



СТРОИТЕЛЬСТВО: НАУКА И ОБРАЗОВАНИЕ CONSTRUCTION: SCIENCE AND EDUCATION

ТОМ 14. ВЫПУСК 1 (51)



НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКИЙ
ЖУРНАЛ

2024

СТРОИТЕЛЬСТВО: НАУКА И ОБРАЗОВАНИЕ

Construction: Science and Education

DOI: 10.22227/2305-5502

ТОМ 14 ВЫПУСК 1 (51)

НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКИЙ СЕТЕВОЙ ЖУРНАЛ

Учредитель и издатель журнала — Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет» (НИУ МГСУ)

RESEARCH AND PRACTICE ONLINE JOURNAL

Founder and publisher of the journal — Federal State-Funded Educational Institution of Higher Education “Moscow State University of Civil Engineering (National Research University)” (MGSU)

Свидетельство о регистрации СМИ Эл № ФС77-63118 от 18 сентября 2015 г. выдано Федеральной службой по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций (Роскомнадзор).

До 27 июля 2012 г. журнал назывался «Научно-практический Интернет-журнал «Наука. Строительство. Образование».

АДРЕС РЕДАКЦИИ:

129337, Москва, Ярославское шоссе, 26, корп. 8
Издательство МИСИ – МГСУ
(«Строительство: наука и образование»)

Основан в марте 2011 г.
Первый номер вышел в июле 2011 г.
Периодичность выхода — ежеквартальная

РЕДАКЦИЯ ЖУРНАЛА:

Выпускающий редактор *А.А. Дядичева*
редактор *Т.В. Бердникова*
администратор сайта журнала *Н.А. Милованова*
корректор выпусков журнала *О.В. Ермихина*
дизайнер-верстальщик журнала
А.Ю. Байкова
переводчик *О.В. Юденкова*

EDITORIAL OFFICE MAILING ADDRESS:

MISI – MGSU Publishing house
(Construction: Science and Education)
26 Yaroslavskoe Shosse, Moscow, 129337, Russian Federation

Founded in March, 2011.
The first issue was released in July, 2011.
Periodicity of publication — quarterly

EDITORIAL STAFF:

A.A. Dyadicheva Executive editor
T.V. Berdnikova Editor
N.A. Milovanova Journal Website Manager
O.V. Ermikhina Corrector of Journal Issues
Layout Designer
A.Y. Baykova
O.V. Yudenkova Translator

129337, Москва, Ярославское шоссе, 26, НИУ МГСУ,
Издательство МИСИ – МГСУ («Строительство: наука и образование»),
e-mail: nso-journal@mgsu.ru (для официальной переписки), <http://www.nso-journal.ru>

Подписано в свет 29.03.2024.

Гарнитура Таймс. Усл. печ. л. 18,25.

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет» (НИУ МГСУ)

Издательство МИСИ – МГСУ.

129337, Москва, Ярославское шоссе, 26

www.mgsu.ru, editorial_office@mgsu.ru, Тел. (495) 287-49-14, доб. 2476

ИНДЕКСИРОВАНИЕ

Журнал включен и индексируется в базе данных РИНЦ (Российский индекс научного цитирования, www.elibrary.ru) на условиях полнотекстового размещения, архивирования и депозитного хранения.

Directory of Open Access Journals — DOAJ (<http://www.doaj.org>).

Научная библиотека открытого доступа «Кибер-Ленинка». НИУ МГСУ предоставил лицензию на размещение материалов журнала «Строительство: наука и образование» EBSCO Information Services (<http://www.ebsco.com/>) — крупнейшему в мире агрегатору полнотекстовых журналов и других источников научной информации. Полные тексты выпусков журнала можно будет найти в обновленной базе данных EBSCO Applied Sciences («Прикладные науки»), как только коллекция будет укомплектована и размещена на сайте агрегатора. Распространяется через электронные библиотеки «Лань», «Руконт», «IPRbooks», входящие в каталог компании East View Information Services, Inc. По данным РИНЦ, среди 756 журналов в области строительства «Строительство: наука и образование» входит в 8 ведущих журналов отрасли. Статьям присваивается цифровой идентификатор DOI.

РЕДКОЛЛЕГИЯ

Туснин Александр Романович, гл. редактор, д-р техн. наук, проф., зав. каф. металлических и деревянных конструкций, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Королев Евгений Валерьевич, зам. главного редактора, д-р техн. наук, проф., проректор, Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет, Санкт-Петербург, Россия

Сидоров Владимир Николаевич, зам. гл. редактора, д-р техн. наук, проф., чл.-корр. РААСН, зав. каф. информатики и прикладной математики, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Алексеев Юрий Владимирович, д-р архитектуры, проф., проф. каф. градостроительства, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Андреев Владимир Игоревич, академик РААСН, д-р техн. наук, проф., проф. каф. сопротивления материалов, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Анискин Николай Алексеевич, д-р техн. наук, проф., директор Института гидротехнического и энергетического строительства, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Гагарин Владимир Геннадьевич, чл.-корр. РААСН, д-р техн. наук, проф., главный научный сотрудник, Научно-исследовательский институт строительной физики Российской академии архитектуры и строительных наук, Москва, Россия

Евтушенко Сергей Иванович, д-р техн. наук, проф., проф. каф. информационных систем, технологий и автоматизации в строительстве НИУ МГСУ, Москва, Россия

Кантаржи Измаил Григорьевич, д-р техн. наук, проф., проф. каф. гидравлики и гидротехнического строительства, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Маилян Левон Рафаэлович, академик РААСН, д-р техн. наук, проф., проф. каф. автомобильных дорог, Донской государственной технической университет, Ростов-на-Дону, Россия

Орлов Владимир Александрович, д-р техн. наук, проф., проф. водоснабжения и водоотведения, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Пустовгар Андрей Петрович, канд. техн. наук, доц., научный руководитель НИИ строительных материалов и технологий, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Соловьев Алексей Кириллович, д-р техн. наук, проф., проф. каф. проектирования зданий и сооружений, НИУ МГСУ, Москва, Россия

INDEXING

The journal is included (digital archiving, deposit and delivery to users on an agreement for a MGSU) in the database of Russian Science Citation Index (RSCI), supported by the Scientific Electronic Library www.elibrary.ru on terms of full text placement.

Indexed by Directory of Open Access Journals — DOAJ (<http://www.doaj.org>).

Russian open access scientific library **CyberLeninka**. Moscow State University of Civil Engineering has entered into an electronic licensing relationship with EBSCO Information Services (<http://www.ebsco.com/>), the world's most prolific aggregator of full text journals, magazines and other sources. The full text of Construction: Science and Education will be found on EBSCO's upgraded Applied Sciences database once the collection is complete.

Distributed through electronic libraries “Lan”, “Rukont”, “IP Rbooks”, journal is included to the catalog of company **East View Information Services, Inc.**

According to the RSCI, “Construction: Science and Education” is one of the eight leading industry journals among 756 journals in the field of construction.

The articles are assigned a digital identifier DOI.

EDITORIAL BOARD

Alexander R. Tusnin, Editor-in-Chief, DSc in engineering, Professor, Head of the Department of Metal and Timber Structures, MGSU, Moscow, Russian Federation

Evgeniy V. Korolev, Deputy Editor-in-Chief, DSc in engineering, Professor, Vice-Rector, Saint Petersburg State University of Architecture and Civil Engineering, Saint Petersburg, Russian Federation

Vladimir N. Sidorov, Deputy Editor-in-Chief, Doctor of Technical Sciences, Professor, Corresponding Member of the RAASN, Head of the Department of Computer Science and Applied Mathematics, MGSU, Moscow, Russian Federation

Yuri V. Alekseev, Doctor of Architecture, Professor, Department of Urban Development, MGSU, Moscow, Russian Federation

Vladimir I. Andreev, Advisor of RAACS, DSc in engineering, Professor, Professor of the Department of Strength of Materials, MGSU, Moscow, Russian Federation

Nikolay A. Aniskin, DSc in engineering, Professor, Director of the Institute of Hydrotechnical and Power Engineering Construction, MGSU, Moscow, Russian Federation

Vladimir G. Gagarin, Corresponding Member of RAACS, DSc in engineering, Professor, Chief Research Associate; Research Institute of Construction Physics of the Russian Academy of Architecture and Construction Sciences, Moscow, Russian Federation

Sergey I. Evtushenko, DSc in engineering, Professor, Professor of the Department of Information Systems, Technologies and Automation in Construction, MGSU, Moscow, Russian Federation

Ismail G. Kantarzi, DSc in engineering, Professor, Professor of the Department of Hydraulics and Hydrotechnical Engineering, MGSU, Moscow, Russian Federation

Levon R. Mailyan, Academician of RAACS, DSc in engineering, Professor, Professor of the Department of Highways, Don State Technical University, Rostov-on-Don, Russian Federation

Vladimir A. Orlov, DSc in engineering, Professor, Professor of the Department of Water Supply and Sewage, MGSU, Moscow, Russian Federation

Andrei P. Pustovgar, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Scientific Supervisor of the Research Institute of Building Materials and Technologies, MGSU, Moscow, Russian Federation

Alexey K. Solovyov, DSc in engineering, Professor, Professor of the Department of Design of Buildings and Structures, MGSU, Moscow, Russian Federation

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ

Теличенко Валерий Иванович, председатель, академик РААСН, первый вице-президент РААСН, д-р техн. наук, проф., проф. каф. строительства объектов тепловой и атомной энергетики, советник, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Акинтола Акинтоэ, д-р, проф., декан Школы строительства и окружающей природной среды, проф. каф. экономики и управления строительством; член Центра по устойчивому развитию строительства, Университет Центрального Ланкашира, Престон, Соединенное Королевство Великобритании и Северной Ирландии

Беликов Виталий Васильевич, д-р техн. наук, главный научный сотрудник лаборатории гидрологии речных бассейнов, Институт водных проблем Российской академии наук, Москва, Россия

Белостоцкий Александр Михайлович, д-р техн. наук, проф., академик РААСН, научный руководитель Научно-образовательного центра компьютерного моделирования уникальных зданий, сооружений и комплексов им. А.Б. Золотова, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Ватин Николай Иванович, д-р техн. наук, проф., проф. каф. строительства уникальных зданий и сооружений, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

Вернер Игорь М., д-р, Ph.D., Технион — Израильский институт технологий, Хайфа, Израиль

Власов Денис Николаевич, д-р техн. наук, начальник мастерской транспортного обслуживания Научно-проектного объединения транспорта и дорог, Научно-исследовательский и проектный институт Генерального плана города Москвы, Москва, Россия

Графкина Марина Владимировна, д-р техн. наук, проф., зав. каф. экологической безопасности технических систем, Московский политехнический университет, Москва, Россия

Ерофеев Владимир Трофимович, академик РААСН, д-р техн. наук, проф., декан архитектурно-строительного факультета, зав. каф. строительных материалов и технологий, Национальный исследовательский Мордовский государственный университет им. Н.П. Огарева, Саранск, Россия

Завадкас Эдмандас Каземирас, иностранный член РААСН, д-р техн. наук, проф., зав. каф. строительных технологий и управления, Вильнюсский технический университет им. Гедиминаса, Вильнюс, Литва

Ильичев Вячеслав Александрович, академик РААСН, вице-президент РААСН, академик РИА, д-р техн. наук, проф., научный руководитель, ООО «Подземпроект», Москва, Россия

Карпенко Николай Иванович, академик РААСН, д-р техн. наук, проф., зав. лабораторией проблем прочности и качества в строительстве, Научно-исследовательский инсти-

тут строительной физики Российской академии архитектуры и строительных наук, Москва, Россия

Ковлер Константин, д-р техн. наук, доц., Технион — Израильский институт технологий, Хайфа, Израиль

Колчунов Виталий Иванович, академик РААСН, д-р техн. наук, проф., зав. каф. уникальных зданий и сооружений, Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия

Косицын Сергей Борисович, д-р техн. наук, проф., зав. каф. теоретической механики, Российский университет транспорта, Москва, Россия

Куприянов Валерий Николаевич, чл.-корр. РААСН, д-р техн. наук, проф., проф. каф. проектирования зданий, Казанский государственный архитектурно-строительный университет, Казань, Россия

Лесовик Валерий Станиславович, чл.-корр. РААСН, д-р техн. наук, проф., зав. каф. строительного материаловедения, изделий и конструкций, Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова, Белгород, Россия

Мешерин Виктор, доктор-инженер, проф., проф. каф. строительных материалов строительного института, Технический университет Дрездена, Германия

Орельская Ольга Владимировна, чл.-корр. РААСН, д-р арх., проф., проф. каф. архитектурного проектирования, Нижегородский государственный архитектурно-строительный университет, Нижний Новгород, Россия

Первов Алексей Германович, д-р техн. наук, проф., проф. каф. водоснабжения и водоотведения, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Пономарев Андрей Будимирович, д-р техн. наук, проф., зав. каф. строительного производства и геотехники, Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Пермь, Россия

Сколубович Юрий Леонидович, чл.-корр. РААСН, д-р техн. наук, проф., ректор, Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин), Новосибирск, Россия

Ткачев Валентин Никитович, д-р арх., проф., проф. каф. архитектуры, НИУ МГСУ, Москва, Россия

Травуш Владимир Ильич, академик РААСН, д-р техн. наук, проф., заместитель генерального директора по научной работе, главный конструктор, ЗАО «Горпроект», Москва, Россия

Фардис Михаэль Н., д-р, проф., проф. и директор лаборатории конструкций строительного факультета, Университет Патраса, Патрас, Греция

Черный Роберт, д-р, проф., проф. каф. строительных материалов и химии, Чешский технический университет в Праге, Чешская Республика

EDITORIAL COUNCIL

Valery I. Telichenko, Chairman of Editorial Council, Academician of RAACS, First Vice-President of RAACS, DSc in engineering, Professor, Professor of the Department of Construction of Thermal and Nuclear Power Facilities, Advisor, MGSU, Moscow, Russian Federation

Akintola Akintoye, Dr. Eng., Professor, Dean of the School of Built and Natural Environment, Department of Construction Economics and Management; Member of the Center of Sustainable Development in Construction, University of Central Lancashire, Preston, United Kingdom of Great Britain and Northern Ireland

Vilatiy V. Belikov, DSc in engineering, Chief Researcher of the Laboratory of Water Basin Hydrology, Water Problems Institute, Russian Academy of Sciences, Moscow, Russian Federation

Aleksandr M. Belostotskiy, Doctor of Technical Sciences, Professor, Academician of the Russian Academy of Sciences, Scientific Director of the Scientific and Educational Center for Computer Modeling of Unique Buildings, Structures and Complexes named after A.B. Zolotov, MGSU, Moscow, Russian Federation

Robert Cerny, Doctor, Professor, Department of Building Materials and Chemistry, Czech Technical University in Prague, Czech Republic

Vladimir T. Erofeev, Academician of RAACS, DSc in engineering, Professor, Dean of the Faculty of Architecture and Civil Engineering, Head of the Department of Building Materials and Technologies, National Research Ogarev Mordovia State University, Saransk, Russian Federation

Michael N. Fardis, Doctor (Design of Buildings and Structures), Professor, Director of the Structures Laboratory of the Civil Engineering Faculty, University of Patras, Patras, Greece

Marina V. Graffkina, DSc in engineering, Professor, Head of the Department of Ecology and Safety of Engineering Systems, Moscow Polytechnic Institute, Moscow, Russian Federation

Vyacheslav A. Ilichev, Academician of RAACS, Vice-President of RAACS, Academician of Russian Engineering Academy, DSc in engineering, Professor, Scientific Director, LLC "Podzemproekt", Moscow, Russian Federation

Nikolay I. Karpenko, Academician of RAACS, Dr. Sc. Engineering, Professor, Head of the Laboratory for Problems of Strength and Quality in Construction, Research Institute of Construction Physics of the Russian Academy of Architecture and Construction Sciences, Moscow, Russian Federation

Vitaliy I. Kolchunov, Academician of RAACS, DSc in engineering, Professor, Head of the Department of Unique Buildings and Structures, Southwest State University, Kursk, Russian Federation

Sergey B. Kositsin, DSc in engineering, Professor, Head of the Department of Theoretical Mechanics, Russian University of Transport, Moscow, Russian Federation

Konstantin Kovler, DSc, Associate Professor, Technion — Israel Institute of technology, Haifa, Israel

Valery N. Kupriyanov, Corresponding Member of RAACS, DSc in engineering, Professor, Department of Design of Buildings, Kazan State University of Architecture and Engineering, Kazan, Russian Federation

Valery S. Lesovik, Corresponding Member of RAACS, DSc in engineering, Professor, Head of the Department of Building Materials Science, Products and Structures, Belgorod State Technological University named after V.G. Shukhov, Belgorod, Russian Federation

Viktor Mescherin, Doctor-Engineer (Construction Materials), Professor, Department of Construction Materials of Construction Institute, Technical University of Dresden, Dresden, Germany

Olga V. Orelskaya, Corresponding Member of RAACS, Doctor of Architecture, Professor, Department of Architectural Design, Nizhny Novgorod State University of Architecture and Civil Engineering, Nizhny Novgorod, Russian Federation

Alexey G. Pervov, DSc in engineering, Professor of the Department of Water Supply and Sewage, MGSU, Moscow, Russian Federation

Andrey B. Ponomarev, DSc in engineering, Professor, Head of the Department of Construction Production and Geotechnics, Perm National Research Polytechnic University, Perm, Russian Federation

Yuri L. Skolubovich, Corresponding Member of RAACS, DSc in engineering, Professor, Rector, Novosibirsk State University of Architecture and Civil Engineering (Sibstrin), Novosibirsk, Russian Federation

Valentin N. Tkachev, DSc Architecture, Professor, Department of Architecture, Moscow, Russian Federation

Vladimir I. Travush, Academician of RAACS, DSc in engineering, Professor, Deputy Director General on Research Work, Chief Designer, "Gorproekt" CJSC, Moscow, Russian Federation

Nikolay I. Vatin, DSc in engineering, Professor, Professor of the Construction of Unique Buildings and Structures, Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Saint-Petersburg, Russian Federation

Igor' M. Verner, Ph.D. (Design Automation Systems (branch-wise)), Technion — Israel Institute of technology, Haifa, Israel

Denis N. Vlasov, DSc in engineering, Head of the Transport Service Workroom of Scientific and Design Association of Transport and Roads, Research and Project Institute of General Planning for the city of Moscow, Moscow, Russian Federation

Edmundas K. Zavadskas, International Member of RAACS, Dr. Sc. Engineering, Professor, Head of the Department of Construction Technologies and Management, Vilnius Gediminas Technical University, Vilnius, Lithuania

СТРОИТЕЛЬСТВО: НАУКА И ОБРАЗОВАНИЕ

Том 14 Выпуск 1 (51)

Москва

НИУ МГСУ

СОДЕРЖАНИЕ

CONTENT

<p>СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ. ОСНОВАНИЯ И ФУНДАМЕНТЫ. ТЕХНОЛОГИЯ И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА. ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ. ИНЖЕНЕРНЫЕ ИЗЫСКАНИЯ И ОБСЛЕДОВАНИЕ ЗДАНИЙ</p>	<p>BUILDING STRUCTURES. SOILS AND FOUNDATIONS. TECHNOLOGY AND ORGANIZATION OF CONSTRUCTION. DESIGNING OF BUILDINGS AND CONSTRUCTIONS. ENGINEERING SURVEY AND INSPECTION OF BUILDINGS</p>
<p>В.Ф. Муцанов, А.Н. Оржеховский, М.Н. Цепляев, А.В. Муцанов Комплексный подход к оценке надежности пространственных металлических конструкций 6</p> <p>И.М. Маркова, Фан Хань Хань Исследование наводнения в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай 24</p> <p>Г.В. Орехов, Чан Мань Кыонг Особенности проявления гидравлического разрыва в грунтовых плотинах 45</p> <p>А.А. Василькин, Г.В. Зубков, С.А. Прокаев, И.А. Василькин Размер площадки трения фрикционного болтового соединения 61</p> <p>А.Н. Шувалов, О.А. Корнев, В.А. Ермаков Исследование физико-механических характеристик алюминиевых сплавов 1915Т, 1565ч и 6082-Т6 при низких температурах 73</p> <p>Ле Дык Ань, В.В. Сидоров Изучение влияния расположения армирующих железобетонных элементов на восприятие основанием сейсмических нагрузок 95</p>	<p>Vladimir F. Mushchanov, Anatoly N. Orzhehovsky, Maxim N. Tseplyaev, Alexander V. Mushchanov An integrated approach to reliability assessment of spatial metal structures 6</p> <p>Irina M. Markova, Phan Khanh Khanh Flood study in the downstream of the rivers Sai Gon – Dong Nai 24</p> <p>Genrikh V. Orekhov, Tran Manh Cuong Stress-strain state of some special places in earth dam from viewpoint of hydraulic fracturing 45</p> <p>Andrey A. Vasilkin, Georgiy V. Zubkov, Sergey A. Prokaev, Ilya A. Vasilkin Friction area size of the friction bolted connection 61</p> <p>Aleksandr N. Shuvalov, Oleg A. Kornev, Valentin A. Ermakov Investigation of physical and mechanical characteristics of aluminium alloys 1915T, 1565ch and 6082-T6 at low temperatures 73</p> <p>Le Duc Anh, Vitaliy V. Sidorov The effect of arrangement of reinforced concrete elements on perception of seismic loads by the foundation 95</p>
<p>АРХИТЕКТУРА. РЕКОНСТРУКЦИЯ. РЕСТАВРАЦИЯ. ТВОР- ЧЕСКИЕ КОНЦЕПЦИИ АРХИТЕКТУРНОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ. АРХИТЕКТУРНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ. ГРАДОСТРОИТЕЛЬСТВО. ГРАДОРЕГУЛИРОВАНИЕ</p>	<p>ARCHITECTURE. RECONSTRUCTION. RESTORATION. CREATIVE CONCEPTS OF ARCHITECTURAL ACTIVITY. ARCHITECTURAL DESIGN. URBAN DEVELOPMENT. URBAN MANAGEMENT</p>
<p>О.Н. Чеберева, Е.Ю. Стрельникова Архитектурно-планировочные особенности зданий образовательных учреждений г. Екатеринодара 108</p>	<p>Olga N. Chebereva, Elena Yu. Strelnikova Architectural and planning features of the buildings of educational institutions of Yekaterinodar 108</p>
<p>СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ. ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА СТРОИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ. НАНОМАТЕРИАЛЫ И НАНОТЕХНОЛОГИИ</p>	<p>BUILDING MATERIALS AND PRODUCTS. TECHNOLOGIES FOR BUILDING MATERIALS PRODUCTION. NANOMATERIALS AND NANOTECHNOLOGIES</p>
<p>С.Р. Сокольникова, А.С. Иноземцев Выбор термоаккумулирующего материала с целью разработки «умных чернил» для 3D-печати в строительстве 123</p> <p>С.Д. Епихин, А.С. Иноземцев Реологические свойства самоуплотняющихся легких бетонных смесей на полых микросферах 135</p>	<p>Sofia R. Sokolnikova, Aleksandr S. Inozemtsev Selection of thermal accumulative material to develop “smart ink” for 3D printing in the construction industry 123</p> <p>Sergey D. Epikhin, Aleksandr S. Inozemtsev Rheological properties of self-compacting lightweight concrete mixtures on hollow microspheres 135</p>
<p>ИНЖЕНЕРНЫЕ СИСТЕМЫ. ЭКСПЛУАТАЦИЯ ЗДАНИЙ. ПРОБЛЕМЫ ЖКК. ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ И ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ. БЕЗОПАСНОСТЬ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ. ЭКОЛОГИЯ</p>	<p>ENGINEERING SYSTEMS. EXPLOITATION OF BUILDINGS. PROBLEMS OF HOUSING AND COMMUNAL COMPLEX. ENERGY EFFICIENCY AND ENERGY SAVING. SAFETY OF BUILDINGS AND STRUCTURES. ECOLOGY</p>
<p>Ю.О. Кустикова, Р.Р. Умрилов, А.С. Румянцева, А.А. Моисеева Влияние освещенности на создание комфортных условий труда 149</p>	<p>Yulia O. Kustikova, Roman R. Umrilov, Anastasia S. Rumyantseva, Anastasia A. Moiseeva Influence of illumination on creation of comfortable working conditions 149</p>

СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ. ОСНОВАНИЯ И ФУНДАМЕНТЫ. ТЕХНОЛОГИЯ И ОРГАНИЗАЦИЯ СТРОИТЕЛЬСТВА. ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ. ИНЖЕНЕРНЫЕ ИЗЫСКАНИЯ И ОБСЛЕДОВАНИЕ ЗДАНИЙ

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 624.014:624.074

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.1

Комплексный подход к оценке надежности пространственных металлических конструкций

Владимир Филиппович Мущанов, Анатолий Николаевич Оржеховский,
Максим Николаевич Цепляев, Александр Владимирович Мущанов

Донбасская национальная академия строительства и архитектуры (ДОННАСА);

г. Макеевка, Донецкая Народная Республика, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. Приведены некоторые результаты реализации разрабатываемого комплексного подхода к оценке надежности проектных решений зданий и сооружений повышенного уровня ответственности (большепролетные стержневые и листовые металлические конструкции, вертикальные цилиндрические резервуары больших объемов) с несущими металлическими конструкциями.

Материалы и методы. Начальным этапом разрабатываемого подхода оценки надежности зданий и сооружений повышенной ответственности является формирование уточненных конечно-элементных расчетных схем, основанных на детализации узловых соединений, и геометрических схем проектируемых конструкций, что позволяет выявить особенности напряженно-деформированного состояния (НДС) и выполнить уточненную оценку устойчивости элементов конструкций. Для реализации следующего этапа оценки склонности проектируемой системы к лавинообразному обрушению разработан и приведен специальный алгоритм расчета НДС конструкции, реализованный в геометрически и конструктивно нелинейной постановке. На заключительном этапе в случае необходимости выполняется с использованием метода Нелдера – Мида оптимизация полученного конструктивного решения по заданным показателям вероятности отказа для ключевых и второстепенных элементов.

Результаты. Предложенный подход позволяет с приемлемой практической точностью определять показатели надежности многократно статически неопределимых систем. Это особенно актуально для уникальных конструкций повышенной ответственности. Уточнен механизм потери устойчивости сжатых стержней структурных конструкций системы МАРХИ, предложена методика корректировки определения коэффициента μ с учетом полученных результатов; получены данные изменения аэродинамического коэффициента цилиндрических резервуаров больших объемов $V = 10\,000\text{--}30\,000\text{ м}^3$. Это дало возможность определить особенности рассматриваемых конструкций.

Выводы. Предложен комплексный алгоритм, позволяющий на основе детализации расчетных схем и оценки склонности проектируемых конструкций высокого уровня ответственности к лавинообразному разрушению выполнить уточненную оценку их уровня проектной надежности. На базе алгоритма предложена процедура оптимизации исходного проектного решения, базирующаяся на использовании метода Нелдера – Мида и реализованная на данный момент для минимизации целевой функции в виде массы основных конструктивных элементов (стержней и узлов-коннекторов).

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: металлические конструкции, численные методы, лавинообразное разрушение, надежность, структурные конструкции, геометрическая нелинейность, конструктивная нелинейность, конструкции повышенного уровня ответственности

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Мущанов В.Ф., Оржеховский А.Н., Цепляев М.Н., Мущанов А.В. Комплексный подход к оценке надежности пространственных металлических конструкций. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 1. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.1

Автор, ответственный за переписку: Анатолий Николаевич Оржеховский, a.n.orzhehovskiy@donnasa.ru.

An integrated approach to reliability assessment of spatial metal structures

Vladimir F. Mushchanov, Anatoly N. Orzhehovsky, Maxim N. Tseplyaev,
Alexander V. Mushchanov

*Donbas National Academy of Civil Engineering and Architecture (DonNACEA);
Makeevka, Donetsk People's Republic, Russian Federation*

ABSTRACT

Introduction. Some results of implementation of the integrated approach to reliability assessment of design solutions of buildings and structures of increased level of responsibility (large-span rod and sheet metal structures, vertical cylindrical tanks of large volumes) with load-bearing metal structures are presented.

Materials and methods. The initial stage of the developed approach to assess the reliability of buildings and structures of increased responsibility is the formation of refined finite element design schemes based on the detailing of nodal connections and geometric schemes of designed structures, which allows to identify the features of the stress-strain state (SSS) and perform a refined assessment of the stability of structural elements. Some general patterns obtained based on such detail are given for large-span structural coatings and structures of vertical cylindrical tanks. To realize the next stage of assessment of the propensity of the designed system to avalanche collapse, a special algorithm for calculating the SSS of the structure, implemented in a geometrically and structurally non-linear formulation, was developed and presented. At the same time, for the considered calculation situation, during the multi-stage calculation, a set of key elements is determined, the failure of which, on the one hand, initiates the beginning of avalanche-like destruction, on the other hand, allows using the established set of elements to determine the upper bound of the numerical value of the probability of failure (or the reliability index) of a repeatedly statically indeterminate system. At the final stage, if necessary, optimization of the obtained structural solution is performed using the Nelder – Mead method according to the specified failure probability indicators for key and minor elements.

Results. The proposed approach allows to determine reliability indices of multiply statically indeterminable systems with acceptable practical accuracy. This is especially relevant for unique structures of increased responsibility. The mechanism of loss of stability of compressed rods of structural structures of the MARHI system was clarified, the methodology of correction of the μ coefficient determination taking into account the obtained results was proposed; the data of change of the aerodynamic coefficient of cylindrical tanks of large volumes $V = 10,000–30,000 \text{ m}^3$ were obtained. This allowed us to determine the following features for the constructions under consideration: with an increase in the volume of the reservoir, there is a change in wind pressure in the area of the ladder junction, compared with a reservoir without a ladder; the maximum discrepancy with the normative values (up to 20 %) was noted in the negative pressure zones (opening effect on the wall); in the active pressure zone, there is a decrease in the vacuum pressure, depending on the size, up to 6 %.

Conclusions. A complex algorithm is proposed, which allows, on the basis of detailed design schemes and assessment of the propensity of the designed structures of high level of responsibility to avalanche-like destruction, to perform a refined assessment of their level of design reliability. On the basis of the algorithm, an optimization procedure of the initial design solution is proposed, based on the use of the Nelder – Mead method and currently implemented to minimize the target function in the form of the mass of the main structural elements (rods and connector nodes).

KEYWORDS: metal structures, numerical methods, avalanche failure, reliability, structural constructions, geometrical non-linearity, structural nonlinearity, structures of increased level of responsibility

FOR CITATION: Mushchanov V.F., Orzhehovsky A.N., Tseplyaev M.N., Mushchanov A.V. An integrated approach to reliability assessment of spatial metal structures. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):1. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.1

Corresponding author: Anatoly N. Orzhehovsky, a.n.orzhehovskiy@donnasa.ru.

ВВЕДЕНИЕ

Развитие конструктивных форм пространственных конструкций, применяемых в современном строительстве, приводит к созданию новых конструктивных систем, не имеющих прецедентов в практике строительства. В сочетании с ростом масштабности объектов, использованием новых методов изготовления и монтажа, новых материалов это обостряет проблему оценки надежности разрабатываемых проектных решений, для которых в рамках использования традиционного метода предельных состояний не всегда обеспечивается требуемый уровень надежности¹.

¹ ГОСТ 27751–2014. Надежность строительных конструкций и оснований. Основные требования. Актуализирован 01.01.2021. М. : Стандартинформ, 2019. 16 с.

