на практике все наоборот: вероятно, довольно рыхлые слои без прошивки при осевом сжатии теряют устойчивость и дополнительно зажимают оправку.

Экспериментальная часть и численный расчет

Испытания на растяжение. Для исследования свойств каркасов, не подвергшихся иглопробиванию, были вырезаны образцы, представляющие собой пластину длиной 50 мм и шириной 9,5 мм. Образцы устанавливали в захваты разрывной машины Instron и определяли предельные напряжения и деформации. Результаты испытаний приведены в таблице. Типичные диаграммы разрушения представлены на рис. 2. Также были испытаны образцы, подвергшиеся механическому иглопробиванию, длиной 60 мм и шириной 27 мм.

Испытание на растяжение «войлока» (т. е. без прошивки) проводились при следующих условиях:

Скорость испытания ....10,0 мм/мин
Температура .... 22,0 °C
Ширина образца .... 9,5 мм
Длина .... 50,0 мм

Физико-механические характеристики при растяжении вдоль полотна (без иглопрошивания)

Mechanical characteristics of tension along the non-woven web (without needle-punching)

Номер образца	Модуль упругости, МПа	Предел прочности, МПа	Удлинение при разрыве, %	Нагрузка при максимуме, Н	Ширина образца, мм	Толщина образца, мм
1	45,4	2,5	10,9	282,73	9,5	12,0
2	43,2	2,6	13,8	299,83	9,5	12,0
3	33,4	1,9	11,4	212,47	9,5	12,0
4	39,2	2,1	14,4	238,85	9,5	12,0
5	40,6	2,2	11,5	246,89	9,5	12,0
Среднее	40,4	2,2	12,4	256,15	9,5	12,0

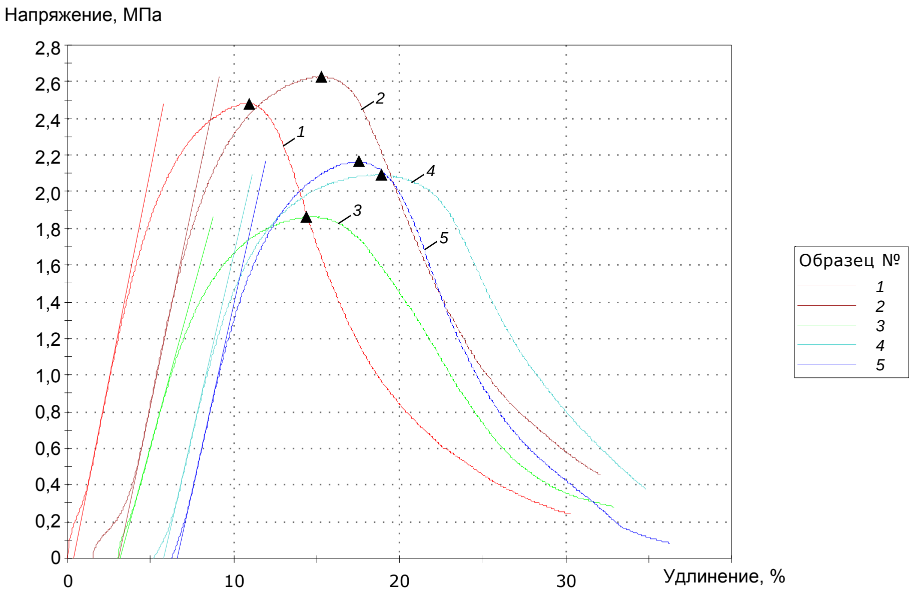


Рис. 2. Диаграмма растяжения образцов 1—5 материала каркаса вдоль полотна без иглопрошивания

Fig. 2. Tensible strength of the polymer perform 1—5 along the non-woven web without needle-punching

Параметры испытаний на растяжение иглопробивного материала:

Скорость испытания	10,0 мм/мин
Температура	22,0 °С
Ширина образца	27,0 мм
Длина	60,0 мм
Количество образцов	5 шт.

Физико-механические характеристики при растяжении вдоль полотна (с иглопробиванием):

Модуль упругости	1,5 МПа
Предел прочности	0,4 МПа
Удлинение при разрыве	36,6 %
Нагрузка при максимуме нагрузки	157,90 Н
Ширина образца	27,0 мм
Толщина образца	13,0 мм

Типовой график диаграммы растяжения для образцов материала с иглопробиванием представлен на рис. 3.

Как видно из приведенных результатов испытаний, характеристики иглопробивных каркасов существенно изменились. Установлено, что модуль Юнга вдоль полотна уменьшился примерно в 26 раз, прочность при растяжении уменьшилась в пять раз, при этом деформация удлинения увеличилась в три раза. Это означает, что серьёзного уплотнения при намотке с иглопробиванием не происходит. Однако в результате радиального иглопробивания получилось новое распределение волокон по пространству каркаса. Появились волокна, связывающие слои в трансверсальном (здесь — в радиальном) направлении.

К плотности материала каркаса из окисленного ПАН-волокна предъявляются конкретные требования, указанные выше, чем и определяется содержание углеродного армирующего волокна в будущем трехмерно армированном углерод-углеродном композите. Для иглопробивных каркасов сравнительно высокой плотности можно добиться прессованием вдоль оси намотанного цилиндра. Кроме того, серию термообработок массива волокон для его превращения в углеродное состояние с ориентированной структурой следует проводить в стесненных условиях, применяя специальные фиксирующие оснастки.

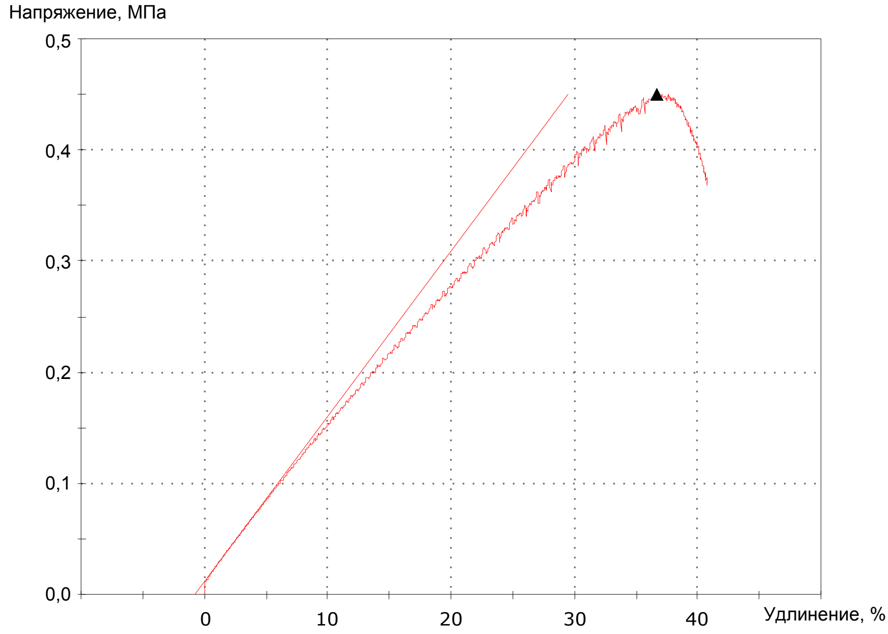


Рис. 3. Типовой график диаграммы растяжения образцов материала с иглопробиванием

Fig. 3. Typical tensile diagram of specimens of needle-punched material

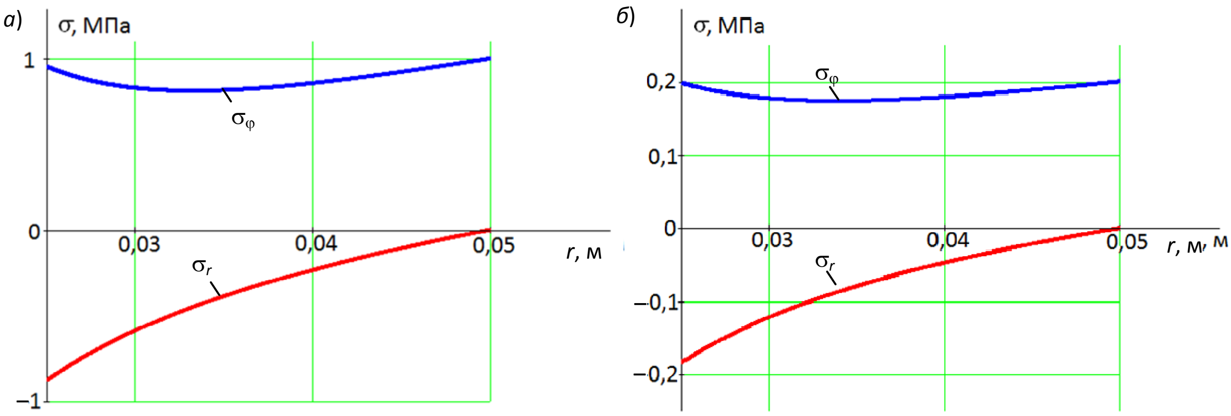


Рис. 4. Диаграммы радиальных и окружных напряжений в случае намотки без радиальной прошивки (*а*) и при радиальном иглопробивании (*б*)

Fig. 4. Diagrams of radial and circumferential stresses during winding without (*a*) and with radial needle-punching (*б*)

Оптические измерения. Коэффициенты Пуассона материала были оценены по методике оптического измерения катетометром (по точечным отметкам маркеров) поперечных перемещений пакета холстов при приложении к нему сжимающих напряжений. Начало отсчета соответствовало свободному положению образца (до приложения сжимающей нагрузки), а окончание – положению образца, при котором начиналась потеря устойчивости.

На основании экспериментальных данных с использованием полученных выражений для окружных и радиальных напряжений произведены численные расчеты; их результаты представлены на диаграммах напряжений (рис. 4).

Результаты численных расчетов. Условия, при которых производились расчеты:

1) в варианте без прошивки – $\sigma^*_\varphi = 1$ МПа; $E_0 = 2 \cdot 10^5$ МПа; $\nu_o = 0{,}33$; $E_\varphi = 40{,}4$ МПа; $E_r = 30$ МПа; $a = 23$ мм; $b = 25$ мм; $R(t) = 50$ мм = const; $\nu = 0{,}05$;

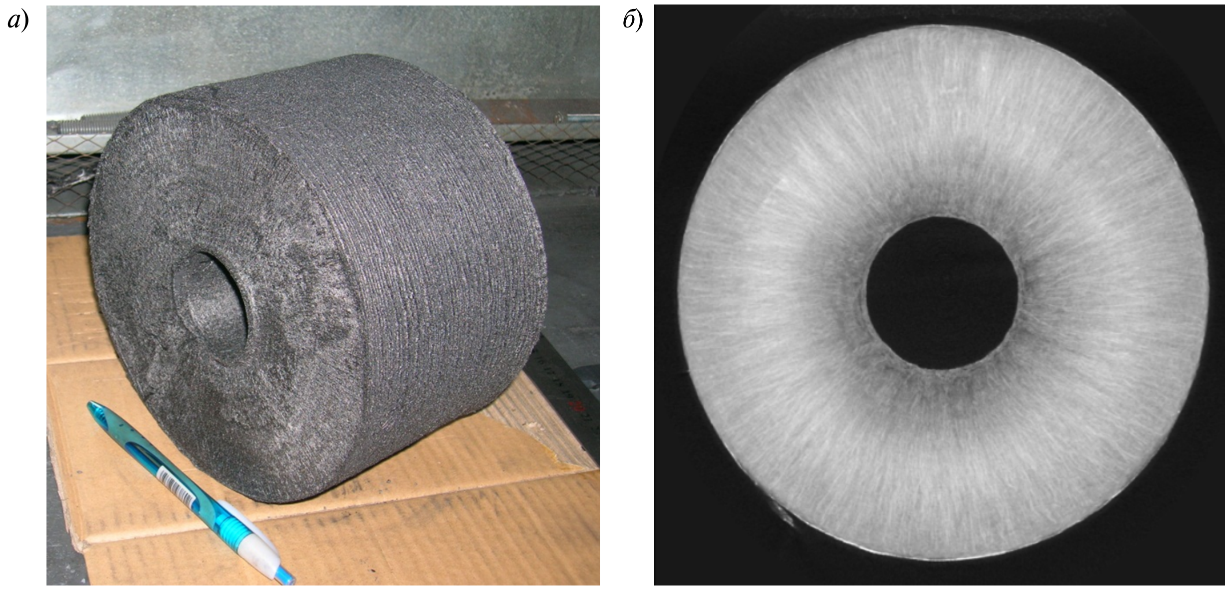


Рис. 5. Внешний вид массивного углеродного каркаса (внешний диаметр ∅ 175 мм) после карбонизации (*а*); томографическое изображение микроструктуры поперечного среза (*б*), видна характерная анизотропия
Fig. 5. Appearance of a large carbon preform (outer diameter ∅ 175 mm) after carbonization (*a*); tomographic image of the cross-section microstructure (*б*), the typical anisotropy is taken place

2) в врианте с радиальным иглопробиванием – σ^*_φ = 0,2 МПа; $E_0 = 2{\cdot}10^5$ МПа; ν_o = = 0,33; E_φ = 1,5 МПа; E_r = 10 МПа; a = 23 мм; b = 25 мм; $R(t)$ = 50 мм = const; ν = 0,01

Как видно из рис. 4, уровень напряжений в случае каркасов с радиальным иглопробиванием оказывается в несколько раз ниже, чем при отсутствии иглопробивания.

Анализ полученных результатов

Установлено: применение для массивных цилиндрических объектов радиального армирования путем иглопробивания изменяет степень анизотропии материала; это приводит к уменьшению радиальных и окружных напряжений, снижает коэффициент Пуассона цилиндрического каркаса примерно в 5 раз (см. рис. 4) и модуль Юнга в окружном направлении, что позволяет избежать потери устойчивости при прессовании цилиндрических заготовок из окисленного ПАНа. Малые величины коэффициента Пуассона и модуля Юнга приводят к уменьшению давления прессованного материала на стенки пресс-формы, что существенно упрощает ее конструкцию и операцию снятия с оснастки (распрессовку). Моделирование растущей заготовки при намотке позволяет следить за кинетикой напряженного состояния в системе «оправка – растущий упругий цилиндр».

При отсутствии иглопробивания намотанные слои слабо связаны между собой по сравнению с внутренними связями. Поскольку в этом случае модуля Юнга в окружном направлении выше значения модуля для случая иглопробивания, то давление на оправку, как видно из графиков рис. 4, заметно больше давления при намотке без иглопробивания. Но положительный коэффициент Пуассона слоистой структуры при последующем технологическом сжатии в осевом направлении приведет к ослаблению давления на внутреннюю оправу либо к отходу намотанного слоистого цилиндра от оправки. При последующем осевом сжатии внутренние тонкие и не связанные друг с другом слои почти неизбежно начнут терять устойчивость, создавая складчатость, которая оборачивается браком после термообработки. В процессе с иглопробиванием получается более рыхлая структура каркаса с почти нулевым коэффициентом Пуассона. При последующем осевом прессовании эта структура равномерно сжимается без зажима или отхода от оправки.

Вся указанная совокупность факторов позволила сформировать качественную однородную заготовку на этапе прессования. В результате применения радиального армирования путем иглопробивания получены массивные цилиндрические каркасы (рис. 5, *а*), микроструктура которых демонстрирует характерную анизотропию (рис. 5, *б*).

Отчетливо различимое радиальное армирование обеспечивает дополнительное усиление механической прочности армирующего каркаса в радиальном направлении, что актуально для наиболее теплонагруженных элементов пресс-форм горячего прессования – цилиндрических обечаек. Полученные в дальнейшем УУКМ на основе радиально армированных цилиндрических каркасов продемонстрировали отсутствие в их структуре дефектов (трещин, расслоений).

Выводы

В результате проведенного теоретического и экспериментального исследования формирования структуры объемных цилиндрических каркасов при двух способах намотки на оправку нетканого холста из окисленного ПАНа установлено, что применение в процессе намотки радиального армирования путем иглопробивания изменяет степень анизотропии материала, приводя к уменьшению радиальных и окружных напряжений и позволяя избежать потери устойчивости при прессовании цилиндрических заготовок. Это дает возможность получить в результате последующих термообработок массивные углеродные каркасы с однородной бездефектной структурой.

Использована аналитическая модель напряженно-деформированного состояния полимерного холста при намотке на цилиндрическую оправку, позволяющая оценить радиальные и окружные напряжения практически на любом радиусе как для макетных, так и для промышленных заготовок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Рудской А.И., Волков К.Н., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Физические процессы и технологии получения металлических порошков из расплава. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2018. 610 с.
2. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Алгоритм и технологические процессы синтеза порошковых деталей электронным лучом в вакууме // Технология машиностроения. 2015. № 1. С. 11–16.
3. **Соколов Ю.А., Кондратьев С.Ю., Лукьянов А.А.** Получение изделий из композиционных материалов методом электронно-лучевого синтеза и исследование их свойств // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 2. С. 35–41.
4. **Соколов Ю.А., Павлушин Н.В., Кондратьев С.Ю.** Новые аддитивные технологии с использованием пучка ионов // Вестник машиностроения. 2016. № 9. С. 72–76.
5. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Новый подход к синтезу порошковых и композиционных материалов электронным лучом. Часть 1. Технологические особенности процесса // Металловедение и термическая обработка металлов. 2016. № 1 (727). С. 30–35.
6. **Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Новый подход к синтезу порошковых и композиционных материалов электронным лучом. Часть 2. Практические результаты на примере сплава ВТ6 // Металловедение и термическая обработка металлов. 2016. № 3 (729). С. 40-44.
7. **Рудской А.И., Белов И.М., Гордеев С.К., Барзинский О.В., Кондратьев С.Ю.** Углеродные наноструктурные имплантаты для замещения костных дефектов и технология их изготовления // Металловедение и термическая обработка металлов. 2018. № 1 (751). С. 20–25.
8. **Кокорин В.Н., Рудской А.И., Филимонов В.И., Булыжёв Е.М., Кондратьев С.Ю.** Теория и практика процесса прессования гетерофазных увлажненных механических смесей на основе железа. Ульяновск: Изд-во УлГТУ, 2012. 236 с.
9. **Патент РФ № 2620810 от 29.05.2017 г.** Способ изготовления пористого каркаса – основы композиционного материала / Богачев

Е.А., Елаков А.Б., Белоглазов А.П., Денисов Ю.А., Тимофеев А.Н.

10. **Елаков А.Б., Богачев Е.А., Турусов Р.А.** Сравнение двух технологических подходов при формировании цилиндрических заготовок из штапельного окисленного полиакрилонитрила для углерод-углеродных композитов // Сборник трудов XVII ежегодной научной конференции отдела полимеров и композиционных материалов ИХФ РАН. М., 2016. С. 12–13.

11. **Елаков А.Б., Богачев Е.А., Турусов Р.А.** Особенности формирования цилиндрических заготовок из штапельного окисленного полиакрилонитрила методами иглопробивных технологий для углерод-углеродных композитов // Сборник материалов VI Международной конференции с элементами научной школы для молодежи «Функциональные наноматериалы и высокочистые вещества»: Суздаль, 2016. С. 96.

12. **Горчакова В.М., Сергеенков А.П., Волощик Т.Е.** Оборудование для производства нетканых материалов. М.: Изд-во МГТУ им. А.Н. Косыгина, 2006. Часть 2. 776 с.

13. **Абдуллин И.Ш., Ибрагимов Р.Г., Музафарова Г.Ш., Саматова Э.М.** Современные технологии производства нетканых материалов // Вестник Казанского технологического университета. 2014. Т. 17. № 19. С. 114–119.

14. **Турусов Р.А.** Адгезионная механика. Монография. М.: Изд-во НИУ МГСУ, 2016. 230 с.

15. **Турусов Р.А., Давтян С.П.** [и др.]. Механические явления в условиях распространения фронта отверждения // Доклады АН СССР. 1979. Т. 247. № 1. С. 97–99.

16. **Метлов В.В., Турусов Р.А.** О формировании напряженного состояния вязкоупругих тел, растущих в условиях фронтального отверждения // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1985. № 6. С. 145–160.

17. **Тарнопольский Ю.М., Портнов Г.Г.** Изменение усилия натяжения при намотке изделий из стеклопластика // Механика полимеров. 1966. № 2. С. 278–284.

18. **Бейль А.И., Мансуров А.Р., Портнов Г.Г., Тринчер В.К.** Модели для силового анализа намотки композитов // Механика композитных материалов. 1983. № 2. С. 303–313.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЕЛАКОВ Александр Борисович – *начальник группы ОАО «Композит»*
E-mail: e_zann@mail.ru
ТУРУСОВ Роберт Алексеевич – *доктор физико-математических наук главный научный сотрудник Института химической физики имени Н.Н. Семёнова Российской академии наук*
E-mail: 79167505593@yandex.ru
БОГАЧЕВ Евгений Акимович – *кандидат технических наук начальник отделения ОАО «Композит»*
E-mail: eug-bogatchev@mail.ru
СЕРГЕЕВ Андрей Юрьевич – *кандидат технических наук начальник группы ОАО «Композит»*
E-mail: Sergeevandrey89@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 25.05.2018

REFERENCES

[1] **Rudskoy A.I., Volkov K.N., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.,** Fizicheskiye protsessy i tekhnologii polucheniya metallicheskikh poroshkov iz rasplava. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2018. 610 s. (rus.)

[2] **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.,** Algoritm i tekhnologicheskiye protsessy sinteza poroshkovykh detaley elektronnym luchom v vakuume, *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2015. № 1. S. 11–16. (rus.)

[3] **Sokolov Yu.A., Kondratyev S.Yu., Lukyanov A.A.,** Polucheniye izdeliy iz kompozitsionnykh materialov metodom elektronno-luchevogo sinteza i issledovaniye ikh svoystv, *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2015. № 2. S. 35–41. (rus.)

[4] **Sokolov Yu.A., Pavlushin N.V., Kondratyev S.Yu.,** Novyye additivnyye tekhnologii s ispolzovaniyem puchka ionov, *Vestnik mashinostroyeniya*. 2016. № 9. S. 72–76. (rus.)

[5] **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.,** Novyy podkhod k sintezu poroshkovykh i kompozitsionnykh materialov elektronnym luchom. Chast 1. Tekhnologicheskiye osobennosti protsessa, *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2016. № 1 (727). S. 30–35. (rus.)

[6] **Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.,** Novyy podkhod k sintezu poroshkovykh i kompozitsionnykh materialov elektronnym luchom. Chast 2. Prakticheskiye rezultaty na primere splava VT6, *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2016. № 3 (729). S. 40–44. (rus.)

[7] **Rudskoy A.I., Belov I.M., Gordeyev S.K., Barzinskiy O.V., Kondratyev S.Yu.** Uglerodnyye nanostrukturnyye implantaty dlya zameshcheniya kostnykh defektov i tekhnologiya ikh izgotovleniya, *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2018. № 1 (751). S. 20–25. (rus.)

[8] **Kokorin V.N., Rudskoy A.I., Filimonov V.I., Bulyzhev Ye.M., Kondratyev S.Yu.,** Teoriya i praktika protsessa pressovaniya geterofaznykh uvlazhnennykh mekhanicheskikh smesey na osnove zheleza. Ulyanovsk: Izd-vo UlGTU, 2012. 236 s. (rus.)

[9] **Patent RF № 2620810 ot 29.05.2017 g.** Sposob izgotovleniya poristogo karkasa-osnovy kompozitsionnogo materiala / Bogachev Ye.A., Yelakov A.B., Beloglazov A.P., Denisov Yu.A., Timofeyev A.N. (rus.)

[10] **Yelakov A.B., Bogachev Ye.A., Turusov R.A.,** Sravneniye dvukh tekhnologicheskikh podkhodov pri formirovanii tsilindricheskikh zagotovok iz shtapelnogo okislennogo poliakrilonitrila dlya uglerod-uglerodnykh kompozitov, *Sbornik trudov XVII yezhegodnoy nauchnoy konferentsii otdela polimerov i kompozitsionnykh materialov IKhF RAN*. M., 2016. S.12–13. (rus.)