В дополнение к техническим и технологическим аспектам, обуславливающим вопрос обеспечения надежности строительных объектов повышенного уровня ответственности, в последние годы важность проблемы обострилась угрозой террористических актов в отношении таких объектов, что также требует соответствующего учета и совершенствования их методики расчета и проектирования.

Отдельные аспекты рассматриваемой темы постоянно находятся в поле зрения научных коллективов во всем мире, о чем свидетельствует анализ научных публикаций в изданиях, представленных в ведущих международных базах данных. Однако в большинстве подобного рода исследований отсутствует комплексный подход к решению проблемы, охватывающий основные этапы проектирования от форми-

рования уточненных расчетных схем до разработки оптимальных конструктивных решений, обеспечивающих сочетание требуемого уровня надежности с достаточной экономичностью (рис. 1). Отсутствие четких, научно обоснованных результатов исследований приводит к тому, что в подавляющем большинстве действующих на сегодняшний день нормативных документов рекомендации по проектированию сооружений с повышенным уровнем ответственности носят фрагментарный, общий и неконкретный характер, который невозможно реализовать в виде определенного алгоритма проектирования.

На важность отдельных аспектов обозначенной проблемы указывает ряд работ, в рамках которых они, как правило, рассматриваются по отдельности, например:

- уточнение расчетных схем конструкций, в том числе за счет учета влияния конструктивного решения узлового соединения на напряженно-деформированное состояние (НДС) [1–6];
- совершенствование конструктивных решений узловых соединений и конструкций с целью предотвращения развития лавинообразного обрушения [7–9] путем управления НДС объекта за счет целенаправленного изменения основных параметров НДС [10–13];
- определение численных значений показателей надежности проектируемой конструкции во избежание недостатков, присущих полувероятностной основе метода предельных состояний [14–18]. При этом следует отметить отсутствие как четкого алгоритма действий при вычислении численных характеристик надежности конструкций в норма-

тивной литературе^{2, 3}, что значительно усложняет работу инженера, так и определения показателей надежности сложных многоэлементных статически неопределимых конструкций. Объединение подходов, когда склонность к лавинообразному обрушению⁴ оценивается на основе анализа вычисленных показателей надежности конструкции, используется в ограниченном числе работ [7, 19–21];

- оптимизация начального проектного решения на основании принятого значения заданной целевой функции [7, 19, 21, 22].

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Суммируя сказанное, можно отметить основные нерешенные научные проблемы, которые заключаются в:

- отсутствии теории расчета и общих принципов проектирования оптимальных пространственных металлических конструкций высокого уровня ответственности, обеспечивающих заданный уровень надежности и устойчивых к развитию прогрессирующего разрушения;
- недостаточности эмпирических знаний о влиянии конструктивных решений узловых соединений на общее НДС и несущую способность основных элементов и соответствующем учете этих факторов при определении численных значений показателей надежности проектируемой конструкции.

Цель исследования — разработка научного обоснования новых подходов к проектированию устойчивых к развитию прогрессирующего обрушения оптимальных пространственных строительных металлоконструкций высокого уровня ответственности с гарантированными уровнями надежности ключевых и второстепенных элементов⁵.

На различных этапах проводимого исследования авторами использовались методы:

- строительной механики: в форме метода конечных элементов (для анализа НДС и численного моделирования аэродинамических процессов) в геометрически и конструктивно нелинейной по-

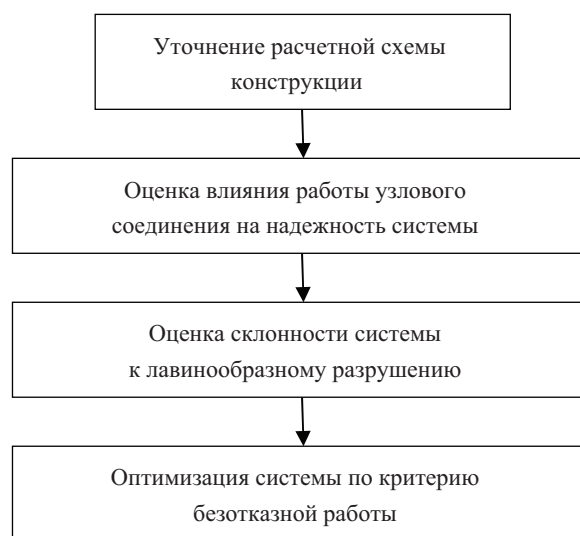


Рис. 1. Ключевые моменты совершенствования методик расчета и проектирования конструкций повышенного уровня ответственности

² ГОСТ Р ИСО 2394–2016. Конструкции строительные. Основные принципы надежности. Актуализирован 01.02.2017. М. : Стандартинформ, 2016. 62 с.

³ EN 1990:2002+A1. Eurocode — Basis of structural design. Brussels : Management Centre, 2002. 116 с.

⁴ СП 385.1325800.2018. Защита зданий и сооружений от прогрессирующего обрушения. Правила проектирования. Основные положения. Введен в действие 06.01.2019. М. : Стандартинформ, 2020. 24 с.

⁵ Данное исследование выполняется в рамках НИР «Научное обоснование новых подходов к проектированию оптимальных пространственных строительных металлоконструкций высокого уровня ответственности» на основе Соглашения № 22-29-00139 между Российским научным фондом и ФГАОУ ВО «Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого».

становке (при оценке склонности систем к лавинообразному обрушению);

- теории подобия при физическом моделировании действительной работы элементов пространственных стержневых и листовых металлических конструкций (для верификации результатов численных исследований НДС на моделях конструкций);

- теории надежности строительных конструкций (при определении вероятности отказа системы и формировании критерия склонности системы к лавинообразному обрушению);

- оптимального проектирования (при совершенствовании исходного проектного решения на основе заданных ограничений для вероятности отказа ключевых и второстепенных элементов).

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Как было отмечено выше, учитывая комплексный характер рассматриваемой проблемы, *первый этап* решения задачи обеспечения надежности сооружения повышенного уровня ответственности предлагается осуществлять на основе *формирования уточненных расчетных схем* проектируемых сооружений, учитывающих, как правило, конструктивное исполнение узловых соединений и особенности конструкции, что не всегда принимается во внимание традиционными расчетными схемами [23]. Проиллюстрируем эффект такого исполнения на примере двух исследуемых конструктивных схем:

1. Сжатые стержневые элементы структурных покрытий.

Для сжатых стержневых элементов структурных покрытий с узловыми соединениями типа МАРХИ в диапазоне гибкостей $\lambda = 50–140$ на основе детального моделирования конструктивных особенностей узловых соединений (рис. 2, а) выполнено исследование процесса потери устойчивости с применением универсального расчетного комплекса ЛИРА-САПР 2019 R1. Расчет проводился с учетом физической и геометрической нелинейности. Начало процесса потери устойчивости фиксировалось для уровня нарушения прямо пропорциональной зависимости «напряжение – деформация» в процессе пошагового нагружения стержня (рис. 2, б). На рис. 2, с, d приведена визуализация картины НДС в исследуемом стержне и испытуемой модели фрагмента структурного покрытия, изготовленного в масштабе 1:1, в процессе испытаний соответственно.

Сравнение результатов численных исследований процессов потери устойчивости для случаев детального и идеализированного моделирования узлового соединения стержней структурного покрытия позволило зафиксировать следующие результаты:

1) для элементов малой и средней гибкости (при гибкости стержней $\lambda < 82$ и $R = 240$ МПа) несущая способность стержней несколько понижается по сравнению с данными отечественных норм проектирования (в пределах 1–10 %), что объясняется повышенным влиянием изгибных напряжений $\sigma_{loc,M}$

в зонах действия локального изгибающего момента, что способствует более раннему достижению на этих участках напряжений, превышающих σ_T , с последующей потерей устойчивости;

2) для элементов высокой гибкости (при гибкости стержней $\lambda > 82$ и $R = 240$ МПа) несущая способность стержней, наоборот, повышается по сравнению с данными отечественных норм проектирования. При этом в диапазоне гибкостей 83–100 увеличение составляет менее 10 %. С увеличением гибкости отличие от нормативных документов увеличивается в сторону большей несущей способности, что объясняется:

- значительным отличием формы искривления оси стержня в момент потери устойчивости от схемы деформирования в виде полуволны синусоиды, используемого в классических решениях задачи устойчивости;

- защемлением части длины приопорного участка стержня в узлах вставки-коннектора, что вызывает сокращение его расчетной длины, а следовательно, уменьшение гибкости и повышение несущей способности из условия устойчивости.

2. Стенки вертикальных цилиндрических резервуаров.

Для листовых конструкций вертикальных цилиндрических резервуаров больших объемов $V = 10\,000–30\,000$ м³ в конечно-элементной постановке исследовалось влияние детализации расчетных схем за счет учета конструктивных элементов технологических лестниц (рис. 3, а) на устойчивость стенки резервуара к действию кольцевых напряжений. Для проведения этого исследования дополнительно в среде SolidWorks Flow Simulation была определена необходимость уточненного моделирования обтекания конструкции вертикальных цилиндрических резервуаров (ВЦР) при отображении в расчетной схеме технологических лестниц (рис. 3, б). Полученные данные изменения аэродинамического коэффициента позволили установить следующие особенности для рассматриваемых конструкций:

1) с увеличением объема резервуара наблюдается изменение ветрового давления в зоне приоткрытия лестницы, по сравнению с резервуаром без лестницы;

2) максимальное расхождение до 20 % отмечено в зонах отрицательного давления (отрывающее воздействие на стенку);

3) в зоне активного давления возникает снижение вакуумметрического давления в зависимости от типоразмера до 6 %.

Проведенное исследование позволило зафиксировать, что учет в моделях лестниц существенно повышает значение σ_{cr} до 25–46 %, а их объемное моделирование дает возможность выбрать наиболее предпочтительный для повышения устойчивости конструктивный вариант.

В качестве *второго этапа* предлагается выполнить оценку системы на склонность к лавинообраз-

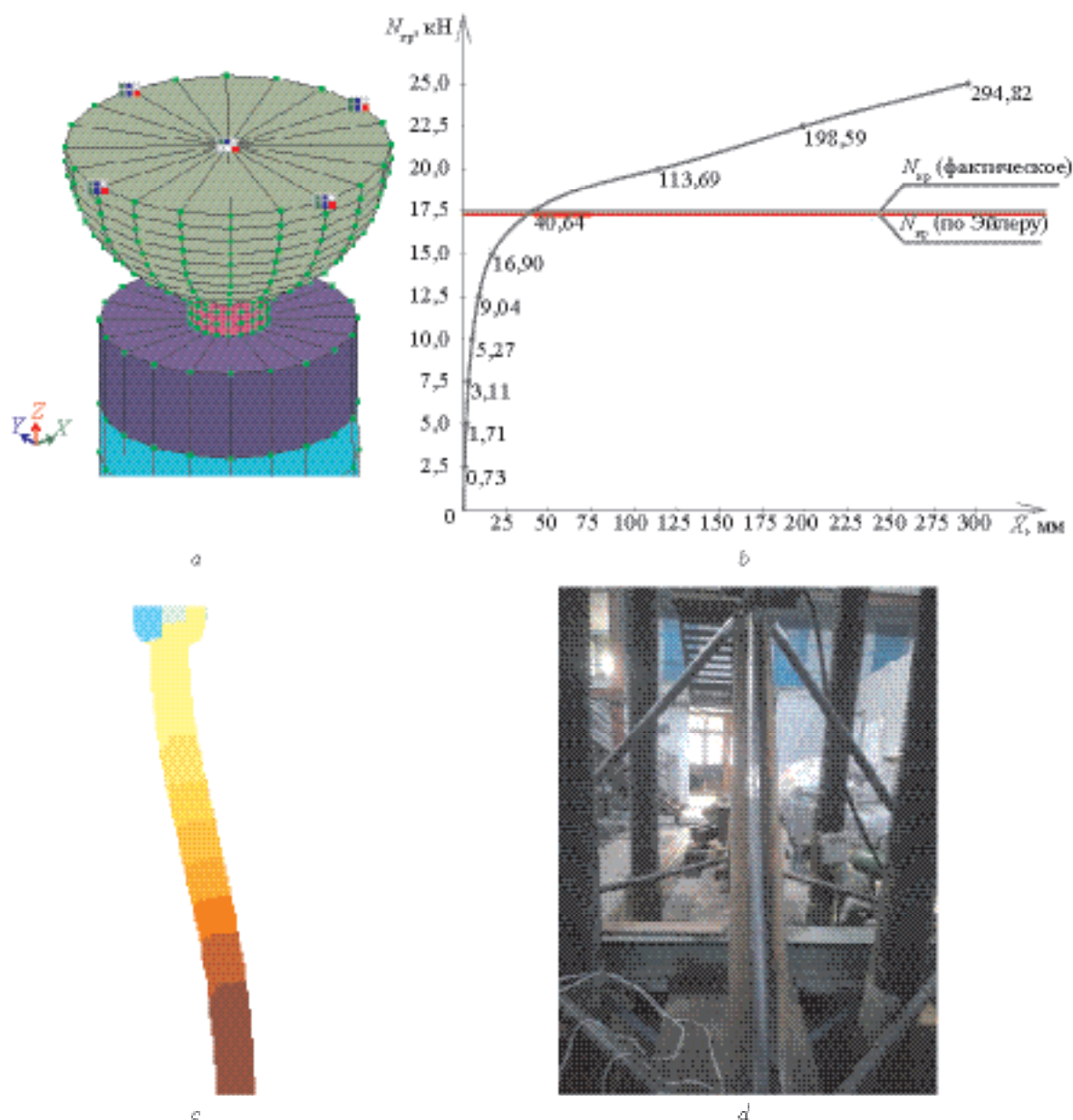


Рис. 2. Исследование устойчивости стержневых элементов структурных покрытий на основе формирования уточненных расчетных схем: *a* — конечно-элементное моделирование узлового соединения; *b* — зависимость «напряжение – деформация»; *c* — картина НДС при потере устойчивости стержня; *d* — экспериментальная верификация результатов численного исследования

ному обрушению. Определение склонности систем к лавинообразному разрушению в нормативной литературе, как правило, предписывается путем исключения из расчетной схемы конструкции одного элемента с заменой внешними нагрузками, равными усилиям в нем. Описанная методика реализована в ряде современных программных комплексов [13], но при всех их достоинствах остается открытым вопрос выбора исключаемого элемента, т.е. какой из всех элементов конструкции имеет наибольшую степень ответственности с точки зрения склонности системы к лавинообразному разрушению? Решение должен принять инженер, и он несет персональную ответственность за него, но в случаях многократно

статически неопределимых систем с большим количеством элементов однозначного ответа может и не быть даже с учетом рекомендаций в нормах.

Анализируя основные положения нормативных документов и научных публикаций, посвященных данному вопросу, можно сделать следующие выводы:

- основным нагружением первого расчетного этапа является суммарное действие постоянной и длительная часть временных нагрузок, действующих на сооружение;
- учитывая неопределенность, а зачастую и нелогичность назначения удаляемого на втором этапе расчета элемента (или совокупности элементов) конструкции, а также принимая во внимание те факты,

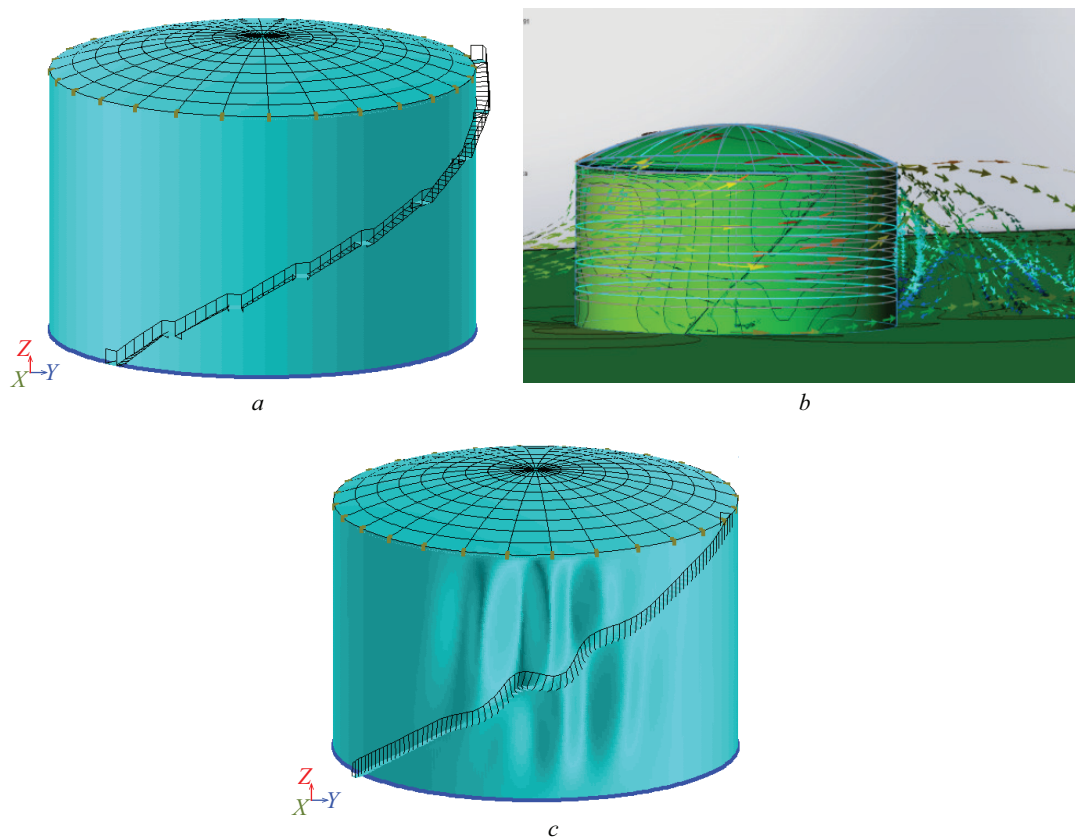


Рис. 3. Определение устойчивости стенок резервуаров на основе детального моделирования технологических лестниц: *a* — конечно-элементная модель резервуара; *b* — модель в SolidWorks для расчета ветрового давления; *c* — форма потери устойчивости в зоне стенки

что при нерасчетном увеличении временных нагрузок (прежде всего нерасчетных атмосферных нагрузок) первыми выходить из строя будут элементы, наиболее нагруженные для рассматриваемой схемы загрузки; при реализации террористических атак воздействию в первую очередь подвергаются наиболее нагруженные элементы конструкции, которые легче всего вывести из строя, то при определении удаляемой совокупности ключевых элементов конструкции логичным шагом станет поэтапное удаление элементов, обусловленное пошаговым увеличением рассматриваемых на первом этапе временных нагрузок;

- принимая во внимание тот факт, что большинство несущих металлических конструкций выполняется из пластичных малоуглеродистых и низколегированных сталей, у которых потеря несущей способности сопровождается значительным развитием пластических деформаций, что в корне отличается от хрупкого разрушения, характерного для железобетонных конструкций, для первичной оценки склонности конструкции к лавинообразному обрушению появляется возможность отказаться от принятого для расчета железобетонных каркасов зданий в ряде расчетных комплексов коэффициента динамичности $\mu = 2$.

На основании изложенного выше авторами предложен подход, позволяющий для анализируе-

мой расчетной ситуации определить степень ответственности элементов конструкции и точно установить наиболее ответственные элементы, которые и следует исключить из первичной расчетной схемы при расчете на склонность к прогрессирующему обрушению. Для определения степени ответственности элементов стержневых конструкций расчет НДС предлагается выполнять в геометрически и конструктивно нелинейной постановке с пошаговым приложением нагрузки [17, 24–26]. Анализируя порядок и последствия отказа стержня, определяется склонность конструкции к прогрессирующему разрушению. Алгоритм предложенной методики и блок-схема его реализации подробно описаны в работах [27, 28], а некоторые результаты, полученные с его применением, представлены на рис. 4.

В ходе *третьего этапа* осуществляется установление показателя надежности проектируемой системы. Особенностью предлагаемого подхода к определению численных показателей надежности рассматриваемых многократно статически неопределимых систем является установление своеобразного диапазона в виде верхней и нижней границ показателя надежности, для которых вероятность отказа системы будет находиться в диапазоне между вероятностью отказа одного, наиболее ответственного элемента, и вероятностью отказа группы эле-

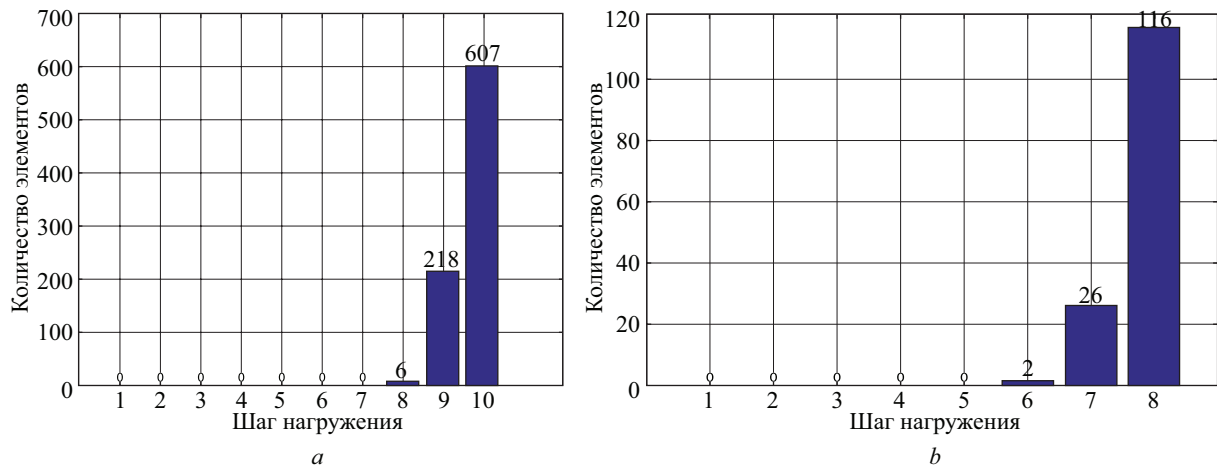


Рис. 4. Развитие лавинообразного обрушения в конструкциях: *a* — рамно-консольного покрытия над трибунами стадиона вылетом $l = 22$ м; *b* — структурного покрытия $24 \times 24 \times 3$ м

ментов, инициирующих начало лавинообразного разрушения, определенных по результатам второго этапа расчета.

В данном исследовании в качестве случайных величин выступают предел текучести стали и уровень напряжений в стержнях конструкции, который в свою очередь является комплексной случайной величиной, зависящей от ряда стохастических факторов: атмосферных нагрузок, геометрических характеристик сечений, осадок основания, геометрических несовершенств формы конструкции, полученных на монтаже и при эксплуатации. При такой постановке задачи наиболее целесообразным методом определения вероятности отказа выступает метод Монте-Карло (рис. 5). Вероятность отказа группы элементов, инициирующих начало лавинообразного разрушения, рассматривается с позиций модели параллельного соединения элементов, а также с учетом степени взаимозависимости рассматриваемой пары элементов в процессе вычисления [29].

В таблице приведены некоторые результаты применения разработанных процедур по корректировке начального проектного решения структурного покрытия размером $24 \times 24 \times 3$ м в части предотвращения лавинообразного разрушения и обеспечения нормативного уровня надежности.

В ходе *четвертого этапа* при необходимости выполняется оптимизация исходного проектного решения по заданному значению критерия надежности. На настоящий момент в терминах комплекса MATLAB на основе метода Нелдера – Мида реализован алгоритм поиска оптимального конструктивного решения для структурных покрытий на прямоугольном плане, основанный на минимизации теоретической массы конструкции. Разработанный алгоритм учитывает возможность подбора сечений центрально-сжатых стержней как в соответствии с требованиями нормативных документов, так и с использованием уточненных зависимостей, реализованных в ходе первого этапа. Оптимизация

конструктивной формы выполняется одним из двух способов:

- изменением относительной высоты покрытия (h/b);
- преобразованием исходной плоской формы в стержневую оболочку с приданием ей относитель-

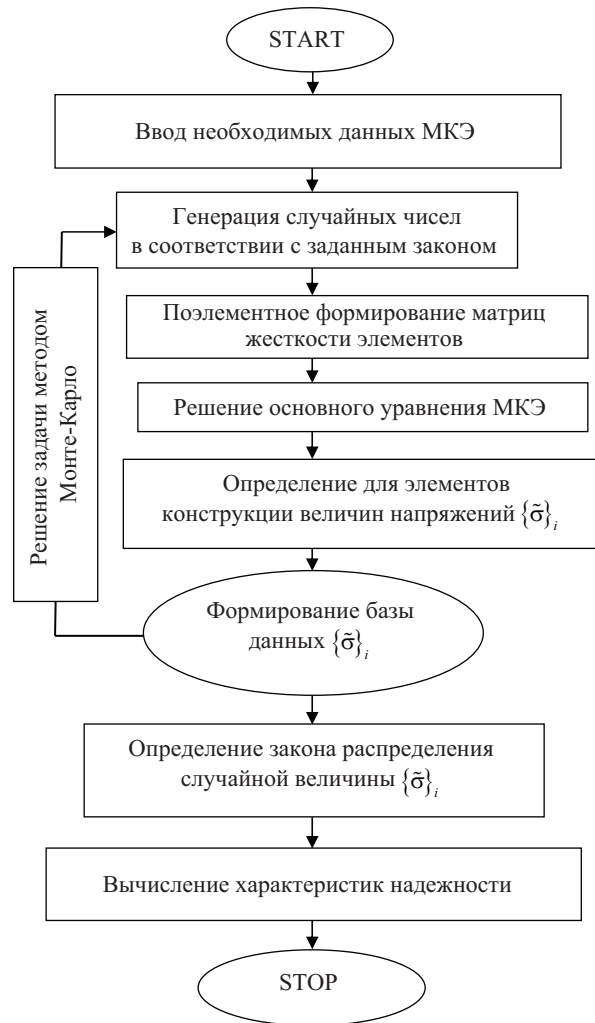


Рис. 5. Блок-схема алгоритма определения характеристик надежности конструкции

Сравнение уровней надежности структуры

Итерация	Сечение элемента	Конструктивный элемент	Количество элементов, вышедших из строя	β_{\min}	β_{\max}	Масса конструкции, т
1	63,5 × 3	Верхний пояс	0	–1,54	–1,36	6,14
	38 × 4	Раскосы	200			
2	63,5 × 3	Верхний пояс	40	0,51	1,14	7,21
3	63,5 × 3	Раскосы	0	2,67	2,67	7,52
	76 × 3,5	Нижний пояс	2			

ного выгиба (f/b) в сочетании с изменением относительной высоты покрытия (h/b).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

Полученные в ходе исследования результаты дают исходную информацию для дискуссии и позволяют наметить пути дальнейшего совершенствования разрабатываемого подхода, а именно:

1) предложенный в статье подход позволяет с приемлемой практической точностью определить показатели надежности многократно статически неопределимой стержневой системы. Это особенно актуально для уникальных большепролетных конструкций, представляющих собой сооружения с высоким уровнем ответственности, для которых важно расчетным путем обеспечить требуемый уровень надежности. При этом, конечно, более строгого теоретического обоснования требует гипотеза об установлении верхней границы надежности, определяемой на основе вероятности отказа группы элементов, инициирующих начало лавинообразного обрушения;

2) дальнейшего развития требует обоснование расчетных ситуаций, на основании анализа которых определяется совокупность ключевых элементов, надежность которых устанавливает устойчивость системы к развитию прогрессирующего разрушения. Здесь же отдельных исследований требует установление рекомендуемых значений динамических коэффициентов для элементов металлических пространственных конструкций, выполняемых из различных классов стали.

3) разработанные алгоритмы оценки надежности и оптимизации исследуемых систем в дальнейшем предполагается развивать в направлениях:

- обоснования расчетных ситуаций для формирования анализируемых расчетных схем;
- обоснования необходимой степени детализации расчетных схем, влияющих на уточнение расчетных показателей НДС конструкции, а сле-

довательно, показателей надежности элементов системы;

- учета конструктивного исполнения узловых соединений в моделях надежности;
- оптимизации исходных проектных решений по заданным значениям вероятности отказа для ключевых и второстепенных элементов.

Основные результаты, полученные авторами в ходе научных изысканий, обобщены и приведены ниже.

Представленные результаты теоретических и экспериментальных исследований позволяют утверждать, что предложен комплексный алгоритм, позволяющий на основе детализации расчетных схем и оценки склонности проектируемых конструкций высокого уровня ответственности к лавинообразному разрушению выполнить уточненную оценку их уровня проектной надежности.

Разработан сквозной подход к установлению совокупности ключевых элементов, с одной стороны, определяющих устойчивость проектируемой системы к развитию прогрессирующего лавинообразного разрушения, с другой — определяющих верхнюю границу надежности многократно статически неопределимых систем.

Предложен универсальный инженерный подход к определению показателя надежности проектируемой многократно статически неопределимой системы высокого уровня ответственности, отличающийся установлением расчетных значений верхней и нижней границ показателя надежности, базирующихся на вероятности отказа одного (наиболее ответственного) и совокупности ключевых элементов соответственно.

Предложена процедура оптимизации исходного проектного решения, базирующаяся на использовании метода Нелдера – Мида и реализованная на данный момент для минимизации целевой функции в виде массы основных конструктивных элементов (стержней и узлов-коннекторов).

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Adam J.M., Parisi F., Sagaseta J., Lu X. Research and practice on progressive collapse and robustness of building structures in the 21st century // *Engineering Structures*. 2018. Vol. 173. Pp. 122–149. DOI: 10.1016/J.ENGSTRUCT.2018.06.082
2. Savin S.Y., Kolchunov V.I., Emelianov S.G. Modelling of resistance to destruction of multi-storey frame-connected buildings at sudden loss of bearing elements stability // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018. Vol. 456. P. 012089. DOI: 10.1088/1757-899X/456/1/012089
3. Guo Z., Li Z., Xing Z., Chen Y., Zheng Z., Lin G. Numerical analyses of post-fire beam-column assemblies with WUF-B connections against progressive collapse // *Engineering Failure Analysis*. 2022. Vol. 140. P. 106502. DOI: 10.1016/J.ENGFAILANAL.2022.106502
4. Li H., Wang C., Han J. Research on effect of random initial imperfections on bearing capacity of single-layer spherical reticulated shell // *Ind. Constr.* 2018. Vol. 48. Pp. 23–27. DOI: 10.13204/j.gyz20180402
5. Zhi X., Li W., Fan F., Shen S. Influence of initial geometric imperfection on static stability of single-layer reticulated shell structure // *Spat. Struct.* 2021. Vol. 27. P. 7. DOI: 10.13849/j.issn.1006-6578.2021.01.009
6. Liu H., Zhang W., Yuan H. Structural stability analysis of single-layer reticulated shells with stochastic imperfections // *Engineering Structures*. 2016. Vol. 124. Pp. 473–479. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.06.046
7. Алексейцев А.В., Гейли Л., Друкус П. Оптимизация балочных конструкций каркасных зданий с учетом требований к их безопасности // *Инженерно-строительный журнал*. 2019. № 7 (91). С. 3–15. DOI: 10.18720/MCE.91.1
8. Zheng L., Wang W., Li H.W. Progressive collapse resistance of composite frame with concrete-filled steel tubular column under a penultimate column removal scenario // *Journal of Constructional Steel Research*. 2022. Vol. 189. P. 107085. DOI: 10.1016/J.JCSR.2021.107085
9. Колчунов В.И., Федорова Н.В., Савин С.Ю., Ковалев В.В., Ильющенко Т.А. Моделирование разрушения железобетонного каркаса многоэтажного здания с предварительно напряженными ригелями // *Инженерно-строительный журнал*. 2019. № 8 (92). С. 155–162. DOI: 10.18720/MCE.92.13
10. Fialko S.Yu., Kabantsev O.V., Perelmuter A.V. Elasto-plastic progressive collapse analysis based on the integration of the equations of motion // *Magazine of Civil Engineering*. 2021. Vol. 102. Issue 2. P. 10214. DOI: 10.34910/MCE.102.14
11. Xin T., Zhao J., Cui C., Duan Y. A non-probabilistic time-variant method for structural reliability analysis // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part O: Journal of Risk and Reliability*. 2020. Vol. 234. Issue 5. Pp. 664–675. DOI: 10.1177/1748006X20928196
12. Luo H., Lin L., Chen K., Antwi-Afari M., Chen L. Digital technology for quality management in construction : a review and future research directions // *Developments in the Built Environment*. 2022. Vol. 12. P. 100087. DOI: 10.1016/J.DIBE.2022.100087
13. Перельмутер А.В., Криксунов Э.З., Мосина Н.В. Реализация расчета монолитных жилых зданий на прогрессирующее (лавинообразное) обрушение в среде вычислительного комплекса «SCAD Office» // *Инженерно-строительный журнал*. 2009. № 2. С. 13–18.
14. Ram M., Davim J.P. Acknowledgments // *Advances in System Reliability Engineering*. 2019. DOI: 10.1016/b978-0-12-815906-4.09998-x
15. Yang W., Zhang B., Wang W., Li C.Q. Time-dependent structural reliability under nonstationary and non-Gaussian processes // *Structural Safety*. 2023. Vol. 100. P. 102286. DOI: 10.1016/J.STRUSAFE.2022.102286
16. Krejsa M., Janas P., Krejsa V. Structural reliability analysis using DOProC method // *Procedia Engineering*. 2016. Vol. 142. Pp. 34–41. DOI: 10.1016/J.PROENG.2016.02.010
17. Perelmuter A.V., Kabantsev O.V. Bout the problem of analysis resistance bearing systems in failure of a structural element // *International Journal for Computational Civil and Structural Engineering*. 2018. Vol. 14. Issue 3. Pp. 103–113. DOI: 10.22337/2587-9618-2018-14-3-103-113
18. Zhang Z., Jiang C. Evidence-theory-based structural reliability analysis with epistemic uncertainty : a review // *Structural and Multidisciplinary Optimization*. 2021. Vol. 63. Issue 6. Pp. 2935–2953. DOI: 10.1007/s00158-021-02863-w
19. Truong V.H., Kim S.E. Reliability-based design optimization of nonlinear inelastic trusses using improved differential evolution algorithm // *Advances in Engineering Software*. 2018. Vol. 121. Pp. 59–74. DOI: 10.1016/J.ADVENGSOFT.2018.03.006
20. Saad L., Chateaufneuf A., Raphael W. Robust formulation for Reliability-based design optimization of structures // *Structural and Multidisciplinary Optimization*. 2018. Vol. 57. Issue 6. Pp. 2233–2248. DOI: 10.1007/s00158-017-1853-7
21. Cao T.S., Nguyen T.T.T., Nguyen V.S., Truong V.H., Nguyen H.H. Performance of six metaheuristic algorithms for multi-objective optimization of nonlinear inelastic steel trusses // *Buildings*. 2023. Vol. 13. Issue 4. P. 868. DOI: 10.3390/buildings13040868
22. Yang M., Zhang D., Han X. New efficient and robust method for structural reliability analysis and its application in reliability-based design optimization // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 2020. Vol. 378. Pp. 1135–1150. DOI: 10.1016/J.CMA.2020.113510

neering. 2020. Vol. 366. P. 113018. DOI: 10.1016/j.sma.2020.113018

23. *Муцанов А.В., Цепляев М.Н.* Новые подходы в оценке устойчивости элементов пространственных металлических конструкций // Наука и творчество: вклад молодежи : сб. мат. Всерос. молодежной науч.-практ. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых. 2022. С. 196–200. EDN NEWMKM.

24. *Truesdell C.* Novozhilov's foundations of the nonlinear theory of elasticity (1953) // *An Idiot's Fugitive Essays on Science*. 1984. Pp. 151–157. DOI: 10.1007/978-1-4613-8185-3_15

25. *Корноухов Н.В.* Прочность и устойчивость стержневых систем: упругие рамы, фермы и комбинированные системы. М. : Стройиздат, 1949. 376 с.

26. *Стрелецкий Н.С.* Избранные труды. М. : Стройиздат, 1975. 423 с.

27. *Mushchanov V.P., Orzhekhovskii A.N., Zubenko A.V., Fomenko S.A.* Refined methods for calculating and designing engineering structures // *Magazine of Civil Engineering*. 2018. No. 2. Pp. 101–115. DOI: 10.18720/MCE.78.8

28. *Mushchanov V., Orzhekhovskiy A.* Numerical methods in assessing the reliability of spatial metal structures with a high level of responsibility // *Construction of Unique Buildings and Structures*. 2023. Vol. 106. P. 10605. DOI: 10.4123/CUBS.106.5

29. *Orzhekhovskiy A., Priadko I., Tanasoglo A., Fomenko S.* Design of stadium roofs with a given level of reliability // *Engineering Structures*. 2020. Vol. 209. P. 110245. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.110245

Поступила в редакцию 10 сентября 2023 г.

Принята в доработанном виде 20 сентября 2023 г.

Одобрена для публикации 27 сентября 2023 г.

ОБ АВТОРАХ: **Владимир Филиппович Муцанов** — доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой теоретической и прикладной механики, проректор по научной работе; **Донбасская национальная академия строительства и архитектуры (ДОННАСА)**; 286123, г. Макеевка, Донецкая Народная Республика, ул. Державина, д. 2; SPIN-код: 9465-1673, Scopus: 55988406500, ResearcherID: AAO-8875-2021, ORCID: 0000-0003-3188-3400; mvf@donnasa.ru;

Анатолий Николаевич Оржеховский — кандидат технических наук, доцент кафедры теоретической и прикладной механики; **Донбасская национальная академия строительства и архитектуры (ДОННАСА)**; 286123, г. Макеевка, Донецкая Народная Республика, ул. Державина, д. 2; SPIN-код: 3058-6140, Scopus: 85079126906, ORCID: 0000-0002-9332-3807; aorzhehovskiy@bk.ru;

Максим Николаевич Цепляев — кандидат технических наук, доцент кафедры теоретической и прикладной механики; **Донбасская национальная академия строительства и архитектуры (ДОННАСА)**; 286123, г. Макеевка, Донецкая Народная Республика, ул. Державина, д. 2; SPIN-код: 5039-9174, Scopus: 57208101665, ORCID: 0000-0002-1729-4127; m.n.cepliaev@donnasa.ru;

Александр Владимирович Муцанов — кандидат технических наук, доцент кафедры металлических конструкций; **Донбасская национальная академия строительства и архитектуры (ДОННАСА)**; 286123, г. Макеевка, Донецкая Народная Республика, ул. Державина, д. 2; SPIN-код: 4194-7922, ResearcherID: HDO-4425-2022, ORCID: 0000-0002-4381-9476; a.v.mushchanov@donnasa.ru.

Вклад авторов:

Муцанов В.Ф. — научное руководство, концепция исследования, написание исходного текста.

Оржеховский А.Н. — написание исходного текста и его доработка.

Цепляев М.Н. — написание исходного текста.

Муцанов А.В. — написание исходного текста.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

The development of structural forms of spatial structures used in modern construction leads to the creation of new structural systems that have no precedents in construction practice. In combination with the growing scale of objects, the use of new methods of manufacturing and assembly, new materials, this aggravates the problem of assessing

the reliability of the developed design solutions, for which the required level of reliability is not always ensured within the framework of using the traditional method of limit states¹. In addition to the technical

¹ GOST R ISO 2394–2016. Structures of construction. Basic principles of reliability. Updated 01.02.2017. Moscow, Standardinform Publ., 2016; 62. (rus.).

and technological aspects that determine the issue of ensuring the reliability of construction facilities of increased level of responsibility, in recent years the importance of the problem has been exacerbated by the threat of terrorist acts against such facilities, which also requires appropriate consideration and improvement of their calculation and design methods.

Certain aspects of the topic under consideration are constantly in the field of view of scientific teams all over the world, as evidenced by the analysis of scientific publications in the editions presented in the leading international databases. However, most of such studies lack a comprehensive approach to solving the problem, covering the main stages of design from the formation of refined design schemes to the development of optimal design solutions that ensure the combination of the required level of reliability with sufficient cost-effectiveness (Fig. 1). The lack of clear, scientifically substantiated research results in the fact that in the vast majority of currently valid regulatory documents recommendations on the design of structures with increased level of responsibility are fragmentary, general and unspecific, which cannot be realized in the form of a specific design algorithm.

The importance of certain aspects of the problem is indicated by a number of works, within the framework of which they are usually considered separately, for example:

- refinement of design schemes of structures, including by taking into account the influence of the structural solution of the nodal joint on the stress-strain state (SSS) [1–6];
- improvement of design solutions of nodal connections and structures in order to prevent the development of avalanche-like collapse [7–9] by controlling the SSS of the object through targeted changes in the main parameters of SSS [10–13];

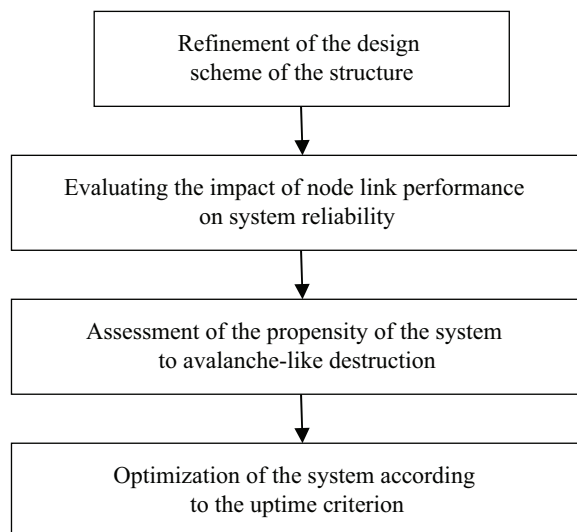


Fig. 1. Key points of improvement of methods of calculation and design of structures of increased level of responsibility

- determination of numerical values of reliability indicators of the designed structure in order to avoid the disadvantages inherent in the semi-likelihood basis of the method of limit states [14–18]. At the same time, it should be noted that there is no clear algorithm of actions for calculating numerical reliability characteristics of structures in the normative literature^{2,3}, which significantly complicates the engineer’s work, as well as the determination of reliability indicators of complex multi-element statically indeterminate structures. The combination of approaches, when the tendency to avalanche collapse⁴ is estimated on the basis of analyzing the calculated reliability indices of a structure, is used in a limited number of works [7, 19–21];

- optimization of the initial design solution based on the accepted value of the given target function [7, 19, 21, 22].

MATERIALS AND METHODS

To summarize, the main unresolved scientific problems are:

- lack of calculation theory and general principles of design of optimal spatial metal structures of high level of responsibility, providing a given level of reliability and resistant to the development of progressive failure;
- insufficient empirical knowledge about the influence of design solutions of nodal joints on the overall SSS and load-bearing capacity of the main elements and appropriate consideration of these factors in determining the numerical values of reliability indicators of the designed structure.

The aim of the research is to develop scientific substantiation of new approaches to the design of optimal spatial building steel structures of high level of responsibility resistant to the development of progressive collapse with guaranteed levels of reliability of key and secondary elements⁵.

² EN 1990:2002+A1. Eurocode — Basis of structural design. Brussels, Management Centre, 2002; 116. (rus.).

³ CP 385.1325800.2018. Protection of buildings and structures from progressive collapse. Design rules. Basic provisions. Put into effect on 06.01.2019. Moscow, Standardinform Publ., 2020; 24. (rus.).

⁴ This research is carried out within the framework of the research work “Scientific substantiation of new approaches to the design of optimal spatial building steel structures of high level of responsibility” on the basis of Agreement No. 22-29-00139 between the Russian Science Foundation and FSAEI HE “Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University”.

⁵ This research is carried out within the framework of the research work “Scientific substantiation of new approaches to the design of optimal spatial building steel structures of high level of responsibility” on the basis of Agreement No. 22-29-00139 between the Russian Science Foundation and FSAEI HE “Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University”.

The authors used methods at different stages of the ongoing research:

- structural mechanics: in the form of the finite element method (for the analysis of SSS and numerical modelling of aerodynamic processes) in geometrically and structurally nonlinear formulation (when assessing the tendency of systems to avalanche collapse);
- similarity theory in physical modelling of the actual work of elements of spatial rod and sheet metal structures (for verification of the results of numerical studies of SSS on structural models);
- reliability theory of building structures (in determining the probability of system failure and forming the criterion of the system's propensity to avalanche collapse);
- optimal design (when improving the initial design solution on the basis of specified constraints for the probability of failure of key and minor elements).

RESEARCH RESULTS

As noted above, given the complex nature of the problem under consideration, the *first stage* of solving the problem of ensuring the reliability of a structure of a higher level of responsibility is proposed to be carried out on the basis of the *formation of refined design schemes* of designed structures, taking into account, as a rule, the structural design of nodal connections and design features, which is not always taken into account by traditional design schemes [23]. Let us illustrate the effect of such design on the example of two structural schemes under research:

1. Compressed rod elements of structural coatings.

For compressed rod elements of structural coverings with nodal joints of MARHI type in the range

of flexibility $\lambda = 50\text{--}140$ on the basis of detailed modelling of structural features of nodal joints (Fig. 2, *a*), the research of the stability loss process using the universal calculation complex LIRA-SAPR 2019 R1 has been performed. The calculation was carried out taking into account physical and geometrical nonlinearity. The beginning of the stability loss process was fixed for the level of violation of the directly proportional stress-strain relationship in the process of step-by-step loading of the rod (Fig. 2, *b*). Fig. 2, *c*, *d* show the visualization of the SSS picture in the investigated rod and the tested model of the structural coating fragment made in 1:1 scale during the testing process, respectively.

Comparison of the results of numerical investigations of the stability loss processes for the cases of detailed and idealized modelling of the nodal connection of the structural pavement rods allowed us to record the following results:

1) for elements of small and medium flexibility (at rod flexibility $\lambda < 82$ and $R = 240$ MPa) the load-bearing capacity of rods slightly decreases in comparison with the data of domestic design standards (within 1–10%), which is explained by the increased influence of bending stresses $\sigma_{loc,M}$ in the zones of local bending moment action, which promotes earlier achievement of stresses exceeding σ_T in these sections with subsequent loss of stability;

2) for elements of high flexibility (at rod flexibility $\lambda > 82$ and $R = 240$ MPa), the load-bearing capacity of rods, on the contrary, increases in comparison with the data of domestic design standards. At the same time in the range of flexibility 83–100, the increase is less than 10%. With increasing flexibility, the difference

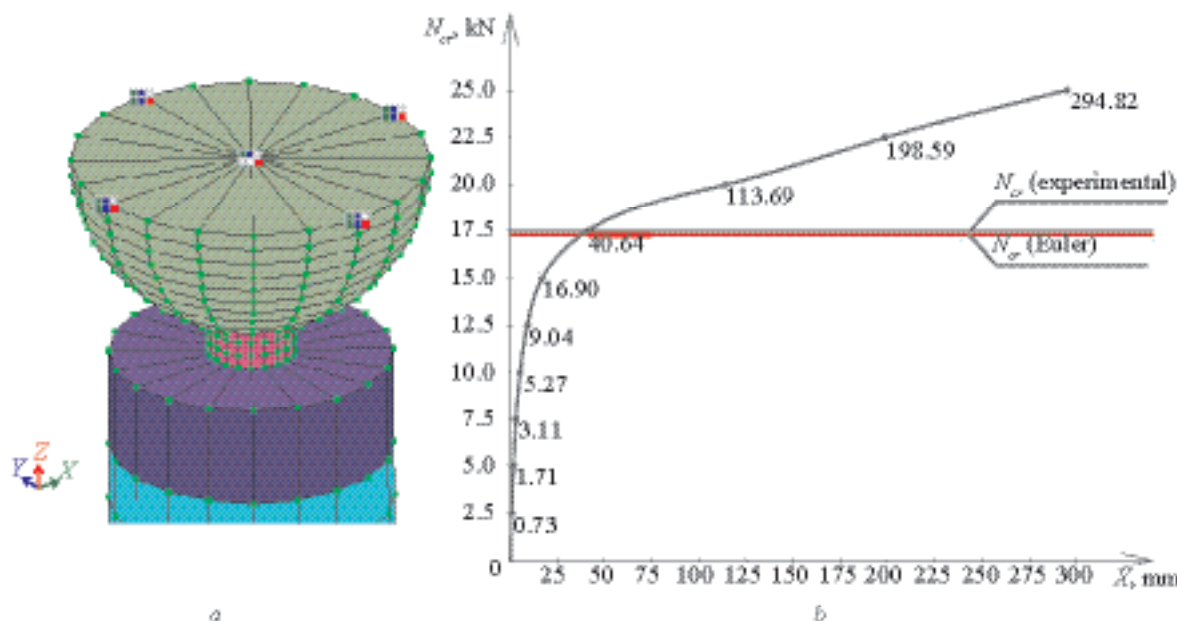


Fig. 2. Investigation of the stability of rod elements of structural coatings based on the formation of refined calculation schemes: *a* — finite element modelling of the nodal joint; *b* — “stress-strain” relationship; *c* — SSS picture at the loss of rod stability; *d* — experimental verification of the results of the numerical research

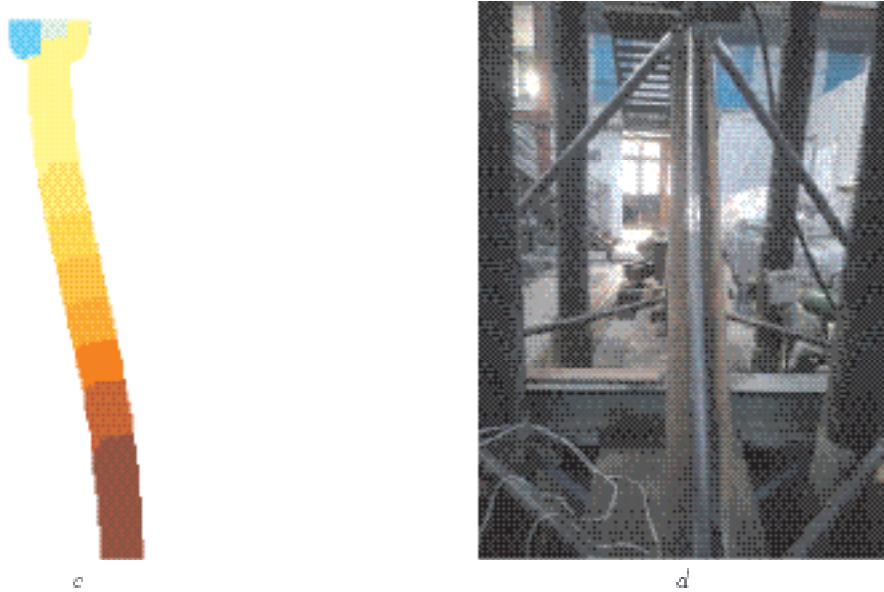


Fig. 2. Investigation of the stability of rod elements of structural coatings based on the formation of refined calculation schemes: *a* — finite element modelling of the nodal joint; *b* — “stress-strain” relationship; *c* — SSS picture at the loss of rod stability; *d* — experimental verification of the results of the numerical research (ending)

from the normative documents increases in the direction of higher load-bearing capacity, which is explained by:

- a significant difference in the shape of the curvature of the rod axis at the moment of loss of stability from the deformation scheme in the form of a half-wave sinusoid used in classical solutions of the stability problem;
- pinching a part of the length of the supported section of the rod in the nodes of the insert-connector, which causes a reduction in its design length, and consequently, a reduction in flexibility and an increase in the load-bearing capacity under the condition of stability.

2. Walls of vertical cylindrical tanks.

For sheet structures of vertical cylindrical tanks of large volumes $V = 10,000\text{--}30,000 \text{ m}^3$ in finite element formulation the influence of detailing of design schemes by taking into account the structural elements of technological ladders (Fig. 3, *a*) on the stability of the tank wall to the action of annular stresses was investigated. In order to carry out this research, the need for refined modelling of the flow of the vertical cylindrical tanks (VCT) structure was additionally determined in the SolidWorks Flow Simulation environment when technological ladders are shown in the design scheme (Fig. 3, *b*). Obtained data of aerodynamic coefficient changes allowed to establish the following features for the considered structures:

- 1) as the tank volume increases, there is a change in the wind pressure in the area of the ladder connection, compared to a tank without a ladder;
- 2) the maximum discrepancy of up to 20 % was observed in the negative pressure zones (breakaway effect on the wall);
- 3) a vacuum pressure drop of up to 6 % occurs in the active pressure zone, depending on the size.

The conducted research allowed to fix that the consideration in the models of stairs significantly increases the value of σ_{cr} to 25–46 %, and their volumetric modelling makes it possible to choose the most preferable structural variant for increasing stability.

As a *second step*, it is proposed to evaluate the system for avalanche collapse susceptibility. The determination of the avalanche collapse susceptibility of systems in the normative literature is usually prescribed by excluding one element from the design scheme of the structure and replacing it with external loads equal to the forces in it. The described methodology is implemented in a number of modern software packages [13], but with all their advantages, the question of selecting the excluded element remains open, i.e. which of all structural elements has the highest degree of responsibility in terms of the propensity of the system to avalanche failure? The engineer should make the decision, and he is personally responsible for it, but in cases of multiple statically indeterminable systems with a large number of elements, there may not be a clear-cut answer, even taking into account the recommendations in the standards.

Analyzing the main provisions of normative documents and scientific publications devoted to this issue, the following conclusions can be drawn:

- the main loading of the first design stage is the total action of permanent and the long term part of temporary loads acting on the structure;
- taking into account the uncertainty and often illogicality of the purpose of the element (or set of elements) of the structure to be removed at the second stage of calculation, and also taking into account the facts that in case of an uncalculated increase in temporary loads (first of all, uncalculated atmospheric loads),

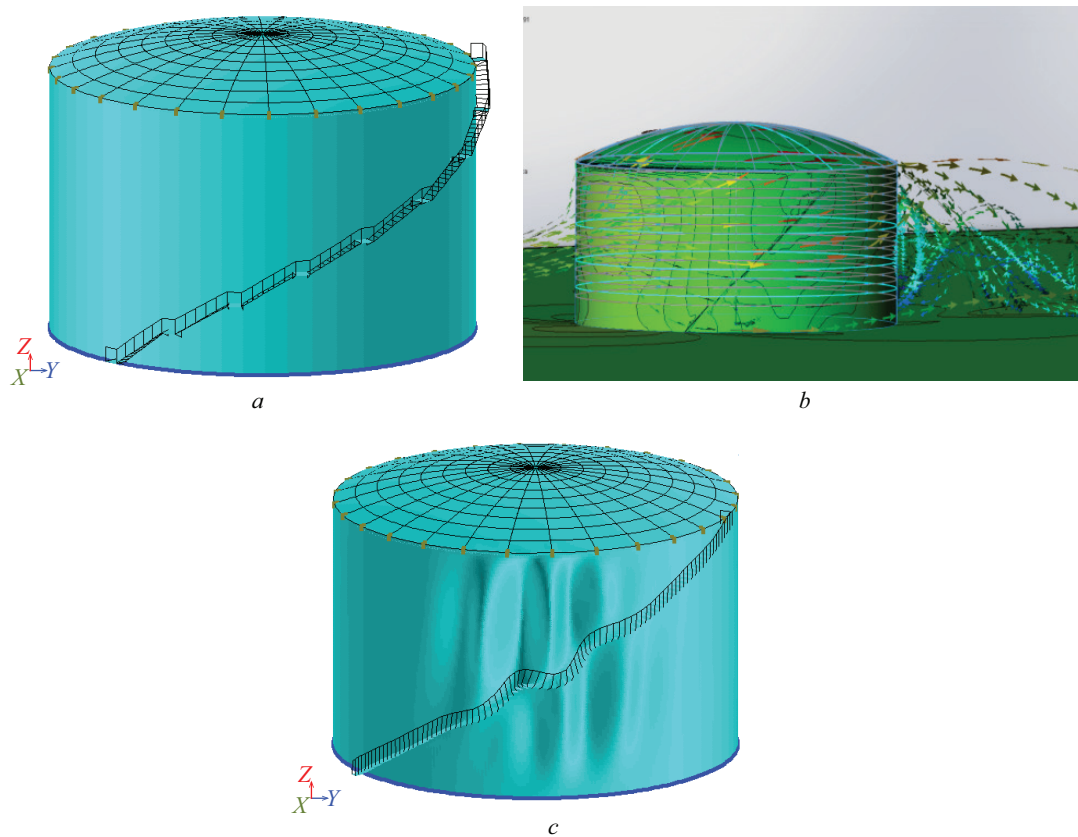


Fig. 3. Determination of tank wall stability based on detailed modelling of technological ladders: *a* — finite element model of the tank; *b* — model in SolidWorks for calculation of wind pressure; *c* — form of stability loss in the wall zone

the elements most loaded for the loading scheme under consideration will be the first to fail; in case of terrorist attacks, the most loaded elements of the structure, which are the easiest to fail, will be affected first of all;

- taking into account the fact that the majority of load-bearing metal structures are made of ductile low-carbon and low-alloy steels, in which the loss of bearing capacity is accompanied by a significant development of plastic deformations, which is fundamentally different from the brittle failure characteristic of reinforced concrete structures, for the initial assessment of the propensity of the structure to avalanche-like collapse there is an opportunity to abandon the coefficient adopted for the calculation of reinforced concrete building frames in a number of calculation complexes.

On the basis of the above, the authors propose an approach that makes it possible to determine the degree of responsibility of structural elements for the analyzed design situation and to accurately identify the most critical elements that should be excluded from the primary design scheme when calculating the propensity to progressive collapse. In order to determine the degree of responsibility of the elements of rod structures, it is proposed to perform the SSS calculation in a geometrically and structurally nonlinear formulation with systematic load application [17, 24–26]. By analyzing the order and consequences of rod failure, the propensity of the structure to progressive

failure is determined. The algorithm of the proposed technique and the block diagram of its implementation are described in detail in [27, 28], and some results obtained with its application are presented in Fig. 4.

In the course of the *third stage*, the reliability index of the designed system is established. The peculiarity of the proposed approach to the determination of numerical reliability indices of the considered multiply statically indeterminate systems is the establishment of a peculiar range in the form of upper and lower limits of the reliability index, for which the probability of failure of the system will be in the range between the probability of failure of one, the most critical element, and the probability of failure of a group of elements that initiate the onset of avalanche-like destruction, determined by the results of the second stage of calculation.

In this research, the yield strength of steel and the level of stresses in the bars of the structure act as random variables, which in turn is a complex random variable depending on a number of stochastic factors: atmospheric loads, geometric characteristics of sections, foundation settlement, and geometric imperfections in the shape of the structure obtained during installation and operation. In such a problem formulation, the most appropriate method for determining the probability of failure is the Monte Carlo method (Fig. 5). The probability of failure of a group of elements initiating the onset of avalanche-like failure is considered

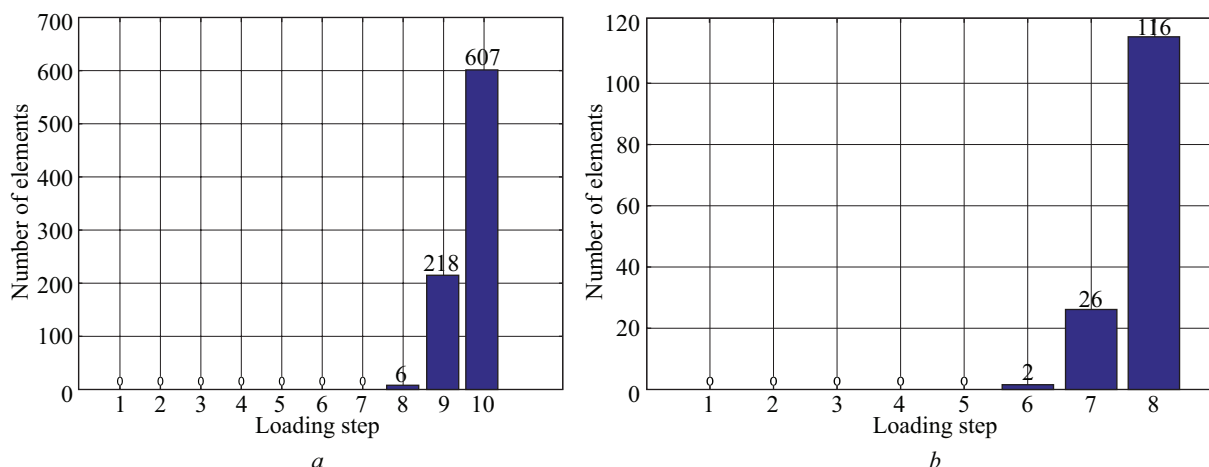


Fig. 4. Development of avalanche-like collapse in structures: *a* — frame-console covering over the stadium stands with a span of $l = 22$ m; *b* — structural covering $24 \times 24 \times 3$ m

from the standpoint of the model of parallel connection of elements, as well as taking into account the degree of interdependence of the considered pair of elements in the calculation process [29].

The table shows some results of the application of the developed procedures to adjust the initial design solution of a $24 \times 24 \times 3$ m structural pavement in terms of preventing avalanche failure and ensuring the normative level of reliability.

In the course of the *fourth stage*, if necessary, the initial design solution is optimized according to a given value of the reliability criterion. At present, in terms of MATLAB complex on the basis of the Nelder-Mead method, an algorithm for searching the optimal structural solution for structural coverings on a rectangular plan, based on minimization of the theoretical mass of the structure, has been implemented. The developed algorithm takes into account the possibility of selecting cross-sections of centrally compressed bars both in accordance with the requirements of normative documents and using the refined dependencies implemented during the first stage. Optimization of the structural shape is performed in one of two ways:

- by changing the relative height of the pavement (h/b);
- by converting the original flat shape into a rod shell by giving it a relative camber (f/b) combined with a change in the relative height of the cover (h/b).