[11] **Yelakov A.B., Bogachev Ye.A., Turusov R.A.,** Osobennosti formirovaniya tsilindricheskikh zagotovok iz shtapelnogo okislennogo poliakrilonitrila metodami igloprobivnykh tekhnologiy dlya uglerod-uglerodnykh kompozitov, *Sbornik materialov VI Mezhdunarodnoy konferentsii c elementami nauchnoy shkoly dlya molodezhi «Funktsionalnyye nanomaterialy i vysokochistyye veshchestva»*: Suzdal, 2016. -S. 96. (rus.)

[12] **Gorchakova V.M., Sergeyenkov A.P., Voloshchik T.Ye.,** Oborudovaniye dlya proizvodstva netkanykh materialov. M.: Izd-vo MGTU im. A.N. Kosygina, 2006. Chast 2. 776 s. (rus.)

[13] **Abdullin I.Sh., Ibragimov R.G., Muzafarova G.Sh., Samatova E.M.,** Sovremennyye tekhnologii proizvodstva netkanykh materialov, *Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta*. 2014. T.17, № 19. S. 114–119. (rus.)

[14] **Turusov R.A.,** Adgezionnaya mekhanika. Monografiya. M.: Izd-vo NIU MGSU, 2016. 230 s. (rus.)

[15] **Turusov R.A., Davtyan S.P. [i dr.],** Mekhanicheskiye yavleniya v usloviyakh rasprostraneniya fronta otverzhdeniya, *Doklady AN SSSR*. 1979. T. 247. № 1. S. 97–99. (rus.)

[16] **Metlov V.V., Turusov R.A.,** O formirovanii napryazhennogo sostoyaniya vyazkouprugikh tel, rastushchikh v usloviyakh frontalnogo otverzhdeniya, *Izv. AN SSSR. Mekhanika tverdogo tela*. 1985. № 6. S. 145–160. (rus.)

[17] **Tarnopolskiy Yu.M., Portnov G.G.,** Izmeneniye usiliya natyazheniya pri namotke izdeliy iz stekloplastika, *Mekhanika polimerov*. 1966. № 2. S. 278–284. (rus.)

[18] **Beyl A.I., Mansurov A.R., Portnov G.G., Trincher V.K.,** Modeli dlya silovogo analiza namotki kompozitov, *Mekhanika kompozitnykh materialov*. 1983. № 2. S. 303–313. (rus.)

THE AUTHORS

ELAKOV Aleksandr B. – *JSC «Kompozit»*
E-mail: e_zann@mail.ru
TURUSOV Robert A. – *Semenov Institute of Chemical Physics Russian academy of sciences*
E-mail: 79167505593@yandex.ru
BOGACHEV Evgenii A. – *JSC «Kompozit»*
E-mail: eug-bogatchev@mail.ru
SERGEEV Andreii Yu. – *JSC «Kompozit»*
E-mail: Sergeevandrey89@gmail.com

Received: 25.05.2018

DOI: 10.18721/JEST.240214
УДК 621.7.044

К.С. Арсентьева, В.С. Мамутов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЫТЯЖКИ-ФОРМОВКИ СФЕРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ОСОБО ТОНКОЛИСТОВЫХ МЕТАЛЛОВ

В конечно-элементном программном комплексе LS-DYNA разработаны компьютерные модели процессов вытяжки сферических деталей из тонколистового металла в жестком штампе и методом электрогидроимпульсной вытяжки. Показана применимость предлагаемого закона давления для инженерных расчетов. Проводилась сравнительная оценка данных технологий, а также основных факторов, приводящих к возникновению брака при ЭГИ вытяжке-формовке. В расчетах импульсной вытяжки варьировались общая длительность импульса давления, относительное время нарастания давления и величина амплитудного давления. Конечно-элементный расчет позволил оценить заполняемость формоизменяющей матрицы, вероятность складкообразования и разрушения материала, влияние пружинения в зависимости от выбранных параметров нагружения. Определены наиболее благоприятные параметры нагружения, способствующие заполнению формы матрицы и снижающие вероятность возникновения различных типов брака.

Ключевые слова: электрогидроимпульсная вытяжка-формовка, вытяжка в жесткий штамп, конечно-элементный комплекс LS-DYNA 971, импульсное давление, параметры деформирования.

Ссылка при цитировании:
К.С. Арсентьева, В.С. Мамутов. Компьютерное моделирование вытяжки-формовки сферических деталей из особо тонколистовых металлов // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 161–171. DOI: 10.18721/JEST.240214.

X.S. Arsentyeva, V.S. Mamutov

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

COMPUTER SIMULATION OF DRAWING SPHERICAL PARTS FROM THIN SHEET METAL

Computer models of the quasi-static rigid-die and electrohydroimpulse sheet metal drawing processes have been developed in the LS-DYNA finite-element complex. The applicability of the proposed impulse pressure law for simulation was shown. A comparative evaluation of quasi-static rigid-die and electrohydroimpulse sheet metal forming processes was carried out. Moreover, estimation of the main factors leading to defect occurrence during electrohydroimpulse sheet metal drawing was done. Total impulse duration, relative pressure increase time and impulse amplitude were varied in the simulation of impulse drawing. Thus, estimation of the spherical die filling rate, wrinkling and cracking tendencies and the influence of the recoil effect on sheet metal blank dimensions were carried out by finite-element analysis. As a result, the most favorable impulse pressure parameters were determined. These parameters contribute to spherical die filling and reducing the probability of occurrence of different defects.

Keywords: electro-hydraulic sheet metal drawing, quasi-static sheet metal drawing, finite-element software LS-DYNA 971, impulse pressure, deformation parameters.

Citation:
X.S. Arsentyeva, V.S. Mamutov, Computer simulation of drawing spherical parts from thin sheet metal, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 161–171, DOI: 10.18721/JEST.240214.

Введение

В различных отраслях техники применяются детали сферической, параболической и других криволинейных форм. Подобные детали чаще всего изготавливают штамповкой в жестких инструментальных штампах. При вытяжке сферических деталей возникает ряд технических проблем из-за того, что большая часть поверхности заготовки оказывается неприжатой. На этой части поверхности образуются выпучивания и гофры [1, 2]. Особенно проблематична штамповка сферических деталей при толщине материала 0,5–1 мм и менее [3]. Как указано в цитируемых выше источниках, для решения этой проблемы используют различные методы: применяют матрицы с перетяжными ребрами, варьируют диаметр заготовки, усилие прижима и др. Все это усложняет технологическую оснастку и приводит к увеличению себестоимости получаемых деталей. Следует отметить, что в нашей стране компьютерное моделирование данного процесса на современном уровне не проводилось.

Импульсное нагружение заготовки, например в условиях электрогидроимпульсной (ЭГИ) штамповки [4–6], позволяет при снижении стоимости технологической оснастки и сроков подготовки производства уменьшить складкообразование и пружинение заготовки, что способствует получению более точных деталей. Однако исследования ЭГИ вытяжки касались преимущественно вытяжки-формовки в свободную матрицу [7]. Получаемая при этом деталь может иметь прогиб, близкий к сферической форме, но не обеспечивает требуемых параметров по точности. Исследования ЭГИ штамповки в сферическую матрицу практически не проводились, и поэтому нет научно обоснованных технологических рекомендаций по проектированию таких процессов.

Экспериментальные исследования ЭГИ штамповки с варьированием большого числа параметров на нескольких ЭГИ установках трудоемки и требуют значительного количества экспериментальной оснастки [8]. Аналитические методы строятся на ряде серьезных допущений, не в полной мере учитывая нелинейности физических задач и реальные особенности технологических процессов [9]. Возможность корректных, приближенных к реальным условиям расчетов ЭГИ штамповки появилась с развитием вычислительной техники и универсальных конечно-элементных (КЭ) программных комплексов типа LS-DYNA® [10]. Данный КЭ комплекс создавался специально для расчета ударного воздействия жидкостей на деформируемую преграду и максимально позволяет учитывать физико-механические особенности ЭГИ штамповки, в том числе при формоизменении тонколистовых металлов [11]. Компьютерное моделирование импульсной и квазистатической листовой штамповки с использованием КЭ комплекса LS-DYNA позволяет проводить комплексный анализ технологических процессов, оценивать возможность появления брака и разрабатывать научно обоснованные технологические рекомендации для получения качественных деталей [12, 13].

Целью наших исследований была разработка на основе КЭ комплекса LS-DYNA компьютерных моделей вытяжки-формовки сферических деталей в жестком инструментальном штампе и ЭГИ методом, сравнительная оценка данных технологий, а также основных факторов, приводящих к возникновению брака при ЭГИ вытяжке-формовке.

Расчетная модель вытяжки в жестком штампе

Схема квазистатической вытяжки в инструментальном штампе показана на рис. 1, *а*. Заготовка *3* устанавливается на опорную поверхность матрицы *4* и фиксируется прижимом *2*. Пуансон *1* оказывает давление на центральную часть заготовки, вдавливая металл в матрицу и преобразуя лист в полую деталь. На рис. 1, *б* представлена геометрическая оболочечная модель заготовки и элементов технологической оснастки. Поскольку заготовка изотропна и осесимметрична, в расчетах использовалась 1/4 часть модели.

При компьютерном моделировании квазистатическая нагрузка задается осевым перемещением пуансона в требуемом направлении до полного заполнения штампа.

При выборе длительности нагружения используется методика оценки сходимости динамического решения к квазистатическому решению [14]. Была принята модель материала заготовки *MAT_POWER_LAW_PLASTICITY*. Материал инструмента задавался моделью *RIGID*. Предполагалось кулоновское трение материала образца по материалу инструмента со значениями коэффициента трения $\mu = 0{,}2$ в покое и $\mu = 0{,}15$ при движении.

Расчетная модель ЭГИ вытяжки-формовки

На рис. 2, *а* показана принципиальная схема ЭГИ вытяжки-формовки тонколистовой заготовки. ЭГИ установка содержит конденсаторную батарею *C*, разрядник *D*, повышающий трансформатор, высоковольтный выпрямитель и сопротивление. При разряде конденсаторной батареи происходит пробой промежутка между электродами *1* в рабочей жидкости *2*, заполняющей рабочую камеру *3*. Образуется канал разряда с низкотемпературной плазмой высокого давления. Расширение плазменного канала создает импульсное давление в рабочей жидкости, которое воздействует на листовую заготовку *4* и осуществляет штамповку заготовки в матрицу *5*.

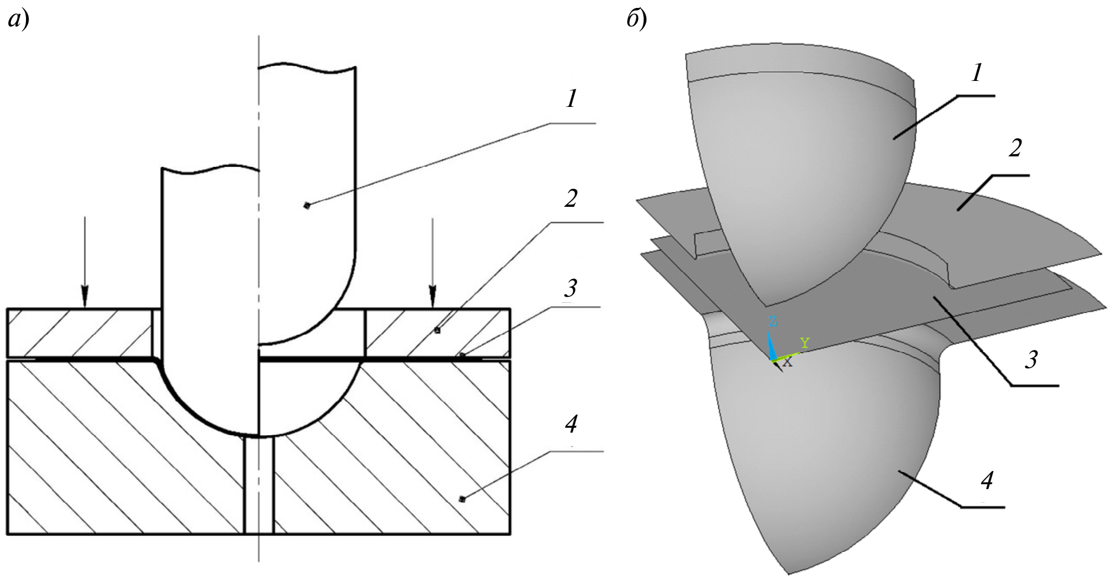


Рис. 1. Принципиальная схема (*а*) и геометрическая модель (*б*) вытяжки в жестком штампе: *1* – пуансон; *2* – прижим; *3* – заготовка; *4* – матрица

Fig. 1. Scheme (*a*) and geometrical model (*б*) of drawing: *1* – punch; *2* – sheet holder, *3* – blank, *4* – die

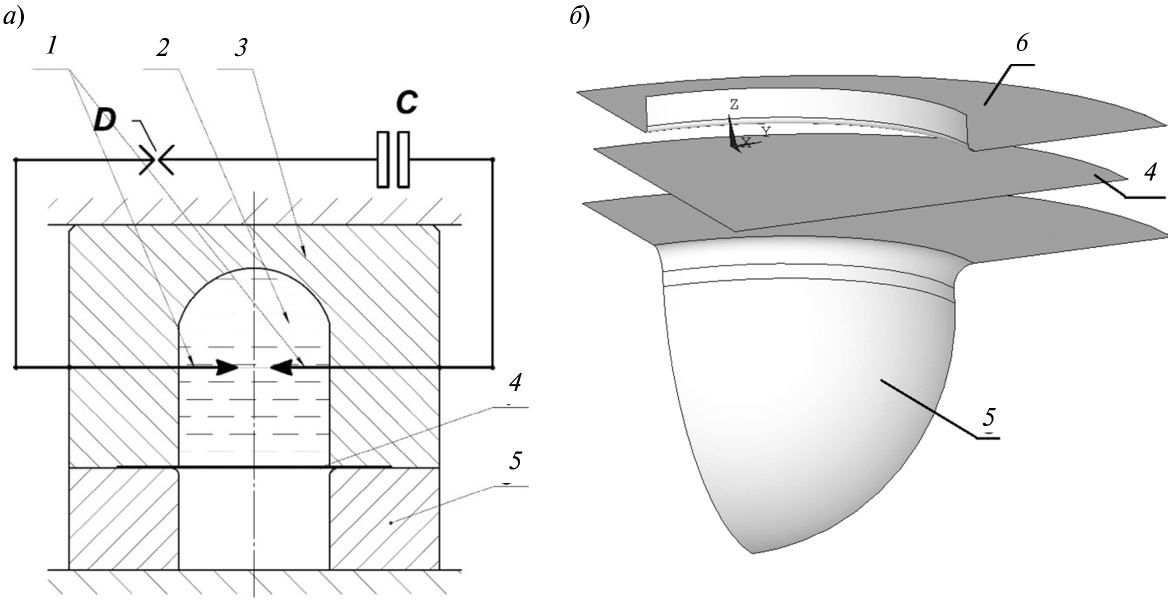


Рис. 2. Принципиальная схема (*а*) и геометрическая модель (*б*) ЭГИ вытяжки-формовки:
1 – электроды, *2* – рабочая жидкость, *3* – разрядная камера, *4* – листовая заготовка,
5 – матрица, *6* – прижим

Fig. 2. Scheme (*a*) and geometrical model (*б*) of electro-hydraulic impulse drawing: *1* – electrodes,
2 – pressure transmitting liquid, *3* – discharge chamber, *4* – sheet metal blank, *5* – die, *6* – blank holder

Аналогично с предыдущей задачей задавались модели материала заготовки и инструмента, кулоновское трение и другие элементы КЭ модели.

Для вытяжки-формовки в жестких штампах и для ЭГИ вытяжки-формовки бралась заготовка диаметром 110 мм из латуни Л68 толщиной 0,24 мм. Диаметр очка матрицы составил 60 мм, радиус скругления кромки на участке перехода фланца в цилиндрическую часть – 3 мм. При задании модели материала заготовки приняты следующие характеристики: E = 115 ГПа (модуль Юнга), ν = 0,34 (коэффициент Пуассона), ρ = 8600 кг/м^3 (плотность); параметры кривой деформационного упрочнения: B = 742 МПа, m = 0,4 для квазистатической штамповки и с учетом коэффициента динамичности – K_d = 1,25 для ЭГИ вытяжки-формовки [15].

При создании компьютерной модели ЭГИ штамповки могут возникнуть определенные трудности, преимущественно связанные с характером импульсной нагрузки. Параметры импульсной нагрузки получаются автоматически при комплексном решении задачи с учетом закона ввода энергии в плазменный канал, гидромеханики жидкости и деформирования заготовки, как это было сделано в работах [16, 17]. Подобные расчеты требуют значительной оперативной памяти и быстродействия, которыми не обладают доступные персональные компьютеры. Однако сделанные расчеты позволяют более точно разобраться в физических явлениях ЭГИ вытяжки-формовки, в частности в параметрах импульсного давления жидкости на подвижную заготовку. Задачей является получение зависимости давления от времени $p(t)$, использование которой без расчета расширения плазменного канала и гидромеханики в более простых инженерных расчетах позволит получить результаты, сопоставимые с экспериментальными данными.

Определение закона импульса давления

Типовая зависимость импульса давления в центре заготовки от времени, полученная при расчете с учетом расширения плазменного канала и гидромеханики [18], представлена на рис. 3. Для нее характерны множественные пульсации, вызванные отражением волн давления от стенок разрядной камеры, что согласуется с экспериментальными данными, полученными на основе анализа результатов сверхскоростной фотосъемки струи жидкости, вылетающей из небольшого отверстия, в центре деформируемой заготовки [19]. Также следует отметить, что на общую пластическую деформацию заготовки оказывает значимое влияние лишь часть давления гидропотока [20]. В данном случае это часть давления по времени примерно от 360 до 900 мкс. Оставшиеся выбросы давления оказывают незначительное влияние на деформацию заготовки, поскольку их площадь мала по сравнению с площадью давления гидропотока.

Для компьютерных расчетов имеет смысл упростить полученную зависимость с множественными пульсациями гладкой кривой с длительностью, равной длительности воздействия гидропотока (в данном случае приблизительно 540 мкс), и площадью, не превышающей площадь гидропотока. Предлагается задавать форму импульса давления следующим законом:

$$p = p_0 N_p (t/\theta)^a \exp(-bt/\theta), \qquad (1)$$

где t — время; p_0 — амплитудное значение давления; нормирующие величины N_p, a, b определяются соотношениями

$$N_p = \exp(b - 1); \quad a = bt^*;$$
$$b = 1/(1 - t^* + t^* \ln t^*); \quad t^* = t_н/\theta.$$

Такой закон определяет длительность фронта импульса давления $t = t_н$ и уменьшение давления в e раз к моменту времени $t = \theta$.

Применимость предлагаемого закона рассмотрена с помощью компьютерных расчетов и сравнения результатов с экспериментальными данными. На рис. 4 показано перемещение точек заготовки после ее остановки. График *1* соответствует значениям, полученным из натурного эксперимента в ходе ЭГИ вытяжки заготовки из латуни Л68 толщиной 0,24 мм. На графиках *2* и *3* приведены данные, полученные из компьютерных расчетов, в которых импульс давления задавался соответственно сложной зависимостью с множественными пульсациями и законом (1).

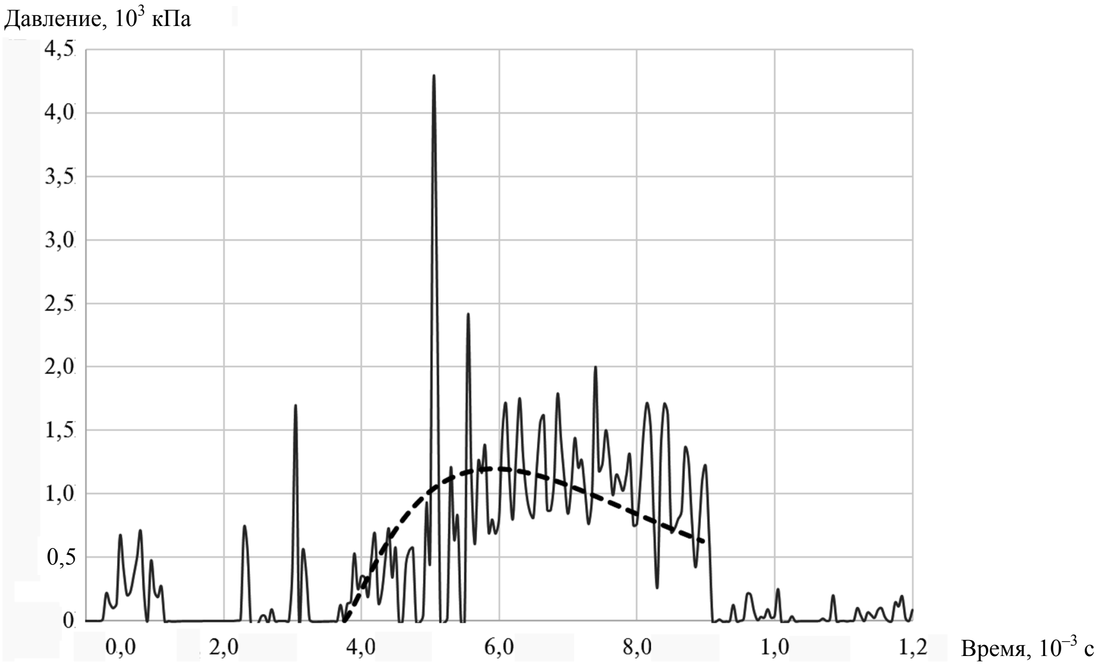


Рис. 3. Расчетный импульс давления жидкости вблизи центральной точки заготовки (____) и кривая предлагаемого закона давления (_ _ _)

Fig. 3. Estimated impulse pressure near the central point of blank (____) and the curve of the proposed impulse pressure law (_ _ _)

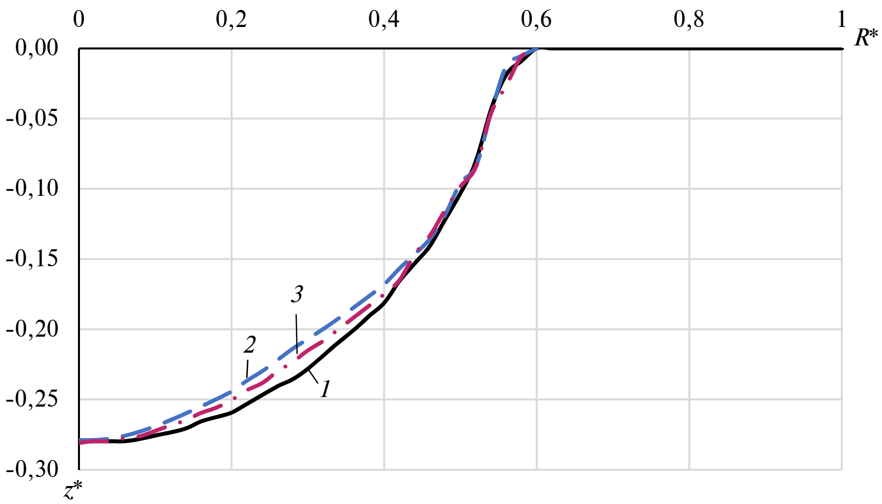


Рис. 4. Форма заготовки, полученная при ЭГИ вытяжке
(z^* – относительный прогиб; R^* – относительный радиус)

Fig. 4. The form of the blank, obtained by EHI drawing
(z^* – relative displacement; R^* – relative radius)

Из рис. 4 видно, что формы заготовок для всех трех вариантов достаточно близки. Таким образом, без особой погрешности при компьютерном моделировании процессов ЭГИ вытяжки-формовки импульс давления можно задавать законом (1). Предлагаемый закон позволяет варьировать параметры нагружения, благодаря чему можно задавать импульсы давления с нормальной или средней длительностью (около 100 мкс), обычно используемые в промышленных ЭГИ установках и разрядных камерах малого объема [19]. Варьируя параметры, можно получить короткий импульс с длительностью около 10 мкс или длительный импульс порядка 1000 мкс и больше.

Численный эксперимент и анализ результатов

При проведении численного эксперимента оценивалось заполнение формы матрицы, образование складок на фланцевой и цилиндрической частях заготовки, а также влияние эффекта пружинения на конечные размеры детали. При расчетах ЭГИ вытяжки также рассматривалось влияние на результаты расчетов варьирование следующих параметров: длительности импульса давления θ (10, 100, 1000 мкс), относительного времени нарастания импульса давления ($t^* = 0.1$ и $t^* = 0.5$) и амплитудного значения импульса давления.

На рис. 5, *а* показана заготовка после вытяжки в жестком инструментальном штампе с расшифровкой цветом зон проблемных поверхностей заготовки (Formability key LS-PrePost): разрушение металла (красный), риск разрушения (желтый), вероятность складкообразования (синий), складкообразование (фиолетовый), а также области значительного утонения (оранжевый) и нормального формоизменения (зеленый) без риска нарушения сплошности и потери устойчивости. Согласно работе [13] для заготовки из латуни Л68 с заданными характеристиками и геометрией, динамическое решение сходится к квазистатическому при длительности расчета от 2800 мкс и выше. В данном расчете в момент времени 2800 мкс задавалась остановка пуансона и его последующий подъем.

На рис. 5, *а* видно образование складок на фланцевой части заготовки и их переход в цилиндрическую часть детали. На рис. 5, *б* показано проявление эффекта пружинения, который выражается в изменении конечной формы детали после снятия нагрузки и отходе купольной части от дна матрицы. Увеличение диаметра заготовки или уменьшение зазора между матрицей и пуансоном может привести к разрушению заготовки.

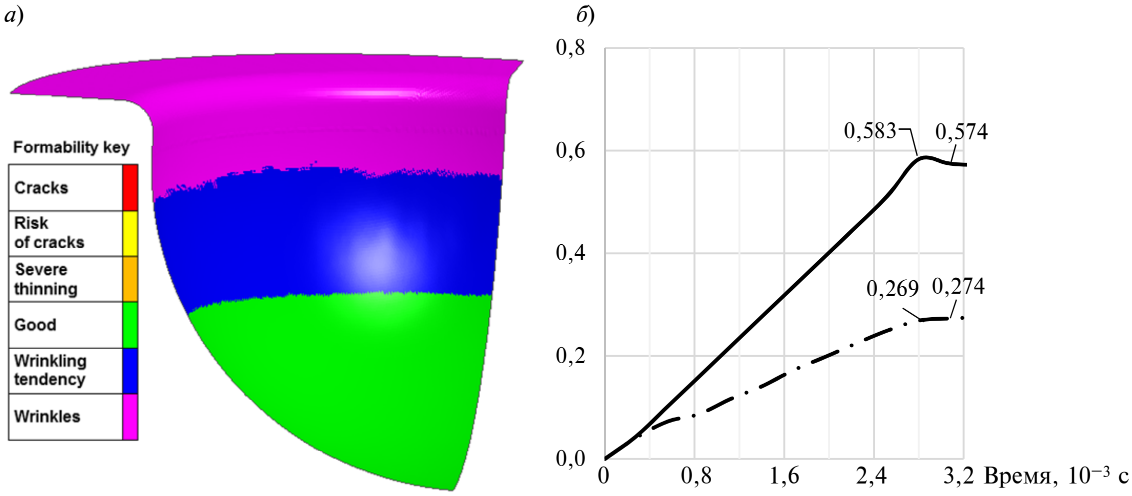


Рис. 5. Заготовка после вытяжки в жестком инструментальном штампе (*а*)
и графики зависимости эффективной пластической деформации
в центре заготовки (— · —) и относительного прогиба заготовки z^* (——) от времени (*б*)
Fig. 5. Blank after quasi-static drawing (*a*) and plots of effective plastic strain
in the center of blank (— · —) and blank relative displacement z^* (——) of time (*b*)

В таблице приведены результаты расчетов ЭГИ вытяжки листовой заготовки в сферическую матрицу при различных параметрах нагружения.

Как видно, при длительностях импульса давления в 10 и 100 мкс (соответственно пп. 1 и 2 таблицы) не происходит заполнения матрицы. Также можно отметить выпучивание металла не только на фланцевой, но и на свободной части заготовки. Увеличение амплитудного давления при длительности 10 мкс не способствует заполнению матрицы. Возникает брак в виде отскока купола заготовки от дна матрицы (п. 3 табл.), а при дальнейшем нарастании амплитудного давления повышается вероятность разрыва материала вдоль скругления кромки матрицы (п. 4 табл.). Также при длительности в 10 мкс возможен разрыв материала заготовки вдоль кромки матрицы даже без передозировки энергии (пп. 1, 3 табл.), что в данном случае связано с малой толщиной выбранного материала.

При увеличении длительности давления до 100 мкс можно наблюдать схожую картину. Передозировка энергии вызывает отскок от дна матрицы (п. 5 табл.); дальнейшее повышение амплитудного давления вызывает разрушение материала свободной части заготовки (п. 6 табл.).

В рассмотренных случаях при длительности импульса в 10 и 100 мкс увеличение относительного времени нарастания давления t^* не оказывает влияния на конечную форму заготовки и образование складок.

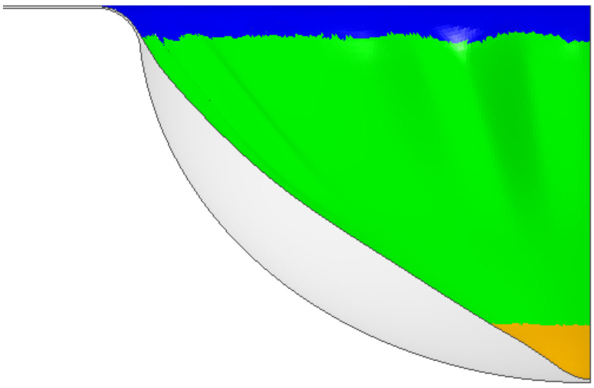
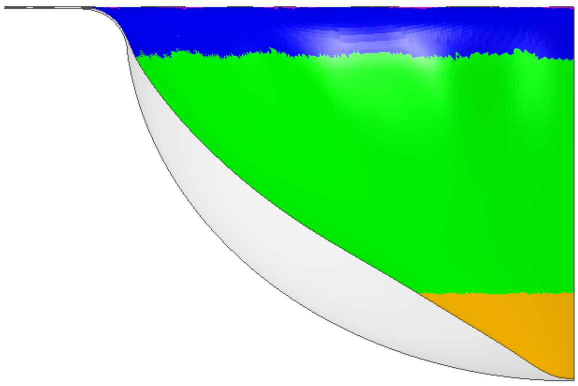
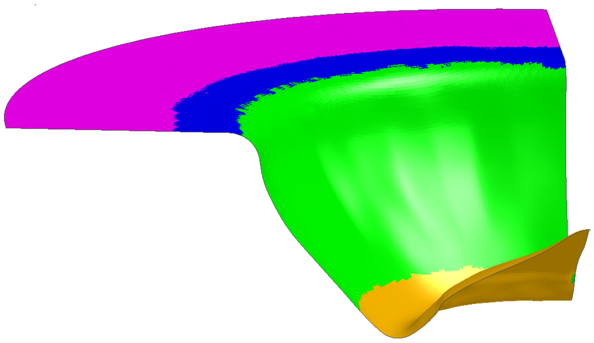
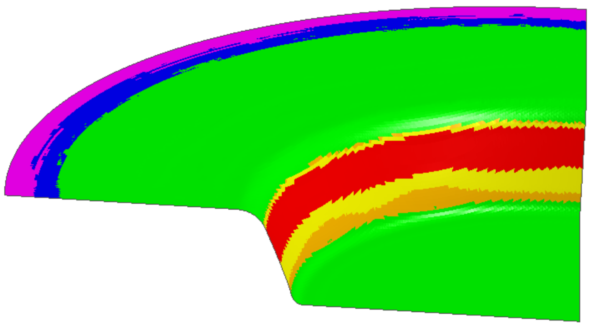
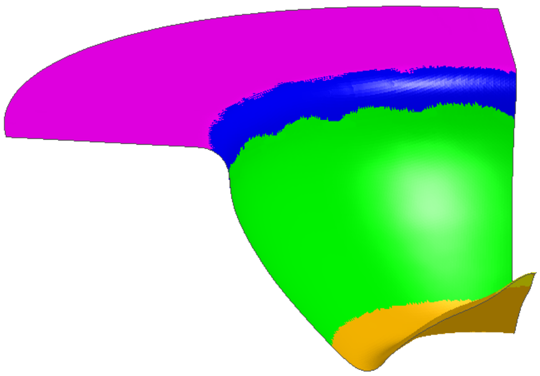
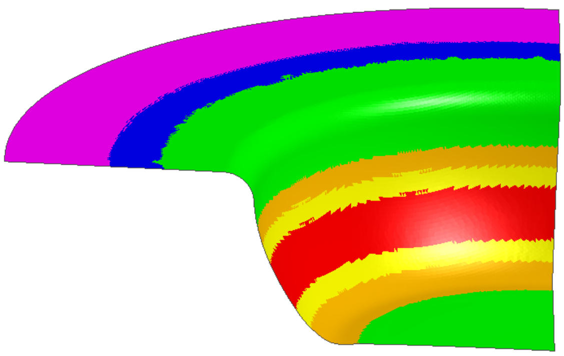
Увеличение длительности импульса давления до 1000 мкс позволяет существенно повысить заполняемость сферической матрицы (п. 7 табл.). При увеличении относительного времени нарастания возможно добиться полного заполнения матрицы (п. 8 табл.), а эффект отскока заменяется эффектом вдавливания материала заготовки в матрицу. Это обеспечивает получение качественной точной детали практически без пружинения заготовки и складкообразования на фланце.

При относительном времени нарастания $t^* = 0,1$ в случаях избыточного давления возможен отскок заготовки от дна матрицы (п. 9 табл.). Значительная передозировка энергии приводит к разрушению материала (п. 10 табл.).

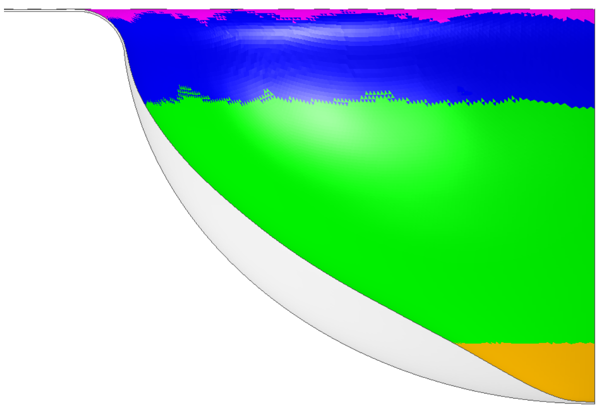
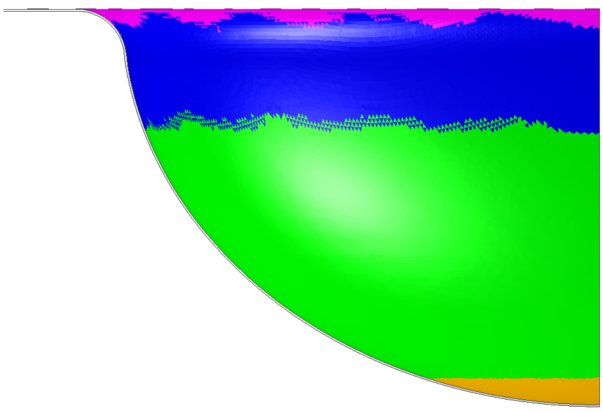
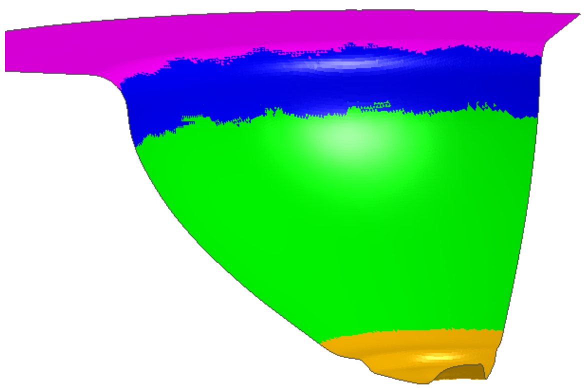
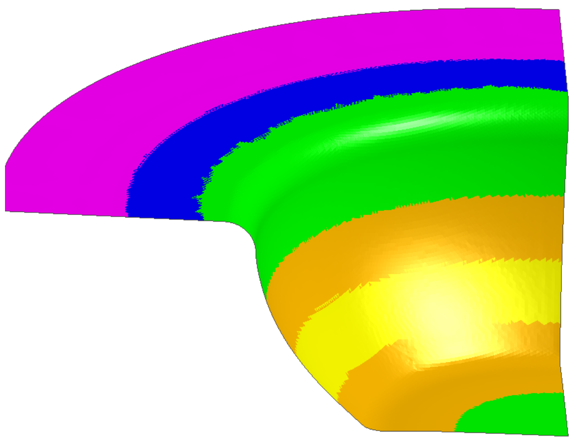
Таким образом, путем компьютерного моделирования можно определить параметры импульсного давления, обеспечивающие получение качественной точной детали практически без пружинения заготовки и складкообразования на фланце.

Влияние параметров импульса давления на деформирование заготовки

Influence of impulse pressure parameters on blank deformation

1	*2*
	
θ = 10 мкс, t^* = 0.1, p_0 = 41 МПа	θ = 100 мкс, t^* = 0,1, p_0 = 4,95 МПа
3	*4*
	
θ = 10 мкс, t^* = 0,1, p_0 = 60 МПа	θ = 10 мкс, t^* = 0,1, p_0 = 90 МПа
5	*6*
	
θ = 100 мкс, t^* = 0,1, p_0 = 7,25 МПа	θ = 100 мкс, t^* = 0,1, p_0 = 15 МПа

Окончание таблицы

7	*8*
	
θ = 1000 мкс, t^* = 0,1, p_0 = 2,5 МПа	θ = 1000 мкс, t^* = 0,5, p_0 = 5 МПа
9	*10*
	
θ = 1000 мкс, t^* = 0,1, p_0 = 3 МПа	θ = 1000 мкс, t^* = 0,1, p_0 = 9 МПа

Заключение

С применением конечно-элементного комплекса LS-DYNA были построены компьютерные модели вытяжки-формовки тонколистовой заготовки в закрытую сферическую матрицу в жестком инструментальном штампе и методом ЭГИ штамповки. Расчеты на примере вытяжки-формовки из особо тонколистового металла (латуни Л68 толщиной 0,24 мм) показали, что путем компьютерного моделирования можно определить параметры импульсного давления, обеспечивающие получение качественной точной детали практически без пружинения и складкообразования на фланце, чего невозможно добиться при штамповке в жестком инструментальном штампе.

Показаны основные причины возможного брака: избыточное давление, приводящее к отскоку заготовки от матрицы; недостаточное давление, приводящее к не заполнению рельефа матрицы. Установлено, что увеличение длительности импульса давления положительно сказывается на процессе ЭГИ вытяжки-формовки заготовок, позволяя добиться более полного заполнения формы матрицы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Романовский В.П.** Справочник по холодной штамповке. 6-е изд., перераб. и доп. Л.: Машиностроение. 1979. 520 с.
2. **Зубцов М.Е.** Листовая штамповка. 3-е изд., перераб. и доп. Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1980. 431 с.
3. **Малов А.Н.** Технология холодной штамповки. М.: Государственное научно-техническое издательство «Оборонгиз», 1963. 564 с.
4. **Гулый Г.А., Малюшевский П.П.** Высоковольтный электрический разряд в силовых импульсных системах. Киев: Наукова думка, 1977. 174 с.
5. **Здор Г.Н., Исачевич Л.А., Качанов И.В.** Технологии высоковольтного деформирования материалов: монография. Минск: Изд-во БНТУ, 2010. 456 с.
6. **Тараненко М.Е.** Электрогидравлическая штамповка: теория, оборудование, техпроцессы. Харьков: Изд-во ХАИ, 2011. 272 с.
7. **Чачин В.Н., Шадуя В.Л., Журавский А.Ю., Здор Г.Н.** Электрогидроимпульсное формообразование с использованием замкнутых камер. Минск: Наука и техника, 1985. 200 с.
8. **Сорокин В.В.** Исследование некоторых особенностей вытяжки на электрогидравлических прессах // Электрический разряд в жидкости и его применение. Киев: Наукова думка, 1977. С. 104–109.
9. **Щеглов Б.А.** Динамика осесимметричного формообразования тонкостенных оболочек // Расчеты процессов пластического течения металлов. М.: Наука, 1973. С. 54–62.
10. **Hallquist J.O.** LS-DYNA theoretical manual. Livermore Software Technology Corporation: Livermore, CA. 2006. 498 p.
11. **Головащенко С.Ф., Мамутов А.В., Мамутов В.С.** Методика компьютерного моделирования электрогидроимпульсного формоизменения тонколистовых металлов с применением программного комплекса LS-DYNA 971 // Металлообработка: Научно-производственный журнал. 2012. № 3(69). С. 23–29.
12. **Мамутов А.В., Мамутов В.С.** Моделирование электрогидроимпульсной листовой формовки с применением комплекса LS-DYNA // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 1(190). С. 101–107.
13. **Арсентьева К.С., Мамутов В.С.** Расчет процессов квазистатической формовки подвижными средами с применением комплекса LS-DYNA // Неделя науки СПбГПУ: материалы научно-практической конференции с международным участием. СПб., 2014. С. 114–117.
14. **Мамутов А.В., Мамутов В.С.** Расчеты процессов штамповки подвижными средами при помощи комплекса LS-DYNA // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Сер.: Наука и образование. 2012. № 2–1(147). С. 127–131.
15. **Мамутов В.С., Мамутов А.В.** Теория обработки металлов давлением. Компьютерное моделирование процессов листовой штамповки. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2006. 188 с.
16. **Mamutov V.S., Mamutov A.V., Golovaschenko S.F.** Simulation of High-Voltage Discharge Channel in Water at Electro-Hydraulic Forming Using LS-DYNA® // 1th International LS-DYNA® Users Conference, Metal forming, Dearborn, USA, 2014, 9 p.
17. **Mamutov A.V., Golovashchenko S.F., Mamutov V.S., Bonnen J.F.** Modeling of electro-hydraulic forming of sheet metal parts. Original Research Article // Journal of Materials Processing Technology. Vol. 219. May 2015. P. 84–100.
18. **Арсентьева К.С., Насс С.Е., Мамутов В.С.** Давление при электрогидроимпульсной вытяжке-формовке тонколистовой заготовки // Неделя науки СПбПУ: материалы научного форума с международным участием. Лучшие доклады. СПб.: Изд-во Политехн. унт-та, 2016. С. 80–83.
19. **Вагин В.А., Здор Г.Н., Мамутов В.С.** Методы исследования высокоскоростного деформирования металлов. Минск: Наука и техника, 1990. 207 с.
20. **Mamutov V.S., Zdor G.N.** Mechanics of loading and deforming of thin-sheet blank at electro-hydraulic forming // International Review of Mechanical Engineering (IREME). 2017. Vol. 11. No 5. P. 332–336.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

АРСЕНТЬЕВА Ксения Сергеевна – *аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: xenia.ars@gmail.com

МАМУТОВ Вячеслав Сабайдинович – *доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: mamutov_vs@spbstu.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 04.05.2018

REFERENCES

[1] **Romanovskiy V.P.,** Spravochnik po kholodnoy shtampovke. 6-ye izd., pererab. i dop. Leningrad: Mashinostroyeniye. 1979. 520 s. (rus.)

[2] **Zubtsov M.E.,** Listovaya shtampovka : uchebnik. 3-ye izd., pererab. i dop. L.: Mashinostroyeniye. Leningr. otd-niye, 1980. 431 s. (rus.)

[3] **Malov A.N.,** Tekhnologiya kholodnoy shtampovki. M.: Gosudarstvennoye nauchno-tekhnicheskoye izdatelstvo «Oborongiz», 1963. 564 s. (rus.)

[4] **Gulyy G.A., Malyushevskiy P.P.,** Vysokovoltnyy elektricheskiy razryad v silovykh impulsnykh sistemakh. Kiyev: Naukova dumka, 1977. 174 s. (rus.)

[5] **Zdor G.N., Isachevich L.A., Kachanov I.V.,** Tekhnologii vysokovoltnogo deformirovaniya materialov: monografiya. Minsk: BNTU, 2010. 456 s. (rus.)

[6] **Taranenko M.E.,** Elektrogidravlicheskaya shtampovka: teoriya, oborudovaniye, tekhprotsessy. Kharkov: Izd-vo KhAI, 2011. 272 s.

[7] **Chachin V.N., Shaduya V.L., Zhuravskiy A.Yu., Zdor G.N.,** Elektrogidroimpulsnoye formoobrazovaniye s ispolzovaniyem zamknutykh kamer. Minsk: Nauka i tekhnika, 1985. 200 s. (rus.)

[8] **Sorokin V.V.**, Issledovaniye nekotorykh osobennostey vytyazhki na elektrogidravlicheskikh pressakh, *Elektricheskiy razryad v zhidkosti i yego primeneniye*. Kiyev: Naukova dumka, 1977. S. 104–109. (rus.)

[9] **Shcheglov B.A.,** Dinamika osesimmetrichnogo formoobrazovaniya tonkostennykh obolochek, *Raschety protsessov plasticheskogo techeniya metallov*. M.: Nauka, 1973. S. 54–62. (rus.)

[10] **Hallquist J.O.,** LS-DYNA theoretical manual. Livermore Software Technology Corporation: Livermore, SA, 2006, 498 p.

[11] **Golovashchenko S.F., Mamutov A.V., Mamutov V.S.,** Metodika kompyuternogo modelirovaniya elektrogidroimpulsnogo formoizmeneniya tonkolistovykh metallov s primeneniyem programmnogo kompleksa LS-DYNA 971, *Metalloobrabotka: nauchno-proizvodstvennyy zhurnal*. 2012. № 3(69). S. 23–29. (rus.)

[12] **Mamutov A.V., Mamutov V.S.,** Simulating the electro-hydraulic sheet metal forming using LS-DYNA, *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2014. № 1(190). S. 101–107.

[13] **Arsentyeva X.S., Mamutov V.S.,** Raschet protsessov kvazistaticheskoy formovki podvizhnymi sredami s primeneniyem kompleksa LS-DYNA, *Nedelya nauki SPbGPU: materialy nauchno-prakticheskoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem*. SPb., 2014. S. 114–117. (rus.)

[14] **Mamutov A.V., Mamutov V.S.,** Raschety protsessov shtampovki podvizhnymi sredami pri pomoshchi kompleksa LS-DYNA, *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Ser.: Nauka i obrazovaniye*. 2012. №2–1 (147). S. 127–131. (rus.)

[15] **Mamutov V.S., Mamutov A.V.,** Teoriya obrabotki metallov davleniyem. Kompyuternoye modelirovaniye protsessov listovoy shtampovki. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2006. 188 s. (rus.)

[16] **Mamutov V.S., Mamutov A.V., Golovaschenko S.F.,** Simulation of High-Voltage Discharge Channel in Water at Electro-Hydraulic Forming Using LS-DYNA®, *1th International LS-DYNA® Users Conference, Metal forming*. Dearborn, USA, 2014, 9 p.

[17] **Mamutov A.V., Golovashchenko S.F., Mamutov V.S., Bonnen J.F.,** Modeling of electro-hydraulic forming of sheet metal parts. Original Research Article, *Journal of Materials Processing Technology*. May 2015. Vol. 219. P. 84–100.

[18] **Arsentyeva X.S., Nass S.Ye., Mamutov V.S.,** Davleniye pri elektrogidroimpulsnoy vytyazhke-formovke tonkolistovoy zagotovki, *Nedelya nauki SPbPU: materialy nauchnogo foruma s mezhdunarodnym uchastiyem. Luchshiye doklady*. SPb.: Izd-vo Politekhn. unt-ta, 2016. S. 80–83. (rus.)

[19] **Vagin V.A., Zdor G.N., Mamutov V.S.,** Metody issledovaniya vysokoskorostnogo deformirovaniya metallov. Minsk: Nauka i tekhnika, 1990. 207 s. (rus.)