CONCLUSION AND DISCUSSION

The findings of the research provide background information for discussion and suggest ways to further improve the approach being developed, namely:

- 1) the approach proposed in the article allows to determine with acceptable practical accuracy the reliability indices of a multiple statically indeterminate rod system. This is especially relevant for unique large-span structures, which are structures with a high level of responsibility, for which it is important to ensure the required level of reliability by calculation. At the same time, of course, more rigorous theoretical justification is required for the hypothesis of establishing the upper limit of reliability, determined on the basis of the probability of failure of a group of elements that initiate the onset of avalanche collapse;

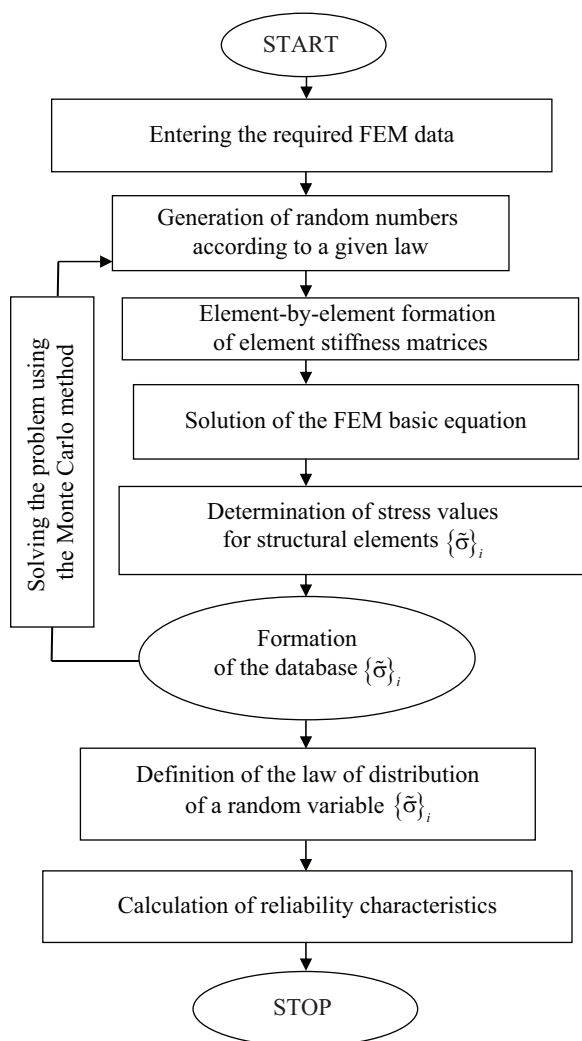


Fig. 5. Block diagram of the algorithm for determining the reliability characteristics of the design

Comparison of structure reliability levels

Iteration	Element section	Structural element	Number of elements out of service	β_{\min}	β_{\max}	Weight of the structure, tonnes
1	63.5 × 3	Top chord	0	-1.54	-1.36	6.14
	38 × 4	Struts	200			
2	63.5 × 3	Top chord	40	0.51	1.14	7.21
3	63.5 × 3	Struts	0	2.67	2.67	7.52
	76 × 3.5	Lower chord	2			

2) further development requires justification of design situations, on the basis of analysis of which a set of key elements is determined, the reliability of which establishes the stability of the system to the development of progressive failure. Here also separate researches require establishment of recommended values of dynamic coefficients for elements of metal spatial structures made of different steel classes;

3) the developed algorithms for reliability assessment and optimization of the systems under research will be further developed in the following directions:

- justification of calculation situations for the formation of the analyzed calculation schemes;
- justification of the necessary degree of detailing of the design schemes, affecting the specification of the design indicators of the VAT of the structure, and, consequently, the reliability indicators of the system elements;
- consideration of structural design of nodal joints in reliability models;
- optimization of initial design solutions according to specified values of failure probability for key and minor elements.

The main results obtained by the authors in the course of scientific research are summarized and presented below.

The presented results of theoretical and experimental studies allow us to assert that a complex algorithm is proposed, which makes it possible to perform a refined assessment of their level of design reliability on the basis of detailed design schemes and assessment of the propensity of the designed structures of high level of responsibility to avalanche-like destruction.

An end-to-end approach to the establishment of a set of key elements, on the one hand, determining the resistance of the designed system to the development of progressive avalanche-like failure, on the other hand, determining the upper limit of reliability of multiply statically indeterminable systems, has been developed.

A universal engineering approach to determining the reliability index of the designed multiple statically indeterminable system of high level of responsibility is proposed, which differs by establishing the calculated values of the upper and lower limits of the reliability index based on the probability of failure of one (the most responsible) and a set of key elements, respectively.

An optimization procedure for the initial design solution based on the use of the Nelder – Meade method is proposed and implemented so far to minimize the target function in the form of the mass of the main structural elements (rods and connector nodes).

REFERENCES

1. Adam J.M., Parisi F., Sagaseta J., Lu X. Research and practice on progressive collapse and robustness of building structures in the 21st century. *Engineering Structures*. 2018; 173:122-149. DOI: 10.1016/J.ENGSTRUCT.2018.06.082
2. Savin S.Y., Kolchunov V.I., Emelianov S.G. Modelling of resistance to destruction of multi-storey frame-connected buildings at sudden loss of bearing elements stability. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018; 456:012089. DOI: 10.1088/1757-899X/456/1/012089
3. Guo Z., Li Z., Xing Z., Chen Y., Zheng Z., Lin G. Numerical analyses of post-fire beam-column assemblies with WUF-B connections against progressive collapse. *Engineering Failure Analysis*. 2022; 140:106502. DOI: 10.1016/J.ENGFAILANAL.2022.106502
4. Li H., Wang C., Han J. Research on effect of random initial imperfections on bearing capacity of single-layer spherical reticulated shell. *Ind. Constr.* 2018; 48:23-27. DOI: 10.13204/j.gjz20180402
5. Zhi X., Li W., Fan F., Shen S. Influence of initial geometric imperfection on static stability of single-layer reticulated shell structure. *Spat. Struct.* 2021; 27:7. DOI: 10.13849/j.issn.1006-6578.2021.01.009
6. Liu H., Zhang W., Yuan H. Structural stability analysis of single-layer reticulated shells with stochastic imperfections. *Engineering Structures*. 2016; 124:473-479. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.06.046
7. Alekseytsev A.V., Gaile L., Drukis P. Optimization of steel beam structures for frame buildings subject to their safety requirements. *Magazine of Civil Engineering*. 2019; 91(7):3-15. DOI: 10.18720/MCE.91.1 (rus.).

8. Zheng L., Wang W., Li H.W. Progressive collapse resistance of composite frame with concrete-filled steel tubular column under a penultimate column removal scenario. *Journal of Constructional Steel Research*. 2022; 189:107085. DOI: 10.1016/J.JCSR.2021.107085
9. Kolchunov V.I., Fedorova N.V., Savin S.Yu., Kovalev V.V., Iliushchenko T.A. Failure simulation of a RC multi-storey building frame with prestressed girders. *Magazine of Civil Engineering*. 2019; 92(8):155-162. DOI: 10.18720/MCE.92.13 (rus.).
10. Fialko S.Yu., Kabantsev O.V., Perelmuter A.V. Elasto-plastic progressive collapse analysis based on the integration of the equations of motion. *Magazine of Civil Engineering*. 2021; 102(2):10214. DOI: 10.34910/MCE.102.14
11. Xin T., Zhao J., Cui C., Duan Y. A non-probabilistic time-variant method for structural reliability analysis. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part O: Journal of Risk and Reliability*. 2020; 234(5):664-675. DOI: 10.1177/1748006X20928196
12. Luo H., Lin L., Chen K., Antwi-Afari M., Chen L. Digital technology for quality management in construction : a review and future research directions. *Developments in the Built Environment*. 2022; 12: 100087. DOI: 10.1016/J.DIBE.2022.100087
13. Perelmuter A.V., Kriksunov E.Z., Mosin N.V. Implementation of the calculation of monolithic residential buildings for progressive (avalanche) collapse in the environment of the computer complex "SCAD Office". *Magazine of Civil Engineering*. 2009; 2:13-18. (rus.).
14. Ram M., Davim J.P. Acknowledgments. *Advances in System Reliability Engineering*. 2019. DOI: 10.1016/b978-0-12-815906-4.09998-x
15. Yang W., Zhang B., Wang W., Li C.Q. Time-dependent structural reliability under nonstationary and non-Gaussian processes. *Structural Safety*. 2023; 100:102286. DOI: 10.1016/J.STRUSAFE.2022.102286
16. Krejsa M., Janas P., Krejsa V. Structural reliability analysis using DOProC Method. *Procedia Engineering*. 2016; 142:34-41. DOI: 10.1016/J.PROENG.2016.02.010
17. Perelmuter A.V., Kabantsev O.V. Bout the problem of analysis resistance bearing systems in failure of a structural element. *International Journal for Computational Civil and Structural Engineering*. 2018; 14(3):103-113. DOI: 10.22337/2587-9618-2018-14-3-103-113
18. Zhang Z., Jiang C. Evidence-theory-based structural reliability analysis with epistemic uncertainty : a review. *Structural and Multidisciplinary Optimization*. 2021; 63(6):2935-2953. DOI: 10.1007/s00158-021-02863-w
19. Truong V.H., Kim S.E. Reliability-based design optimization of nonlinear inelastic trusses using improved differential evolution algorithm. *Advances in Engineering Software*. 2018; 121:59-74. DOI: 10.1016/J.ADVENGSOFT.2018.03.006
20. Saad L., Chateaufneuf A., Raphael W. Robust formulation for reliability-based design optimization of structures. *Structural and Multidisciplinary Optimization*. 2018; 57(6):2233-2248. DOI: 10.1007/s00158-017-1853-7
21. Cao T.S., Nguyen T.T.T., Nguyen V.S., Truong V.H., Nguyen H.H. Performance of six meta-heuristic algorithms for multi-objective optimization of nonlinear inelastic steel trusses. *Buildings*. 2023; 13(4):868. DOI: 10.3390/buildings13040868
22. Yang M., Zhang D., Han X. New efficient and robust method for structural reliability analysis and its application in reliability-based design optimization. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 2020; 366:113018. DOI: 10.1016/j.cma.2020.113018
23. Mushchanov A., Tseplyaev M. New approaches to assessing the stability of elements of spatial metal structures. *Science and creativity: the contribution of youth : collection of materials from the All-Russian youth scientific and practical conference of students, graduate students and young scientists*. 2022; 196-200. EDN NEWMKM. (rus.).
24. Truesdell C. Novozhilov's foundations of the nonlinear theory of elasticity (1953). *An Idiot's Fugitive Essays on Science*. 1984; 151-157. DOI: 10.1007/978-1-4613-8185-3_15
25. Kornoukhov N.V. *Strength and stability of rod systems: elastic frames, trusses and combined systems*. Moscow, Stroyizdat Publ., 1949; 376. (rus.).
26. Streletsky N.S. *Selected works*. Moscow, Stroyizdat Publ., 1975; 422. (rus.).
27. Mushchanov V.P., Orzhekhovskii A.N., Zubenko A.V., Fomenko S.A. Refined methods for calculating and designing engineering structures. *Magazine of Civil Engineering*. 2018; 2:101-115. DOI: 10.18720/MCE.78.8
28. Mushchanov V., Orzhekhovskiy A. Numerical methods in assessing the reliability of spatial metal structures with a high level of responsibility. *Construction of Unique Buildings and Structures*. 2023; 106:10605. DOI: 10.4123/CUBS.106.5
29. Orzhekhovskiy A., Priadko I., Tanasoglo A., Fomenko S. Design of stadium roofs with a given level of reliability. *Engineering Structures*. 2020; 209:110245. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.110245

Received September 10, 2023.

Adopted in revised form on September 20, 2023.

Approved for publication on September 27, 2023.

B I O N O T E S: **Vladimir F. Mushchanov** — Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of the Department of Theoretical and Applied Mechanics, Vice-Rector for Research; **Donbas National Academy of Civil Engineering and Architecture (DonNACEA)**; 2 Derzhavina st., Makeevka, 286123, Donetsk People's Republic, Russian Federation; SPIN-code: 9465-1673, Scopus: 55988406500, ResearcherID: AAO-8875-2021, ORCID: 0000-0003-3188-3400; mvf@donnasa.ru;

Anatoly N. Orzhekhovskiy — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Theoretical and Applied Mechanics; **Donbas National Academy of Civil Engineering and Architecture (DonNACEA)**; 2 Derzhavina st., Makeevka, 286123, Donetsk People's Republic, Russian Federation; SPIN-code: 3058-6140, Scopus: 85079126906, ORCID: 0000-0002-9332-3807; aorzhehovskiy@bk.ru;

Maxim N. Tseplyaev — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Theoretical and Applied Mechanics; PhD (Engineering), lecturer of the department, department of theoretical and applied mechanics; **Donbas National Academy of Civil Engineering and Architecture (DonNACEA)**; 2 Derzhavina st., Makeevka, 286123, Donetsk People's Republic, Russian Federation; SPIN-code: 5039-9174, Scopus: 57208101665, ORCID: 0000-0002-1729-4127; m.n.cepliaev@donnasa.ru;

Alexander V. Mushchanov — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Metal Structures; **Donbas National Academy of Civil Engineering and Architecture (DonNACEA)**; 2 Derzhavina st., Makeevka, 286123, Donetsk People's Republic, Russian Federation; SPIN-code: 4194-7922, ResearcherID: HDO-4425-2022, ORCID: 0000-0002-4381-9476; a.v.mushchanov@donnasa.ru.

Contribution of the authors:

Vladimir F. Mushchanov — scientific guidance, research concept, writing original text.

Anatoly N. Orzhekhovskiy — writing original text, text revision.

Maxim N. Tseplyaev — writing original text.

Alexander V. Mushchanov — writing original text.

The authors declare no conflict of interest.

Исследование наводнения в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай

Ирина Михайловна Маркова, Фан Хань Хань

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. Район в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай в целом, и г. Хошимин в частности, является крупным, быстро развивающимся экономическим центром Вьетнама. Он сталкивается со многими насущными проблемами, из которых нерешенными остаются нехватка жилья и наводнения. Приводятся результаты исследования наводнения в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай.

Материалы и методы. Область исследования — район нижнего течения рек Сайгон – Донгнай, где расположен г. Хошимин. Этот район граничит с дельтой Меконга на западе и Восточным морем на юго-востоке. На речной сток в районе исследования непосредственное влияние оказывает работа двух водохранилищ Зау Тиенг и Чи Ан, расположенных выше по течению. Используются модели MIKE 11, MIKE 21 и MIKE FLOOD для оценки площади и глубины затопления с противопаводковыми сооружениями и без них, что дает ориентир для каждого здания и зоны затопления.

Результаты. Результаты расчетов показали, что ввод в эксплуатацию противопаводковых сооружений будет способствовать защите от наводнения центральных районов города, уменьшится площадь затопления, при этом затопление внешних территорий при работе гидротехнических сооружений возрастает.

Выводы. Расчетное обоснование глубины для каждой зоны затопления и установка контрольных строительных отметок, необходимых для территориального планирования, могут стать научно обоснованным вкладом в работу городских органов планирования и управления строительством Хошимина при разработке мероприятий по минимизации ущерба от наводнения в ближайшем будущем. Отмечая, что противопаводковые сооружения не обеспечат гарантированную защиту территории Хошимина и прилегающих провинций от наводнений и затоплений, предложенные новые контрольные строительные отметки являются существенным научным вкладом в проекты территориального планирования при создании в нижнем течении речной системы Сайгон – Донгнай крупнейшего ультрасовременного центра Азиатско-Тихоокеанского региона.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: наводнения, нижнее течение рек Сайгон – Донгнай, водохранилище Зау Тиенг, водохранилище Чи Ан, MIKE 11, MIKE 21 и MIKE FLOOD

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Маркова И.М., Фан Хань Хань. Исследование наводнения в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 2. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.2

Автор, ответственный за переписку: Ирина Михайловна Маркова, markova@mgsu.ru.

Flood study in the downstream of the rivers Sai Gon – Dong Nai

Irina M. Markova, Phan Khanh Khanh

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. The lower Sai Gon – Dong Nai area in general and Ho Chi Minh City in particular is a major economic and financial centre of Viet Nam, but faces many pressing problems, of which the unresolved are housing shortages and flooding. This paper presents the results of a study of flooding in the lower reaches of the rivers Sai Gon – Dong Nai.

Materials and methods. This study uses the MIKE 11, MIKE 21 and MIKE FLOOD models to estimate the area and depth of flooding with and without flood control structures, providing a benchmark for each building and flood zone.

Results. The calculation results showed that the commissioning of flood control structures will help protect the central areas of the city from flooding, the flood area will decrease, while the flooding of external areas during the operation of hydraulic structures increases.

Conclusions. Calculating the depth for each flood zone and establishing reference-building elevations necessary for spatial planning can provide scientific input to the Ho Chi Minh City planning and construction management authorities in developing measures to minimize flood damage in the near future.

KEYWORDS: floods, downstream of the rivers Sai Gon – Dong Nai, Dau Tieng Reservoir, Tri An Reservoir, MIKE 11, MIKE 21 and MIKE FLOOD

FOR CITATION: Markova I.M., Phan Khanh Khanh. Flood study in the downstream of the rivers Sai Gon – Dong Nai. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):2. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.2

Corresponding author: Irina M. Markova, markova@mgsu.ru.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время крупные города мира сталкиваются с чрезмерным ростом населения, проблемами занятости и социального обеспечения жителей мегаполисов, защиты окружающей среды и др. Во Вьетнаме стремительная урбанизация последних десятилетий стала важным этапом развития. В 1986 г. городское население Вьетнама составляло менее 13 млн чел., сегодня в городах проживает более 30 млн чел. Хошимин является крупнейшим городом Вьетнама с населением по состоянию на 2021 г. 9 166 800 чел. (что составляет 9,3 % населения Вьетнама), плотность населения в среднем 4375 чел/км² (самый высокий показатель в стране). Быстрый рост населения и высокая плотность привели к жилищным проблемам и загрязнению окружающей среды. Согласно статистике Фонда ООН в области народонаселения (UNFPA), в Хошимине свыше 300 тыс. чел. до сих пор живут в трущобах. Для решения этой проблемы власти Хошимина, в соответствии с решением № 4834 городского Народного комитета, заявили о намерении к 2030 г. обеспечить новым жильем свыше двух миллионов человек, а также провести масштабную реконструкцию и модернизацию жилых домов и набережных вдоль городских каналов, построенных до 1975 г.

Планируется провести масштабную реконструкцию и модернизацию района Тху Тхем, расположенного в центральной части города. Полуостров на р. Сайгон станет новым ультрасовременным культурным, экономическим и туристическим центром Хошимина (рис. 1). Концепцией развития Хошимина определено формирование современного мегаполиса с высоким качественным уровнем жизни (решение № 5193 Народного комитета Хошимина), где установлено, что к 2060 г. Хошимин станет экономическим и международным торговым центром не только Вьетнама, но и всего Азиатско-Тихоокеанского региона. Необходимо отметить, что план развития города учитывает экономический рост и культурное раз-



Рис. 1. Городской район Тху Тхем в соответствии с текущим состоянием в 2022 г. (а) и планом развития (б)

образии региона и предполагает сохранение уникального речного и ландшафтного наследия при создании устойчивой городской инфраструктуры.

Интенсификация негативных природных явлений, связанных с глобальным изменением климата, оказывает разрушительное воздействие в различных регионах планеты. Вьетнам является одним из наиболее пострадавших от стихийных бедствий государств Азиатско-Тихоокеанского региона; особенно подвержены наводнениям прибрежные города, такие как Хошимин, Тайбинь, Намдинь и дельта Меконга. В последние годы затопления каждый раз, когда происходят прилив или сброс воды из водохранилищ, расположенных выше по течению, становятся все более серьезными, многие районы затопляются на много дней, что сильно влияет на транспорт, жизнь людей в крупнейшем городе Вьетнама (рис. 2). В 2010 г. Хошимин вошел в десятку городов мира, которые наиболее сильно страдают от изменения климата [1–5]. Однако, согласно планам развития главной провинции страны, о которых говорилось выше, прогнозируется, что к 2070 г. Хошимин войдет в пятерку лучших городов мира [6, 7].

В 2016 г. после продолжительных исследований и рекомендаций отечественных и зарубежных экспертов, согласно решению премьер-министра № 1547/QĐ-ТТг, в г. Хошимин приступили к реализации мегапроекта по строительству противопаводковых сооружений, включая 6 шлюзов для защиты от наводнений, а именно: Бен Нге, Кай Кхо, Мьонг Чуой, Фу Суан, Фу Динь и Тан Тхуан (рис. 3).

После введения в эксплуатацию гидротехнических сооружений (ГТС) участки территории за пределами шлюзов будут затоплены. Глубина затопления будет варьироваться в зависимости от топографии района. Это необходимо учитывать при планировании и реализации проектов масштабной застройки городских территорий.

Ранее проводимые исследования в значительной степени были сосредоточены на решении таких вопросов, как гидродинамические режимы потоков, качество воды, засуха, интрузия солей или отложения в эстуариях и др., но не рассматривали пробле-



Рис. 2. Наводнение в Хошимине

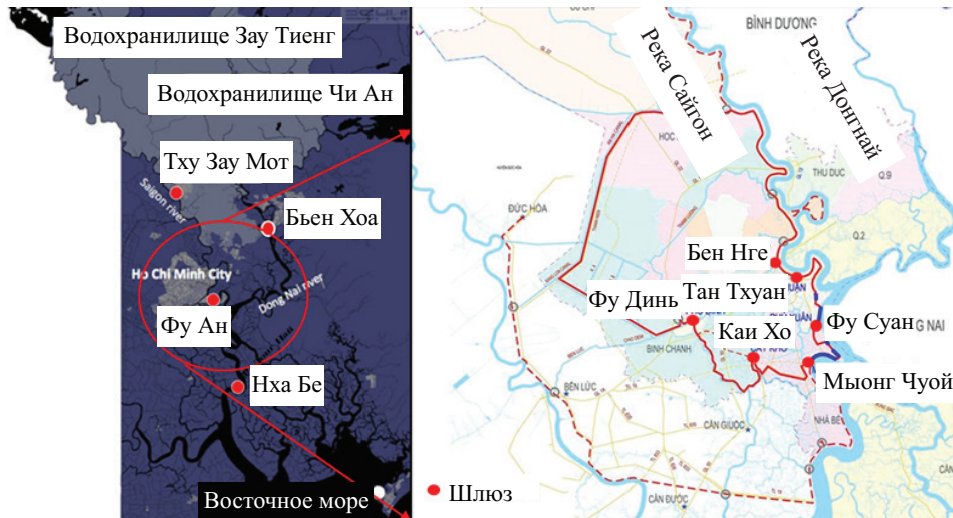


Рис. 3. Схема расположения противопаводковых сооружений (шлюзы)

мы, связанные с наводнениями [8–16]. Например, в работах Bao Thach [8], Hong Quan [9] указывалось, что на гидродинамический режим в бассейне низовьев рек Сайгон – Донгнай влияют дожди и приливы, меняется сток. В зависимости от регулирования водохранилища в верхнем течении уровень загрязнения воды на р. Сайгон более серьезный, чем на р. Донгнай, и постепенно увеличивается от верхнего течения к нижнему. Исследование Thuu Linh и соавт. [10] показывает, что в бассейне р. Донгнай в сухой сезон площадь подверженных засухе земель увеличивается в соответствии со сценариями изменения климата. Thai [11], Hoang [12], Ngoc [13], Viet [14], Phung [15], Quynh [16] оценили изменения объемов стока и уровней паводковых вод в бассейне рек Сайгон – Донгнай при изменении морского климата по множеству различных сценариев. Dinh [17] и Tuan [18] пришли к выводу, что Хошимин подвергается большому риску затопления из-за приливов, проливных дождей и увеличения стока из водохранилища Зау Тиенг. Marcello Gugliotta [19] изучали распределение, состав и размер частиц наносов на последних 50 км речной системы Сайгон – Донгнай до устья.

После строительства ГТС для защиты от наводнений опубликовано несколько научных исследований. Можно упомянуть работу Нгуена и Биня [20], где отражено, что при одновременном наступлении пика в сезон дождей и повышении уровня прилива система не может гарантировать уровень воды $\leq 1,2$ м. Между тем Хай [21] утверждает, что факторы урбанизации и строительства противопаводковых сооружений сильно влияют на режим интрузии солей в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай.

Таким образом, предыдущие исследования либо не учитывали влияние противопаводковых сооружений, либо учитывали, но не оценивали глуби-

ну и площадь затопления на тех же пострадавших участках при реализации строительных проектов.

Данное исследование направлено на определение глубины и площади затопления при работе противопаводковых шлюзов при различных сценариях сброса паводка и повышения уровня моря, а также обоснование и установление контрольных строительных отметок, необходимых для территориального планирования.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Областью исследования является район нижнего течения рек Сайгон – Донгнай, где расположен г. Хошимин. Этот район граничит с дельтой Меконга на западе и Восточным морем на юго-востоке. На речной сток в районе исследования непосредственное влияние оказывает работа двух водохранилищ Зау Тиенг и Чи Ан, расположенных выше по течению (рис. 4).

В настоящей работе программные комплексы MIKE 11, MIKE 21 и MIKE FLOOD использовались



Рис. 4. Нижнее течение рек Сайгон – Донгнай

для оценки влияния водохранилищ и противопаводковых сооружений на уровень воды в нижнем течении реки Сайгон – Донгнай.

Описание модели MIKE 11

MIKE 11 — передовой гидравлический информационный инструмент, профессиональный инженерный пакет программ для моделирования одномерных течений в эстуариях, реках, ирригационных системах, каналах и других водоемах¹. Гидродинамическая (HD) модель способна моделировать одномерный нестационарный поток в сети рек с использованием гидродинамического волнового подхода. Модуль MIKE 11 HD решает вертикально интегрированные уравнения сохранения неразрывности и импульса, т.е. систему уравнений Сен-Венана. Пять основных входных параметров, которые должны быть указаны для установки MIKE 11(HD), — это план речной сети, сечения, граничные условия, гидродинамические параметры и параметры моделирования. Сеть рек и каналов в районе исследования в MIKE 11 показана на рис. 5.

Описание модели MIKE 21

MIKE 21 — это двухмерная компьютерная система моделирования эстуариев, прибрежных вод и морей. Это профессиональный инженерный программный пакет для моделирования течений, уровней воды, волн, наносов, переноса загрязняющих веществ и качества воды [22]. MIKE 21 HD моделирует двухмерные течения со свободной поверхностью, где расслоением можно пренебречь. Она является базовым модулем всей системы MIKE 21 и обеспечивает гидродинамическую основу для расчетов, выполняемых в большинстве других модулей, например в модулях «Адвекция-Рассеяние», «Качество воды» и «Перенос наносов» [23, 24]. Входными данными модели Mike 21 является цифровая карта высот изучаемой территории LiDAR-DEM с разрешением 30 × 30 м. Карта цифровой модели рельефа (ЦМР) обрабатывается инструментом Mesh Generator для создания файла батиметрии, который затем вводится в модуль Mike 21HD, как представлено на рис. 6.

Речная сеть MIKE 11 была подключена к батиметрии Mike 21 с использованием опции боковой связи, доступной в MIKE FLOOD [25, 26]. Степень затопления и глубина поймы для избыточной воды рассчитывается с использованием MIKE 21. Другие параметры для левого и правого береговых отводов, такие как коэффициент импульса, коэффициент водослива и коэффициент допустимой глубины, сохраняются со значениями по умолчанию. Период моделирования для MIKE 11 и MIKE 21 остался прежним, а временной шаг модели был скорректирован до низкого значения 30 с, чтобы число

¹ DHI – MIKE 11. River and Canal Modeling System: Reference Manual. 2007.

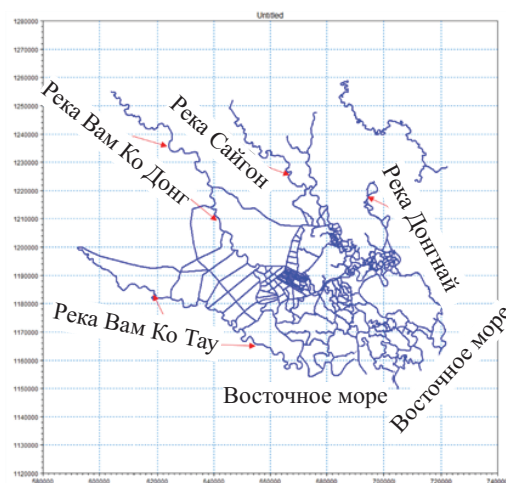


Рис. 5. Сеть рек и каналов в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай в Mike 11

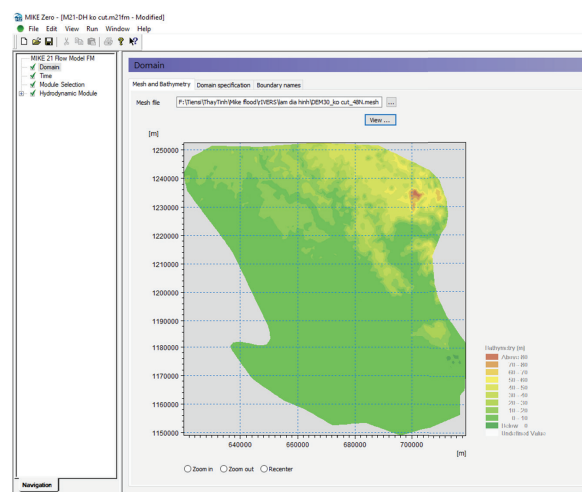


Рис. 6. Топография территории в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай в MIKE 21

Куранта (CR) было меньше или равно 1 для достижения стабильного MIKE FLOOD. Симуляция работает без ошибок. Установка Mike FLOOD с рекой (MIKE 11) и обеими боковыми связями (MIKE 21) показана на рис. 7.

Целью данного исследования является определение глубины и площади территорий, которые будут затоплены при работе противопаводковых шлюзов при сценариях сброса паводка вверх по течению и подъема уровня моря. Поэтому сценарии моделирования настроены в соответствии с объемом стока двух водохранилищ Зау Тиенг и Чи Ан в 2020, 2000 гг., когда один раз в 100 лет происходит наводнение. При этом соответствующий уровень воды в 2020, 2000 гг. и исторический максимальный уровень воды на станции Вунг Тау также используются в качестве входной границы ниже по течению для модели MIKE (табл. 1).

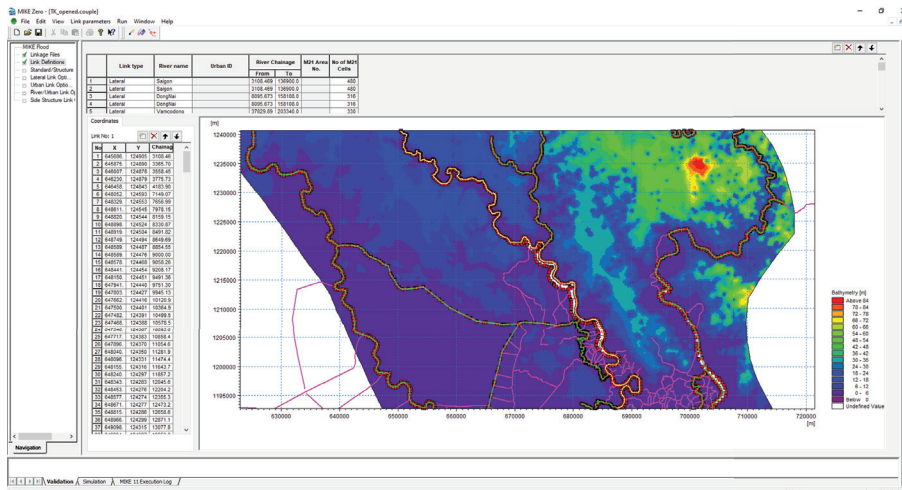


Рис. 7. Схема подключения MIKE 11 и MIKE 21 в MIKE FLOOD

Табл. 1. Сценарии численного моделирования

Сценарии	Описание граничного условия
1	Вверх по течению: расход 2020 г. Вниз по течению: уровень приливов на измерительной станции Вунг Тау
2	Вверх по течению: расход 2000 г. Вниз по течению: уровень приливов на измерительной станции Вунг Тау
3	Вверх по течению: $Q_{\text{макс}}$ при $P = 1\%$. Вниз по течению: самый высокий уровень прилива измерительной станции Вунг Тау

РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Калибровка и проверка модели

Модель откалибрована по фактическим данным, измеренным на гидрологических станциях с 1 октября 2012 г. по 31 декабря 2012 г. Коэффициенты Маннинга (Manning) и начальные уровни воды в реках скорректированы на разницу между моделируемыми и реальными уровнями воды, измеренными на низших станциях Тху Зау Мот, Бьен Хоа, Фу Ан, Нха Бе и Бен Люк. Почасовые уровни воды во время калибровки и проверки на станциях Бьен Хоа, Фу Ан с 1 октября 2000 г. по 16 октября 2000 г. показаны на рис. 8. Можно увидеть хорошее соответствие между смоделированными и наблюдаемыми уровнями воды в разные периоды времени.