[20] **Mamutov V.S., Zdor G.N.,** Mechanics of loading and deforming of thin-sheet blank at electro-hydraulic forming, *International Review of Mechanical Engineering (IREME)*. 2017. Vol. 11. No 5. P. 332–336.

THE AUTHORS

ARSENTYEVA Xeniia S. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: xenia.ars@gmail.com
MAMUTOV Viatsheslav S. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: mamutov_vs@spbstu.ru

Received: 04.05.2018

DOI: 10.18721/JEST.240215
УДК 621.875.56

И.А. Васильев, Д.Е. Бортяков

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

МЕТОДИКА СИНТЕЗА И ИССЛЕДОВАНИЯ СТРЕЛОВОГО УСТРОЙСТВА С ЗАДАННОЙ ТРАЕКТОРИЕЙ ГРУЗА

Представлена методика синтеза стреловой системы с заданной траекторией груза на канатах при изменении вылета. Разработана математическая модель, позволяющая выполнять геометрический, кинематический и силовой анализы стрелового устройства. В части силового анализа составлена система нагрузок, полностью учитывающая все их направления и комбинации. Данная модель полностью параметризована и пригодна для широкой номенклатуры кранов. Выходные данные такой модели достаточны для проектирования грузоподъемной машины в целом и ее элементов. Получен закон движения управляющего элемента механизма изменения вылета, при котором груз движется равномерно. Рассмотрены три варианта схемы стрелового устройства и два варианта исполнения механизма изменения вылета. Определены мощности двух вариантов механизма изменения вылета, что дает возможность анализировать рассмотренные варианты.

Ключевые слова: шарнирно-сбалансированное стреловое устройство, механизм изменения вылета, математическая модель, заданная траектория груза, силовой анализ, мощность механизма изменения вылета, баланс кран.

Ссылка при цитировании:
И.А. Васильев, Д.Е. Бортяков. Методика синтеза и исследования стрелового устройства с заданной траекторией груза // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 172–181. DOI: 10.18721/JEST.240215.

I.A. Vasilev, D.E. Bortyakov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia

TECHNIQUE OF SYNTHESIS AND RESEARCH OF A BOOM DEVICE WITH A SPECIFIED PATH OF CARGO

This paper presents a technique of synthesis of the boom system with a predetermined path of the cargo on the ropes at changing span distance. A mathematical model has been developed that allows performing geometric, kinematic and force analysis of the boom device. In the part of force analysis, a system of loads is designed, fully taking into account all their directions and combinations. This model is fully parameterized and is suitable for a wide range of cranes. Output data of such a model are sufficient for designing a hoisting machine as a whole and its elements. The law of motion of the control element of the mechanism for departure change is obtained, under which the load moves uniformly. Three variants of the boom device scheme and two variants of the modification of the departure mechanism are considered. The capacities of the two variants of the change in the departure mechanism are determined, which makes it possible to analyze the variants considered.

Keywords: hinged-balanced boom device, derricking mechanism, mathematical model, predetermined cargo path, force analysis, power of derricking mechanism, balancer crane.

Citation:
I.V. Vasilev, D.E. Bortyakov, Technique of synthesis and research of a boom device with a specified path of cargo, *Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 172–181, DOI: 10.18721/JEST.240215.

Введение

Задачи улучшения технико-экономических и эксплуатационных характеристик промышленного оборудования с учетом появления новых технологий, комплектующих и материалов предполагают разработку наиболее эффективных устройств и конструкций.

Одним из способов повышения эффективности грузоподъемной техники, оснащенной стреловыми устройствами, является задание определенной траектории движения груза при изменении вылета. При движении груза по траектории, отличной от горизонтальной, изменяется его потенциальная энергия, что вызывает дополнительные энергетические затраты механизма изменения вылета (МИВ), тем самым снижая эффективность его работы [1–4].

Среди кранов со стреловым устройством (СУ) жестко-задаваемой траекторией груза обладают краны манипуляторы, «баланс-краны», шарнирно-балансирные манипуляторы типа ШБМ [5–8]. Особенность этих кранов – шарнирно-сбалансированное стреловое устройство (ШБСУ), работа и уравновешивание которого были исследованы и описаны на кафедре ТТС СПбПУ [9].

К преимуществам кранов с ШБСУ относится исключение каната, в связи с чем повышается надежность работы крана и точность позиционирования груза.

Такими кранами являются балансировочные краны фирмы «*Kranbau Eberswalde*» – BC180 с грузоподъемностью 6 т и вылетом 38 м; BC180S с грузоподъемностью 6/9 т и вылетом 32 м; краны серии 700 фирмы «E-Crane» с грузоподъемностью 5,5–10 т и вылетом 24,8–31,7 м; краны Pelican 580 с грузоподъемностью 15 т и вылетом 38 м. Однако широкого распространения эти краны большой грузоподъемности с задаваемой траекторией груза не получили, так как отказ от канатных систем подвеса груза особого эффекта не дал, что в основном связано с тем, что в вышеуказанных машинах существенно увеличиваются длины звеньев и, как следствие, металлоемкость [10].

Задача проектирования кранов ШБСУ с канатными подвесами актуальна при создании новых типов стреловых систем, которые могут позволить уменьшить металлоемкость их элементов и, как результат, энергопотребление.

Цель представляемой работы – создание методики синтеза стреловой системы с заданной траекторией груза на канатах при изменении вылета.

Одна из задач данного исследования – разработка математической модели, позволяющей выполнять геометрический, кинематический и силовой анализы стрелового устройства. Такая модель описывает движение элементов СУ и возникающие в них усилия, что достаточно не только для проектирования металлоконструкции СУ и привода МИВ, но и для проектирования уравновешивающего устройства.

Расчетное исследование

Схема исследуемого стрелового устройства представлена на рис. 1. Данная схема описывается системой параметров, в которую входят: максимальный и минимальный вылеты R_{max}, R_{min}; приведенные к диапазону вылетов dR ($dR = R_{max} - R_{min}$) длины звеньев *ab*, *ac*, *bo*, *cd*, *de*, *do*; длина плеча противовеса *OP*; углы α_0 и α_1 между хоботом и горизонталью, обеспечивающие отсутствие заклинивания в крайних положениях; угол ε между осью оттяжки (звено *3*) и грузовым канатом.

В качестве важнейшего критерия качества принимается усилие в шарнирах *B, C, D, E, O*, так как именно усилия в шарнирах влияют на форму и размеры сечения элементов СУ и, как следствие, на металлоемкость всей системы в целом.

Горизонтальная траектория точки расположения концевых блоков (точка *A*) может быть обеспечена различными путями. Оптимальным является путь со следующим соотношением длин звеньев СУ и значением угла ε (см. рис. 1):

$$AB = OB = CD;\quad BC = OD = ED;\quad \varepsilon = 0. \qquad (1)$$

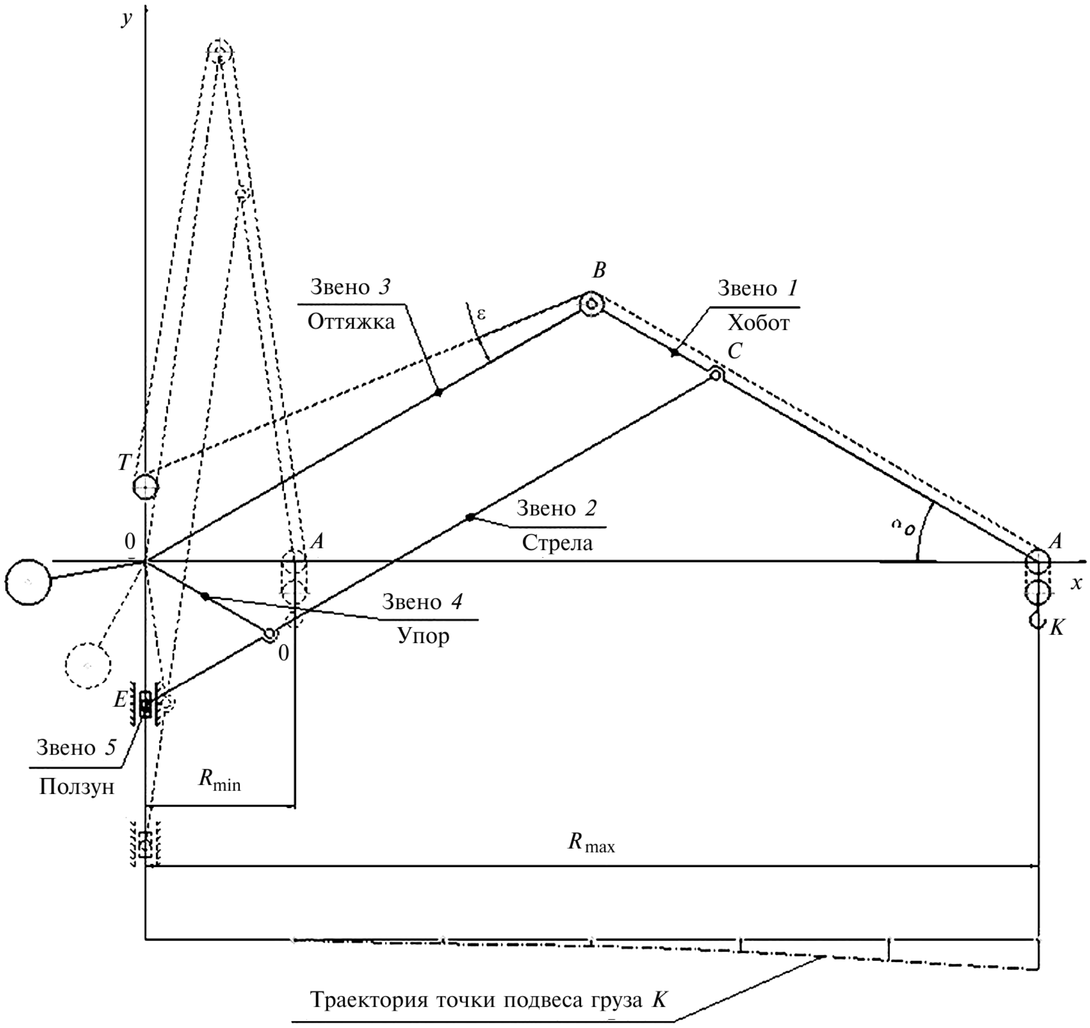


Рис. 1. Схема стрелового устройства и траектория точки подвеса груза при $\varepsilon \neq 0$

Fig. 1. The diagram of the boom device and the trajectory of the suspension point of the load for $\varepsilon \neq 0$

При таком соотношении длин звеньев траектория точки подвеса груза *K* будет иметь вид горизонтали или близкой к ней линии при отличном от 0 значении угла ε (см. рис. 1), в результате чего появляется уравнительный (стреловой) полиспаст, как это имеет место в существующих конструкциях портальных кранов с шарнирно-сочлененными стреловыми устройствами.

В данном исследовании рассмотрен следующий вариант: ω = 0, точка ***T*** совмещена с точкой ***O***.

При отличных от представленных в (1) соотношениях длин звеньев траектория звена *5* (ползуна) представляет собой произвольную линию; эти траектории приведены на рис. 2 и 3.

Такие траектории усложняют изготовление направляющих для этого ползуна. Для исследования выбран вариант, для которого справедливо соотношение (1).

Значения минимального угла α_0 между хоботом и горизонталью определяется итерационным методом; для первоначального расчета принимаем $\alpha_o = 30°$. Значение угла α_1 ограничивается конструкционными особенностями стрелы и оттяжки: высотой их сечений и расстояния *BC*, что требует итерационного подхода к определению этого значения; в качестве начального значения принимаем $\alpha_1 = 85°$.

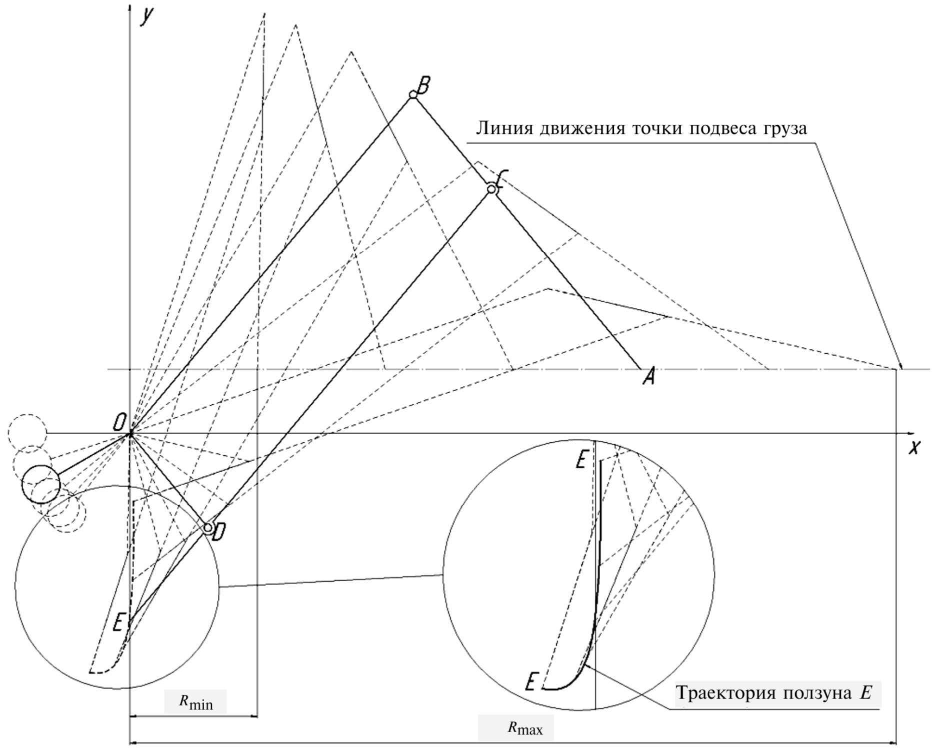


Рис. 2. Траектория точки *E* (ползун) при уменьшенной длине хобота
Fig. 2. Trajectory point *E* with a reduced length of the trunk

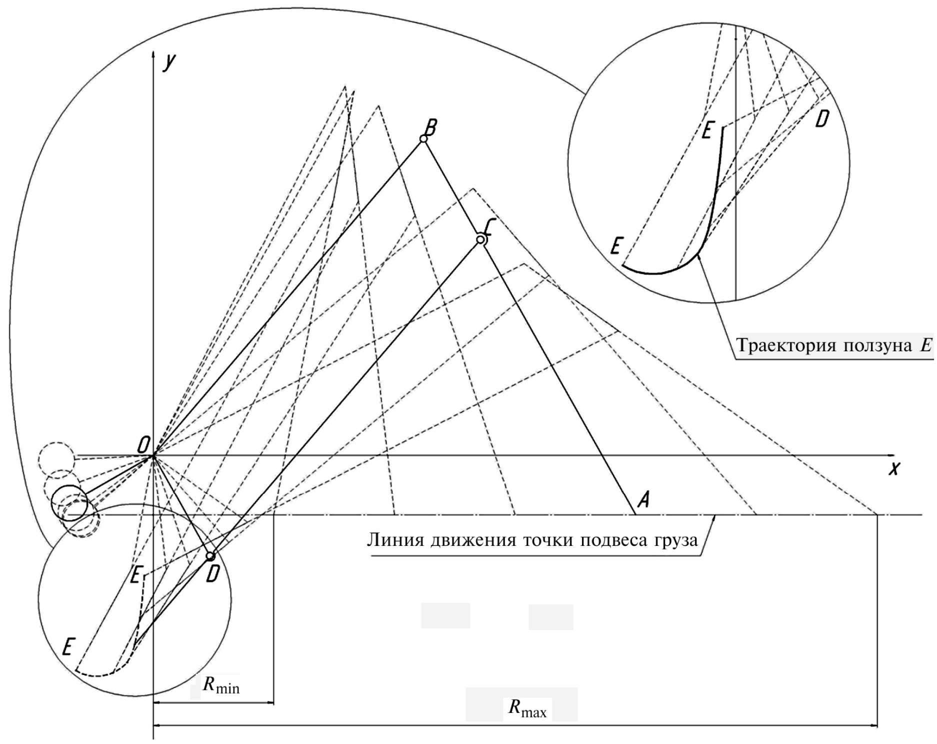


Рис. 3. Траектория точки *E* (ползун) при увеличенной длине хобота
Fig. 3. Trajectory point *E* with an increased length of the trunk

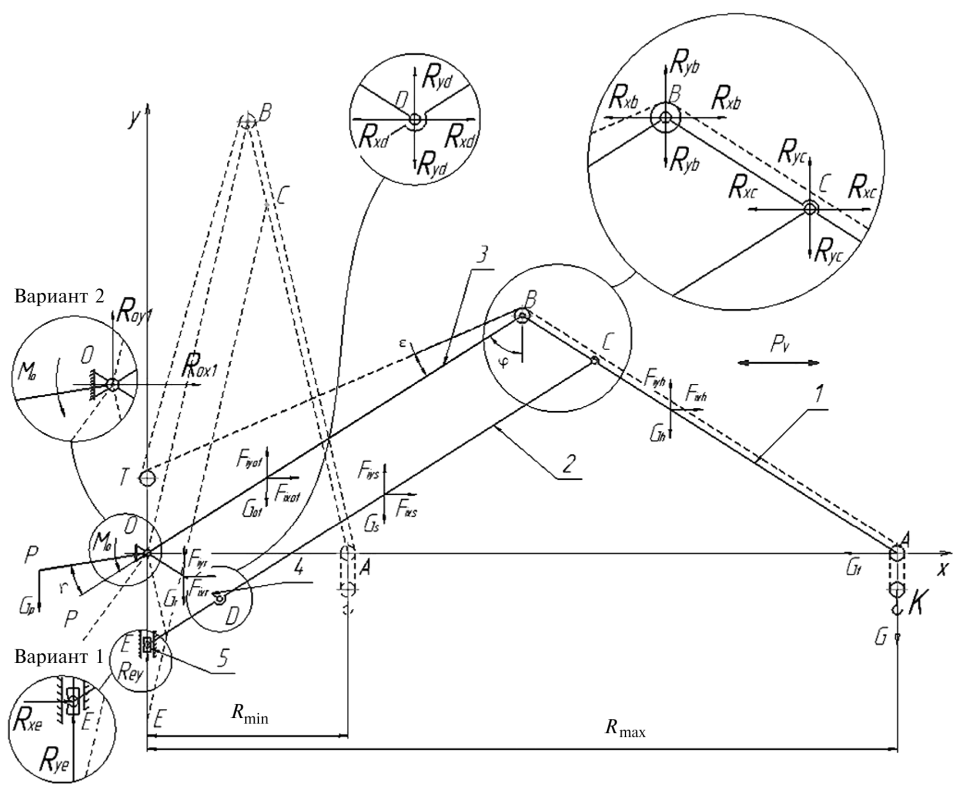


Рис. 4. Расчетная схема стрелового устройства
Fig. 4. Design of the boom device

Длина звена *OP* определяется на этапе уравновешивания стрелового устройства.

Значение R_{max} входит в техническое задание на проектирование машины.

Параметр R_{min} ограничивается углом α_1 и также во многом зависит от конструкции элементов СУ.

Таким образом, сформирована система ограничений на значения параметров, определяющих форму и размеры исследуемого СУ:

$$\begin{cases} \alpha_0 \geq 30°; \\ \alpha_1 \leq 85°; \\ \varepsilon \geq 0°; \\ AB = OB = CD; \\ BC = OD = ED. \end{cases}$$

Приведенная к диапазону вылетов dR ($dR = R_{max} - R_{min}$) длина хобота *ab* вычисляется так:

$$ab = \frac{\dfrac{R_{min} + dR}{2\cos\alpha_0}}{dR}.$$

Далее, пользуясь соотношением (1), получаем длины звеньев *ob*, *cd*.

Длины *od* = *bc* = *ed* на начальных стадиях исследования принимались конструктивно. Очевидно, что при уменьшении этих длин возрастают нагрузки в шарнирах СУ. Длины элементов уточнялись исходя из результатов силового анализа.

Для рассматриваемой схемы исследуются два варианта привода механизма изменения вылета (МИВ): 1 – привод механизма изменения вылета со звеном *5* (точка *E*); 2 – привод МИВ связан со звеном *3* (заднее плечо оттяжки *PO*). Расчетная схема СУ приведена на рис. 4.

В дальнейшем исследовании рассматривается установившееся движение МИВ. При изменении вылета элементы СУ совершают плоское движение, при котором возникают инерционные нагрузки на элементы стрелового устройства даже при постоянной скорости МИВ. К инерционным нагрузкам относятся силы инерции масс элементов стрелового устройства и сила инерции груза.

$$\mathbf{A}(t)=\begin{pmatrix}
1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
-\sin\varphi(t) & 0 & \cos\varphi(t) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
-1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1\\
0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
\sin\varphi(t) & 0 & \cos\varphi(t) & 0 & \frac{-DE}{CE}\sin\varphi(t) & \frac{DE}{CE}\varphi(t) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & 0 & 0 & \sin\varphi(t) & \cos\varphi(t) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0\\
0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0\\
0 & \sin\varphi(t) & 0 & \cos\varphi(t) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0
\end{pmatrix}$$

Рис. 5. Матрица коэффициентов для первого варианта исполнения привода
Fig. 5. The coefficient matrix for the first version of the drive

$$\mathbf{A}(t)=\begin{pmatrix}
1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
-\sin\varphi(t) & 0 & \cos\varphi(t) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
-1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
\sin\varphi(t) & 0 & \cos\varphi(t) & 0 & \frac{-DE}{CE}\sin\varphi(t) & \frac{DE}{CE}\cos\varphi(t) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0\\
0 & 0 & 0 & 0 & \sin\varphi(t) & \cos\varphi(t) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\
0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0\\
0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0\\
0 & \sin\varphi(t) & 0 & \cos\varphi(t) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{-r_m}{BO}
\end{pmatrix}$$

Рис. 6. Матрица коэффициентов для второго варианта исполнения привода
Fig. 6. The coefficient matrix for the second version of the drive

В предшествующем исследовании [11] был получен закон движения МИВ, при котором точка подвеса груза K движется с постоянной скоростью. Такое движение МИВ возможно при использовании частотного регулирования на приводе МИВ [12]. Помимо сил инерций, на СУ действуют: вес груза G, горизонтальная сила G_t из-за отклонения канатов от вертикали, весовые нагрузки G_i элементов стреловой системы, вес G_p противовеса.

При силовом анализе решается система линейных уравнений равновесия элементов системы. На рис. 5, 6 и 7 представлены матрица коэффициентов $\mathbf{A}(t)$ для двух вариантов исполнения привода МИВ и матрица свободных членов $\mathbf{B}(t)$ системы уравнений. Решение системы находится в следующем виде:

$$X(t)=\mathbf{A}(t)^{-1}\,\mathbf{B}(t),$$

где $X(t)$ – матрица-столбец переменных (усилия).

$$
\mathbf{B}\left(t, n_G, n_t, n_v, n_m, n_i, n_p\right) =
$$

$$
= \begin{bmatrix}
G(t)\cdot n_G + G_h\cdot n_m - F_{ihy}(t)\cdot n_i + \dfrac{G(t)\cdot n_G}{m_p}\cdot cos(\varphi(t)+\varepsilon) \\
n_t\cdot G_t(t) - F_{ihx}(t)\cdot n_i + \dfrac{G(t)\cdot n_G}{m_p}\cdot sin(\varphi(t)+\varepsilon) - P_{vh}(t)\cdot n_v \\
\dfrac{\left[-G(t)\cdot n_G\cdot AB\cdot sin(\varphi(t)) - G_t(t)\cdot n_t\cdot AB\cdot cos(\varphi(t)) - \left(G_h\cdot n_m - F_{ihy}(t)\cdot n_i\right)\cdot\dfrac{AB}{3}\cdot sin(\varphi(t)) + F_{ihx}(t)\cdot n_i\cdot\dfrac{AB}{3}\cdot cos(\varphi(t))\right] - P_{vh}(t)\cdot n_v\cdot p_{Hv}(t)}{CB} \\
G_s\cdot n_m - F_{isy}(t)\cdot n_i \\
-F_{isx}(t)\cdot n_i - P_{vs}(t)\cdot n_v \\
\dfrac{\left[-\left(G_s\cdot n_m - F_{isy}(t)\cdot n_i\right)\cdot\dfrac{CE}{3}\cdot sin(\varphi(t)) - F_{isx}(t)\cdot n_i\cdot\dfrac{CE}{3}\cdot cos(\varphi(t))\right] - P_{vs}(t)\cdot n_v\cdot p_{Sv}(t)}{CE} \\
G_r\cdot n_m - F_{iry}(t)\cdot n_i \\
-F_{irx}(t)\cdot n_i \\
\dfrac{\left[F_{irx}(t)\cdot n_i\cdot\dfrac{DO}{2}\cdot cos(\varphi(t)) - \left(G_r\cdot n_m - F_{iry}(t)\cdot n_i\right)\cdot\dfrac{DO}{2}\cdot sin(\varphi(t))\right]}{DO} \\
G_{ot}\cdot n_m + G_p\cdot n_p - F_{ioty}(t)\cdot n_i \\
-F_{iotx}(t)\cdot n_i - P_{vot}(t)\cdot n_v \\
\dfrac{\left[-\left(G_{ot}\cdot n_m - F_{ioty}(t)\cdot n_i\right)\cdot\dfrac{BO}{2}\cdot sin(\varphi(t)) - F_{iotx}(t)\cdot n_i\cdot\dfrac{BO}{2}\cdot cos(\varphi(t)) + G_p\cdot n_p\cdot OP\cdot cos(\varphi(t))\right] - P_{vot}(t)\cdot n_v\cdot p_{otv}(t)}{BO}
\end{bmatrix}
$$

Рис. 7. Матрица свободных членов

Fig. 7. The matrix of free members

$$
P_I = \begin{cases}
0,7G + 0,3G_t + 0,6P_v + G_m + G_i; \\
0,7G + 0,3G_t - 0,6P_v + G_m + G_i; \\
0,7G - 0,3G_t + 0,6P_v + G_m + G_i; \\
0,7G - 0,3G_t - 0,6P_v + G_m + G_i;
\end{cases}
\qquad
P_{II} = \begin{cases}
G + G_t + P_v + G_m + G_i; \\
G + G_t - P_v + G_m + G_i; \\
G - G_t + P_v + G_m + G_i; \\
G - G_t - P_v + G_m + G_i.
\end{cases}
$$

Рис. 8. Комбинации нагрузок

Fig. 8. Combinations of loads

Полученная математическая модель является параметрической (все геометрические параметры приведены к диапазону изменения вылета $\Delta R = R_{\max} - R_{\min}$), что дает возможность ее применения для большого спектра размеров (вылетов R) стреловых устройств.

Здесь n_G, n_t, n_v, n_m, n_i, n_p – коэффициенты, позволяющие задавать различные комбинации нагрузок в зависимости от их величины и направления: n_G – коэффициент веса груза; n_t – коэффициент нагрузки от отклонения каната; n_v – коэффициент ветровой нагрузки; n_m – коэффициент собственного веса элементов; n_i – коэффициент сил инерции; n_p – коэффициент нагрузки от противовеса.

В исследовании рассматривается 8 комбинаций нагрузок в зависимости от направления и величины внешних сил. Комбинации 1–4 соответствуют II режиму нагружения, а комбинации 5–8 – I режиму нагружения [4]. Численные значения коэффициентов приведены ниже (рис. 8). Здесь G – вес груза; G_t – усилие от качания канатов от вертикали; P_v – ветровая нагрузка; G_m – вес собственных масс элементов СУ; G_i – инерциальные нагрузки.

Реакции в шарнирах и опорах в общем виде определяются так:

$$a)\ \begin{bmatrix} R_{yc}(t) \\ R_{yb}(t) \\ R_{xc}(t) \\ R_{xb}(t) \\ R_{yd}(t) \\ R_{xe}(t) \\ R_{oy1}(t) \\ R_{ox1}(t) \\ R_{oy2}(t) \\ R_{ox2}(t) \\ R_{xd}(t) \\ R_{ye}(t) \end{bmatrix} = X(t) \qquad б)\ \begin{bmatrix} R_{yc}(t) \\ R_{yb}(t) \\ R_{xc}(t) \\ R_{xb}(t) \\ R_{yd}(t) \\ R_{xe}(t) \\ R_{oy1}(t) \\ R_{ox1}(t) \\ R_{oy2}(t) \\ R_{ox2}(t) \\ R_{xd}(t) \\ M_o(t) \end{bmatrix} = X(t)$$

Рис. 9. Реакции в шарнирах для первого (*а*) и второго (*б*) вариантов исполнения привода МИВ

Fig. 9. Reactions in hinges for the first (*a*) and second versions of the drive derricking mechanism

Требуемая мощность привода МИВ определялась как наибольшее значение из среднеквадратичной мощности для комбинаций нагрузок режима нагружения I и $\frac{N_{\max}}{\psi}$ для режима нагружения II; здесь ψ – коэффициент среднепускового момента [13–15].

Для первого варианта исполнения МИВ

$$N_{ск1} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} R_{yei}^2 \delta t_i}{\sum_{i=1}^{n} \delta t_i}} \frac{V_e}{\eta_0}; \quad N_{\max 1} = R_{ye}^{\max} \frac{V_e}{\eta_0},$$

где R_{yei} – вертикальное усилие в ползуне E для участка между вылетами R_i и R_{i-1}; V_e – скорость ползуна E; η_0 – КПД механизма; δt_i – время для участка между вылетами R_i и R_{i-1}.

Для второго варианта исполнения МИВ

$$N_{ск2} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} M_{0i}^2 \delta t_i}{\sum_{i=1}^{n} \delta t_i}} \frac{\omega_0}{\eta_0}; \quad N_{\max 2} = M_o^{\max} \frac{\omega_0}{\eta_0},$$

где M_{0i} – значение момента в главном шарнире оттяжки для участка между вылетами R_i и R_{i-1}; ω_0 – угловая скорость поворота оттяжки.

Результаты

При анализе результатов расчета требуемой мощности выявлено, что МИВ, выполненный по первому варианту (см. рисунок 4), является более энергоемким. Следовательно, предпочтителен второй вариант исполнения МИВ.

Выводы

Полученная методика синтеза рассмотренного типа стрелового устройства может быть применена в практических целях при проектировании грузоподъемных машин с СУ. Созданная математическая модель обеспечивает разработчика достаточным набором данных для проектирования конструкций элементов и крана в целом.

Предварительный анализ показал, что собственные массы элементов данного СУ не превышают, а зачастую меньше, чем у ныне существующих кранов классической конструкции с ШССУ. Это говорит о хороших перспективах применения кранов с данным типом стрелового устройства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Корытов М.С.** Декомпозиция обобщенных координат при решении задач оптимизации траектории перемещения груза // Вестник московского автомобильно-дорожного государственного технического комитета (МАДИ). 2010. № 3. С. 32–35.

2. **Raja Ismail R.M.T., Nguyen D.T., Ha Q.P.** Modelling and robust trajectory following for off-

shore container crane systems // Automation in Construction. 2015. Vol. 59. P. 179–187.

3. **Щербаков В.С., Корытов М.С., Вольф Е.О.** Алгоритм компенсации неуправляемых пространственных колебаний груза и повышения точности траектории его перемещения грузоподъемным краном // Вестник машиностроения. 2015. № 3. С. 16–18.

4. **Демиденко О.В., Анферов В.Н., Кузнецов С.М. [и др.].** Экономико-математическая модель работы стреловых кранов // Омский научный вестник. 2013. № 3. С. 74–80.

5. **Рогова Н.С., Юркевич В.Д.** Разработка алгоритмов управления дял перемещения груза портальным краном // Сборник научных трудов НГТУ. 2015. № 3. С. 43–54.

6. **Кузнецов Е.С., Никитин К.Д., Орлов А.Н.** Грузоподъемные манипуляторы. Специальные полиспастные подвесы и траверсы. Специальные лебедки / Под ред. проф. К.Д. Никитина. Красноярск: Сиб. федер. ун-т, Политехн. ун-т, 2011. 230 с.

7. **Суглобов В.В., Ткачук Е.В.** Определение конструктивных параметров шарнирно-сочлененных стреловых систем портальных кранов // Вестник Днепропетровского национального университета железнодорожного транспорта. 2017. № 1. С. 156–164.

8. **Степанов М.А., Хартенштейн К.** Краны манипуляторы для строительно-монтажных работ // Подъемно-транспортное дело. 2012. № 4. С. 2–5.

9. **Бортяков Д.Е., Орлов А.Н.** Специальные грузоподъёмные машины. Портальные, судовые и плавучие краны / Под ред. проф. К.Д. Никитина. СПб.: Изд-во Политехн. Ун-та, 2009. 160 с.

10. **Некрасова А.В., Алексеенко Я.В., Соколов С.А., Бортяков Д.Е.** Методика оценки долговечности и определения остаточного ресурса элементов несущей конструкции портального крана // Молодые ученые промышленности Северо-Западного региона: Материалы конференции политехнического симпозиума.СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2007. С. 25-26.

11. **Васильев И.А., Бортяков Д.Е.** Математическая модель системы изменения вылета стрелового устройства с заданным положением точки подвеса груза // Материалы научной конференции с международным участием. ИММиТ. Ч. 2. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2017. С. 282–284.

12. **Maghsoudi M.J., Mohamed Z., Husain A.R., Tokhi M.O.** An optimal performance control scheme for a 3D crane // Mechanical Systems and Signal Processing. 2016. Vol. 66–67. P. 756–768.

13. **Суглобов В.В., Михеев В.А., Ткачук Е.В.** Оптимизация действующих нагрузок на механизм изменения вылета стрелы с целью снижения энергопотребления портального крана // Защита металлургических машин от поломок: Сборник научных трудов ПДТУ. Мариуполь, 2013. № 15. С. 133–140.

14. Справочник по кранам: в 2 т. Т.2. Характеристики и конструктивные схемы кранов; Крановые механизмы, их детали и узлы; Техническая эксплуатация кранов / Под общ. ред. М.М. Гохберга. М., 1988. 559 с.

15. **Гайтов Б.Х., Капустянов А.В.** Выбор типа и мощности электропривода грузоподъемных кранов // Материалы второй межвузовской научной конференции, Краснодар: Изд-во Краснодарского военного авиационного института, 2007. С. 248–251.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ВАСИЛЬЕВ Иван Андреевич – *магистрант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: vassilyev.ivan.iv@yandex.ru
БОРТЯКОВ Данил Евгеньевич – *кандидат технических наук доцент преподаватель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: bortyakov@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 04.06.2018

REFERENCES

[1] **Korytov M.S.**, Decomposition of generalized coordinates in solving problems of optimization of the trajectory of moving cargo, *Vestnik moskovskogo avtomobilno-dorozhnogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo komiteta (MADI)*. 2010. № 3. S. 32–35. (rus.)

[2] **Raja Ismail R.M.T., Nguyen D.T., Ha Q.P.**, Modelling and robust trajectory following for off-

shore container crane systems, *Automation in Construction*, 2015, vol. 59. P. 179—187.

[3] **Shcherbakov V.S., Korytov M.S., Volf Ye.O.,** Algorithm for compensation of uncontrolled spatial oscillations of cargo and increase of accuracy of the trajectory of its movement by a crane, *Vestnik mashinostroyeniya*. 2015. № 3. S. 16—18. (rus.)

[4] **Demidenko O.V., Anferov V.N., Kuznetsov S.M. [i dr.],** Economic-mathematical model of the operation of jib cranes, *Omskiy nauchnyy vestnik*. 2013. № 3. S. 74—80. (rus.)

[5] **Rogova N.S., Yurkevich V.D.,** Development of control algorithms for moving cargo by a portal crane, *Sbornik nauchnykh trudov NGTU*. 2015. № 3. S. 43—54. (rus.)

[6] **Kuznetsov Ye.S., Nikitin K.D., Orlov A.N.,** Hoisting manipulators. Special polyspastnye suspensions and traverses. Special winches: ucheb.posobiye / Pod red. prof. K.D. Nikitina. Krasnoyarsk: Sib. feder. un-t, Politekhn. un-t, 2011. 230 s. (rus.)

[7] **Suglobov V.V., Tkachuk Ye.V.,** Definition of design parameters for articulated boom systems of portal cranes, *Vestnik Dnepropetrovskogo natsionalnogo universiteta zheleznodorozhnogo transporta*. 2017. № 1. S. 156—164. (rus.)

[8] **Stepanov M.A., Khartenshteyn K.,** Cranes manipulators for construction and assembly works, *Podyemno-transportnoye delo*. 2012. № 4. S. 2—5. (rus.)

[9] **Bortyakov D.Ye., Orlov A.N.,** Special hoisting machines. Portal, ship and floating cranes: training materials / Pod red. prof. K.D. Nikitina. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2009. 160 s. (rus.)

[10] **Nekrasova A.V., Alekseyenko Ya.V., Sokolov S.A., Bortyakov D.Ye.,** Method for estimating the durability and determining the remaining life of the elements of the supporting structure of the portal crane, *Molodyye uchenyye promyshlennosti Severo-Zapadnogo regiona: Materialy konferentsii politekhnicheskogo simpoziuma*, SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2007. S. 25—26. (rus.)

[11] **Vasilyev I.A., Bortyakov D.Ye.,** Mathematical model of the system for changing the reach of the boom device with a given position of the suspension point of the cargo, *Materialy nauchnoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem. IMMiT. Ch. 2.* SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2017. S. 282—284. (rus.)

[12] **Maghsoudi M.J., Mohamed Z., Husain A.R., Tokhi M.O.,** An optimal performance control scheme for a 3D crane, *Mechanical Systems and Signal Processing*. 2016. Vol. 66—67. P. 756—768. (rus.)

[13] **Suglobov V.V., Mikheyev V.A., Tkachuk Ye.V.,** Optimization of existing loads on the mechanism of changing the reach of the boom in order to reduce the energy consumption of the portal crane, *Zashchita metallurgicheskikh mashin ot polomok: Sbornik nauchnykh trudov PDTU*. Mariupol, 2013. №15. S. 133—140. (rus.)

[14] Spravochnik po kranam. Vol. 2. Characteristics and design diagrams of cranes; Crane mechanisms, their parts and components; Technical operation of cranes / Pod obshch. red. M.M. Gokhberga, 1988. 559 s. (rus.)

[15] **Gaytov B.Kh.,** Choice of the type and power of the electric drive of cranes// Materialy vtoroy mezhvuzovskoy nauchnoy konferentsii, Krasnodar: Izd-vo Krasnodarskogo voyennogo aviatsionnogo instituta, 2007. S. 248—251. (rus.)

THE AUTHORS

VASILEV Ivan A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: vassilyev.ivan.iv@yandex.ru
BORTYAKOV Danil E. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: bortyakov@mail.ru

Received: 04.06.2018

DOI: 10.18721/JEST.240216
УДК 624.21, 627.034

А.С. Большев[1], И.Л. Благовидова[2], А.В. Пьянов[2]

1 – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия
2 – АО «ЦКБ Коралл», г. Севастополь, Россия

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОПЕРАЦИЙ ПО УСТАНОВКЕ ПРОЛЕТНЫХ СТРОЕНИЙ КРЫМСКОГО МОСТА

В статье рассматриваются этапы проектирования и реализации морской операции, связанной с установкой пролетных строений Крымского моста. Описывается методология выполнения математического моделирования с помощью программного комплекса «Anchored Structures» и приведены примеры ранее реализованных проектов с использованием этого комплекса. Перечислены этапы, из которых состояла морская операция по установке пролетных строений Крымского моста. Описаны экстремальные внешние условия, необходимые для обеспечения безопасности выполнения операций. Перечислены ограничения, которые учитывались на стадии проектирования. Описан состав систем позиционирования, разработанных для выполнения различных этапов операции. Приведены параметры элементов систем позиционирования, полученные путем математического моделирования проектируемых операций. Описан ход реализации морских операций по установке пролетных строений Крымского моста и сделано заключение о совпадении расчетных параметров с данными, полученными в ходе натурных наблюдений за выполнением морских операций.

Ключевые слова: математическое моделирование, проектирование, морская операция, система позиционирования, пролетные строения моста, Крымский мост.

Ссылка при цитировании:
А.С. Большев, И.Л. Благовидова, А.В. Пьянов. Математическое моделирование операций по установке пролетных строений крымского моста // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 182–198. DOI: 10.18721/JEST.240216.

A.S. Bolshev[1], I.L. Blagovidova[2], A.V. Pianov[2]

1 – Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia,
St. Petersburg, Russia
2 – Central design bureau «Coral», Sevastopol, Russia

MATHEMATICAL MODELING OF THE INSTALLATION OF SPANS ON THE CRIMEAN BRIDGE

The article discusses the stages of design and implementation of marine operations connected with the installation of the spans on the Crimean Bridge. Mathematical modeling methodology using the Anchored Structures software is described. Examples of previously executed projects using this software are presented. The stages, which consisted of the marine operation to install the spans for the Crimean Bridge, are given. The extreme external natural conditions under which it is necessary to ensure the safety of marine operations are described. The limitations that were taken into account at the design stage are listed. The arrangement of the positioning systems developed to perform various stages of the operation is described. The parameters of the positioning system elements obtained by mathematical modeling of the designed marine operations are presented. The implementation of marine operations for installing spans on the Crimean Bridge is described and the conclusion about the coincidence of the estimated parameters with the data obtained during field observations on the execution of marine operations is presented.

Keywords: mathematical modeling, design, marine operations, positioning system, bridge span, Crimean Bridge

Citation:
A.S. Bolshev, I.L. Blagovidova, A.V. Pianov, Mathematical modeling of the installation of spans on the Crimean Bridge, *Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 182–198, DOI: 10.18721/JEST.240216.

Введение

Вопросы морского и речного строительства всегда были в фокусе внимания научных школ Санкт-Петербургского политехнического университета. Значительные достижения в этой области были связаны с работами кораблестроительного отделения Политехнического института, которое образовалось в 1902 году и к 1917 году превратилось в первый в России кораблестроительный факультет, а в 30-х годах XX века – в самостоятельный институт. В дальнейшем морская тематика продолжала существовать на гидротехническом факультете ЛПИ. Здесь была образована кафедра «Водные пути и порты», которая стала центром по подготовке кадров для портового строительства в Северо-Западном регионе СССР.

В 70-х годах прошлого века по инициативе декана гидротехнического факультета профессор Г.В. Симакова была создана научная группа, активно включившаяся в решение вопросов морского строительства на континентальном шельфе. При реализации работ данной тематики научные сотрудники группы тесно взаимодействовали с коллегами из формировавшихся в этот период научных школ академиков Ю.С. Васильева и М.П. Федорова.

На протяжении ряда последних десятилетий научные школы гидротехнического факультета (ныне инженерно-строительного института) СПбПУ принимали активное участие в проработке и научном обосновании множества крупных проектов, широко известных в России. Одним из таких проектов является создание Крымского моста.

Решение о строительстве моста через Керченский пролив было принято после возвращения Крыма в состав России в 2014 году. Крымский мост – самый протяженный мост России; его начало находится на Таманском полуострове, затем он проходит по Тузлинской косе и острову Тузла, пересекает фарватер и заканчивается в Керчи. Длина железнодорожного моста – 18118 м, автомобильного – 16857 м.

Мост представляет собой длинную эстакаду с пролётами от 54,2 до 64,2 м (рис. 1), а Керчь-Еникальский канал перекрывается арками (по одной на авто- и железнодорожном мостах) длиной 227 м и высотой 45 м с подмостовым судоходным габаритом высотой 35 м и шириной 185 м.

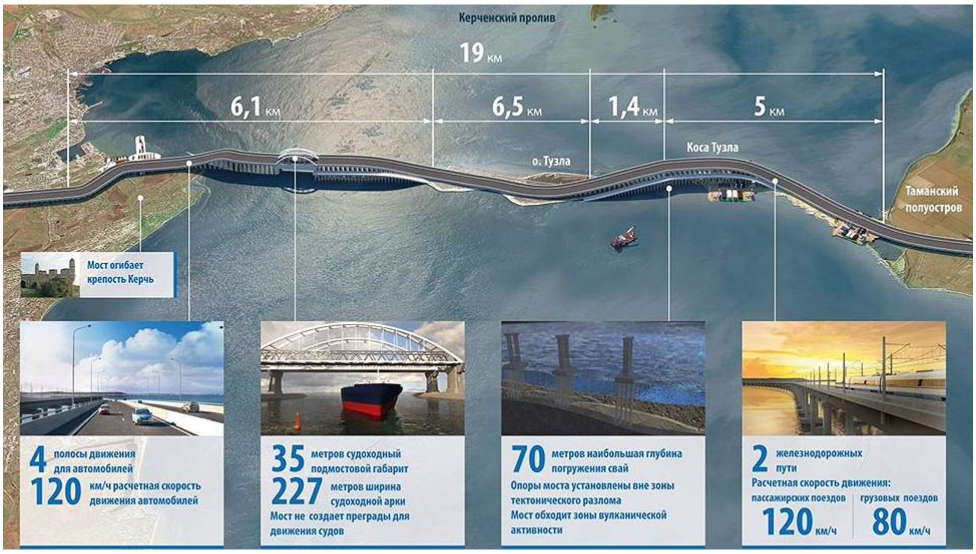


Рис. 1. Основные характеристики Крымского моста

Fig. 1. The mail characteristics of the Crimean Bridge

Рис. 2. Плавучая опора № 2
(фото пресс-службы Севастопольского морского завода)
Fig. 2. Floating support No 2

Самой крупной металлоконструкцией моста является судоходный пролёт арочного типа с высотой арки над ним 45 метров. Установка судоходного пролёта согласно проекту должна была выполняться с помощью понтонной плавучей системы, изготовленной на «Севморзаводе« в г. Севастополе. Плавучая система включала в себя две плавучие опоры длиной 60,2 м, шириной – 16,5 м, высотой борта – 5 м, соединенных между собой. Вид плавучей опоры в процессе постройки показан на рис. 2. На эти плавучие опоры надо было погрузить судоходный пролет с берегового стапеля, отбуксировать пролет к месту установки, а затем поднять и установить пролет на стационарные опоры Крымского моста.

В оснащение каждой плавучей опоры входили дизель-гидравлическая станция для питания всего электрического оборудования и системы балластных насосов для наполнения балластных отсеков, балластная система для изменения осадки опор и лебедки системы позиционирования.

Создание плавучих опор для погрузки на них пролетных арочных строений – самых тяжелых и габаритных элементов моста, а также проект морских операций по транспортировке плавучей системы (комплекс сооружений, состоящий из двух плавучих опор и установленного на них пролетного строения) к мостовым опорам в фарватере с последующим вводом в створ моста – это и были те задачи, которые предстояло решить АО «ЦКБ “Коралл”» в рамках настоящего проекта.

Одной из наиболее сложных и ответственных задач было обеспечение позиционирования плавучей системы в момент передачи массивного пролетного строения со стапеля на систему плавучих опор и при подъеме пролетного строения с плавучей системы на стационарные опоры Крымского моста. Ввиду податливости плавучих опор при воздействии ветра, течения и волнения система «плавучие опоры – пролетное строение» совершала колебания, которые могли стать причиной аварийной ситуации. Значительная масса этой системы, большие габаритные размеры определяют уникальность данной морской операции. Именно правильное определение параметров системы позиционирования, обеспечивающей выполнение технологических операций, связанных с перемещением плавучих опор по отдельности и плавучей системы в целом, имело огромное значение для успешного завершения важнейшего этапа строительства Крымского моста – установки пролетных арочных строений на мостовые опоры.

Таким образом, основной целью проектной проработки морской операции стало изучение поведения системы «плавучие опоры – пролетное строение» под действием внешних нагрузок и разработка системы позиционирования, обеспечивающей безопасность выполнения всех этапов операции при экстремально-допустимом уровне внешних воздействий.