Коэффициент детерминации R^2 и эффективность Нэша – Сатклиффа (NSE) использовались для проверки пригодности и производительности модели перед запуском моделирования сценариев и прогнозов [27, 28]. Коэффициент R^2 показывает линейные отношения между измеренными значениями и моделированием модели, в то время как NSE измеряет степень наблюдаемой изменчивости, объясненной моделированием. NSE обычно используется для проверки модели в гидрологии. Когда значение R^2 приближается к 1, а NSE равно 1, считается, что модель работает с максимальным уровнем достоверности [28, 29].

Коэффициент детерминации:

$$R^2 = \frac{\left[\sum_{i=1}^n (Q_{o,i} - \bar{Q}_o)(Q_{s,i} - \bar{Q}_s) \right]^2}{\sum_{i=1}^n (Q_{o,i} - \bar{Q}_o)^2 \sum_{i=1}^n (Q_{s,i} - \bar{Q}_s)^2}, \quad (1)$$

где n — общее количество измеренных или смоделированных значений; $Q_{o,i}$ — измеренные значения; \bar{Q}_o — средние измеренные значения; $Q_{s,i}$ — моделируемые значения; \bar{Q}_s — средние смоделированные значения.

Коэффициент эффективности Нэша – Сатклиффа (NSE):

$$NSE = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (Q_{o,i} - Q_{s,i})^2}{\sum_{i=1}^n (Q_{o,i} - \bar{Q}_o)^2}, \quad (2)$$

NSE может варьироваться от $-\infty$ до 1, где 1 указывает на лучшую производительность.

Значения NSE для почасовой калибровки и проверки на всех станциях приведены в табл. 2. Коэффициенты R^2 и NSE показывают, что модель обладает высокой надежностью при моделировании потока ниже по течению рек Сайгон – Донгнай.

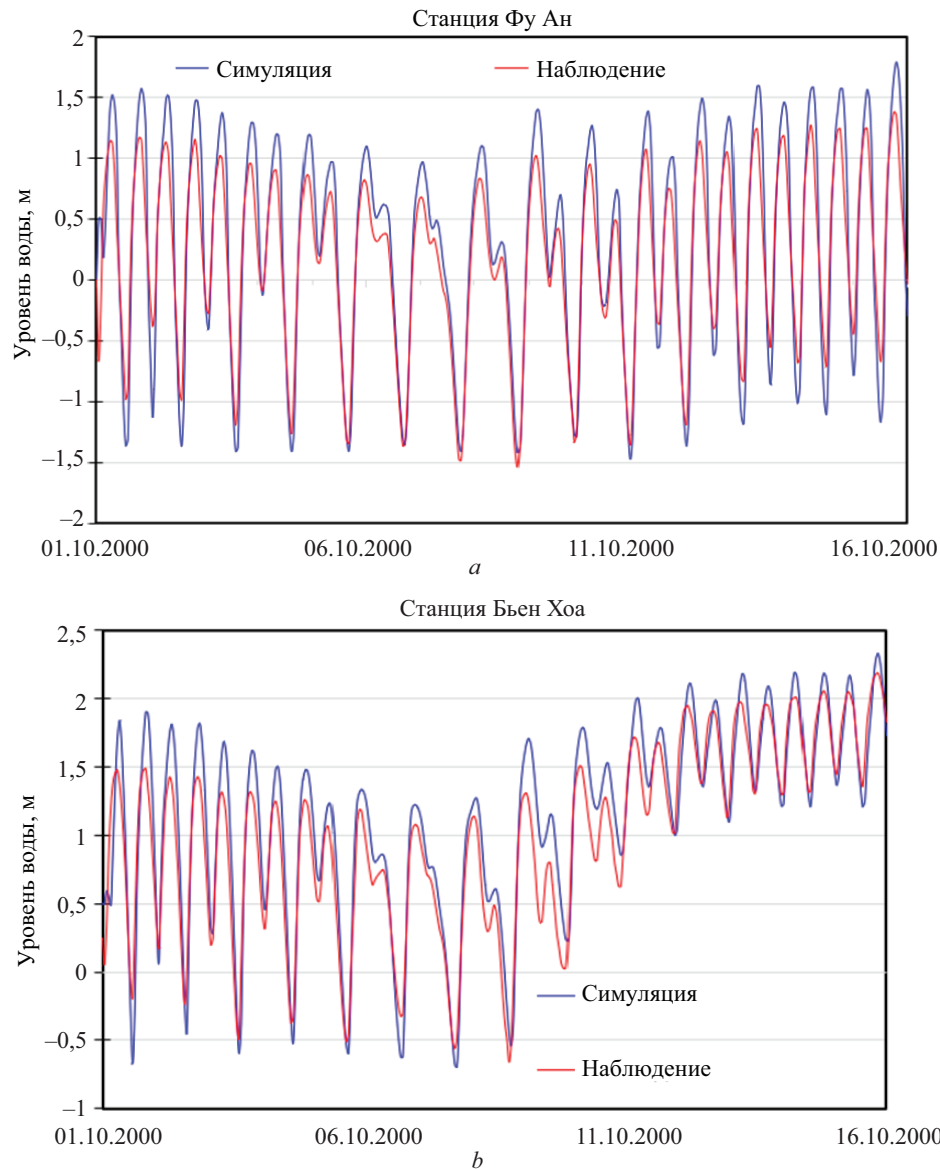


Рис. 8. График сравнения наблюдаемого и смоделированного уровня воды на станциях Фу Ан, Бьен Хоа

Табл. 2. Производительность MIKE 11 для моделирования уровня воды

Станция	Калибровка		Проверка	
	(01.10.2012 – 31.12.2012)		(01.10.2000 – 16.10.2000)	
	R^2	E_f	R^2	E_f
Бьен Хоа	0,95	0,81	0,93	0,87
Фу Ан	0,97	0,86	0,96	0,81

Результаты

Результаты расчетов модели MIKE FLOOD представляют собой двухмерную карту затопленных территорий с разной глубиной затопления, представленную цветными слоями, как показано на рис. 9.

При расчетном сценарии на 2020 г., когда нет большого наводнения на участках в верхнем течении, Хошимин и прилегающие провинции затопляются из-за приливов, особое внимание уделяется районам с низинами, расположенным по обеим сторонам реки, таким как районы Нхя Бе, Кангио,

города Хошимина, коммун Фудонг, Фухуу и Фуокхань района Нхон Трач, провинция Донгнай, района 12 округа Хошимина, расположенного между реками Вамтхуат и Сайгон, даже районов Танан и Тхутуа в Лонге. Провинция также была затоплена приливами. Однако затоплены эти участки с небольшой глубиной около 0,4–0,6 м. В частности, в 12-м районе территория была затоплена более сильно, средняя глубина затопления составила 0,7–1 м. По тому же сценарию в 2020 г., после сооружения противопаводковых шлюзов, территория района

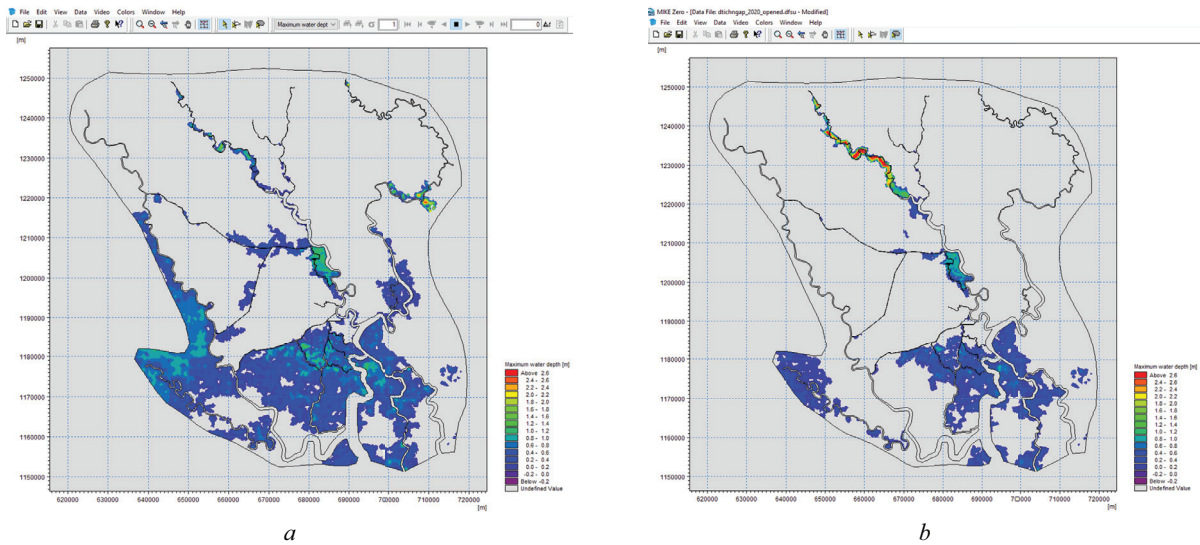


Рис. 9. Карта паводкового затопления нижнего течения рек Сайгон – Донгнай без противопаводковых шлюзов в 2000 г. (a) и в 2020 г. (b)

Нябе, часть, примыкающая к району 7, защищена от затопления, остальные районы не подвержены значительному изменению (рис. 10).

В верховьях возникали большие наводнения, такие как историческое наводнение 2000 г. (сценарий 2) и наводнение с частотой $P = 1\%$ (сценарий 3) в сочетании с высоким уровнем прилива, что привело к затоплению территории, при этом значительно увеличилась и глубина затопления (рис. 11, 12).

Анализ результатов моделирования позволил выявить общие признаки, которые отражены в двух сценариях: более сильные наводнения происходят на участке рек в верхнем течении; значительно увеличивается площадь затопления в районах Нха Бе и Кангио г. Хошимин, в провинции Лонг Ан, в районе Нхонтрач и провинции Донгнай. При исследовании затопленных участков, расположенных в нижнем течении рек, необходимо также учитывать морские приливы.

Максимальная глубина затопления достигается в период, когда осуществляется сброс воды из водохранилищ, а в низовьях наблюдается прилив (или приливной пик). Из-за низких отметок затопляемых территорий и сложной обширной речной сети с множеством каналов при встрече паводкового и приливного течений уровень воды в реках и каналах резко повышается, вода выходит из берегов и затопляет территории. В районах, расположенных выше по течению, таких как Там Ан в провинции Донгнай, Лонг Фуок, Чьонг Тхань, Лонг Чьонг, Тху Тим, Тхао Дьен и Ан Фу в районе 2, территории также сильно затоплены. Наводнению подвергаются особо важные экономические и густонаселенные районы, такие как район 2, город Тху Дык, район 8.

В сценарии 2 районы Бинь Чан, Нха Бе и Кан Зо имеют максимальную глубину затопления от 0,6 до 0,8 м, особенно в области коммуны Фонг Фу, район Ня Бе, глубина составляет 1,2–1,3 м; районы Бинь

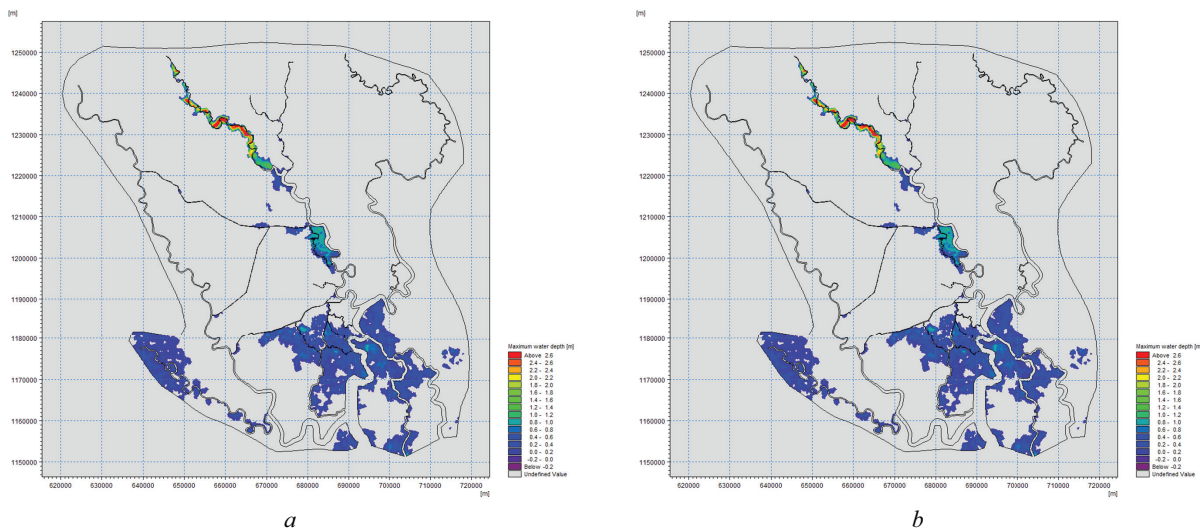


Рис. 10. Затопленные территории по расчетному сценарию на 2020 г. без шлюзов (a) и со шлюзами (b)

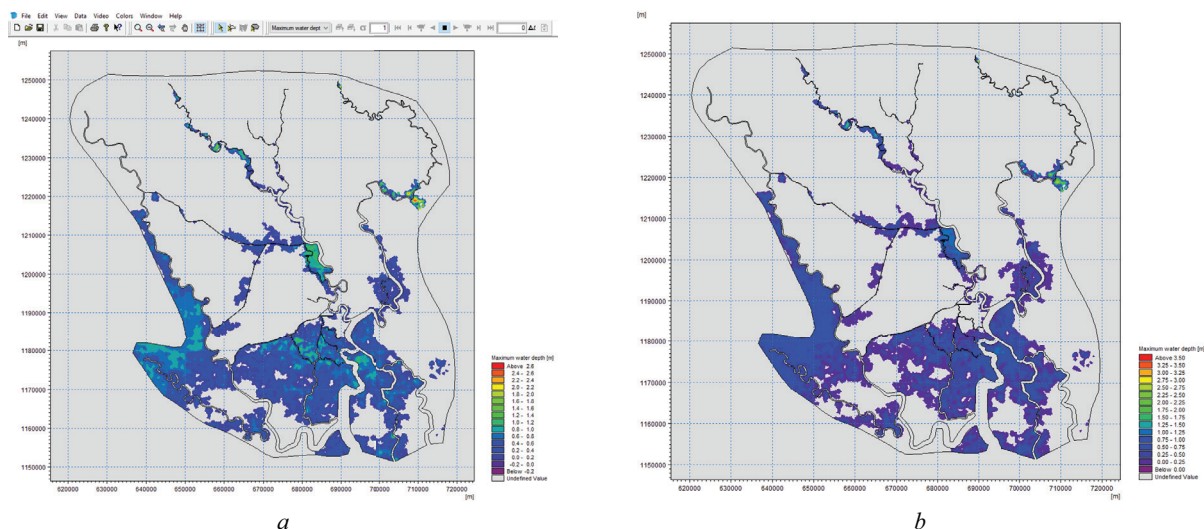


Рис. 11. Карта паводкового затопления по расчетному сценарию на 2000 г. без шлюзов (а) и со шлюзами (б)

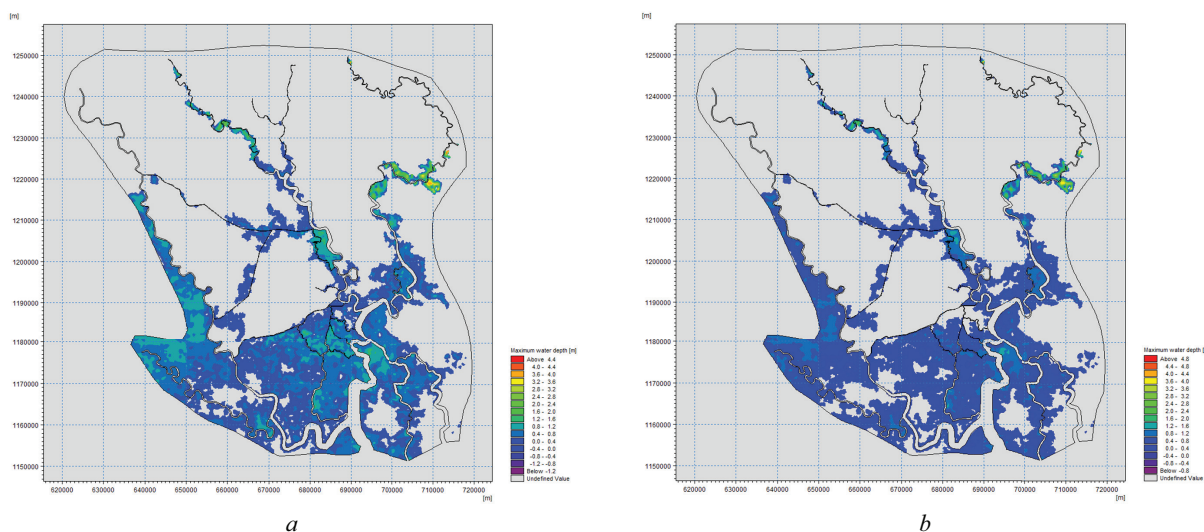


Рис. 12. Карта затопления паводком по сценарию возникновения паводка с $P = 1\%$ без шлюзов (а) и со шлюзами (б)

Кхань, Кан Зо затоплены примерно на 1 м, район Кан Зуок, провинция Лонг Ан, менее чем на 0,3–0,4 м, но район Мок Хоа, Тхань Хоа, Дук Хюэ граничит с дельтой р. Меконг и Камбоджей, глубина которой превышает 0,7–0,9 м. Верхние районы, такие как Тху Тьем, Бинь Тхань и Тху Дык, почти не затопляются. Только районы Лонг Фьюк и Там Ан были затоплены на 0,2–0,3 м, в основном на полях вдоль р. Донгнай и в районе между реками Донгнай и Так. Между тем территория района 12, расположенная между реками Сайгон и Вам Тхуат, является густонаселенным местом с населением по состоянию на 2019 г. 620 146 чел., плотность населения 11 759 чел/км², наиболее подвержена затоплению с глубиной от 0,9–1,1 до 1,25 м. Поэтому необходимо предусмотреть в ближайшее время строительство инженерной системы ГТС для защиты территорий от затопления.

При эксплуатации противопаводковых шлюзов центральные районы Хошимина, такие как 1, 4, 7, 8, будут защищены на случай отсутствия наводнения или наводнения в верхнем течении рек, как и в 2000 г.

(рис. 10, б, 11, б). Однако в случае наводнения, которое происходит один раз в 100 лет, как в сценарии 3, способность защитить внутригородские районы противопаводковой шлюзовой системы значительно снижается: территория района 4, расположенного между двумя шлюзами Бен Нге и Тан Тхуан, была затоплена на 0,4–0,5 м; более половины площади 7-го округа, граничащего с р. Сайгон, затоплено на 0,5–0,6 м (рис. 11, б). Области, которые не затоплены в 1-м и 2-м сценариях, такие как Тху Тьем, район 2, Тху Дык, в этом сценарии будут затоплены на 0,4–0,6 м. Кроме того, район между реками Так и Донгнай будет затоплен на глубину 1–1,2 м, в некоторых местах наибольшая глубина достигает 1,4 м, а прилегающие территории затоплены на 0,5–0,6 м.

Как отмечалось ранее, именно эти районы Хошимина подлежат масштабной реконструкции и модернизации с обустройством новых городских территорий в целях создания нового делового, финансово-экономического, научно-образовательного и культурно-туристического центра Вьетнама. Сле-

Табл. 3. Площадь затопляемого участка по H_{\max} , км²

H_{\max} , м		$H_{\max} \leq 1$ м	$1 \text{ м} < H_{\max} \leq 2$ м	$2 \text{ м} < H_{\max} \leq 3$ м	$H_{\max} > 3$ м	Общая площадь, км ²	Изменение, км ²
Сценарий 1	O	612,64	16,55	13,97	4,33	647,48	–
	Z	549,06	17,32	13,97	4,33	584,68	–62,80
Сценарий 2	O	1413,32	35,54	2,48	0,15	1451,48	–
	Z	1361,66	31,98	2,52	0,17	1396,34	–55,14
Сценарий 3	O	1790,47	125,36	20,50	8,14	1944,47	–
	Z	1713,81	117,10	20,50	8,14	1859,55	–84,92

Примечание: O — когда шлюзы открыты; Z — когда шлюзы закрыты.

довательно, одной из важнейших задач является обеспечение эффективных превентивных мероприятий инженерной защиты данной территории от наводнения и затопления.

Анализ результатов расчетов по модели MIKE FLOOD также показывает, что после введения в эксплуатацию противопаводковых сооружений площадь и глубина затопления внешних территорий увеличится. Площадь территорий, подверженных затоплению, с распределением на участки по глубине затопления в нижнем течении рек Сайгон – Донгнай представлена в табл. 3.

Данные, приведенные в табл. 3, показывают, что работа противопаводковых шлюзов способствует уменьшению площади затопления во всех трех сценариях. В случае, когда основной причиной является прилив (сценарий 1), при строительстве шлюза площадь затопления $1 \text{ м} < H_{\max} \leq 2$ м будет увеличиваться. При сильных паводках на участках в верхнем течении, как в 2000 г. (сценарий 2), площадь затопления с глубиной $1 \text{ м} < H_{\max} \leq 2$ м уменьшается, а в местах с глубоким затоплением $H_{\max} > 2$ м увеличивается. В сценарии 3, когда паводок в верхнем течении слишком велик, противопаводковые сооружения также способствуют уменьшению площади затопления на участках с глубиной затопления $H_{\max} \leq 2$ м и не увеличивают площадь затопления на сильно затопляемых участках с $H_{\max} > 2$ м.

Очевидно, что многие районы Хошимина и соседних провинций по-прежнему будут регулярно сталкиваться с риском наводнения. Поэтому наряду со строительством ГТС для защиты от наводнений и затопления необходимо разработать и реализовать превентивные инженерно-технические мероприятия по защите территории от подтоплений и затоплений и, в первую очередь, провести искусственное повышение поверхности территории до незатопляемых планировочных отметок, а также установить новые контрольные строительные отметки.

Контрольная строительная отметка — это наименьшая допустимая отметка поверхности земли, используемая при планировании территории застройки для обеспечения гарантированной защиты городских районов от затопления и подтопления. Это важный экономико-технический критерий, ко-

торый необходимо определять в градостроительных и строительно-инвестиционных проектах. Согласно Национальному техническому регламенту Вьетнама по текущему планированию строительства (QCVN 01:2021/BXD), контрольная строительная отметка рассчитывается по следующей формуле:

$$\nabla_{XD} = \nabla_{MD} + H_{\max}^{P\%} + a, \quad (3)$$

где ∇_{XD} — контрольная строительная отметка, м; ∇_{MD} — отметка земли или высота местности, м; $H_{\max}^{P\%}$ — расчетный уровень паводка, соответствующий расчетной частоте P , %; a — допустимая безопасная высота, м.

Согласно QCVN 01:2021/BXD, для городских территорий класса I, сосредоточенных жилых районов и промышленных зон, расчетная частота $P = 1$ %, допустимая безопасная высота $a = 0,3$ м для гражданских земель и $a = 0,5$ м для промышленных земель.

Основываясь на результатах расчетов модели MIKE FLOOD по сценарию 3, отметки застройки в затопленных районах городов Хошимин, Донгнай и Лонг Ан приведены в табл. 4.

В решении 589/QD-TTg об утверждении плана застройки района Хошимина до 2020 г. и концепции развития города до 2050 г., подписанном премьер-министром 20 мая 2008 г., была определена основная контрольная строительная отметка г. Хошимин выше 2,05 м. Однако в условиях изменения климата и повышения уровня моря утвержденные ранее отметки не актуальны. Таким образом, контрольные строительные отметки для планирования городской территории, предложенные в этом исследовании, являются научно обоснованным практическим вкладом в работу агентств по планированию строительства и управлению ирригацией при формировании пакета мероприятий по защите Хошимина и соседних провинций в нижнем течении речной системы Сайгон – Донгнай в будущем.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

Результаты моделирования по коэффициентам корреляции R^2 и NSE показывают, что набор моделей MIKE (MIKE 11, MIKE 21, MIKE FLOOD) возможно использовать для моделирования гидравлического режима, площади и глубины затопления

Табл. 4. Строительные отметки в районах

Районы	Строительные отметки, м
<i>Хошимин</i>	
2	+2,5
4	+2,5
7	+2,5
8	+2,5
9 (территория между реками Сайгон и Так)	+2,4
9 (территория между реками Донгнай и Так)	+2,5
12	+2,5
Бинь Тхань	+2,5
Нха Бе	+2,6
Кангио	+2,6
Бинь Чань	+2,3
<i>провинция Донгнай</i>	
Бьен Хоа	+3,0
Лонг Тхань	+2,5
Нхон Часн	+2,5
<i>провинция Лонг</i>	
Кан Зуок	+2,5
Тан Чу	+2,5
Бен Лык	+2,5

в бассейне нижнего течения рек Сайгон – Донгнай. 2D-карта наводнений указывает на то, что исследуемые районы Нха Бе, Кангио, Нхон Трач будут сталкиваться с риском частых наводнений.

Во всех сценариях противопаводковые сооружения эффективны, центральные районы Хошимина защищены, а площадь затопления уменьшена. Однако в результате работы ГТС происходит масштабное затопление внешних прилегающих территорий.

Отмечая, что противопаводковые сооружения не обеспечат гарантированную защиту территории Хошимина и прилегающих провинций от наводнений и затоплений, предложенные в работе новые контрольные строительные отметки являются существенным научным вкладом в проекты территориального планирования при создании в нижнем течении речной системы Сайгон – Донгнай крупнейшего ультрасовременного центра Азиатско-Тихоокеанского региона.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Маркова И.М., Хань Ф. Оценка влияния противопаводковых сооружений на уровень воды в нижнем течении речной системы Сайгон – Донгнай // Вестник МГСУ. 2023. Т. 18. № 9. С. 1408–1421. DOI: 10.22227/1997-0935.2023.9.1408-1421
2. Lasage R., Veldkamp T.I.E., de Moel H., Van T.C., Phi H.L., Vellinga P. et al. Assessment of the effectiveness of flood adaptation strategies for HCMC // Natural Hazards and Earth System Sciences. 2014. Vol. 14. Issue 6. Pp. 1441–1457. DOI: 10.5194/nhess-14-1441-2014
3. Hallegatte S., Green C., Nicholls R.J., Corfee-Morlot J. Future flood losses in major coastal cities // Nature Climate Change. 2013. Vol. 3. Issue 9. Pp. 802–806. DOI: 10.1038/nclimate1979
4. Storch H., Downes N.K. A scenario-based approach to assess Ho Chi Minh City's urban development strategies against the impact of climate change // Cities. 2011. Vol. 28. Issue 6. Pp. 517–526. DOI: 10.1016/j.cities.2011.07.002
5. Do D.D., Nguyen N.A., Doan T.H. Assessment of changes in water resources in the Dong Nai River Basin and its environs // Science, Technology, Irrigation and Environment. 2014. No. 47. Pp. 19–26.
6. Hanson S., Nicholls R., Ranger N., Hallegatte S., Corfee-Morlot J., Herweijer C. et al. A global ranking of port cities with high exposure to climate extremes // Climatic Change. 2011. Vol. 104. Issue 1. Pp. 89–111. DOI: 10.1007/s10584-010-9977-4

7. Jongman B., Ward P.J., Aerts J.K. Global exposure to river and coastal flooding: Long term trends and changes // *Global Environmental Changes*. 2012. Vol. 22. Issue 4. Pp. 823–835. DOI: 10.1016/j.gloenvcha.2012.07.004
8. Thach B. Hydrodynamic regime and water quality characteristics in the lower Saigon – Dong Nai river // *Journal of Hydrometeorology*. 2010. Vol. 39. Pp. 54–62.
9. Quan N.H., Thang L.V., Quan N.T. Development of a decision support system for Dau Tieng reservoir, Sai gon river basin: initial results // *Vietnam-Japan Workshop on Estuaries, Coasts and Rivers*. 2015.
10. Linh V.T., Tram V.N.Q., Dung H.M., Phuong D.N.D., Liem N.D., Nguyen L.D. et al. Meteorological and hydrological drought assessment for dong nai river basin, vietnam under climate change // *Mobile Networks and Applications*. 2021. Vol. 26. Issue 4. Pp. 1788–1800. DOI: 10.1007/s11036-021-01757-x
11. Thai T. Assessment of climate change impacts on flooding in the downstream of the Dong Nai River // *VNU Journal of Science Earth and Environmental Sciences*. 2011. Vol. 27. Pp. 25–31.
12. Hoang T.T., Binh P.A. Assessment of the change in discharge to Dau Tieng reservoir according to the climate change scenarios // *Journal of Meteorology and Hydrology*. 2020. Vol. 720. Pp. 61–77.
13. Ngoc T.A. Assessing water supply possibility of dau tieng reservoir under scenarios of inflow insufficiency by using hec-ressim // *Journal of Hydraulic Technology and Environmental Science*. 2016. Vol. 55. Pp. 25–39.
14. Viet L.V. The effect of climate change and urbanization on water level in Sai gon – Dong nai river system // *Journal of Meteorology and Hydrology*. 2016. Vol. 25. Pp. 40–55.
15. Phung N.K., Kim T.T., Bay N.T. Study of predict inflow and release of upstream reservoirs under climate change condition // *Journal of Meteorology and Hydrology*. 2016.
16. Quynh N.P., Hai D.D., Lam D.H., Trang D.T.T. Assessment of water conditionality and water level changes of Sai gon river under the impact of discovering the oil resources // *Journey of Hydraulic Science and Technology*. 2018. Vol. 44.
17. Dinh C.S., Nguyen B.D., Nguyen K.D., Nguyen V.T.V. A possible solution for flood risk mitigation in Ho Chi Minh City and the lower Sai Gon – Dong Nai River Basin // *La Houille Blanche*. 2019. Vol. 105. Issue 5–6. Pp. 114–123 DOI: 10.1051/lhb/2019034
18. Tuan L.N., Kim T.T., Phung N.K. Risks of inundation by tide in Ho Chi Minh City in the context of climate change and sea level rise // *Science and Technology Development Journal — Natural Sciences*. 2020. Vol. 2. Issue 6. Pp. 182–191. DOI: 10.32508/stdjns.v2i6.879
19. Gugliotta M., Saito Y., Ta T.K.O., Nguyen V.L., Uehara K., Tamura T. et al. Sediment distribution along the fluvial to marine transition zone of the Dong Nai River System, southern Vietnam // *Marine Geology*. 2020. Vol. 429. P. 106314. DOI: 10.1016/j.margeo.2020.106314
20. Le T.H.B., Dang D.N. Assessing the operational effectiveness of the tide control system for Ho Chi Minh city // *Hydraulic Science and Technology Journal*. 2021. Vol. 65. Pp. 1–7.
21. Do D.H. Assessing the impact of urbanization, the construction of waterproofing structures on the already implemented Dong Nai – Sai Gon // *Water Resources Scientific and Technical Journal*. 2018. Vol. 49. Pp. 22–30.
22. Маркова И.М., Фан Х.Х. Поле скоростей течения на участке реки Сайгон при эксплуатации противопаводковых сооружений // *Строительство: наука и образование*. 2023. Т. 13. № 2. С. 74–90. DOI: 10.22227/2305-5502.2023.2.5
23. Shrestha A., Bhattacharjee L., Baral S., Thakur B., Joshi N., Kalra A. et al. Understanding Suitability of MIKE 21 and HEC-RAS for 2D Floodplain Modeling // *World Environmental and Water Resources Congress 2020*. 2020. DOI: 10.1061/9780784482971.024
24. Filipova V., Rana A., Singh P. Urban Flooding in Gothenburg – MIKE 21 Study // *VATTEN — Journal of Water Management and Research*. 2012. Vol. 68. Pp. 175–184.
25. Kadam P., Sen D. Flood modeling on the Adjoy River using MIKE-FLOOD // *ISH Journal of Hydraulic Engineering*. 2012. Vol. 18. Pp. 129–141.
26. Vidyapriya V., Ramalingam M. Flood mitigation study on the adayar river by mixing // *International Journal of Scientific and Engineering Research*. 2016. Vol. 7.
27. Attar N.F., Pham Q.B., Nowbandegani S.F., Rezaie-Balf M., Fai C.M., Ahmed A.N. et al. Enhancing the prediction accuracy of data-driven models for monthly streamflow in urmia lake basin based upon the autoregressive conditionally heteroskedastic time-series model // *Applied Sciences*. 2020. Vol. 10. Issue 2. P. 571. DOI: 10.3390/app10020571
28. Ritter A., Munoz-Carpena R. Performance evaluation of hydrological models: Statistical significance for reducing subjectivity in goodness-of-fit assessments // *Journal of Hydrology*. 2013. Vol. 480. Pp. 33–45. DOI: 10.1016/j.jhydrol.2012.12.004
29. Moriasi D.N., Arnold J.G., Van Lew M.V. A model evaluation guide for the systematic quantification of watershed modeling accuracy // *ASABE deal*. 2007. Vol. 50. Pp. 885–900.