Методология решения задачи

Выбор параметров системы позиционирования и формирование ее состава базировались на математическом моделировании всех этапов морской операции с помощью специализированного программного комплекса «Anchored Structures» [1—4], разработанного в Санкт-Петербургском политехническом университете.

В проектной проработке морской операции по установке пролетных строений Крымского моста это программное средство было основным инструментом для анализа поведения комплекса объектов, участвующих в выполнении всех этапов операции, и формирования инженерных решений, направленных на обеспечение ее безопасности.

Программный комплекс предназначен для статического и динамического анализа свободно плавающих, заякоренных или стационарных морских сооружений.

Функциональные возможности программного комплекса позволяют производить расчеты — балластировки, остойчивости, систем заякорения и позиционирования, нагрузок от ветра, течения, волнения и льда; динамики сооружений; динамики плавучих объектов при морских операциях; динамики якорных и швартовных связей; а также выполнять спектральный и вероятностный анализ результатов и создавать трехмерную анимацию поведения сооружений в процессе моделирования.

Для определения внешних нагрузок на исследуемые объекты в программном комплексе создается или импортируется из других программных сред трехмерная модель сооружения.

При анализе поведения плавучих сооружений всегда предварительно оценивается его остойчивость, рассчитываются гидродинамические характеристики в различных степенях свободы и затем производится расчет волновых нагрузок от регулярных волн и нерегулярного волнения. В общем случае волнение представляется одним из известных спектров волнения, который моделируется как совокупность элементарных гармоник с рассчитываемой амплитудой, частотой и случайной фазой.

Вектор волновой нагрузки на сооружение в 6-ти степенях свободы — $\mathbf{F}_w(t) = (F_{w1}, ..., F_{wj}, ..., F_{w6})$, зависящий от времени, определяется в этом случае как суперпозиция нагрузок отдельных составляющих спектра:

$$\mathbf{F}_w(t) = \sum_{i=1}^{N} \mathbf{F}_{wi}(\omega_i)\sin(\omega_i t + \omega_i), \qquad (1)$$

где $\mathbf{F}_{wi}$ — вектор амплитуд нагрузок и моментов от i-й гармоники спектра волнения; t — время; ω_i — круговая i-й гармоники; φ_i — фаза i-й гармоники спектра нагрузки; N — число гармоник.

Для решения задачи динамического поведения плавучих опор, на которые опирались пролетные строения, на основе гидродинамической теории качки в программном комплексе выполнялось определение вектора волновых нагрузок $\mathbf{F}_{wi}$ и гидродинамических параметров сооружения (λ — матрица присоединенных масс; $\mathbf{B}$ — матрица коэффициентов волнового сопротивления) для каждой конкретной частоты спектра волнения. Для получения значений этих параметров на различных частотах использовалась дифракционная теория и разновидность широко известного метода гидродинамических особенностей — метода пространственных источников излучения [5].

Ветровая нагрузка на систему плавучих опор с пролетным строением в программном комплексе рассчитывалась по формуле

$$F = \frac{1}{2}\rho_a V_w^2 A_w(\alpha_w) C_w(\alpha_w), \qquad (2)$$

где V_w — расчетная средняя скорость ветра, м/с; ρ_a — плотность воздуха; $A_v(\alpha_v)$ — функция площади парусности от угла направления ветра α_w; $C_w(\alpha_w)$ — функция коэффициента сопротивления от угла направления ветра.

В силу приведенной зависимости формировался полный вектор постоянной составляющей ветровой нагрузки по 6-ти степеням свободы.

При расчете нагрузок от течения, заданного с помощью скорости $V_c(z)$ и направления α_c, сила F_c, действующая на плавучие опоры, находилась по аналогичной формуле:

$$F_c = \frac{1}{2}\rho_w \int_z V_c^2 A_c(\alpha_c, z) C_c(\alpha_c, z) dz, \quad (3)$$

где $A_c(\alpha_c, z)$ и $C_c(\alpha_c, z)$ – функции от угла направления течения и вертикальной координаты соответственно эквивалентной площади сечения подводной части и коэффициента сопротивления. Далее формируется вектор сил и моментов, действующих на сооружение со стороны течения.

Моделирование натяжения в якорных связях производилось квазистатическим методом; при этом натяжение и траектория линии являются функцией положения клюзовой точки сооружения. Для расчета жесткостных характеристик якорных связей использовалось аналитическое решение уравнений свободно провисающей гибкой тяжелой и растяжимой связи [6], которые являются точными по сравнению с широко известными уравнениями цепной линии [7]. Разработанная методика позволяет вычислять вертикальные и горизонтальные компоненты натяжения связи при произвольном положении клюзовой точки. Далее в программном комплексе строятся жесткостные характеристики всех связей и получается общая многомерная кусочно-линейная жесткостная характеристика всей системы удержания в виде

$$\mathbf{F}_R(\mathbf{X}_c, \mathbf{L}_1) = \sum_{j=1}^{N} \mathbf{C}_j(\mathbf{T}_j(\mathbf{B}_{jx}(\mathbf{X}_c), \mathbf{B}_{jz}(\mathbf{X}_c))), \quad (4)$$

где $\mathbf{X}_c$ – вектор перемещений сооружения в шести степенях свободы; $\mathbf{B}_{jx}(\mathbf{X}_c), \mathbf{B}_{jz}(\mathbf{X}_c)$ – операторы, позволяющие на основании вектора $\mathbf{X}_c$ рассчитать вертикальные и горизонтальные координаты клюзовых точек произвольной j-й связи; $\mathbf{T}_j$ – оператор рассчитывающий реакцию каждой связи по ее жесткостной характеристике и координатам клюзовой точки; $\mathbf{C}_j(\mathbf{T}_j)$ – оператор, преобразующий реакцию j-й связи в вектор реакции относительно центра тяжести сооружения; N – число связей.

Для определения реакции швартовных устройств рассчитывается текущее положение сооружений – векторы координат центров тяжестей $\mathbf{X}_{c1}$, $\mathbf{X}_{c2}$. Жесткостные характеристики швартовых связей рассчитываются аналогично якорным.

Вектор реакции швартовных связей для i-го сооружения представляется в виде

$$\mathbf{F}_{Si}(\mathbf{X}_{c1}, \mathbf{X}_{c2}) = \sum_{j=1}^{N_s} \mathbf{C}_{isj}(\mathbf{T}_j(b_{js}(\mathbf{X}_{c1}, \mathbf{X}_{c2}))), \quad (5)$$

где $b_{js}(\mathbf{X}_{c1}, \mathbf{X}_{c2})$ – оператор, преобразующий координаты центров тяжестей объектов в расстояние между точками крепления j-й швартовной связи, связывающей объекты; $\mathbf{C}_{isj}(\mathbf{T}_j)$ – оператор, преобразующий натяжение j-й связи в вектор реакции относительно i-го сооружения; N_S – число швартовных связей.

Моделирование работы отбойных устройств включает: расчет и кусочно-линейную аппроксимацию жесткостной характеристики каждого отбойного устройства; поиск возможных зон контакта каждого отбойного устройства с корпусом сооружения; расчет деформаций отбойных устройства и сил реакции. В результате составляется оператор реакции всех отбойных устройств для i-го сооружения:

$$\mathbf{F}_{Bi}(\mathbf{X}_{c1}, \mathbf{X}_{c2}) = \sum_{j=1}^{N_B} \mathbf{C}_{iBj}(R_{Bj}(\mathbf{X}_{c1}, \mathbf{X}_{c2})), \quad (6)$$

где $R_{Bj}(\mathbf{X}_{c1}, \mathbf{X}_{c2})$ – реакция j-го отбойного устройства; $\mathbf{C}_{iBj}(R_{Bj})$ – оператор преобразования реакции j-го отбойного устройства в вектор реакции относительно i-го сооружения; N_B – число отбойных устройств.

Программный комплекс позволяет описывать геометрию балластных цистерн, задавать режимы их заполнения или опорожнения, учитывать изменение осадки и инерционные характеристики плавучего объекта с учетом текущего уровня заполнения балластных отсеков.

При моделировании задач статики производилось решение системы нелинейных алгебраических уравнений, представляющих собой баланс всех сил, действующих на сооружение в каждой из степеней свободы.

При моделировании задач динамики выполнялось численное решение нелинейных дифференциальных уравнений движения системы «плавучие опоры – пролетное строение» с учетом внешних нагрузок, реакции связей и отбойных устройств.

Использованные методологии математического моделирования поведения морских плавучих объектов, реализованные в программном комплексе “Anchored Structures”, который получил сертификат о типовом одобрении Российского морского регистра судоходства (1997 г., 2002 г., 2007 г., 2012 г., 2017 г.), ранее применялись в разнообразных успешно реализованных проектах.

В 2001 году с помощью указанного комплекса выполнена НИР «Разработка методики и программных средств для обеспечения расчетов динамики подъема и транспортировки АПК “Курск”». С помощью ПК «Anchored Structures» инженерами АО «ЦКБ МТ “Рубин”» выполнено моделирование следующего: баржи на начальном этапе подъема, когда АПК лежит на грунте; динамики АПК и баржи в момент отрыва АПК от дна; динамики АПК и баржи в процессе подъема АПК с помощью домкратов, оснащенных компенсаторами; динамики АПК и баржи непосредственно перед и после соединения АПК с баржей; динамики баржи и АПК в процессе транспортировки [8].

Примером использования рассматриваемой методологии может также служить математическое моделирование накатки верхнего строения платформы (ВСП) «Хаттон», созданной для освоения месторождения «Приразломное» [9], на опорное основание платформы, что затем было успешно осуществлено в сентябре 2006 года силами ПО «Севмашпредприятие» с участием российских и зарубежных соисполнителей.

В этом же программном комплексе моделирование морских операций, связанных с погрузкой нефти, выполнялось авторским коллективом сотрудников АО «ЦКБ “Коралл”» и СПбПУ в 2005 году. В процессе реализации этой операции стационарный морской ледостойкий отгрузочный причал (СМЛОП), отгрузочный шланг, танкер и удерживающий его буксир должны были находиться в непрерывном взаимодействии, динамические аспекты которого во многом определяли условия обеспечения допустимого уровня надежности. Для всестороннего анализа поведения системы «СМЛОП – танкер – буксир» в комплексе были сформированы около 400 расчетных ситуаций, различающихся дедвейтом танкера, его осадкой, режимом нерегулярного волнения, направлением распространения волн, скоростью и направлением ветра и течения, толщиной льда, упором движительного комплекса и тягой буксира [10]. С помощью программного комплекса все расчетные ситуации были последовательно промоделированы и получено общее представление о поведении системы «СМЛОП – танкер – буксир»; в результате сформулированы задачи последующего физического эксперимента. Кроме того, на основании проведенного теоретического исследования получены результаты, позволяющие определить условия, при которых обеспечивается безопасность выполнения операций по перегрузке нефти со СМЛОП и определены оптимальные режимы взаимодействия танкера, вспомогательного судна и швартовой системы для максимального расширения погодных условий, при которых гарантируется безопасность отгрузки нефтепродуктов. В 2007 году спроектированный стационарный морской ледостойкий отгрузочный причал вошел в эксплуатацию и успешно функционирует до настоящего времени.

На платформе данного программного комплекса была также решена задача о динамике двустворчатого плавучего затвора с сегментными батопортами, входящего в состав судопропускного сооружения С-1 Комплекса защитных сооружений Санкт-Петербурга от наводнений. На основе математического моделирования в ПК «Anchored Structures» совместно с АО «ЦКБ МТ “Рубин”», АО «ВНИИГ имени Б.Е. Веденеева» [11–13] был отработан алгоритм функционирования плавучего затвора, исследована и оптимизирована система мягкой посадки батопортов на порог. В настоящее время плавучий затвор с сегментными батопортами успешно прошел испытания, введен в эксплуатацию и уже защитил Санкт-Петербург от нескольких наводнений.

Таким образом, на основе использованных методологий и с помощью единого программного комплекса осуществлялось моделирование поведения самых различных морских плавучих объектов на разных этапах их возведения или эксплуатации, в различных режимах функционирования, при тех или иных внешних воздействиях. На основании анализа широкого перечня моделируемых ситуаций обычно удается принять наиболее обоснованные проектные решения, оптимизирующие конструкцию плавучего объекта или системы его удержания и обеспечивающие приемлемый уровень безопасности морских сооружений.

Этапы моделирования морской операции по установке пролетных строений

Расчетный анализ, выполненный в программном комплексе «Anchored Structures», охватывал все этапы проведения морской операции. Условно их можно разделить на три основных этапа, которые, в свою очередь, можно также подразделить по характерным признакам.

1. Работы, выполняемые в операционной акватории «ковша» у стапеля:

а) балластировка плавучих опор, заведение и удержание их под пролетным арочным строением с помощью канатов системы позиционирования;

б) дебалластировка плавучих опор и прием веса пролетного арочного строения;

в) выведение плавучей системы на ось подходного канала и швартовка к свайным якорям на период формирования буксирного ордера.

2. Транспортировка плавучей системы из акватории «ковша» по подходному каналу и далее по Керченскому подходному и Керчь-Еникальскому каналам к месту монтажа арочных пролетных строений.

3. Позиционирование и монтаж пролетных строений в створе моста:

а) постановка плавучей системы на свайные якоря в створе моста;

б) позиционирование в створе моста;

в) подъем арочного пролетного строения.

Ограничения для обеспечения безопасности выполнения морской операции

В качестве ограничений выступали требования к обеспечению необходимой точности позиционирования при предельных внешних воздействиях. Параметры гидрометеоусловий выбирались на основании инженерно-метеорологических изысканий и их анализа с учетом преобладающих в это время года параметров ветра, волнения и течения, а также наличия погодных окон продолжительностью не менее 72 часов. Принятые предельные параметры гидрометеоусловий во время выполнения технологических операций в «ковше» при передаче пролетных строений со стапеля на плавучие опоры: скорость ветра – до 10 м/с; высота волны – $h_{3\%}$ – до 0,5 м; скорость течения – до 0,3 м/с.

Следует отметить, что при ухудшении погодных условий скорость ветра могла увеличиваться до 16–18 м/с в зависимости от времени проведения операции.

При выполнении технологических операций в районе створа моста приняты следующие предельные параметры гидрометеоусловий: скорость ветра – до 10 м/с; высота волны $h_{3\%}$ – до 1,0 м; скорость течения – до 0,9 м/с.

Отличались друг от друга и требования, предъявляемые к точности позиционирования в «ковше» и в створе моста. Так, например, в условиях предельных внешних воздействий требуемая точность позиционирования в «ковше» составляет всего лишь ±5 см, а при позиционировании в створе моста ±30 см.

Помимо требований к соблюдению точности позиционирования, система позиционирования должна отвечать критериям проектирования (таким, как коэффициенты безопасности), заложенным в «Правилах разработки и проведения морских операций» [14] и «Правилах классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок и морских стационарных платформ» [15] Российского морского регистра судоходства.

Математическое моделирование этапов морской операции

Каждому этапу морских операций предшествовало математическое моделирование, прорабатывались различные варианты внешних воздействий. Для выполнения позиционирования плавучих опор использовались специально установленные на них лебедки. Концы швартовных линий крепились к береговым свайным якорям, швартовным сваям и к свайным якорям. Схемы раскрепления приведены на рис. 3–5. Пространственные характеристики системы позиционирования, физико-механические характеристики тросов, их натяжения и параметры лебедок уточнялись по мере выполнения математического моделирования.

В программном комплексе «Anchored Structures» были созданы подробные модели, повторяющие характеристики как плавучих, так и стационарных сооружений. По отдельности были рассмотрены процессы выполнения технологических операций в «ковше» и в районе створа моста. На рис. 6–9 показаны геометрические модели объектов, использованные в процессе моделирования этапов морской операции.

Параметры системы позиционирования были определены исходя из условий обеспечения необходимой точности положения плавучей системы в целом при выполнении технологических операций и безопасности на всех этапах морской операции. Не были оставлены без внимания и вопросы, связанные с возникновением внештатных ситуаций, таких, как попадание плавучей системы в неблагоприятные погодные условия и ее штормовой отстой. И, хотя теоретически такой сценарий развития событий должен исключаться путем получения надежного прогноза погоды из нескольких независимых и имеющих соответствующие лицензии и разрешения источников, в реальности погода в районе Керченского пролива крайне изменчива и нестабильна, а усиление ветра до штормовых значений возможно в любой момент.

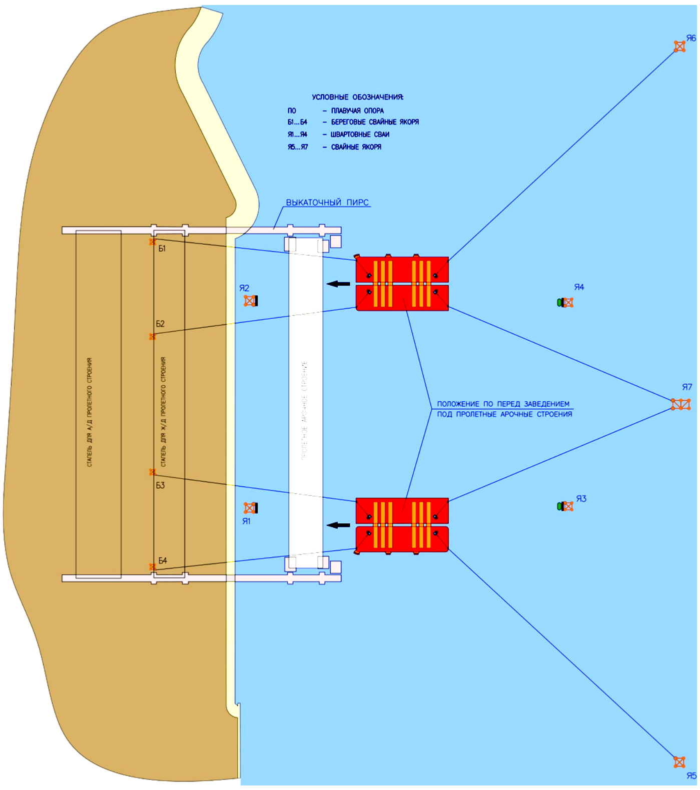


Рис. 3. Схема для балластировки и заведения плавучих опор
Fig. 3. Scheme of the floating support balasting

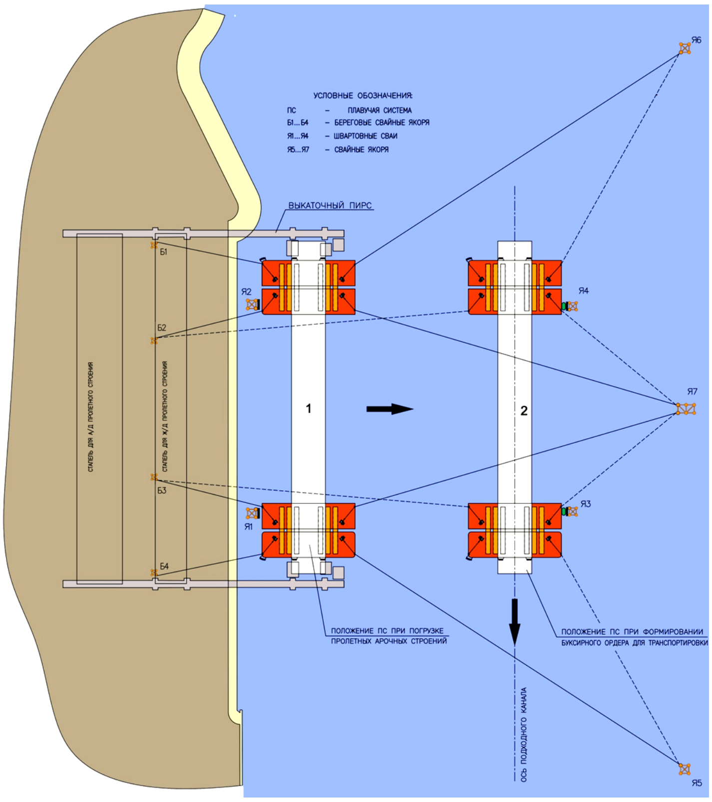


Рис. 4. Схема приема веса пролетного строения и вывод плавучей системы на ось подходного канала для формирования буксирного ордера

Fig. 4. The scheme of give weight on the spanbridge and output of floating system on an axis of the channel for the tow order formation

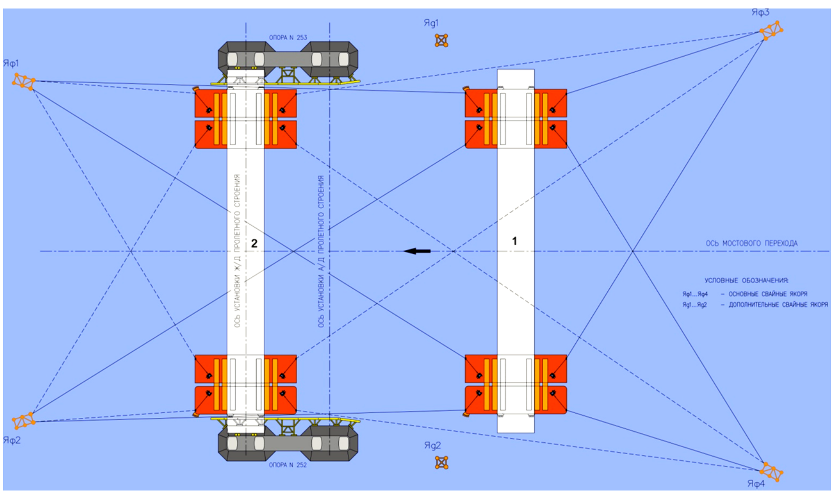


Рис. 5. Схема постановки на якоря и позиционирования плавучей системы в створе Крымского моста

Fig. 5. The scheme of anchoring and positioning of the floating system near the Crimean Bridge

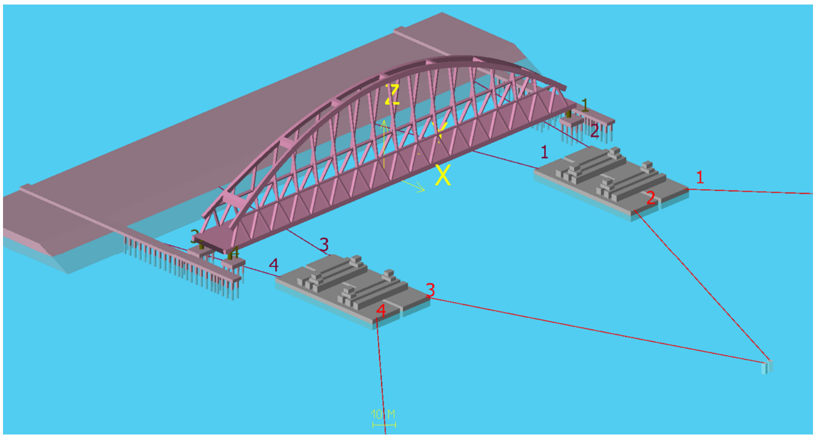


Рис. 6. Забалластированные плавучие опоры перед заведением под пролетное арочное строение

Fig. 6. Floating supports with ballast before installation under the span of the arched structure

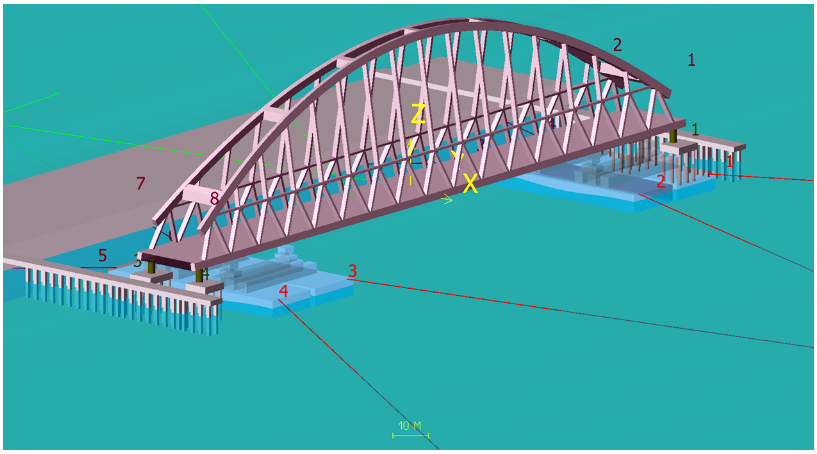


Рис. 7. Позиционирование забалластированных плавучих опор под пролетным арочным строением с учетом воздействия ветра, течения и волнения со стороны открытой акватории

Fig. 7. Position of the floating support with ballast under the arched structure span taking into account the effects of wind, currents and waves

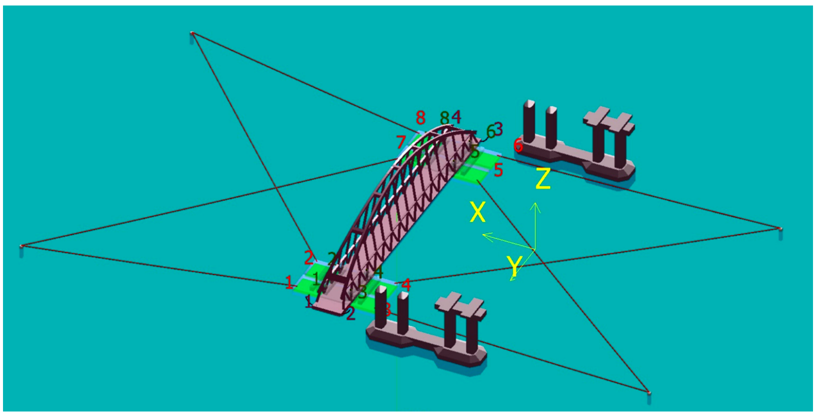


Рис. 8. Позиционирование плавучей системы перед входом в створ моста

Fig. 8. Position of the floating system before entering in the bridge area

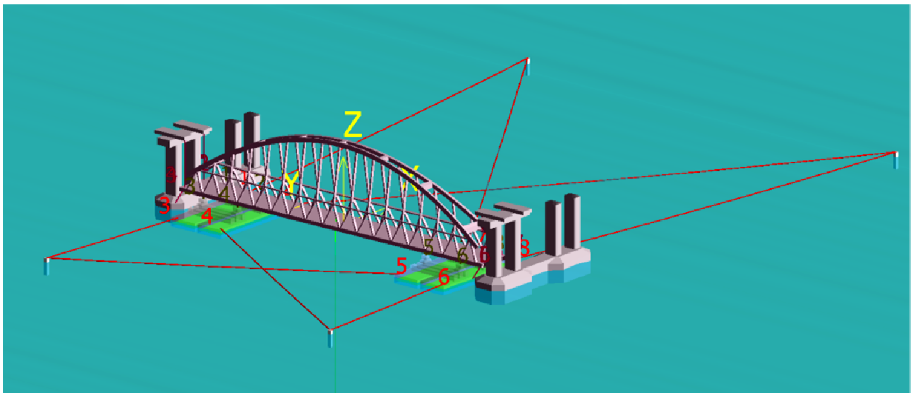


Рис. 9. Позиционирование плавучей системы в створе моста и удержание в процессе подъема пролетного арочного строения

Fig. 9. Position of the floating system in the bridge area and holding the system during the span bridge lifting

На основании предварительного расчетного анализа был произведен выбор параметров лебедок системы позиционирования, которые впоследствии были установлены на плавучие опоры.

Выполненные расчеты позволили определить такие характеристики системы позиционирования, как необходимое тяговое усилие, диаметр и разрывную нагрузку тросов, диапазон их рабочего натяжения, а также произвести оптимизацию точек расположения свайных якорей. На основании расчетов в состав системы позиционирования плавучего объекта вошли восемь гидравлических якорных лебедок с максимальным тяговым усилием 650 кН, способных обеспечить ввод и удержание плавучей системы в створе моста при воздействии предельных гидрометеоусловий в наихудшем сочетании. Лебедки были оснащены стальными канатами диаметром 43 мм с разрывным усилием 1314 кН, а оптимальное натяжение составило около 300 кН.

В дальнейшем полученные расчетные амплитуды горизонтальных колебаний отдельных плавучих опор при позиционировании в «ковше» под действием экстремальных нагрузок (при использовании штатных лебедок системы позиционирования) составили 8 см, что оказалось выше требуемых значений. За этим последовала разработка дополнительных мероприятий и рекомендаций по увеличению точности позиционирования плавучих опор в «ковше» при заведении под пролетные арочные строения с помощью дополнительных временно устанавливаемых электрических лебедок. Впоследствии при выполнении реальных операций по погрузке пролетных арочных строений дополнительные лебедки были задействованы как при погрузке железнодорожной, так и автодорожной пролетных арочных строений. При позиционировании плавучей системы в створе моста расчетная величина амплитуды горизонтальных колебаний под действием экстремальных сил составила 30 см, что соответствовало требованиям.

Амплитуда вертикальной качки в обоих случаях не превышала 5 см, а угловые колебания практически отсутствовали.

Помимо выбора лебедок позиционирования, с помощью программного комплекса «Anchored Structures» были решены вопросы обеспечения плавучих опор кранцевой защитой. В результате расчетов получены максимальные реакции, возникающие в элементах кранцевой защиты; они легли в основу расчетов местной прочности корпуса и непосредственно выбора кранцевых устройств.

Моделирование поведения порожних плавучих опор в створе моста после отрыва пролетного арочного строения в программном комплексе «Anchored Structures» позволило оценить эффект неравномерности углов заложения якорных связей, который приводил к тому, что после снятия нагрузки порожние плавучие опоры под действием связей, расположенных по внутренним бортам, резко смещались к центральной части Керченского пролива. Выполненные расчетные оценки позволили сделать рекомендации по снижению натяжения в связях, расположенных по внутренним бортам плавучих опор, в процессе подъема пролетных арочных строений.

Реализация морской операции

Работы, выполняемые в операционной акватории около стапеля (балластировка плавучих опор, заведение и удержание их под пролетным арочным строением), требовали наиболее высокой точности позиционирования и занимали значительное время. Операции по балластировке и заведению плавучих опор под железнодорожное пролетное арочное строение стартовали 26 августа 2017 года и продолжались в течение всего дня, а под автодорожное пролетное строение — начались в условиях тихой погоды в ночь с 8 на 9 октября 2017 года и продлились в течение дня 9 октября.

Дебалластировка плавучих опор и прием веса пролетного железнодорожного арочного строения произошел 27 августа 2017 года, автодорожного — 10 октября 2017 г.

Выведение плавучей системы с железнодорожным пролетным строением на ось подходного канала было осуществлено 27 августа , с автодорожным пролетным строением — 10 октября . Процесс выведения занимал около двух часов. Сложность этой операции заключалась в небольших зазорах между кранцевой защитой, установленной на плавучих опорах, и выкаточным пирсом, что в свою очередь потребовало обеспечения высокой точности позиционирования для беспрепятственного выхода плавучей системы. На рис. 10, 11 показаны некоторые стадии этого этапа морской операции.

Транспортировка плавучей системы с железнодорожным пролетным строением началась в 22:00 27 августа 2017 г., а плавучей системы с автодорожным пролетным строением в 6:00 11 октября 2017 г.

Позиционирование и монтаж пролетных строений в створе моста показаны на рис. 12—14 для операции с установкой автодорожного пролетного строения.

Рис. 10. Пролетное арочное строение на выкаточном пирсе перед началом погрузки на плавучие опоры 26 августа 2017 г. (фото АО «ЦКБ “Коралл”»)

Fig. 10. The span of the arched structure onto the pier before loading on the floating support 26 Aug 2017 (photo by JSC «Central design bureau “Coral”»)

Рис. 11. Плавучая система на оси подходного канала 27 августа 2017 г.
(фото АО «ЦКБ “Коралл”»)
Fig. 11. Floating system on the approach channel axis on August 27, 2017
(photo by JSC «Central design bureau “Coral”»)

Рис. 12. Позиционирование и заведение плавучей системы
с автодорожным пролетным арочным строением в створ моста
с помощью системы позиционирования
(11 октября 2017 г., фото АО «ЦКБ “Коралл”»)
Fig. 12. Postioning and movement of a floating system
a road span arched structure in the bridge area
(October 11, 2017. Photo by JSC «CDB “Coral”»)

Рис. 13. Отрыв автодорожного пролетного арочного строения от плавучих опор (12 октября 2017 г., фото АО «ЦКБ “Коралл”»)

Fig. 13. Start of the lifting of the road the arched astucture span (12 October, 2017. Photo by JSC «CDB “Coral”»)

Рис. 14. Размах качки при установке автодорожного пролетного строения (менее 5 см). Высота волнения около 0,3 м (9 октября 2017 г., фото АО «ЦКБ “Коралл”»)

Fig. 14. The peak value of the pitching during installing the road span bridge (less than 5 sm). Wave height about 0,3 m (9 October, 2017. Photo by JSC «CDB “Coral”»)

В ходе выполнения реальных операций в створе моста выбранные с помощью программного комплекса «Anchored Structures» параметры канатов и лебедок позволили добиться при позиционировании большей точности, чем это требовалось, и установить плавучую систему с пролетными арочными строениями с отклонением менее 10 см от теоретического положения. При позиционировании в «ковше» была обеспечена необходимая точность ±5 см, а погрузка пролетных строений выполнена на проектные точки опирания.

Заключение

На всех этапах строительства и производства морских операций специалистами АО «ЦКБ "Коралл"» осуществлялся авторский надзор и контроль за поведением плавучих опор и плавучей системы в процессе позиционирования: их мнение позволяет сделать заключение о том, что выполенный в программном комплексе «Anchored Structures» расчетный анализ показал очень хорошую сходимость с реальными процессами, происходящими при проведении морских операций. На всем протяжении выполнения морских операций погодные условия не выходили за пределы допустимых, что, безусловно, благоприятствовало успешному завершению установки пролетных строений.

Благодаря подробному моделированию морских операций, в процессе их реального проведения складывалось ощущение их полной контролируемости и предсказуемости, что не могло не быть положительным фактором при осуществлении столь важного и ответственного этапа строительства Крымского моста.

Опыт, полученный в ходе проектирования и реализации уникальной операции по установке пролетных строений Крымского моста с податливых плавучих опор, безусловно, станет основой для выполнения новых уникальных проектов в области морского строительства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Большев А.С., Фролов С.А., Михаленко Е.Б.** Математическое моделирование поведения морских плавучих сооружений // Труды СПбГПУ. № 502. СПб., 2007. С. 252–274.
2. **Чиковская И. [и др.].** Автоматизация деятельности организаций, обеспечивающих проектирование, строительство и эксплуатацию терминалов, портов, морских и речных гидротехнических сооружений // САПР и графика. Апрель 2014. С. 32–34
3. **Фролов С.А. [и др.[.** Математическое моделирование поведения морских объектов в среде ПК «Anchored Structures» // САПР и графика. Июнь 2015. С. 39–43.
4. **Фролов С.А. [и др.].** Математическое моделирование поведения морских сооружений в среде «Anchored Structures». Практические рекомендации [Электронный ресурс] // <URL: http://elib.sptstu/dl/2s17-162.pdf> / Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого. Санкт-Петербург, 2017. 139 с.
5. **Garrison C.J., Chow P.Y.** Wave forces on submerged bodies // Journal of the Waterways, Harbors and Coastal Engineering Division. Vol. 98. No WW3. P. 375–392, American Society of Civil Engineers, New York, USA.1
6. **Фролов С.А.** Статика и динамика плавучих сооружений, закрепленных гибкими упругими связями: Реферат дис. ... канд. техн. наук / СПб, СПбГТУ, 1992. 16 с.
7. **Меркин Д.Р.** Введение в динамику гибкой нити. М.: Наука, 1980. 240 с.
8. **Баранов И.Л. [и др.].** «Математическое моделирование динамики подъема и транспортировки АПК «Курск» // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2002. № 1. С. 107–119.
9. **Торопов Е.Е. [и др.].** Математическое моделирование процесса накатки верхнего строения на опорное основание морской платформы Приразломного нефтяного месторождения // Гидротехническое строительство. 2007. № 5. С. 70–75.
10. **Благовидова И.Л. [и др.].** Математическое моделирование и программное исследование работы системы «Морской отгрузочный причал – Танкер – Буксир» // Сборник трудов конференции «Освоение арктического шельфа России». 2007.
11. **Климович В.И. [и др.].** Исследование и доработка плавучего затвора судопропускного сооружения С-1 Комплекса защиты Санкт-Петербурга от наводнений // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. 2012. Т. 266. С. 109–131.
12. **Чернецов В.А. [и др.].** Система мягкой посадки плавучего затвора судопропускного сооружения С-1 комплекса защитных сооружений Санкт-Петербурга от наводнений, Инженерно-строительный журнал № 9, 2012. С. 103–112

13. **Большев А.С. [и др.].** Исследование гидродинамических воздействий и доработка системы мягкой посадки батопортов плавучего затвора С-1 комплекса защитных сооружений Санкт-Петербурга от наводнений // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. 2013. Т. 268. С. 85–110.

14. Правила разработки и проведения морских операций / РМРС. СПб., 2014. 144 с.

15. Правила классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок и морских стационарных платформ / РМРС. СПб., 2014. 483 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

БОЛЬШЕВ Александр Станиславович – *доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: bolshev_as@spbstu.ru
БЛАГОВИДОВА Ирина Львовна – *заместитель начальника отдела общего проектирования АО «ЦКБ Коралл»*
E-mail: blagovidova@yandex.ru
ПЬЯНОВ Андрей Владимирович – *начальник сектора динамики корабля АО «ЦКБ ”Коралл”»*
E-mail: a.pyanov@yahoo.com

Дата поступления статьи в редакцию: 01.06.2018

REFERENCES

[1] **Bolshev A.S., Frolov S.A., Mikhalenko Ye.B.,** Matematicheskoye modelirovaniye povedeniya morskikh plavuchikh sooruzheniy [Mathematical modeling of the marine floating structures behavior], *Trudy SPbGPU.* 2007. № 502. S. 252–274. (rus.)

[2] **Chikovskaya I.N. [i dr.],** Avtomatizatsiya deyatelnosti organizatsiy, obespechivayushchikh proyektirovaniye, stroitelstvo i ekspluatatsiyu terminalov, portov, morskikh i rechnykh gidrotekhnicheskikh sooruzheniy [Automation of activities of the organizations providing design, construction and operation of terminals, ports, sea and river hydraulic structures], *SAPR i grafika.* Aprel 2014. S. 32–34. (rus.)

[3] **Frolov S.A. [i dr.],** Matematicheskoye modelirovaniye povedeniya morskikh obyektov v srede PK «Anchored Structures» [Mathematical modeling of the of marine objects behavior in the program “Anchored Structures”], *SAPR i grafika.* Iyun 2015. S. 39–43. (rus.)

[4] **Frolov S.A. [i dr.],** Matematicheskoye modelirovaniye povedeniya morskikh sooruzheniy v srede «Anchored Structures». Prakticheskiye rekomendatsii [Mathematical modeling of the marine structures behavior in the «Anchored Structures» program. Practical guidelines. Textbook.] [Elektronnyy resurs]. *<URL: http://elib.sptstu/dl/ 2s17-162.pdf>* / Sankt-Peterburgskiy politekhnicheskiy universitet Petra Velikogo. St. Peterburg, 2017. 139 s. (rus.)

[5] **Garrison C.J., Chow P.Y.,** Wave forces on submerged bodies, Journal of the Waterways, Harbors and Coastal Engineering Division. Vol. 98. No WW3. P. 375–392, *American Society of Civil Engineers.* New York, USA.1.

[6] **Frolov S.A.,** Statika i dinamika plavuchikh sooruzheniy, zakreplennykh gibkimi uprugimi svyazyami [Statics and dynamics of floating structures fixed by flexible elastic lines]: Referat dis. ... kandidata tekhnicheskikh nauk / SPbGTU. SPb., 1992. 16 s. (rus.)

[7] **Merkin D.R.,** Vvedeniye v dinamiku gibkoy niti [Introduction to the dynamics of flexible thread]. M.: Nauka, 1980. 240 s. (rus.)

[8] **Baranov I.L. [i dr.],** Matematicheskoye modelirovaniye dinamiki podyema i transportirovki APK «Kursk» [Mathematical modeling of the lifting and transporting the dynamics of the submarine «Kursk»], *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU.* 2002. № 1. S. 107–119. (rus.)

[9] **Toropov Ye.Ye. [i dr.],** Matematicheskoye modelirovaniye protsessa nakatki verkhnego stroyeniya na opornoye osnovaniye morskoy platformy Prirazlomnogo neftyanogo mestorozhdeniya. [Mathematical modeling of the rolling process of the upper structure on the base of the sea platform Prirazlomnoye oil field], *Gidrotekhnicheskoye stroitelstvo.* 2007. № 5. S. 70–75. (rus.)

[10] **Blagovidova I.L. [i dr.],** Matematicheskoye modelirovaniye i programmnoye issledovaniye raboty sistemy «Morskoy otgruzochnyy prichal – Tanker – Buksir» [Mathematical modeling and software research of the system « Sea shipping pier –

Tanker-Tug»], *Sbornik trudov konferentsii “Osvoyeniye arkticheskogo shelfa Rossii”*, 2007. (rus.)

[11] **Klimovich V.I. [i dr.],** Issledovaniye i dorabotka plavuchego zatvora sudopropusknogo sooruzheniya S-1 Kompleksa zashchity Sankt-Peterburga ot navodneniy, [Study and revision of floating gate of ship-crossing construction S-1 Complex of protection of St. Petersburg from floods], *Izvestiya VNIIG im. B.Ye. Vedeneyeva.* 2012. T. 266. S. 109–131. (rus.)

[12] **Chernetsov V.A. [i dr.],** Sistema myagkoy posadki plavuchego zatvora sudopropusknogo sooruzheniya S-1 kompleksa zashchitnykh sooruzheniy Sankt-Peterburga ot navodneniy [Soft landing system of floating gate of ship-crossing construction C-1 complex of St. Petersburg protective structures from floods], *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal.* 2012. № 9. S. 103–112. (rus.)

[13] **Bol'shev A.S. [i dr.].** Issledovanie gidrodinamicheskih vozdejstvij i dorabotka sistemy myagkoj posadki batoportov plavuchego zatvora C-1 kompleksa zashchitnyh sooruzhenij Sankt-Peterburga ot navodnenij, *Izvestiya VNIIG im. B.E. Vedeneeva.* 2013. T. 268. S. 85–110. (rus.)

[14] Pravila razrabotki i provedeniya morskikh operatsiy [Rules for planning and execution of marine operations] / RMRS. SPb., 2014. 144 s. (rus.)

[15] Pravila klassifikatsii, postroyki i oborudovaniya plavuchikh burovykh ustanovok i morskikh statsionarnykh platform [Rules of classification, construction and equipment of floating and fixed offshore platforms] / RMRS. SPb., 2014. 483 s. (rus.)

THE AUTHORS

BOLSHEV Aleksandr S. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: bolshev_as@spbstu.ru
BLAGOVIDOVA Irina L. – *Central design bureau «Coral»*
E-mail: blagovidova@yandex.ru
PIANOV Andreii V. – *Central design bureau «Corall»*
E-mail: a.pyanov@yahoo.com

Received: 01.06.2018

DOI: 10.18721/JEST.240217
УДК 51/53(051)

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

ПРЕЗИДЕНТ АКАДЕМИИ НАУК КОНСТАНТИН КОНСТАНТИНОВИЧ РОМАНОВ (К 160-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

Очерк посвящен жизни и разносторонней деятельности одного из представителей Дома Романовых – великого князя Константина Константиновича (1858–1915), внука императора Николая I. К.К. Романов занимал пост президента Императорской (Петербургской) Академии наук с 1889 по 1915 год. Он был одним из самых успешных президентов Академии наук. За 25 лет многое сделал для укрепления материальной и финансовой базы Академии, расширения музеев, организации экспедиций. При нем было построено новое здание Библиотеки Академии наук и создан Пушкинский Дом. Будучи президентом Академии наук, К.К. Романов продолжал службу в армии, был председателем, попечителем или почетным членом десятков обществ, учебных заведений. Это был прекрасно образованный человек, обладавший к тому же поэтическим даром.

Ключевые слова: Романов К.К., великий князь, президент Академии наук, поэт К.Р., разряд изящной словесности, Пушкинский Дом.

Ссылка при цитировании:
А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова. Президент Академии наук Константин Константинович Романов (к 160-летию со дня рождения) // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. Т. 24. № 2. С. 199–206. DOI: 10.18721/JEST.240217.

A.G. Morachevskiy, E.G. Firsova

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

KONSTANTIN KONSTANTINOVICH ROMANOV: PRESIDENT OF THE ACADEMY OF SCIENCES (ON THE OCCASION OF HIS 160TH BIRTH ANNIVERSARY)

This essay is dedicated to the life and diverse activities of grand duke Konstantin Konstantinovich (1858–1915), a member of the House of Romanov, grandson of Emperor of Russia Nicholas I. From 1889 to 1915, Konstantin Romanov served as President of the Imperial (St. Petersburg) Academy of sciences. He was one of the most successful presidents of the Academy. Over the 25 years of his presidency, he did much to strengthen the physical and financial foundation of the Academy, expand museums, and organize expeditions. A new building for the Library of the Academy of Sciences was constructed and the Pushkin House was set up during his presidency. While being President of the Academy of Sciences, Konstantin Konstantinovich continued to serve in the army and was chairman, trustee or honorary member of dozens of societies and educational institutions. He was a well-educated person and also possessed poetic talent.

Keywords: Romanov, grand duke, president of Academy of sciences, poet K.R., belles-lettres section, Pushkin House.

Citation:
A.G. Morachevskiy, E.G. Firsova, Konstantin Konstantinovich Romanov: President of the Academy of sciences (on the occasion of his 160th birth anniversary), *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering science and technology*, 24(02)(2018) 199–206, DOI: 10.18721/JEST.240217.

Романов Константин Константинович

Великий князь Константин Константинович Романов родился 10 (23) августа 1858 года в пригороде Петербурга, в Стрельнинском дворце, позднее названном Константиновским в честь отца К.К. Романова – великого князя Константина Николаевича (1827–1892), сына императора Николая I и брата императора Александра II. С первых лет царствования Александра II (1818–1881, император с 1855 г.) К.Н. Романов активно помогал своему старшему брату, занимая ключевые посты в Главном комитете по подготовке крестьянской реформы, Морском министерстве и Государственном Совете.

Большое внимание воспитанию сына уделяла его мать, великая княгиня Александра Иосифовна (урожденная принцесса Саксен-Альтенбургская). К.К. Романов, кроме общеобразовательных предметов и иностранных языков, обучался рисованию, музыке, играл на рояле и виолончели. В сравнительно раннем возрасте, свободно владея основными европейскими языками, он в подлиннике читал шедевры мировой литературы. Под влиянием отца, преданного морскому делу, К.К. Романов уже в 11 лет вместе с воспитанниками Морского кадетского корпуса совершил кругосветное путешествие. В 16 лет он был произведен в гардемарины. В 1877 году участвовал в русско-турецкой войне. С 1884-го К.К. Романов служил в сухопутных войсках. Он был командиром роты лейб-гвардии Измайловского полка, командиром Преображенского полка, с 1900 года – главный начальник военно-учебных заведений России, с 1910-го и до конца жизни – генеральный инспектор военно-учебных заведений, его высшее воинское звание – генерал от инфантерии.

К.К. Романов получил известность как автор стихов, печатавшихся под псевдонимом К.Р. [1, 2]. Он занимался также переводами произведений классиков мировой литературы – Шекспира, Шиллера, Гёте. Сам великий князь считал своим истинным призванием поэзию. К.К. Романов был хорошо знаком с целым рядом литераторов того времени: А.А. Фетом, А.Н. Майковым, Я.П. Полонским, И.А. Гончаровым. С конца 1887 года за литературные заслуги он был избран почетным членом Академии наук.

По существу, всю свою жизнь он был председателем, попечителем или почетным членом огромного числа обществ и комитетов преимущественно гуманитарной направленности.