Поступила в редакцию 2 сентября 2023 г.

Принята в доработанном виде 26 декабря 2023 г.

Одобрена для публикации 18 января 2024 г.

ОБ АВТОРАХ: **Ирина Михайловна Маркова** — кандидат технических наук, доцент кафедры гидравлики и гидротехнического строительства; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 378281, Scopus: 57205218160, ResearcherID: AAC-6662-2022, ORCID: 0000-0002-7167-7241; markova@mgsu.ru;

Фан Хань Хань — аспирант кафедры гидравлики и гидротехнического строительства; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; SPIN-код: 5282-4194, ResearcherID: HMD-3056-2023, ORCID: 0000-0003-4368-1582; pkhanhkhanh@gmail.com.

Вклад авторов:

Маркова И.М. — идея статьи, научное руководство, формулирование концепции исследования.

Фан Хань Хань — анализ источников и литературы, построение модели, проведение работы, анализ полученных результатов, формулирование выводов по статье.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

At present, the world's major cities are facing excessive population growth, problems of employment and social security of megacity residents, environmental protection, etc. In Vietnam, the rapid urbanization of recent decades has become an important stage of development. In 1986, the urban population of Vietnam was less than 13 million people, today more than 30 million people live in cities. Ho Chi Minh City is the largest city in Vietnam with a population of 9,166,800 as of 2021 (accounting for 9.3 per cent of Vietnam's population), with an average population density of 4,375 people/km² (the highest in the country). Rapid population growth and high density have led to housing problems and environmental pollution. According to statistics from the United Nations Population Fund (UNFPA), more than 300,000 people in Ho Chi Minh City still live in slums. To address this problem, Ho Chi Minh City authorities, in accordance with Decision No. 4834 of the city's People's Committee, have declared their intention to provide new housing for more than two million people by 2030, and to carry out major reconstruction and modernization of housing and embankments along the city's canals built before 1975.

It is planned to carry out a large-scale reconstruction and modernization of the Thu Thiem district,

located in the central part of the city. The peninsula on the Sai Gon River will become a new ultramodern cultural, economic and tourist centre of Ho Chi Minh City (Fig. 1). The Ho Chi Minh City Development Concept defines the formation of a modern metropolis with a high quality of life (Decision No. 5193 of the Ho Chi Minh City People's Committee), where it is established that by 2060 Ho Chi Minh City will become an economic and international trade centre not only for Vietnam, but also for the whole Asia-Pacific region. It should be noted that the city development plan takes into account the economic growth and cultural diversity of the region and envisages the preservation of unique river and landscape heritage while creating sustainable urban infrastructure.

The intensification of negative natural phenomena associated with global climate change is having a devastating impact in various regions of the planet. Vietnam is one of the most disaster-affected countries in the Asia-Pacific region; coastal cities such as Ho Chi Minh City, Thai Binh, Nam Dinh and the Mekong Delta are particularly prone to flooding. In recent years, flooding every time, when there is a high tide or release of water from upstream reservoirs, has become increasingly severe, with many areas flooded for many days, severely affecting transport, people's lives in Vietnam's largest city (Fig. 2). In 2010 Ho Chi Minh City was among the top ten cities in the world that are most severely affected by climate change [1–5]. However, according to the development plans of the country's main province mentioned above, it is



Fig. 1. Thu Thiem urban area according to the current status in 2022 (a) and development plan (b)



Fig. 2. Flooding in Ho Chi Minh City

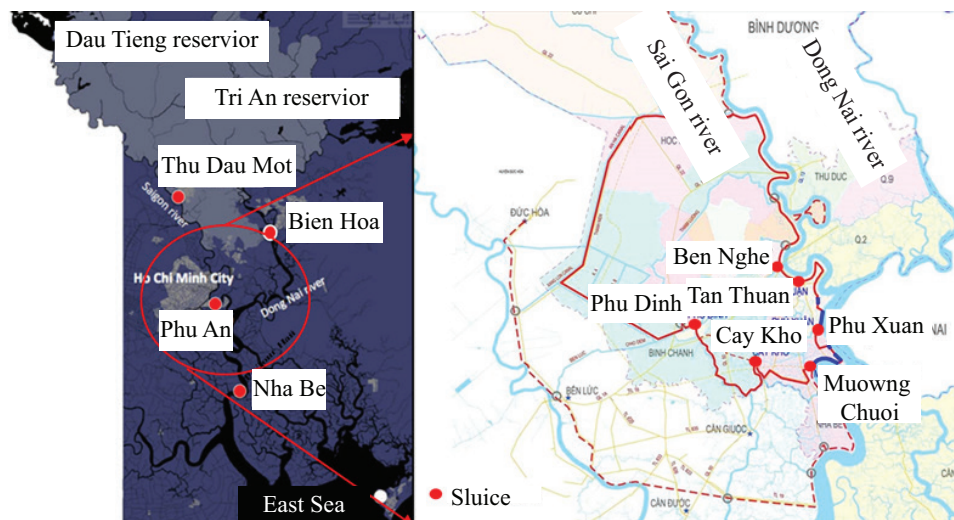


Fig. 3. Layout of flood control structures (gateways)

predicted that by 2070 Ho Chi Minh City will be among the top five cities in the world [6, 7].

In 2016, after lengthy studies and recommendations from domestic and foreign experts, in accordance with Prime Minister's Decision No. 1547/QĐ-TTg, Ho Chi Minh City launched a mega project to build flood control structures, including six flood defense gateways: Ben Nghe, Cai Kho, Muong Chuoi, Phu Xuan, Phu Dinh and Tan Thuan (Fig. 3).

Once the hydraulic structures (HS) are operational, areas of land outside the gateways will be flooded. The depth of flooding will vary depending on the topography of the area. This should be taken into account when planning and implementing large-scale urban development projects.

Earlier studies have largely focused on addressing issues such as hydrodynamic flow regimes, water quality, drought, salt intrusion or sedimentation in estuaries, etc., but have not considered flood-related problems [8–16]. For example, Bao Thach [8], Hong Quan [9] pointed out that the hydrodynamic regime in the lower Sai Gon – Dong Nai River basin is affected by rainfall and tides, and flow changes. Depending on the upstream reservoir regulation, the water pollution level of the Sai Gon River is more serious than that of the Dong Nai River and gradually increases from upstream to downstream. A study by Thuy Linh et al. [10] shows that in the Dong Nai River basin during the dry season, the area of drought-prone land increases according to climate change scenarios. Thai [11], Hoang [12], Ngoc [13], Viet [14], Phung [15], Quynh [16] estimated the changes in runoff volumes and flood water levels in the Sai Gon – Dong Nai Rivers basin under marine climate change under many different scenarios. Dinh [17] and Tuan [18] concluded that Ho Chi Minh City is at high risk of flooding due to tides, heavy rainfall and increased runoff from the Dau Tieng Reservoir. Marcello Gugliotta [19]

studied the distribution, composition and particle size of sediment loads in the last 50 km of the Sai Gon – Dong Nai rivers system up to the mouth.

After the construction of GTS for flood protection, several scientific studies were published. We can mention the work of Nguyen and Binh [20], which reflects that the system cannot guarantee the water level ≤ 1.2 m when the peak in the rainy season and the tide level rises at the same time. Meanwhile, Hai [21] argues that the factors of urbanization and construction of flood control structures strongly influence the salt intrusion regime in the lower reaches of Sai Gon – Dong Nai rivers.

Thus, previous studies either did not consider the impact of flood control structures or considered but did not estimate the depth and area of flooding in the same affected areas during construction projects.

This study aims to determine the depth and area of inundation during floodgate operation under different flood discharge and sea level rise scenarios, and to justify and establish construction control marks required for spatial planning.

MATERIALS AND METHODS

The study area is the lower reaches of the Sai Gon – Dong Nai rivers, where Ho Chi Minh City is located. This area borders the Mekong Delta to the west and the East Sea to the southeast. The river flow in the study area is directly influenced by the operation of two upstream reservoirs, Dau Tieng and Chi An (Fig. 4).

In this paper, MIKE 11, MIKE 21 and MIKE FLOOD software packages were used to assess the impact of reservoirs and flood control structures on water levels in the lower Sai Gon – Dong Nai River.

MIKE 11 model description

MIKE 11 is an advanced hydraulic information tool, a professional engineering software package for modelling one-dimensional flows in estuaries, rivers,



Fig. 4. The lower Sai Gon – Dong Nai rivers

irrigation systems, canals and other bodies of water¹. The Hydrodynamic (HD) model is capable of modelling one-dimensional unsteady flow in a network of rivers using a hydrodynamic wave approach. The MIKE 11 HD module solves the vertically integrated continuity and momentum conservation equations, i.e. the Saint-Venant system of equations. The five main input parameters to be specified for the MIKE 11(HD) setup are the river network plan, cross sections, boundary conditions, hydrodynamic parameters and modelling parameters. The river and canal network in the study area in MIKE 11 is shown in Fig. 5.

MIKE 21 model description

MIKE 21 is a two-dimensional computer modelling system for estuaries, coastal waters and seas. It is a professional engineering software package for modelling currents, water levels, waves, sediment, pollutant transport and water quality [22]. MIKE 21 HD simulates

¹ DHI – MIKE 11. River and Canal Modeling System: Reference Manual. 2007.

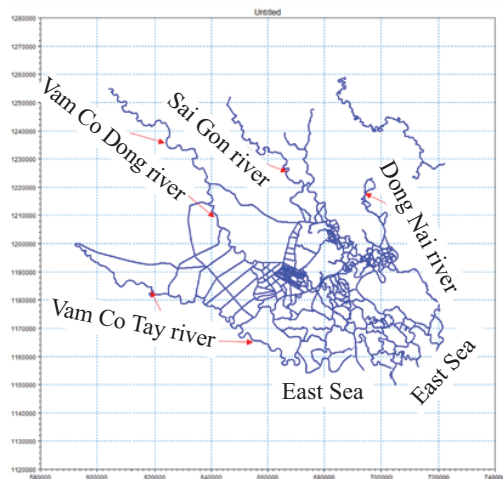


Fig. 5. Network of rivers and canals in the lower reaches of the Sai Gon – Dong Nai rivers in Mike 11

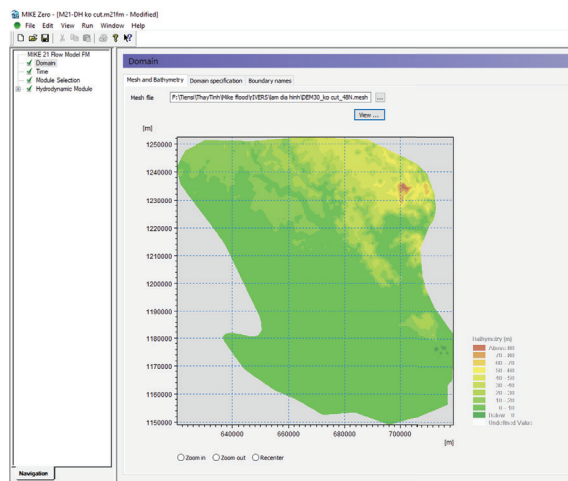


Fig. 6. Topography of the area downstream of the rivers Sai Gon – Dong Nai in MIKE 21

two-dimensional free-surface currents where stratification can be neglected. It is the basic module of the entire MIKE 21 system and provides the hydrodynamic basis for the calculations performed in most other modules, e.g. “Advection-Dispersion”, “Water Quality” and “Sediment Transport” [23, 24]. The input to the Mike 21 model is a 30 × 30 m resolution LiDAR-DEM digital elevation map of the study area. The digital elevation model (DEM) map is processed by the Mesh Generator tool to create a bathymetry file, which is then input into the Mike 21HD module, as shown in Fig. 6.

The MIKE 11 river network was connected to the Mike 21 bathymetry using the lateral link option available in MIKE FLOOD [25, 26]. The flood extent and floodplain depth for excess water is calculated using MIKE 21. Other parameters for left and right bankfull such as momentum coefficient, spillway coefficient and allowable depth coefficient are kept with default values. The simulation period for MIKE 11 and MIKE 21 remained the same and the time step of the model was adjusted to a low value of 30 s to keep the Courant number (CR) less than or equal to 1 to achieve stable MIKE FLOOD. The simulation runs without errors. The Mike FLOOD setup with the river (MIKE 11) and both lateral links (MIKE 21) is shown in Fig. 7.

The purpose of this research is to determine the depth and area of areas that will be inundated when floodgates are operated under upstream flood discharge and sea level rise scenarios. Therefore, the modelling scenarios are adjusted according to the discharge volume of the two reservoirs Dau Tieng and Tri An in 2020, 2000, when a once in 100 years flood occurs. Meanwhile, the corresponding water level in 2020, 2000 and the historical maximum water level at Vung Tau station are also used as the downstream input boundary for the MIKE model (Table 1).

RESULTS AND DISCUSSION

Calibration and model checking

The model is calibrated to actual data measured at hydrological stations from October 1, 2012 to De-

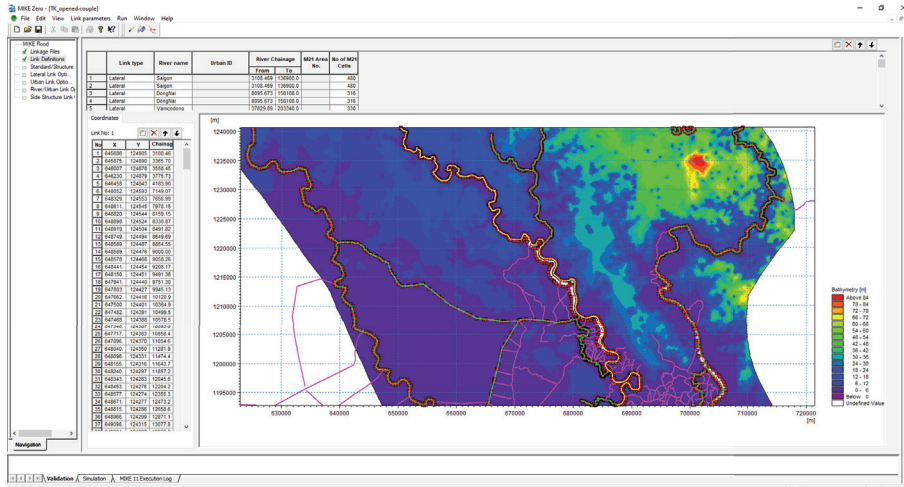


Fig. 7. Connection diagram of MIKE 11 and MIKE 21 in MIKE FLOOD

Table 1. Numerical modelling scenarios

Scenarios	Description of the boundary condition
1	Upstream: Discharge of 2020. Downstream: Tide level at Vung Tau gauge station
2	Upstream: Discharge of 2000. Downstream: Tide level at Vung Tau gauge station
3	Upstream: Q_{max} at $P = 0.1\%$. Downstream: Highest tide level at Vung Tau gauge station

ember 31, 2012. Manning coefficients and initial river water levels are corrected for the difference between modelled and actual water levels measured at the lower stations of Thu Zau Mot, Bien Hoa, Phu An, Nha Be and Ben Luc. Hourly water levels during calibration and validation at Bien Hoa, Phu An stations from October 1, 2000 to October 16, 2000 are shown in Fig. 8. Good agreement between modelled and observed water levels at different time periods can be seen.

The coefficient of determination R^2 and the Nash-Sutcliffe efficiency (NSE) were used to test model fit and performance before running scenario simulations and forecasts [27, 28]. The R coefficient² shows the linear relationship between measured values and model simulation, while NSE measures the degree of observed variability explained by the modelling. NSE is commonly used for model validation in hydrology. When the R^2 value approaches 1 and the NSE is equal to 1, the model is said to be performing at its maximum confidence level [28, 29].

Coefficient of determination:

$$R^2 = \frac{\left[\sum_{i=1}^n (Q_{o,i} - \bar{Q}_o)(Q_{s,i} - \bar{Q}_s) \right]^2}{\sum_{i=1}^n (Q_{o,i} - \bar{Q}_o)^2 \sum_{i=1}^n (Q_{s,i} - \bar{Q}_s)^2}, \quad (1)$$

where n is the total number of measured or modelled values; $Q_{o,i}$ — measured values; \bar{Q}_o — mean measured values; $Q_{s,i}$ — modelled values; \bar{Q}_s — mean modelled values.

Nash – Sutcliffe Efficiency Ratio (NSE):

$$NSE = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (Q_{o,i} - Q_{s,i})^2}{\sum_{i=1}^n (Q_{o,i} - \bar{Q}_o)^2}, \quad (2)$$

NSE can range from $-\infty$ to 1, where 1 indicates better performance.

The NSE values for hourly calibration and validation at all stations are given in Table 2. The R^2 coefficients and NSE show that the model has high reliability in modelling the flow downstream of the Sai Gon – Dong Nai rivers.

Results

The results of the MIKE FLOOD model calculations are a two-dimensional map of flooded areas with different flood depths, represented by coloured layers as shown in Fig. 9.

In the design scenario for 2020, when there is no major flooding in upstream sections, Ho Chi Minh City and neighbouring provinces are flooded by tides, special attention is paid to low-lying areas on both sides of the river, such as Nha Be, Cangio, Ho Chi Minh City, Phu Dong, Phu Huu and Phuoc Khanh communes of Nhon Trach District, Dong Nai Province, Ho Chi Minh City District 12 located between the Vam Thuat and Sai Gon rivers, even Tanan and Thutua districts in Long. The province has also been flooded by tides. However, these areas were flooded with a shallow depth of about 0.4–0.6 metres. Particularly in District 12,

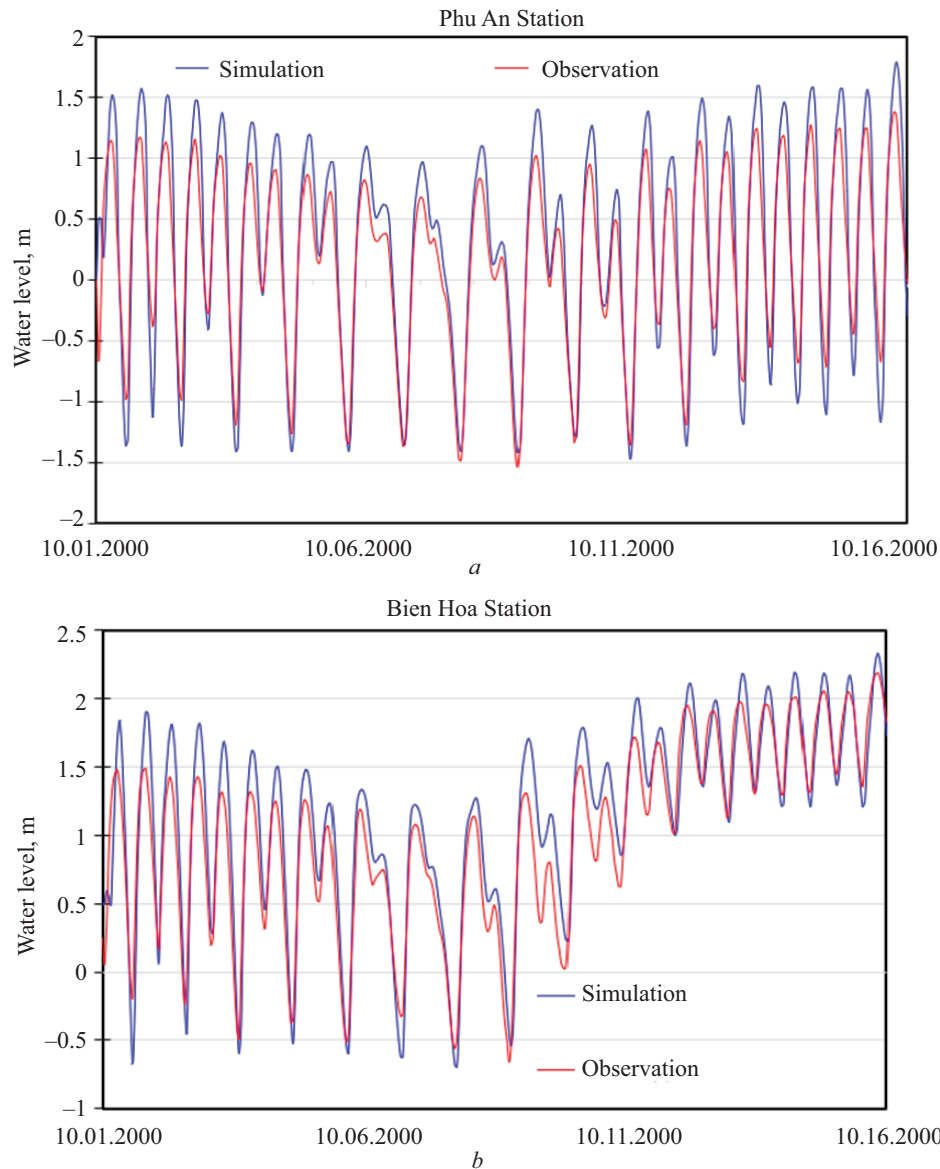


Fig. 8. Graph comparing observed and modelled water levels at Phu An and Bien Hoa stations

the area was inundated more severely, with an average inundation depth of 0.7–1 m. Under the same scenario in 2020, after the construction of flood defense floodgates, the area of Nyabe district, the part adjacent to district 7 is protected from flooding, the rest of the areas are not subject to significant change (Fig. 10).

Large floods such as the historical flood of 2000 (scenario 2) and the $P = 1\%$ flood (scenario 3) combined with high tide levels occurred in the upper reaches, resulting in inundation of the area, while the depth of inundation also increased significantly (Fig. 11, 12).

The analysis of the modelling results revealed common features that are reflected in the two scenarios: more severe flooding occurs in the upstream section of rivers; the flooded area increases significantly in Nha Be and Cangiso districts of Ho Chi Minh City, Long An Province, Nhon Trach District and Dong Nai Province. Sea tides should also be taken into account when investigating flooded areas downstream of rivers.

The maximum depth of flooding is reached during the period when water is released from reservoirs and the tide (or tidal peak) occurs in the lower reaches. Due

Table 2. Performance of MIKE 11 for water level modelling

Station	Calibration		Validation	
	10.01.2012 – 12.31.2012		10.01.2000 – 10.16.2000	
	R^2	E_f	R^2	E_f
Bien Hoa	0.95	0.81	0.93	0.87
Phu An	0.97	0.86	0.96	0.81

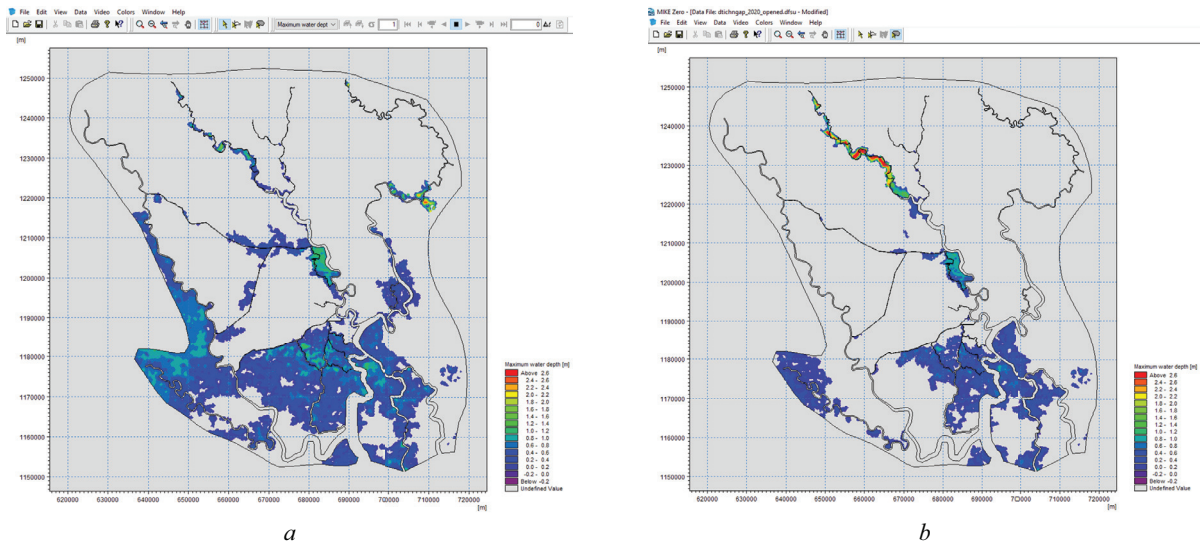


Fig. 9. Map of flood inundation of the lower reaches of the Sai Gong – Dong Nai rivers without floodgates in 2000 (a) and in 2020 (b)

to the low elevations of flooded areas and the complex extensive river network with many channels, when flood and tidal currents meet, the water level in rivers and channels rises sharply, the water overflows its banks and floods the areas. In upstream areas such as Tam An in Dong Nai Province, Long Phuoc, Truong Thanh, Long Truong, Thu Tim, Thao Dien and An Phu in District 2, areas are also severely flooded. Especially important economic and densely populated areas such as District 2, Thu Duc city, District 8 are flooded.

In Scenario 2, Binh Chanh, Nha Be and Can Zo districts have maximum inundation depth of 0.6 to 0.8 m, especially in Phong Phu commune area, Nha Be district, the depth is 1.2–1.3 m; Binh Khanh, Can Zo districts are inundated about 1 m, Can Zuoc district, Long An province, less than 0.3–0.4 m, but Moc Hoa, Thanh Hoa, Duc Hue districts border the Mekong river delta and Cambodia. Mekong and Cambodia, with depths exceeding 0.7–0.9 metres. The upper districts such as Thu Tiem, Binh Thanh and Thu Duc are hardly flooded.

Only Long Phuoc and Tam An districts were flooded by 0.2–0.3 metres, mainly in fields along the Dong Nai river and in the area between the Dong Nai and Tac rivers. Meanwhile, the area of District 12, located between the Sai Gon and Vam Thuat rivers, is a densely populated area with a population as of 2019. 620,146 people, population density of 11,759 people/km², is most prone to flooding with depths ranging from 0.9–1.1 to 1.25 metres. Therefore, it is necessary to provide for the construction of an engineering system of GTS to protect the areas from flooding in the near future.

When the floodgate system is operated, the central areas of Ho Chi Minh City, such as 1, 4, 7, 8, will be protected in case of no flooding or upstream flooding, as in 2000 (Fig. 10, b, 11, b). However, in the case of a once-in-100-year flood, as in scenario 3, the ability to protect the inner-city areas of the flood control floodgate system is significantly reduced: the area of District 4, located between the two floodgates Ben Nghe and Tan Thuan, was inundated by 0.4–0.5 m;

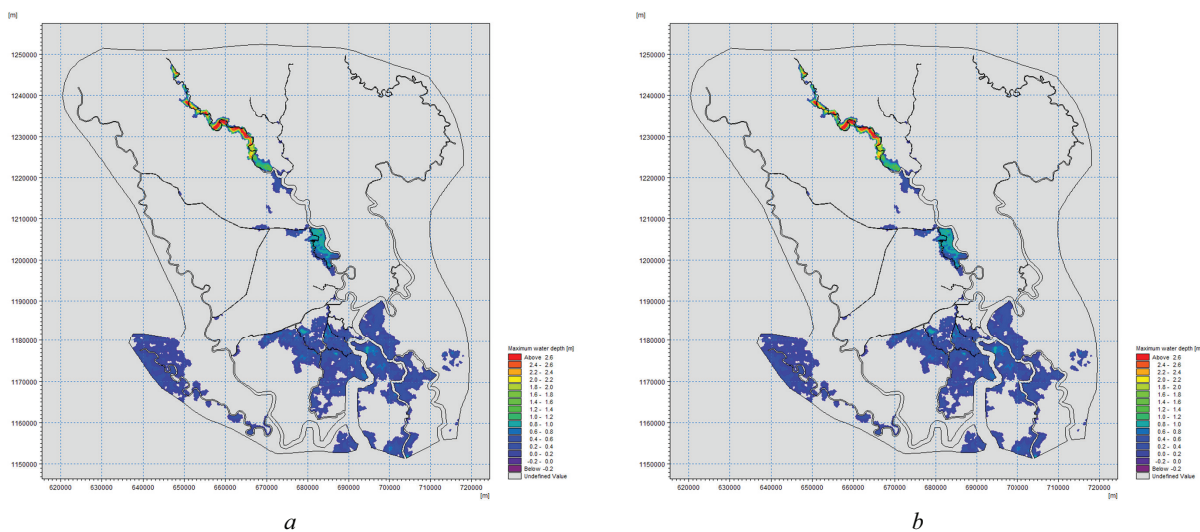


Fig. 10. Flooded areas under the design scenario for 2020 without gateways (a) and with gateways (b)

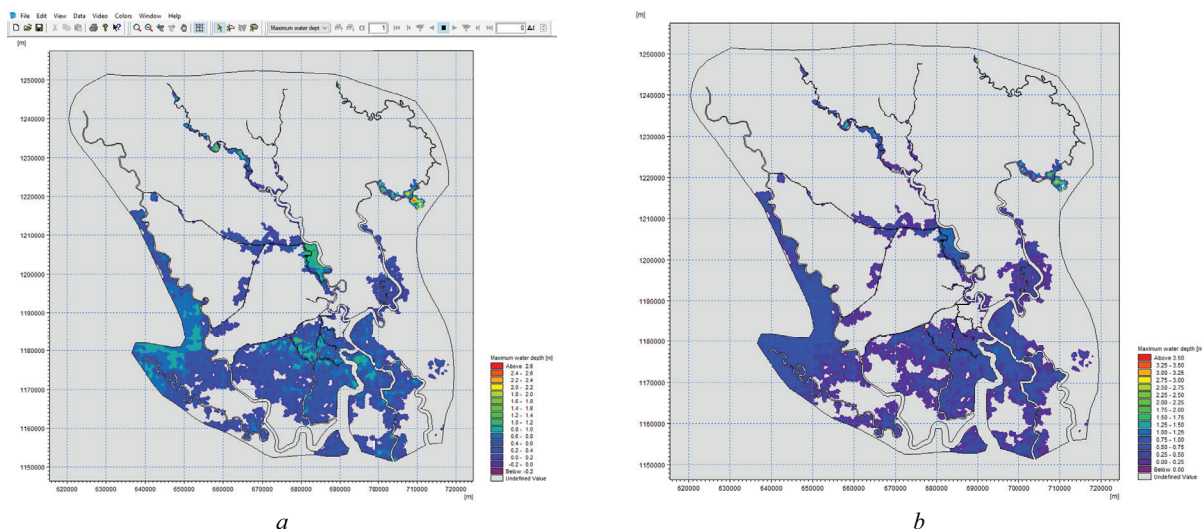


Fig. 11. Flood inundation map under the design scenario for 2000 without gateways (a) and with gateways (b)

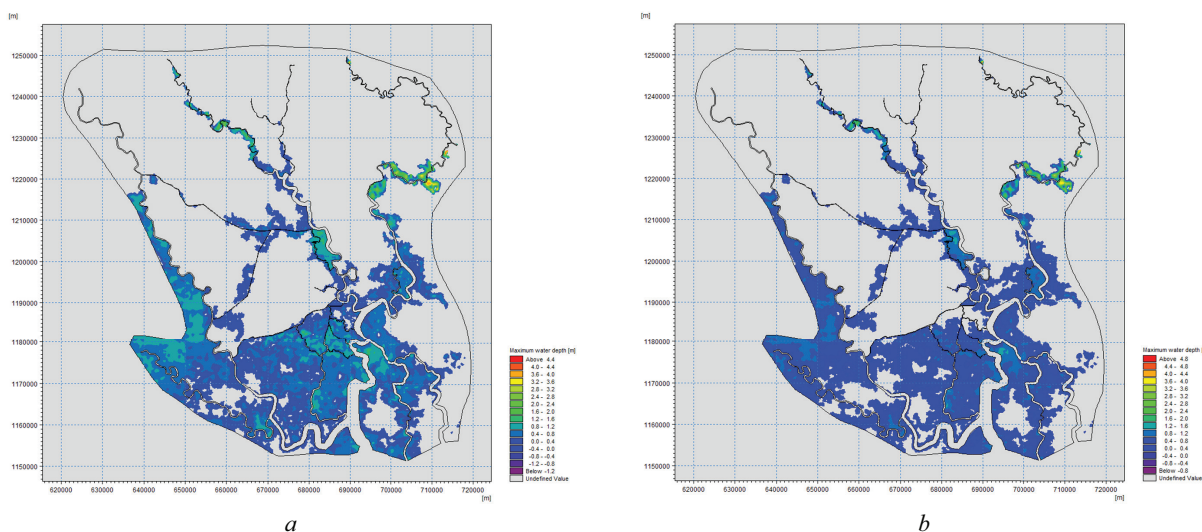


Fig. 12. Flood inundation map for the flood scenario with $P = 1\%$ without gateways (a) and with gateways (b)

more than half of the area of District 7, bordering the Sai Gon river, was inundated by 0.5–0.6 m (Fig. 11, b). Areas that are not inundated in Scenarios 1 and 2, such as Thu Thiem, District 2, Thu Duc, would be inundated by 0.4–0.6 m in this scenario. In addition, the area between the Tac and Dong Nai rivers will be flooded to a depth of 1–1.2 metres, with the greatest depth reaching 1.4 metres in some places, and adjacent areas flooded by 0.5–0.6 metres.

As noted earlier, it is these areas of Ho Chi Minh City that are subject to large-scale reconstruction and modernisation with the development of new urban areas in order to create a new business, financial and economic, scientific, educational, cultural and tourist centre of Vietnam. Therefore, one of the most important tasks is to ensure effective preventive measures of engineering protection of this territory from flooding and inundation.

The analysis of the results of the MIKE FLOOD model also shows that the area and depth of flooding of the outer areas will increase after the flood control structures are put into operation. The area of flood-

prone areas with distribution into sections by flood depth in the lower reaches of the Sai Gon – Dong Nai rivers is presented in Table 3.

The data in Table 3 show that the operation of floodgates contributes to the reduction of the flooded area in all three scenarios. In the case where the main cause is the tide (scenario 1), the flooded area $1\text{ m} < H_{\text{max}} \leq 2\text{ m}$ will increase with the construction of the gateway. When high floods occur at upstream sites, as in 2000 (scenario 2), the inundation area $1\text{ m} < H_{\text{max}} \leq 2\text{ m}$ decreases, and at sites with deep flooding $H_{\text{max}} > 2\text{ m}$ increases. In scenario 3, when the upstream flood is too high, flood defences also contribute to reducing the flooded area in areas with flood depth $H_{\text{max}} \leq 2\text{ m}$ and do not increase the flooded area in heavily flooded areas with $H_{\text{max}} > 2\text{ m}$.

It is obvious that many areas in Ho Chi Minh City and neighbouring provinces will still face the risk of flooding on a regular basis. Therefore, along with the construction of HS for flood and inundation protection, it is necessary to develop and implement pre-

Table 3. Area of the flooded area according to H_{max} , km²

H_{max} , m		$H_{max} \leq 1$ m	$1 \text{ m} < H_{max} \leq 2$ m	$2 \text{ m} < H_{max} \leq 3$ m	$H_{max} > 3$ m	Total area, km ²	Change, km ²
Scenario 1 (2020)	O	612.64	16.55	13.97	4.33	647.48	–
	Z	549.06	17.32	13.97	4.33	584.68	–62.80
Scenario 2 (2000)	O	1,413.32	35.54	2.48	0.15	1,451.48	–
	Z	1,361.66	31.98	2.52	0.17	1,396.34	–55.14
Scenario 3 ($P = 1\%$)	O	1,790.47	125.36	20.50	8.14	1,944.47	–
	Z	1,713.81	117.10	20.50	8.14	1,859.55	–84.92

Notes: O — when the gateways are open; Z — when the gateways are closed.

ventive engineering measures to protect the area from waterlogging and flooding, and, first of all, to artificially raise the surface of the area to non-flooding planning levels, as well as to establish new construction control levels.

The construction reference level is the lowest permissible ground surface elevation used in the planning of the development area to ensure the guaranteed protection of urban areas from flooding and waterlogging. It is an important economic and technical criterion to be determined in urban planning and construction and investment projects. According to the Vietnamese National Technical Regulation on Current Construction Planning (QCVN 01:2021/BXD), the reference construction grade is calculated according to the following formula:

$$\nabla_{XD} = \nabla_{MD} + H_{max}^{P\%} + a, \quad (3)$$

where ∇_{XD} — reference construction mark, m; ∇_{MD} — ground level or terrain elevation, m; $H_{max}^{P\%}$ — design flood level corresponding to design frequency P , %; a — permissible safe height, m.

According to QCVN 01:2021/BXD, for Class I urban areas, concentrated residential areas and industrial areas, design frequency $P = 1\%$, permissible safe height $a = 0.3$ m for civil land and $a = 0.5$ m for industrial land.

Based on the results of the MIKE FLOOD model calculations under scenario 3, the building elevations in the flooded areas of Ho Chi Minh City, Dong Nai City and Long An are shown in Table 4.

Decision 589/QD-TTg on approving the Ho Chi Minh City District Development Plan 2020 and the City Development Concept 2050, signed by the Prime Minister on 20 May 2008, set the main reference building mark of Ho Chi Minh City above 2.05m. However, under the conditions of climate change and sea level rise, the previously approved marks are not relevant. Thus, the reference building elevations for urban area planning proposed in this study are scientifically sound practical inputs for construction planning and irrigation management agencies in formulating a package of measures to protect Ho Chi Minh City and neighbouring provinces in the lower reaches of the Sai Gon – sDong Nai rivers system in the future.

CONCLUSION AND DISCUSSION

The modelling results of R^2 and NSE correlation coefficients show that the MIKE model suite (MIKE 11, MIKE 21, MIKE FLOOD) can be used to simulate the hydraulic regime, area and depth of flooding in the lower Sai Gon – Dong Nai rivers basin. The 2D flood map indicates that the study areas of Nha Be, Can Gio, Nhon Trach will face the risk of frequent flooding.

In all scenarios, the flood defenses are effective, Ho Chi Minh City’s central areas are protected and the flooded area is reduced. However, as a result of the HTS operation, large-scale flooding of the outer adjacent areas occurs.

Noting that flood control structures will not provide guaranteed protection for Ho Chi Minh City and

Table 4. Building elevations in the districts

Districts	Construction elevation, m
<i>Ho Chi Minh City</i>	
2	+2.5
4	+2.5
7	+2.5
8	+2.5
9 (area between the Sai Gon and Tac rivers)	+2.4
9 (area between the Dong Nai and Tac rivers)	+2.5
12	+2.5
Binh Thanh	+2.5
Nha Be	+2.6
Can Gio	+2.6
Binh Chanh	+2.3
<i>Dong Nai Province</i>	
Бьен Хоа	+3.0
Long Thanh	+2.5
Nhon Trach	+2.5
<i>провинция Лонг Ан</i>	
Can Giuoc	+2.5
Tan Tru	+2.5
Ben Luc	+2.5

surrounding provinces from flooding and inundation, the new construction control elevations proposed in this paper are a significant scientific contribution to spatial

planning projects in the creation of the largest ultra-modern centre of the Asia-Pacific region in the lower reaches of the Sai Gon – Dong Nai rivers system.

REFERENCES

1. Markova I.M., Khanh P. Influence of flood control structures on the water level in the downstream of the Saigon – Dong Nai river system. *Vestnik MGSU [Monthly Journal on Construction and Architecture]*. 2023; 18(9):1408-1421. DOI: 10.22227/1997-0935.2023.9.1408-1421 (rus.).
2. Lasage R., Veldkamp T.I.E., de Moel H., Van T.C., Phi H.L., Vellinga P. et al. Assessment of the effectiveness of flood adaptation strategies for HCMC. *Natural Hazards and Earth System Sciences*. 2014; 14(6):1441-1457. DOI: 10.5194/nhess-14-1441-2014
3. Hallegatte S., Green C., Nicholls R.J., Corfee-Morlot J. Future flood losses in major coastal cities. *Nature Climate Change*. 2013; 3(9):802-806. DOI: 10.1038/nclimate1979
4. Storch H., Downes N.K. A scenario-based approach to assess Ho Chi Minh City's urban development strategies against the impact of climate change. *Cities*. 2011; 28(6):517-526. DOI: 10.1016/j.cities.2011.07.002
5. Do D.D., Nguyen N.A., Doan T.H. Assessment of changes in water resources in the Dong Nai River Basin and its environs. *Science, Technology, Irrigation and Environment*. 2014; 47:19-26.
6. Hanson S., Nicholls R., Ranger N., Hallegatte S., Corfee-Morlot J., Herweijer C. et al. A global ranking of port cities with high exposure to climate extremes. *Climatic Change*. 2011; 104(1):89-111. DOI: 10.1007/s10584-010-9977-4
7. Jongman B., Ward P.J., Aerts J.K. Global exposure to river and coastal flooding: Long term trends and changes. *Global Environmental Changes*. 2012; 22(4):823-835. DOI: 10.1016/j.gloenvcha.2012.07.004
8. Thach B. Hydrodynamic regime and water quality characteristics in the lower Saigon – Dong Nai river. *Journal of Hydrometeorology*. 2010; 39:54-62.
9. Quan N.H., Thang L.V., Quan N.T. Development of a decision support system for Dau Tieng reservoir, Sai gon river basin: initial results. *Vietnam-Japan Workshop on Estuaries, Coasts and Rivers*. 2015.
10. Linh V.T., Tram V.N.Q., Dung H.M., Phuong D.N.D., Liem N.D., Nguyen L.D. et al. Meteorological and hydrological drought assessment for Dong Nai river basin, Vietnam under climate change. *Mobile Networks and Applications*. 2021; 26(4):1788-1800. DOI: 10.1007/s11036-021-01757-x
11. Thai T. Assessment of climate change impacts on flooding in the downstream of the Dong Nai River. *VNU Journal of Science Earth and Environmental Sciences*. 2011; 27:25-31.
12. Hoang T.T., Binh P.A. Assessment of the change in discharge to Dau Tieng reservoir according to the climate change scenarios. *Journal of Meteorology and Hydrology*. 2020; 720:61-77.
13. Ngoc T.A. Assessing water supply possibility of dau tieng reservoir under scenarios of inflow insufficiency by using hec-ressim. *Journal of Hydraulic Technology and Environmental Science*. 2016; 55:25-39.
14. Viet L.V. The effect of climate change and urbanization on water level in Sai gon – Dong nai river system. *Journal of Meteorology and Hydrology*. 2016; 25:40-55.
15. Phung N.K., Kim T.T., Bay N.T. Study of predict inflow and release of upstream reservoirs under climate change condition. *Journal of Meteorology and Hydrology*. 2016.
16. Quynh N.P., Hai D.D., Lam D.H., Trang D.T.T. Assessment of water conditionality and water level changes of Sai gon river under the impact of discovering the oil resources. *Journey of Hydraulic Science and Technology*. 2018; 44.
17. Dinh C.S., Nguyen B.D., Nguyen K.D., Nguyen V.T.V. A possible solution for flood risk mitigation in Ho Chi Minh City and the lower Sai Gon – Dong Nai River Basin. *La Houille Blanche*. 2019; 105(5-6):114-123. DOI: 10.1051/lhb/2019034
18. Tuan L.N., Kim T.T., Phung N.K. Risks of inundation by tide in Ho Chi Minh City in the context of climate change and sea level rise. *Science and Technology Development Journal — Natural Sciences*. 2020; 2(6):182-191. DOI: 10.32508/stdjns.v2i6.879
19. Gugliotta M., Saito Y., Ta T.K.O., Nguyen V.L., Uehara K., Tamura T. et al. *Sediment distribution along the fluvial to marine transition zone of the Dong Nai River System, southern Vietnam. Marine Geology*. 2020; 429:106314. DOI: 10.1016/j.margeo.2020.106314
20. Le T.H.B., Dang D.N. Assessing the operational effectiveness of the tide control system for Ho Chi Minh city. *Hydraulic Science and Technology Journal*. 2021; 65:1-7.
21. Do D.H. Assessing the impact of urbanization, the construction of waterproofing structures on the already implemented Dong Nai – Sai Gon. *Water Resources Scientific and Technical Journal*. 2018; 49:22-30.
22. Markova I.M., Khanh P.Kh. Flow velocity field of the Saigon River section during operation of flood control structures. *Construction: Science and Education*. 2023; 13(2):74-90. DOI: 10.22227/2305-5502.2023.2.5 (rus.).
23. Shrestha A., Bhattacharjee L., Baral S., Thakur B., Joshi N., Kalra A. et al. Understanding Suit-

ability of MIKE 21 and HEC-RAS for 2D Floodplain Modeling. *World Environmental and Water Resources Congress 2020*. 2020. DOI: 10.1061/9780784482971.024

24. Filipova V., Rana A., Singh P. Urban Flooding in Gothenburg – MIKE 21 Study. *VATTEN — Journal of Water Management and Research*. 2012; 68:175-184.

25. Kadam P., Sen D. Flood modeling on the Adajoy River using MIKE-FLOOD. *ISH Journal of Hydraulic Engineering*. 2012; 18:129-141.

26. Vidyapriya V., Ramalingam M. Flood mitigation study on the adayar river by mixing. *International Journal of Scientific and Engineering Research*. 2016; 7.

27. Attar N.F., Pham Q.B., Nowbandegani S.F., Rezaie-Balf M., Fai C.M., Ahmed A.N. et al. Enhanc-

ing the prediction accuracy of data-driven models for monthly streamflow in urmia lake basin based upon the autoregressive conditionally heteroskedastic time-series model. *Applied Sciences*. 2020; 10(2):571. DOI: 10.3390/app10020571

28. Ritter A., Munoz-Carpena R. Performance evaluation of hydrological models: Statistical significance for reducing subjectivity in goodness-of-fit assessments. *Journal of Hydrology*. 2013; 480:33-45. DOI: 10.1016/j.jhydrol.2012.12.004

29. Moriasi D.N., Arnold J.G., Van Lew M.V. A model evaluation guide for the systematic quantification of watershed modeling accuracy. *ASABE deal*. 2007; 50:885-900.

Received September 2, 2023.

Adopted in revised form on December 26, 2023.

Approved for publication on January 18, 2024.

B I O N O T E S : **Irina M. Markova** — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Hydraulics and Hydraulic Engineering; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 378281, Scopus: 57205218160, ResearcherID: AAC-6662-2022, ORCID: 0000-0002-7167-7241; markova@mgsu.ru;

Phan Khanh Khanh — postgraduate student of the Department of Hydraulics and Hydraulic Engineering; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; SPIN-code: 5282-4194, ResearcherID: HMD-3056-2023, ORCID: 0000-0003-4368-1582; pkhanhkhanh@gmail.com.

Contribution of the authors:

Irina M. Markova — idea of the article, scientific guidance, formulation of the research concept.

Phan Khanh Khanh — analysis of sources and literature, building a model, conducting work, analyzing the results obtained, formulating conclusions on the article.

The authors declare no conflict of interest.

ОБЗОРНАЯ СТАТЬЯ / REVIEW PAPER

УДК 626/627

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.3

Особенности проявления гидравлического разрыва в грунтовых плотинах

Генрих Васильевич Орехов, Чан Мань Кьонг*Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия*

АННОТАЦИЯ

Введение. В настоящее время в условиях изменения климата феномен необычных дождей и наводнений вызывает широкомасштабные наводнения и приводит к большим потерям людей и имущества. Наиболее уязвимыми сооружениями являются плотины и водохранилища. Прорыв плотины может привести к катастрофе, угрожающей жизни людей и социально-экономической деятельности. Существует много причин разрушения плотины, из которых гидравлический разрыв (ГР) считается одной из наиболее вероятных, поскольку он вызывает сосредоточенную фильтрацию, приводящую к риску разрушения плотины. Гидравлический разрыв — это процесс, при котором трещины образуются в грунте или камне, а затем распространяются под давлением воды. Гидравлический разрыв привлекает внимание ученых. Цель исследования — синтез мнений ученых на сегодняшний день о явлении гидроразрыва и методах его предотвращения в земляных плотинах.

Материалы и методы. Проанализированы литературные источники, в которых рассматривается ГР.

Результаты. Гидравлический разрыв тесно связан с явлениями неравномерной осадки грунтов плотины и строительных конструкций. В грунтовых плотинах неравномерная осадка часто возникает в зонах между насыпным грунтом плотины и бортовыми массивами створа плотины; насыпным грунтом и бетонными конструкциями, такими как водопропускные трубы и водосбросы, фундаментные элементы конструкций; водонепроницаемым ядром плотины и примыкающими к нему зонами грунта. На основе анализа причин возникновения ГР некоторые исследователи предложили меры по снижению риска его возникновения.

Выводы. Гидравлический разрыв — образование трещин и полостей в грунтовом массиве, которые способствуют формированию путей сосредоточенной фильтрации. Появление ГР увеличивает вероятность нестабильности фильтрации в плотине, что влияет на безопасность плотины и может привести к серьезному повреждению. Внедрение методов предотвращения ГР важно для обеспечения безопасных условий работы плотины.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: фильтрация, грунтовая плотина, гидравлический разрыв, неравномерная осадка, возникающее усилие, сосредоточенная фильтрация, прорыв плотины

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Орехов Г.В., Чан Мань Кьонг. Особенности проявления гидравлического разрыва в грунтовых плотинах // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 3. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.3

Автор, ответственный за переписку: Чан Мань Кьонг, cuonghtcs@gmail.com.

Stress-strain state of some special places in earth dam from viewpoint of hydraulic fracturing

Genrikh V. Orekhov, Tran Manh Cuong*Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation*

ABSTRACT

Introduction. In the current process of climate change, the phenomenon of unusual rainfall and flooding is causing widespread flooding and causing great loss of life and property. In addition, the most vulnerable structures are dams and reservoirs. A dam failure causes a disaster that can threaten human lives and entire socio-economic activities. There are many causes of dam failure, of which hydraulic fracturing is considered one of the most likely causes as it causes concentrated seepage leading to the risk of dam failure. Hydraulic fracturing is a process in which cracks form in soil or rock and then propagate under water pressure. Hydraulic fracturing is not a new topic, nor is it an old one, receiving a lot of attention from scientists, but it is still a controversial issue. Many opinions are given. This paper aims to summarize the mechanism of hydraulic fracturing based on previous studies and at the same time proposes some methods to prevent hydraulic fracturing in an earthen dam.

Materials and methods. Literature analysis of sources related to the phenomenon of hydraulic fracturing.

Results. Hydraulic fracturing is closely related to the phenomena of differential settlement of dam soils and building structures. In earth-fill dams, the phenomenon of differential settlement often occurs in the areas between the fill soil of the dam and the side masses of the dam site, fill soil and concrete structures such as culverts and spillways, foundation structural

elements, the impermeable core of the dam and adjacent soil zones. Based on an analysis of the causes of hydraulic fracturing, a number of measures were proposed to reduce the risk of hydraulic fracturing.

Conclusions. Hydraulic fracturing, that is, the formation of cracks and cavities in the soil mass, which contribute to the formation of concentrated seepage paths. The occurrence of hydraulic fracturing increases the likelihood of seepage instability in the dam, which affects the safety of the dam and can lead to serious damage. Implementing hydraulic fracturing prevention techniques is critical to ensuring safe dam operating conditions.

KEYWORDS: seepage, earth dam, hydraulic fracturing, differential settlements, arching action, concentrated seepage, dam failure

FOR CITATION: Orekhov G.V., Tran Manh Cuong. Stress-strain state of some special places in earth dam from viewpoint of hydraulic fracturing. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):3. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.3

Corresponding author: Tran Manh Cuong, cuonghtcs@gmail.com.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время весь мир столкнулся с проблемами изменения климата, в том числе с явлениями дождя и паводка сверх обычных норм, что сильно влияет на сток и гидрологический режим, вызывает опасность для земляных плотин и водохранилищ [1]. Поэтому обеспечение безопасности плотины актуально.

Аварии и разрушения, возникающие при эксплуатации плотин, наносят серьезный ущерб не только конструкции гидротехнического сооружения, но и территориям, расположенным со стороны нижнего бьефа. Последний во много раз превышает ущерб, нанесенный конструкции, на восстановление может уйти много лет. Например, при прорыве плотины Puentes на р. Segura (Испания) в 1802 г. погибло 608 человек, разрушено 909 жилых домов [2]. Прорыв земляной плотины South Fork (США) в 1862 г. привел к ущербу 4 млн долларов и гибели 2500 человек [3].

Существует много причин разрушения плотин, таких как ошибки проектирования, строительства, выбор неподходящих материалов, природные или человеческие факторы и т.д. [4]. В ряде случаев аварии на грунтовых плотинах возникают в результате проявления гидравлического разрыва (ГР), который служит одной из наиболее вероятных причин, поскольку вызывает сосредоточенную фильтрацию, приводящую к риску прорыва плотины, особенно при первом заполнении водохранилища [5, 6]. Однако ГР в земляных плотинах досконально не изучен. Кроме того, остается дискуссионным вопрос о механизме ГР, а также выработке мер по его предотвращению. Данная статья посвящена обсуждению механизма возникновения и развития ГР, поиску технических решений по его предотвращению в грунтовых плотинах.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Механизм возникновения гидравлического разрыва в грунтовых плотинах

Гидравлический разрыв описывается как процесс, при котором трещины образуются в грунте или камне, а затем развиваются под давлением воды [7]. Это явление в основном интенсивно из-

учается в нефтяной и газовой промышленности для повышения производительности производства и экономической эффективности [8]. ГР представляет собой сложную и опасную проблему в строительстве плотин, особенно грунтовых.

Гидравлический разрыв теоретически может происходить в однородных грунтовых плотинах, но вероятность его возникновения будет выше, если материал неоднороден с точки зрения деформации и фильтрации. При изучении возможных причин разрушения грунтовых плотин J.L. Sherard и соавт. (1986) кратко разъяснили лежащий в основе механизм, с помощью которого ГР вызывает сосредоточенную фильтрацию в грунтовых плотинах [5]. Исследования показали, что из-за различных деформаций (осадков), возникающих усилий в теле плотины образуются трещины (как видимые, так и невидимые). В то же время такие явления (неравномерная осадка, возникающее усилие) приводят к перераспределению внутренних напряжений на отдельных участках насыпных грунтовых плотин. В таких областях минимальное главное напряжение снижается почти до нуля или даже до растягивающего напряжения. Эти области называются зонами низкого сжимающего напряжения.

При заполнении водохранилища уровень воды в водохранилище поднимается вверх, а в последующем увеличивается давление воды в грунтовой плотине. В зонах низкого сжимающего напряжения грунта давление воды становится выше, чем главное напряжение. При этом фильтрация в плотине проникает в существующие трещины (даже невидимые), образовавшиеся ранее, а затем вызывает концентрацию напряжений в вершинах трещин. При этом условия напряжения в плотине изменяются, а трещины раскрываются или развиваются. Объяснение гласит, что, поскольку предел прочности грунта на растяжение очень мал или отсутствует, трещины легко распространяются, что приводит к потере безопасности плотины.

Затем исследователи разработали критерии для прогнозирования и оценки риска ГР в плотине. Гидравлический разрыв возникает, когда он удовлетворяет следующему условию [5, 6, 9]:

$$\sigma_3 < W, \quad (1)$$

где σ_3 — минимальное главное напряжение в грунтовой плотине, может быть определено путем мониторинга на месте возведения плотины (т.е. опытным путем) или с помощью численного моделирования; W — давление воды в рассматриваемой точке плотины, которое определяется как:

$$W = \gamma_w h_w,$$

где γ_w — удельный вес воды; h_w — глубина по вертикали от депрессионной линии земляной плотины до рассматриваемой точки.

Поскольку депрессионная кривая распространяется от верхнего бьефа к нижнему, то значение давления воды в горизонтальных сечениях плотины падает от верхнего бьефа к нижнему. Отсюда следует, что процессу ГР наиболее подвержены массы грунта плотины, расположенные ближе к верхнему бьефу.

Предлагаемые критерии гидравлического разрыва в грунтовой плотине

Вероятно, В. Lofquist (1957) был первым, кто предсказал возникающие усилия в грунтовой плотине с непроницаемым ядром, приводящие к риску образования горизонтальных трещин [10]. Он привел примеры двух плотин, в которых измеренное вертикальное давление в ядрах составляло половину от давления в грунтовых слоях тела плотины. Такое уменьшение напряжения из-за неравномерной осадки в различных элементах плотины можно назвать возникающими усилиями деформационных

процессов. Это утверждение запишем следующим образом:

$$\sigma_r = 2\sigma_a,$$

где σ_r — напряжение грунта плотины; σ_a — напряжение ядра плотины.

После разрушения плотины Нyttejuvet (1965) I. Torblaa и В. Kjoernsli (1968) постулировали механизм ГР земляных плотин [11]. Исследователи предположили, что в начале заполнения сжимающие напряжения существуют по всему ядру и, следовательно, нет открытых трещин. Однако при заполнении горизонтальные трещины могут неожиданно образоваться в результате ГР в местах, где суммарное вертикальное напряжение в ядре значительно ниже, чем давление оболочки из-за возникающего усилия между ядром и менее сжимаемой оболочкой. Во время заполнения водой давление, действующее на верхней границе ядра, может превышать общее напряжение, действующее в некоторой плоскости, через ядро, как показано на рис. 1.

J.L. Sherard (1973) указал, что при определенных условиях давление, действующее на верхнюю часть плотины, может вызвать открытие существующих закрытых трещин или создать новые трещины [12, 13]. Автор предположил, что ГР в ядре может произойти всякий раз, когда суммарные главные напряжения на определенной отметке в ядре достаточно низки по сравнению с давлением воды на той же отметке. Внутренние напряжения, необходимые для ГР, могут иметь место при первом заполнении водохранилищ или развиваться позже в результате

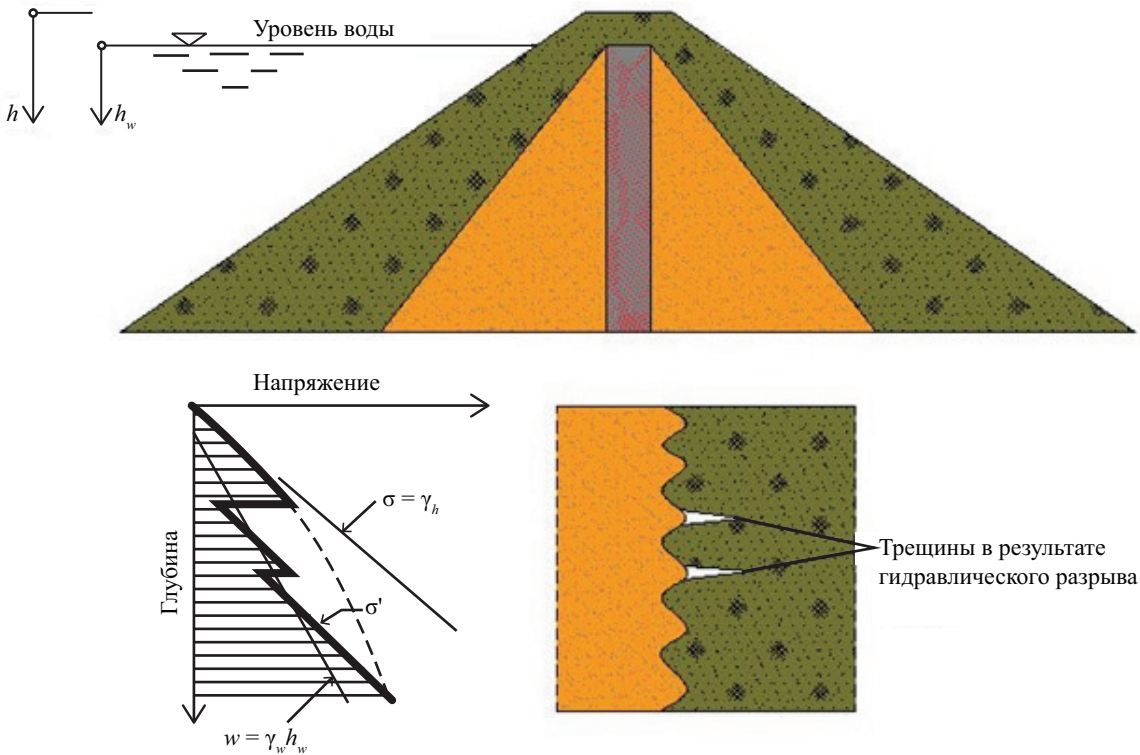


Рис. 1. Развитие трещин в ядре: σ — напряжение грунта плотины; σ' — напряжение грунта в зоне, примыкающей к ядру; w — давление воды

продолжающейся неравномерной осадки материала тела плотины.