4 мая 1889 года министр народного просвещения граф И.Д. Делянов известил великого князя К.К. Романова о том, что «Государю императору благоугодно было 3 мая назначить Ваше Императорское Высочество президентом Императорской Академии наук». 13 мая 1889 г. на Общем собрании Академии наук после оглашения Указа Императора с кратким словом выступил Константин Константинович, который, в частности, отметил: «Выпавшее на мою долю призвание представляется мне обязанностью столь же отрадной и завидною, сколь трудною и ответственною».

С широкой научной общественностью страны тридцатилетний президент Академии наук впервые встретился на очередном, VIII съезде русских естествоиспытателей и врачей, который состоялся в Санкт-Петербурге (28 декабря 1889 г. – 7 января 1890 г.). К.К. Романов был избран почетным председателем съезда. На обеде в честь устроителей съезда он выступил с краткой речью, в завершающей части которой сказал: «Многочисленность настоящего Съезда, сравнительно с предыдущими, служит блистательным доказательством того, что наша русская наука неудержимо стремится вперед и что вы, труженики её, верные своему долгу, неутомимо продвигаете и развиваете её на пользу и славу родины. Я твердо верю, что вы не остановитесь на этом избранном вами славном и бесконечном пути, и уповаю, что, с божьей помощью, ваше святое дело будет всегда неизменно приносить всё лучшие и обильные плоды» [3].

Как уже отмечалось, за отпущенные судьбой 25 лет на посту президента Академии наук великому князю Константину Константиновичу удалось сделать очень много. В значительной степени ему помогали высокое общественное положение, заслуженный авторитет и безупречная репутация. С первых дней своего президентства К.К. Романов прислушивался к советам старейших членов Академии наук: Я.К. Гроту, А.Н. Майкову, К.С. Веселовскому (все члены Отделения русского языка и словесности).

Знакомясь с состоянием дел Академии наук, новый президент быстро убедился в том, что финансирование ее со стороны государства недостаточно и это сказывается на всех сторонах деятельности главного ученого сословия. Прежде всего это касается оплаты труда как самих академиков, так и обслуживающего персонала, музейных работников. Оплата академика была по своим размерам меньше, чем оплата ординарного профессора в университетах. Постоянно возникали трудности с финансированием экспедиций, других важных мероприятий, с ремонтом оборудования и помещений, покупкой новых приборов.

Ситуацию со штатным расписанием (фонды заработной платы) удалось разрешить к июлю 1893 года: Александр III подписал новое штатное расписание, которое начало действовать с января 1894 г. Это был первый серьезный успех в финансировании Академии наук. Следующее изменение штатного расписания состоялось только в 1912 году. Начиная с 1894-го улучшилось материальное положение не только академиков, но и всех других сотрудников Академии наук. Было также увеличено число штатных единиц в Академии наук.

Были утверждены проект и штаты Русского археологического института в Константинополе. Директором института был утвержден академик Ф.И. Успенский, который занимал этот пост до 1914 г. Были получены средства для ремонтных работ в типографии Академии наук. Только благодаря энергии президента Академии наук за первые десять лет нахождения его на этом посту удалось организовать 12 различных экспедиций Академии наук, включая большую арктическую экспедицию в район Шпицбергена (май 1899 – октябрь 1900 гг.). Это была самая крупная арктическая экспедиция XIX века. Другая полярная экспедиция по линии Академии наук состоялась в 1900 году в район Новосибирских островов.

По инициативе К.К. Романова в 1895 году была создана «Постоянная комиссия для приема и рассмотрения ходатайств нуждающихся ученых, литераторов и публицистов, а равно их вдов и сирот, о производстве денежных пособий и пенсий». Комиссия просуществовала до Октябрьской революции [1].

При новом президенте упрочились связи академиков с высшими учебными заведениями Петербурга, ряд академиков преподавал в них. Начали укрепляться связи с университетами других городов. Стали постоянными контакты с императорскими обществами: Географическим, Историческим, Минералогическим.

К.К. Романов лично возглавил «Комиссию по чествованию столетия со дня рождения А.С. Пушкина». Столетие должно было отмечаться в конце мая 1899 г. В рамках Академии наук был утвержден «Разряд изящной словесности», который должен был составлять единое целое с Отделением русского языка и словесности. Указом императора были конкретизированы положения, связанные с новым разрядом. В 1900 году состоялись выборы в почетные академики по этому разряду. Среди них были Л.Н. Толстой, А.П. Чехов, В.Г. Короленко, другие известные литераторы. Ко времени юбилейных торжеств был создан особый фонд имени А.С. Пушкина (Пушкинский фонд), призванный способствовать изданию лучших произведений отечественных писателей, словарей русского языка, трудов академиков Отделения русского языка и словесности. Штат этого отделения увеличивался на шесть новых должностей ординарных академиков. Свою вступительную речь на торжественном собрании Академии наук в честь столетия А.С. Пушкина К.К. Романов закончил словами: «...да живет навеки в русских сердцах имя Пушкина – любовь, гордость и слава России».

В 1894 году был увеличен штат сотрудников Библиотеки Академии наук, увеличены средства на покупку новых книг, положительно решен вопрос о финансировании строительства нового здания Библиотеки. Однако выбор участка затянулся, и строительство было закончено только к 1914 г. Благодаря усилиям президента коренным образом была улучшена деятельность всех музеев Академии наук, увеличено их финансирование. Был положительно решен вопрос о финансировании строительства Ломоносовского института, однако помешала Первая мировая война. Были отпущены средства на проведение экспедиций под руководством академика В.И. Вернадского для поисков радиоактивных руд в России.

К.К. Романов проявлял внимание даже к относительно небольшим вопросам, если они касались Академии наук. Приведем такой пример. В начале шестидесятых годов XIX века малороссийский поэт, драматург и переводчик Ф.С. Морачевский (1806–1879) закончил многолетний труд по переводу ряда разделов Святого Евангелия на малороссийский язык. Автор перевода свободно владел всеми основными славянскими языками, и его перевод получил высокую оценку специалистов. В то же время Управляющий министерством внутренних дел граф П.А. Валуев в 1863 году издание запретил с резолюцией «малороссийского языка не было, нет и никогда быть не может». Эта резолюция получила «монаршее одобрение». В.В. Морачевский, внук Ф.С. Морачевского, в начале XX века, когда политическая обстановка в стране несколько изменилась, а украинская общественность во главе с Иваном Франко и российские филологи продолжали хлопотать об издании, передал все права на издание Евангелия Академии наук. 11 февраля 1905 года К.К. Романов обратился с большим письмом к С.Ю. Витте, председателю Комитета министров, по вопросу отмены ограничительных мер по изданию Священного Писания на украинском языке (речь шла о переводе, выполненном Ф.С. Морачевским). Текст письма воспроизводится в приложении к монографии В.С. Соболева [1]. 15 февраля 1905 года под председательством С.Ю. Витте состоялось заседание Комитета министров, которое приняло решение «... отменить ограничительные меры по изданию Четвероевангелия в малорусском переводе Морачевского, если таковый удостоится благословения Святейшего Синода». Очень подробно все это изложено в монографии Е.Ю. Басаргиной [4]. Письма академика А.А. Шахматова от 10 февраля 1907 года и великого князя Константина Константиновича от 21 мая 1911 г. В.В. Морачевскому в связи с изданием Евангелия воспроизводятся в книге [5]. Судя по каталогу в Библиотеке РАН в 1907−1913 гг. Евангелие переиздавалось восемь раз. Оно было издано и в 2006 году в связи с 200-летием со дня рождения Ф.С. Морачевского.

При всех своих положительных качествах К.К. Романов резко отрицательно относился к участию академиков в различных протестных мероприятиях. Это особенно сильно проявилось, когда 27 января 1905 года в газете либеральной направленности «Русь» была опубликована статья «Нужды просвещения», которую подписали 342 ученых и преподавателей высшей школы. Эта статья вошла в историю как «Записка 342 ученых». В первоначальном варианте ее подписали 16 действительных членов Академии наук, 125 профессоров, 201 доцентов, преподавателей, ассистентов и лаборантов. В отдельном издании статья вышла под названием «Записка о нуждах просвещения (342 ученых)», СПб., 1905, 17 с. К этому времени число подписавших значительно выросло [4].

В записке говорилось о тяжелом положении школы (низшей, средней, высшей), указывалось, что политика правительства в области народного просвещения задерживает духовный рост народа. Подчеркивалось, что начальное образование доступно не всему населению страны. В записке резко сказано: «... наш режим представляет собою общественное и государственное зло», препятствующее развитию просвещения и науки, выдвигалось требование «... полных и коренных преобразований государственного строя России на началах политической свободы, законности и народного представительства». По существу, эту записку можно рассматривать как открытый призыв к изменению существующего государственного строя.

В заключительной части записки высказывается «... твердое убеждение, что для блага страны безусловно необходимо установление незыблемого начала законности и неразрывно с ним связанного права политической свободы. Опыт истории свидетельствует, что эта цель не может быть достигнута без привлечения свободно избранных представителей всего народа к осуществлению законодательной власти и контроля над действиями администрации». Отметим, что эта записка была опубликована в конце января 1905 года, т. е. раньше, чем появился «Манифест 17 октября».

Участие членов Академии наук в подписании такого документа не могло пройти незамеченным президентом Академии. Уже 4 февраля 1905 года всем шестнадцати академикам (семнадцатый, академик В.О. Ключевский, подписал записку позднее) был разослан циркуляр, осуждающий их действия. В числе выдвинутых президентом обвинений было и такое: «... выступая против правительства, они (академики) в то же время не отказываются получать от порицаемого ими правительства казенное содержание». В заключительной части своего циркуляра президент выразил пожелание, чтобы деятели ученых и высших учебных заведений вместо заботы о привлечении свободно избранных представителей «...хорошо сделали бы, если бы позаботились о скромном и святом исполнении своего высокого и ответственного ученого и учебного долга». Составляя сам или просто подписывая такой циркуляр, президент Академии наук не учел, что академики – это не чиновники, которые должны безмолвно служить своему начальству, и что интеллектуальный уровень академиков не сопоставим с уровнем представителей Дома Романовых при всей высокой образованности последних.

Все 16 академиков прислали свои ответы. Академик И.П. Бородин сразу же подал заявление об отставке, поставив президента в сложное положение. Академик А.А. Марков, выдающийся математик, в своем ответе президенту писал: «...считаю необходимым заявить, что я не могу изменять своих убеждений по приказанию начальства. Затем, как профессор университета ... прошу Ваше высочество обратить благосклонное внимание на то, что высшие учебные заведения вообще не находятся в ведении президента Академии наук и что о способах преподавания того или другого предмета могут судить правильным образом только лица, вполне владеющие этим предметом ...».

Академик А.С. Фаминцын, один из старейших членов Академии наук, ответил: «...не подавать в отставку, а твердо бороться за свои взгляды, хотя бы с риском потерять занимаемый на государственной службе пост, представляется мне прямой обязанностью гражданина». Из ответа академика А.А. Шахматова: «...жалование дается не для того, чтобы мы не порицали правительство, а для того, чтобы мы работали на благо русского народа и русского государства».

Академик Ф.В. Овсянников, также относящийся к числу старейших, подчеркнул, что записка писалась не от имени Академии наук, а подписана академиками как частными лицами, сведущими в обсуждаемых в записке вопросах. Академики Ф.В. Овсянников и А.С. Фаминцын отмечали в своих ответах президенту Академии наук, что многие отрицательные стороны в деятельности университетов связаны с принятым в 1884 году новым уставом. Понижение уровня и обезличение в профессорской коллегии университетов вызваны тем, что ставленники министерства народного просвещения не могут пользоваться тем доверием и уважением, которым пользуются вступившие в профессорскую среду, благодаря исключительно своим знаниям и заслугам.

Никто из академиков своей подписи под запиской не снял и виновным себя не признал. Как отмечено в работе [4], академик Н.Н. Бекетов указал президенту на незаслуженные обвинения, а академик А.С. Фаминцын закончил свой ответ президенту такими словами: «Я беру на себя смелость утверждать, что в данном частном случае господа ученые, подписавшие записку, повинуясь единственно голосу совести, заслуживают не порицания, высказанного в циркулярном обращении президента, а полного сочувствия и уважения со стороны лиц, которым близки к сердцу судьбы нашего отечества».

Президент Академии наук не ожидал такого резкого и решительного отпора от академиков. 5 марта 1905 года в примирительной речи сказал, что «...хотя и остается при своем взгляде на всё происшедшее, но из-за разномыслия не перестает уважать академиков, подписавших записку».

В рассмотренной записке по существу на первом месте стоял вопрос о парламентаризме. Этот вопрос в то время, по мнению российской либеральной интеллигенции, был центральным. Константин Константинович и его близкий родственник император Николай II были глубоко верующими людьми. Николай II считал, что ответственность за судьбу России перед Всевышним лежит на нем и только на нем. Всякое ограничение власти в его понимании было переложение части ответственности на других. В самом упрощенном виде суть такова: «Они навредят, а отвечать мне». Один из его учителей, К.П. Победоносцев, ученый-правовед, считал парламентское правление «великой ложью нашего времени» [6]. Зло парламентаризма Победоносцев видел в том, что на выборах получается отбор не лучших, а только «наиболее честолюбивых и нахальных».

12–18 октября 1905 года в Москве состоялся учредительный съезд новой партии, которая получила название конституционно-демократической (сокращенно – «кадетской»). Партия объединила в своем составе весь цвет российской либеральной интеллигенции начала XX века. В ее руководящее ядро вошли крупнейшие теоретики русского либерализма, выдающиеся ученые различных областей знания, видные деятели земского движения. Партия ставила своей целью радикальное преобразование страны парламентским путем и на базе общечеловеческих ценностей [7]. Целый ряд действительных членов Академии наук вошел в состав этой партии. Одним из ее активных создателей и лидеров был будущий академик В.И. Вернадский. Однако никакой фракции кадетов внутри Академии наук не было и не могло быть. Гражданская позиция ученых и их научная деятельность никаким образом связаны не были.

В XX веке, начиная с 1900 года вице-президентом Академик наук был академик П.В. Никитин (1849–1916), филолог, специалист по древнегреческой и византийской литературе. Начиная с 1904-го и все последующие трудные 25 лет непременным секретарем Академии наук был С.Ф. Ольденбург (1863–1934), востоковед [4, 8].

Константин Константинович Романов был женат на принцессе Елизавете Саксен-Альтенбургской, герцогине Саксонской; у них было восемь детей – 6 сыновей и две дочери. Когда началась Первая мировая война, пятеро его сыновей со своими частями отправились в Действующую армию. В сентябре 1914 года был тяжело ранен и скончался один из сыновей – князь Олег Константинович, как и отец обладавший поэтическим даром и подававший в этом направлении большие надежды. Константин Константинович, не обладавший особенно крепким здоровьем, не перенес смерть сына, болел и скончался 2 июня 1915 года в Павловске. Он был похоронен в Великокняжеской усыпальнице Петропавловского собора. Судьба оказалась благосклонной к великому князю: он умер, не узнав о страшной гибели трех других сыновей – Иоанна, Игоря и Константина, которые вместе с великим князем Сергеем Михайловичем, великой княгиней Елизаветой Федоровной и графом В.П. Палеем в ночь с 17 на 18 июля 1918 года живыми были сброшены в старую шахту близ г. Алапаевска (Свердловская область). Русская православная церковь всех погибших причислила к лику святых. Не узнал также великий князь К.К. Романов, что в ночь с 16 на 17 июля в Екатеринбурге убиты Николай II, вся его семья и большинство сопровождавших их лиц [9].

В послереволюционный период все заслуги К.К. Романова перед российскими наукой и культурой были преданы забвению. Книги поэта с инициалами «К.Р.» не только не переиздавались, но были изъяты из библиотек. Положение изменилось лишь в последние 25 лет. Со времени основания Академии наук в России К.К. Романов был двенадцатым президентом и, вероятно, самым успешным среди тех, кто был до него [1, 4, 10].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Соболев В.С.** Августейший президент. 1889–1915 годы. СПб.: Искусство–СПб., 1993. 182 с.

2. Августейший поэт К.Р. / Вступит. статья и составление Л.И. Кузьминой. СПб.: Аврора, 2004. 64 с.

3. VIII Съезд русских естествоиспытателей и врачей в Санкт-Петербурге 28 декабря 1889 – 7 января 1890 гг. СПб., 1890. С. XXII–XXIII.

4. **Басаргина Е.Ю.** Вице-президент Императорской Академии наук П.В. Никитин. Из ис-

тории русской науки 1867–1916 гг. СПб.: Изд-во «Нестор-История» СПбИИ РАН, 2004. 468 с.

5. **Самойленко Г.В.** Пилип Семенович Морачевський. Нежин, 2006. 95 с.

6. **Ольденбург С.С.** Царствование Николая II. М.: ООО «Изд-во АСТ», 2000. 764 с.

7. Российские либералы. Кадеты и октябристы / Сост.: Д.Б. Павлов, В.В. Шелохаев. М.: РОССПЭН, 1996. 204 с.

8. **Каганович Б.С.** Сергей Федорович Ольденбург. Опыт биографии. СПб.: Феникс, 2006. 252 с.

9. **Дитерихс М.К.** Убийство Царской Семьи и членов Дома Романовых на Урале. М.: Скифы, 1991. Часть I. 416 с.; Часть II. 224 с.

10. **Соболев В.С.** Двенадцатый Президент Академии наук (к 100-летию со дня смерти великого князя Константина Константиновича Романова) // Вестник РАН. 2015. Т. 85. № 7. С. 657–661.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич – *доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: morachevski@mail.ru
ФИРСОВА Елена Германовна – *кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого*
E-mail: elena.firsova@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 09.03.2018

REFERENCES

[1] **Sobolev V.S.,** Avgusteyshiy prezident. 1889–1915 gody. SPb.: Iskusstvo–SPb., 1993. 182 s. (rus.)

[2] Avgusteyshiy poet K.R. / Vstupit. statya i sostavleniye L.I. Kuzminoy. SPb.: Avrora, 2004. 64 s. (rus.)

[3] VIII Syezd russkikh yestestvoispytateley i vrachey v Sankt-Peterburge 28 dekabrya 1889 – 7 yanvarya 1890 gg. SPb., 1890. S. XXII–XXIII. (rus.)

[4] **Basargina Ye.Yu.,** Vitse-prezident imperatorskoy Akademii nauk P.V. Nikitin. Iz istorii russkoy nauki 1867–1916 gg. SPb.: Izd-vo «Nestor-Istoriya» SPbII RAN, 2004. 468 s. (rus.)

[5] **Samoylenko G.V.,** Pilip Semenovich Morachevskiy. Nezhin, 2006. 95 s. (rus.)

[6] **Oldenburg S.S.,** Tsarstvovaniye Nikolaya II. M.: OOO «Izd-vo AST», 2000. 764 s. (rus.)

[7] Rossiyskiye liberaly. Kadety i oktyabristy / Sost.: D.B. Pavlov, V.V. Shelokhayev. M.: ROSSPEN, 1996. 204 s. (rus.)

[8] **Kaganovich B.S.,** Sergey Fedorovich Oldenburg. Opyt biografii. SPb.: Feniks, 2006. 252 s. (rus.)

[9] **Diterikhs M.K.,** Ubiystvo Tsarskoy Semi i chlenov Doma Romanovykh na Urale: Chast I. M.: Skify, 1991. 416 s.; Chast II. M.: Skify, 1991. 224 s. (rus.)

[10] **Sobolev V.S.,** Dvenadcatyj Prezident Akademii nauk (k 100-letiju so dnja smerti velikogo knjazja Konstantina Konstantinovicha Romanova), *Vestnik RAN.* 2015. T. 83. № 7. S. 657–661. (rus.)

THE AUTHORS

MORACHEVSKIY Andreii G. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: morachevski@mail.ru
FIRSOVA Elena G. – *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*
E-mail: elena.firsova@mail.ru

Received: 09.03.2018

Научное издание

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбПУ
ЕСТЕСТВЕННЫЕ И ИНЖЕНЕРНЫЕ НАУКИ

Том 24, № 2, 2018

Учредитель – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

Издание зарегистрировано Федеральной службой по надзору за соблюдением законодательства
в сфере массовых коммуникаций и охраны культурного наследия
(свидетельство о регистрации СМИ ПИ № ФС77-69285 от 06.04.2017 г.)

Научный редактор, корректор – канд. техн. наук *Л.В. Спиридонова*

Технический секретарь – *О.А. Матенев*

Компьютерная верстка *Е.А. Корнуковой*

Телефон редакции (812) 294-22-86

E-mail: ntv-nauka@spbstu.ru

Подписано в печать 30.06.2018. Формат 60×84 1/8. Бум. тип. № 1.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 26,0. Тираж 1000. Заказ 16579b

Отпечатано с оригинал-макета,
в Издательско-полиграфическом центре 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 о регистрации СМИ от 06.04.2017 ПИ № ФС 77-69285) и распространяется по подписке через объединенный каталог «Пресса России» (индекс 18390);

имеет международный стандартный номер сериального периодического издания (ISSN 2542-1239);

внесен Высшей аттестационной комиссией Минобразования РФ в Перечень периодических научных и научно-технических изданий, в которых рекомендуется публикация основных результатов диссертаций на соискание ученых степеней доктора наук и 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, в международную библиографическую и реферативную базу данных ProQuest, международную наукометрическую базу Index Copernicus, Google Scholar, международную систему по периодическим изданиям «Ulrich's Periodicals Directory», представлены на платформе Web of Science в виде отдельной базы данных Russian Science Citation Index (RSCI).

Журнал публикует результаты работ в следующих областях науки и техники: энергетика, электротехника, материаловедение, металлургия, машиностроение.

Редакция журнала соблюдает права интеллектуальной собственности и со всеми авторами научных статей заключает издательский лицензионный договор.

Публикация материалов, в том числе соискателей ученых степеней, осуществляется бесплатно.

2. ТРЕБОВАНИЯ К ПРЕДСТАВЛЯЕМЫМ МАТЕРИАЛАМ
2.1. Представление материалов

В статье должны быть кратко изложены новые и оригинальные результаты исследований, полученные авторами; следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

При написании оригинальной научной статьи и оформлении рукописи авторы должны придерживаться следующих правил.

Статья должна представлять собой описание выполненных исследований с указанием их места в соответствующей области наук и обсуждением значения выполненной работы. Рукопись должна содержать достаточное количество информации и ссылок на общедоступные источники для того, чтобы работа могла быть повторена независимо от авторов.

Название статьи должно быть кратким, но информативным. Обращаем 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, 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 быть законченным описанием.

Ключевые слова должны отражать основную проблематику статьи; они приводятся на русском языке для русской и на английском для англоязычной версии статьи. Количество ключевых слов – не менее трех и не более семи.

Адрес для корреспонденции должен содержать фамилию автора для корреспонденции (не обязательно первого автора), его полный почтовый адрес, телефон, факс, e-mail.

При необходимости Редколлегия может потребовать представления Акта экспертизы.

Представление всех материалов осуществляется в электронном виде через личный кабинет ЭЛЕКТРОННОЙ РЕДАКЦИИ по адресу: http://journals.spbstu.ru

Статьи подаются в формате .docx (MS Word 2007–2010). Файл статьи, подаваемый через электронную редакцию, должен содержать только сам текст, без названия, списка литературы, фамилий и данных авторов. Список литературы, название статьи, вся информация об авторах задаются при подаче через электронную редакцию в отдельных полях. В тексте статьи должны быть ссылки на все источники из списка литературы. Порядковый номер источника в тексте статьи указывается в квадратных скобках.

2.2. Оформление материалов

2.2.1. Объем статей, как правило, 15–20 страниц формата А-4. Количество рисунков и фотографий (в том числе цветных) не должно превышать 4, таблиц – 3.

2.2.2. Число авторов – не более трех от одной организации и не более пяти от разных организаций. Статья должна быть подписана всеми авторами. Авторами являются лица, принимавшие участие во всей работе или ее главных разделах. Лица, участвовавшие в работе частично, указываются в сносках.

2.2.3. Статья должна содержать следующие разделы:

номер УДК в соответствии с классификатором;

фамилии авторов на русском и английском языках;

название на русском и английском языках;

аннотации – не менее 100 слов на русском и английском языках;

ключевые слова – не менее 3 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.