Несколько исследователей предполагали «насыщенную осадку» как другой механизм трещин ядра при гидравлическом разрыве [14, 15]. Насыщенная осадка развивается при заполнении водохранилища, когда слабоуплотненный грунт или предшествующие зоны и слои рыхлого материала насыщаются и уплотняются под собственным весом, прежде чем сухой или более плотный грунт, возвышающийся над ним, успеваеt насытиться. Таким образом, в месте расположения кривой депрессии образуется разрыв или трещина, и любое последующее повышение уровня воды позволяет воде проникнуть в эту трещину, что приводит к эрозии.

По вопросу о роли трещин в возникновении ГР в грунтовых плотинах во многих исследованиях делается вывод о важности предварительно образовавшихся трещин [6, 11]. Можно сказать, что иницирование ГР в насыпных плотинах определяется двумя важными условиями. Первое — это условия, при которых напряжение в некоторых локальных зонах грунтовых плотин снижается, способствуя развитию гидравлического разрыва. Второе — наличие в плотинах трещин, которые играют роль начальных трещин ГР.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Взаимосвязь между гидравлическим разрывом и явлениями неравномерной осадки и возникающего усилия

Считается, что ГР тесно связан с явлениями неравномерной осадки и возникающего усилия [16]. В грунтовых плотинах неравномерная осадка часто возникает в зонах между насыпным грунтом и устоями плотины, насыпным грунтом и бетонными конструкциями, такими как водопропускные трубы и водосбросы, непроницаемые ядра и их обочины, а также противодиффузионные траншеи и примыкающие фундаменты [6]. В этих зонах, поскольку материалы имеют разные модули

упругости, материалы будут оседать по-разному, и напряжение в зонах может уменьшиться до нуля или даже до растяжения. Снижение напряжения за счет неравномерной осадки в некоторых локальных зонах называется явлением возникающего усилия. При этом условии выполняется соотношение в уравнении (1). В то же время из-за уменьшения напряжения в таких зонах за счет возникающего усилия могут образовываться некоторые трещины. Можно сказать, что снижение напряжения наряду с образованием трещин создает условия, способствующие иницированию гидравлического разрыва при заполнении водохранилища плотины, даже при первом заполнении.

Неравномерная осадка и возникающее усилие вблизи устоев плотины

А. Casagrande (1951) использовал анализ методом конечных элементов, чтобы продемонстрировать влияние уклона устоев и деформации фундамента на участки с низким напряжением и трещинами в земляной плотине [17]. На рис. 2 представлены условия, при которых трещины возникают вблизи крутого устоя жесткого скального основания из-за неравномерной осадки и возникающего усилия. В некоторых недавних исследованиях К. Ноег, Н. Вуй, К. Не и соавт. также приходят к такому выводу [18–20].

Неравномерная осадка и возникающее усилие вблизи водопропускной трубы

На рис. 2 показано, что из-за влияния неравномерной осадки вблизи водопропускной трубы появляются участки с низкими напряжениями и трещины. Это явление было подтверждено многими исследователями как теоретическими, так и экспериментальными методами [5, 6, 21]. Трещины, образующиеся вдоль водопропускной трубы, создают сосредоточенную фильтрацию, что приводит к разрушению плотины.

Кроме того, J.L. Sherard также предположил, что трудно идеально уплотнить грунт, чтобы не было

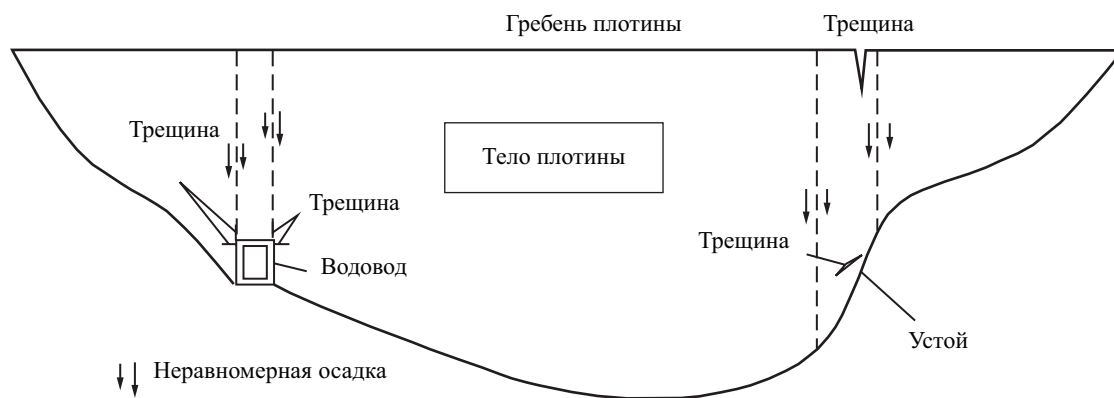


Рис. 2. Продольный разрез плотины — формирование зон низкого напряжения и трещин вблизи водовода и устоя в насыпной плотине

зазоров или разрывов на границе раздела между грунтом и материалами водопропускных сооружений или устоев плотин, например, когда водопропускное сооружение имеет неподходящую форму (к примеру, форму трубы) [13]. Поэтому могут существовать какие-то зазоры или разрывы, играющие роль исходных трещин для возникновения ГР. Следовательно, риск ГР становится выше, чем в случае насыпных плотин, имеющих подходящие формы водопропускных труб.

Неравномерная осадка и возникающее усилие в земляной плотине с ядром

На рис. 3 приведен механизм образования трещин в непроницаемых ядрах и траншеях за счет возникновения неравномерной осадки и возникающего усилия между ядрами, траншеями и грунтом, при замыканиях к ним. Из-за эффектов неравномерной осадки и возникающего усилия трещины легко образуются и распространяются из-за ГР через ядро и траншеи. Считается, что этот механизм связан с авариями многих земляных каменно-набросных плотин, особенно с историческими плотинами, спроектированными с очень узкими непроницаемыми ядрами и узкими отсечными траншеями, построенными для снижения порового давления воды во время строительства, например, плотины Dale Dyke (Англия), Нyttejuvet (Норвегия), Balderhead (Англия).

Неравномерная осадка и возникающее усилие из-за других причин

Некоторые зоны низкого напряжения и трещины также встречаются в насыпных плотинах из-за неравномерной осадки в результате существования сильно сжимаемого слоя в фундаменте плотины [22]. Однако риск образования таких трещин можно значительно уменьшить, если перед началом строительства провести тщательные геологические исследования. Кроме того, усадка насыпи, недостаточное уплотнение и землетрясения могут быть другими факторами, связанными с образованием трещин в любом месте плотин.

Разрушение плотины и аварии под механизмом гидравлического разрыва

Исследования, основанные на статистике, показывают, что внутренняя эрозия или суффозия, вызванная сосредоточенной фильтрацией, является одной из основных причин разрушения грунтовой плотины или аварий [23–25]. Гидравлический разрыв считается наиболее вероятным механизмом, вызывающим суффозию [5]. В таблице представлена статистическая база данных о некоторых разрушениях плотин в мире, связанных с гидравлическим разрывом. Чтобы объяснить это, Ngambi опирался на теорию механики разрушения и результаты лабораторных испытаний, чтобы предположить, что сопротивление образцов нарушенного грунта гидравлическому разрыву (соответствующее сопротивлению насыпи ГР плотин вскоре после завершения их строительства) было очень низким и значительно меньше, чем у ненарушенных образцов грунта. Таким образом, видно, что плотины на ранних стадиях после строительства более подвержены ГР, чем плотины, находящиеся в эксплуатации длительное время.

Анализируя информацию об инцидентах, произошедших с построенными грунтовыми плотинами в разные годы, можно сделать вывод, что разрушения происходили в подавляющем числе случаев в местах, где могли проходить процессы гидроразрывного характера, описанные выше. Именно в местах, связанных с переходными зонами в противотраншеи, в бетонных сооружениях водосбросных систем трубчатой конструкции может возникать гидроразрыв в материале плотины, контактирующем с отмеченными элементами плотины по причинам, указанным выше.

Мероприятия по снижению рисков гидравлического разрыва

Очевидно, что ГР опасен и угрожает безопасности плотины. Поэтому важно внедрить методы предотвращения обрушения плотины из-за гидравлического разрыва.

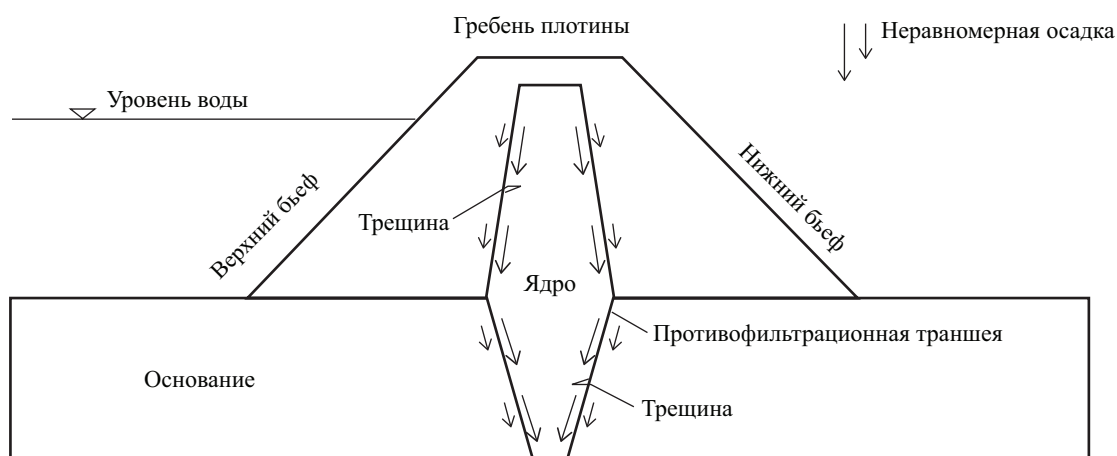


Рис. 3. Поперечный разрез плотины — формирование зон низкого напряжения и трещин в плотине с ядром

Статистика разрушений плотин

Плотина (страна)	Год завершения строительства	Год инцидента или разрушения	Место разрушения на теле плотины	Ссылка
Balderhead (Великобритания)	1964	1967	В области ядра	Vaughan, 1971
Winscar (Великобритания)	1975	1976–1980	В области водопропускной трубы и устоя	Routh, 1988
Hornadoyne (Великобритания)	1990	1990	В области водопропускной трубы	Charles, 2005
Greenbooth (Великобритания)	1962	1983	В области устоя	Flemming и Rossington, 1985
Carno Lower (Великобритания)	1911	2005	В области водопропускной трубы	Rowland и Powell, 2006
Leader Middle Clear Boggy Creek Site 15 (США)	1965	1966, 1968	В области противофильтрационной траншеи	Sherard, 1972
Upper Red Rock Creek Site 42 (США)	1966	1967	В области водопропускной трубы	Sherard, 1972
Caney Coon Creek Site 2 (США)	1964	1964	В области водопропускной трубы	Sherard, 1972
Upper Red Rock Creek Site 48 (США)	1964	1964	В области водопропускной трубы	Sherard, 1972
Upper Clear Boggy Creek Site 53 (США)	1963	1964	В области водопропускной трубы	Sherard, 1972
Little Wewoka Creek Site 17 (США)	1960	1960	В области водопропускной трубы	Sherard, 1972
Owl Creek Site 13 (США)	1957	1957	В области водопропускной трубы	Sherard, 1972
Owl Creek Site 7 (США)	1957	1957	В области водопропускной трубы	Sherard, 1972
Leader Middle Clear Boggy Creek Site 29 (США)	1962	1970	В области водопропускной трубы	Sherard, 1972
Hyttejuvet (Норвегия)	1965	1966	В области ядра	Torblaa и Kjoernsli, 1968
Teton (США)	1975	1976	В области противофильтрационной траншеи	Независимая комиссия рассмотрит причину прорыва плотины Тетон, 1976
Viddalsvatn (Норвегия)	1972	1973	В области ядра	Vestad, 1976
Yard's Creek Upper Reservoir (США)	1965	1965	В области ядра	Sherard, 1973
KE 2/20 REC (Вьетнам)	2008	2009	В области водопропускной трубы и устоя	Nguyen и Ho, 2009

J.L. Sherard (1992) предположил, что хорошо спроектированный фильтр (рис. 4) имеет первостепенное значение, а другие меры по уменьшению неравномерной осадки трещин имеют второстепенное значение [26]. Подходящим фильтром является тот, который способен безопасно контролировать сосредоточенные фильтрации не только из-за механиз-

ма эрозии, но и из-за ГР. Исследование S. Ngambi (1998), основываясь на результатах лабораторных испытаний, также подтвердило важность фильтра в предотвращении ГР [27]. В настоящее время подходящий фильтр считается требованием среди стандартов проектирования и строительства грунтовых плотин во многих странах.

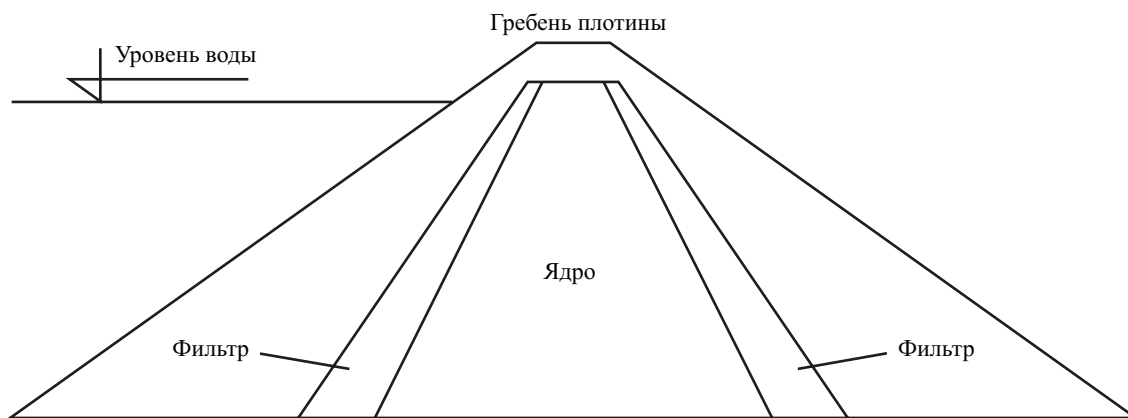


Рис. 4. Мероприятие по снижению риска возникновения гидравлического разрыва в плотине с ядром

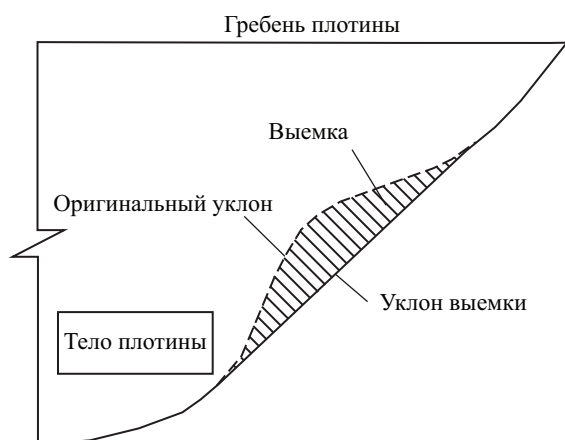


Рис. 5. Мероприятие по снижению риска возникновения гидравлического разрыва вблизи устоев плотин

В целях снижения вероятности неравномерной осадки в плотине и снижения риска ГР в исследовании J.L. Sherard (1992) были рекомендованы некоторые меры.

1. Для гидравлического разрыва, происходящего вблизи устоев плотин, J.L. Sherard предложил выкопать устои, чтобы сделать более пологие склоны и устранить резкие изменения или неровности в устоях или основаниях плотин (рис. 5). Целью этой меры является снижение риска образования сводов вблизи устоев плотин, что приводит к образованию трещин и зон растяжения в плотине.

2. Чтобы предотвратить ГР рядом с водопропускными трубами, J.L. Sherard посоветовал на практике применять другие формы водопропускных труб. Рекомендуемые формы водопропускных труб должны иметь слегка наклонные наружные поверхности. В частности, J.L. Sherard (1992) и S. Ngambi (1997) предложили водопропускные трубы с наклонными внешними откосами в соотношении один в горизонтальном направлении к восьми или десяти в вертикальном направлении (т.е. уклон наружных наклонных стен от 0,1 до 0,125) [9, 26].

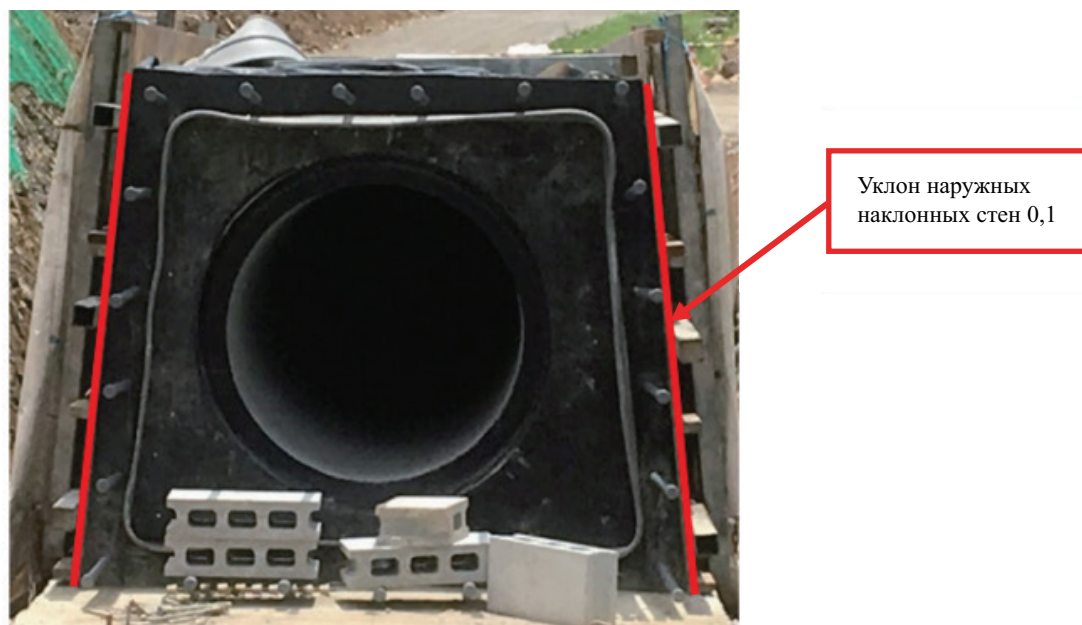


Рис. 6. Текущая общая форма водопропускной трубы грунтовой плотины в Японии с наклонными внешними стенками с уклоном 0,1

В настоящее время среди множества стандартов проектирования и строительства заглубленных водопропускных труб в насыпных плотинах, используемых в развитых странах (Япония и США), также рекомендуется, чтобы заглубленные водопропускные трубы имели наружные наклонные стены с уклоном от 0,1 до 0,3 (рис. 6). В недавних исследованиях D.Q. Tran (2018) предложил критический уклон наклонных стен не менее 0,4 [28]. Многие исследователи пришли к выводу, что изменение формы водопропускной трубы является общепринятой и эффективной мерой для предотвращения риска возникновения ГР вблизи водопропускных труб [6, 26, 29], потому что изменение формы не только эффективно снижает возникающее усилие, но и способствует уплотнению насыпного грунта на внешних поверхностях водопропускных труб.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основании некоторых исследований по гидравлическому разрыву, упомянутых выше, можно сделать следующие выводы.

Гидравлический разрыв представляет собой реальную потенциальную опасность для земляных

плотин, особенно при первом заполнении. Рассмотренные в статье особенности поведения материала грунтовых плотин, главным образом в местах переходных зон и сопряжения с другими элементами, предполагают процессы, связанные с ГР, возникающим при давлении воды фильтрационного потока. Неподходящая форма водопропускной трубы, наклонные устои, слишком узкие непроницаемые траншеи — все это увеличивает вероятность ГР плотины. Механизм процессов, связанных с гидравлическим разрывом в теле плотины, до конца не изучен, но уже сейчас ясно, что при проектировании новых водоподпорных сооружений из грунта необходимо обращать внимание на вышеприведенные факторы, которые связаны с безопасностью сооружения и его долгосрочной безаварийной работой.

Несмотря на то что большое количество исследований были сосредоточены на мерах по безопасному контролю риска происшествий с плотинами из-за гидравлического разрыва и рекомендованы определенные меры, эффективность некоторых мер плохо доказана или не получила полного согласия. Поэтому необходимо более внимательно изучить мероприятия по повышению защищенности плотин от гидравлического разрыва.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. *Lehner B., Döll P., Alcamo J., Henrichs T., Kaspar F.* Estimating the impact of global change on flood and drought risks in Europe: a continental, integrated analysis // *Climatic Change*. 2006. Vol. 75. Issue 3. Pp. 273–299. DOI: 10.1007/s10584-006-6338-4
2. *Салямова К.Д., Ахмедов М.А.* Статистический анализ повреждений и разрушений грунтовых плотин // *Инновационные пути решения актуальных проблем природопользования и защиты окружающей среды* : сб. докл. Междунар. науч.-техн. конф. 2018. С. 104–113. EDN YNUXAD.
3. *Гельфер А.А.* Причины и формы разрушения гидротехнических сооружений. Л. ; М. : Онти, 1936. 320 с.
4. *Городниченко В.О.* Изучение рисков разрушения плотины // *Аллея науки*. 2019. Т. 1. № 9 (36). С. 102–105. EDN JBHDPR.
5. *Sherard J.L.* Hydraulic fracturing in embankment dams // *Journal of Geotechnical Engineering*. 1986. Vol. 112. Issue 10. Pp. 905–927. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9410(1986)112:10(905)
6. *Ngambi S., Nakano R., Shimizu H., Nishimura S.* Cause of leakage along the outlet conduit underneath a low fill dam with special reference to hydraulic fracturing // *Rural and Environment Engineering*. 1998. Vol. 1998. Issue 35. Pp. 35–46. DOI: 10.11408/jierp1996.1998.35_35
7. *Mhach H.K.* An experimental study of hydraulic fracture and erosion : doctoral thesis. City University London, 1999.
8. *Маннанов И.И., Гарипова Л.И.* Влияние фильтрационных параметров пласта на дополнительную добычу нефти при кислотном гидроразрыве // *Территория Нефтегаз*. 2015. № 12. С. 124–127. EDN VOLPFD.
9. *Ng K.L., Small J.C.* A case study of hydraulic fracturing using finite element methods // *Canadian Geotechnical Journal*. 1999. Vol. 36. Issue 5. Pp. 861–875. DOI: 10.1139/t99-049
10. *Lofquist B.* Discussion on cracking in earth dams // *Proceedings of the 4th international conference of soil mechanics and foundation engineering*. London UK, 1957. Pp. 261–262.
11. *Torblaa I., Kjoernsli B.* Leakage through horizontal cracks in the core of Hyttejuvet Dam. Norwegian Geotechnical Institute, 1968. Vol. 80. Pp. 39–47.
12. *Vaughan P.R.* Cracking of embankment dam cores and the design of filters for their protection // *Lecture given in Madrid and published in the Bulletin of Sociedad Espanola de Mecanica del Suelo Y Cimentaciones*. 1976.
13. *Sherard J.L.* Embankment dam cracking // *Hirschfeld, R. C. and Poulos, S. J., Eds., Embankment-Dam Engineering (Casagrande Volume)*. John Wiley, New York, 1973. Pp. 324–328.
14. *Leonards G.A., Davidson L.W.* Reconsideration of failure initiating mechanisms for Teton dam // *International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*. 1984. Vol. 31.

15. *Mesri G., Ali S.* Discussion of “Hydraulic Fracturing in Embankment Dams” by James L. Sherard (October, 1986, Vol. 112, No. 10) // *Journal of Geotechnical Engineering*. 1988. Vol. 114. Issue 6. Pp. 742–746. DOI: 10.1061/(asce)0733-9410(1988)114:6(742)
16. *Zhu J., Ji E., Wen Y., Zhang H.* Elastic-plastic solution and experimental study on critical water pressure inducing hydraulic fracturing in soil // *Journal of Central South University*. 2015. Vol. 22. Issue 11. Pp. 4347–4354. DOI: 10.1007/s11771-015-2983-y
17. *Casagrande A.* Notes on the design of earth dams. Harvard University, Department of Engineering, 1951.
18. *He K., Fell R., Song C.* Transverse cracking in embankment dams resulting from cross-valley differential settlements // *European Journal of Environmental and Civil Engineering*. 2022. Vol. 26. Issue 3. Pp. 995–1021. DOI: 10.1080/19648189.2019.1691663
19. *Bui H., Fell R., Song C.* Two and three dimensional numerical modeling of the potential for cracking of embankment dams during construction. Sydney, Australia, 2004. 123 p.
20. *He K., Song C., Fell R.* Assessing potential cracking zones in embankment dams. Southern Cross University, Lismore, NSW, 2014. Pp. 721–726.
21. *Kobayashi N., Mochida J., Sumida Y., Yoshitake Y.* Evaluation of arching action generated in the backfill between outlet conduit and existing embankment // *Transactions of the Japanese Society of Irrigation, Drainage and Rural Engineering*. 2012. Vol. 80. Pp. 223–230.
22. *Narita K.* Design and construction of embankment dams. Department of Civil Engineering, Aichi Institute of Technology, 2000.
23. *Foster M., Fell R., Spannagle M.* The statistics of embankment dam failures and accidents // *Canadian Geotechnical Journal*. 2000. Vol. 37. Issue 5. Pp. 1000–1024. DOI: 10.1139/t00-030
24. *Stematiu D.* Dam safety management. Bucuresti Conspress, 2009.
25. *Charles J.A.* Delivering benefits through evidence: lessons from historical dam incidents. Project. Environment Agency, Horizon House, ыDeanery Road, Bristol, 2011.
26. *Sherard J.L.* Trends and debatable aspects in embankment dam engineering // *Embankment Dams*, ASCE. 1992. Pp. 416–422.
27. *Ngambi S., Shimizu H., Nishimura S., Nakano R.* A fracture mechanics approach to the mechanism of hydraulic fracturing in fill dams // *Transactions of the Japanese Society of Irrigation, Drainage and Reclamation Engineering (Japan)*. 1998. Vol. 195. Pp. 47–58.
28. *Tran D.Q.* Effects of culvert shapes on potential risk of hydraulic fracturing adjacent to culverts in embankment dams // *International Journal of GEOMATE*. 2018. Vol. 16. Issue 52. DOI: 10.21660/2018.52.20934
29. *Tran D.Q.* Research on cause of dam failure from viewpoint of hydraulic fracturing — case study of a dam failure in Vietnam // *International Journal of GEOMATE*. 2018. Vol. 14. Issue 41. DOI: 10.21660/2018.41.57454

Поступила в редакцию 28 сентября 2023 г.

Принята в доработанном виде 27 ноября 2023 г.

Одобрена для публикации 29 декабря 2023 г.

ОБ АВТОРАХ: **Генрих Васильевич Орехов** — доктор технических наук, доцент, профессор кафедры гидравлики и гидротехнического строительства; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; ORCID: 0000-0002-6900-2704; OrehovGV@mgsu.ru;

Чан Мань Кыонг — аспирант кафедры гидравлики и гидротехнического строительства; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; cuonghtcs@gmail.com.

Вклад авторов:

Орехов Г.В. — идея статьи, научное руководство, формулирование концепции исследования и научное редактирование текста.

Чан Мань Кыонг — сбор и обработка материала, написание статьи.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

At present, the whole world is facing the problems of climate change, including the phenomena of rainfall and flooding in excess of normal norms, which strongly affects the runoff and hydrological regime, and causes

danger to earthen dams and reservoirs [1]. Therefore, ensuring dam safety is relevant.

Accidents and failures occurring during dam operation cause serious damage not only to the structure of the hydraulic structure, but also to the downstream

areas. The latter is many times greater than the damage caused to the structure and can take many years to repair. For example, when the Puentes dam on the Segura river (Spain) burst in 1802, 608 people died and 909 residential houses were destroyed [2]. The breach of the South Fork earth dam (USA) in 1862 resulted in damage of \$4 million and the death of 2,500 people [3].

There are many causes of dam failure such as design errors, construction errors, selection of unsuitable materials, natural or human factors, etc. [4]. In some cases, earth dam failures are caused by hydraulic fracture (HF), which is one of the most likely causes because it causes concentrated seepage leading to the risk of dam failure, especially when the reservoir is first filled [5, 6]. However, HF in earthen dams has not been thoroughly studied. In addition, the mechanism of hydraulic fracturing and the development of measures to prevent it remain a matter of debate. This paper is devoted to the discussion of the mechanism of the occurrence and development of hydraulic fracturing and to the search for technical solutions to prevent it in earth dams.

MATERIALS AND METHODS

Mechanism of occurrence of hydraulic fracture in earth dams

Hydraulic fracturing is described as a process where cracks form in soil or rock and then develop under water pressure [7]. This phenomenon is mainly intensively studied in the oil and gas industry to improve production productivity and economic efficiency [8]. HF is a complex and dangerous problem in dam construction, especially in earth dams.

Hydraulic fracture can theoretically occur in homogeneous earth dams, but the probability of its occurrence will be higher if the material is inhomogeneous in terms of deformation and seepage. In studying the possible causes of failure of earth dams, J.L. Sherard et al. (1986) briefly explained the underlying mechanism by which HF causes concentrated filtration in earth dams [5]. Studies have shown that due to various deformations (settlement), forces occurring, cracks (both visible and invisible) are formed in the dam body. At the same time, such phenomena (non-uniform settlement, arising forces) lead to redistribution of internal stresses in certain areas of embankment earth dams. In such areas, the minimum principal stress is reduced to almost zero or even tensile stress. These areas are called low compressive stress zones.

When the reservoir is filled, the water level in the reservoir rises upwards and subsequently the water pressure in the earth dam increases. In areas of low compressive stress in the ground, the water pressure becomes higher than the principal stress. At the same time, seepage in the dam penetrates into the existing cracks (even invisible cracks) formed earlier and then causes stress concentration at the crack tips. When this occurs, the stress conditions in the dam change and the cracks open or develop. The explanation states that

since the tensile strength of the soil is very low or non-existent, the cracks propagate easily, resulting in a loss of dam safety.

The researchers then developed criteria for predicting and assessing the risk of hydraulic fracture in a dam. A hydraulic rupture occurs when it satisfies the following condition [5, 6, 9]:

$$\sigma_3 < W, \quad (1)$$

where σ_3 is the minimum principal stress in the earth dam, which can be determined by monitoring at the dam site (i.e. by experience) or by numerical modelling; W is the water pressure at the point of the dam under consideration, which is defined as:

$$W = \gamma_w \cdot h_w,$$

where γ_w is the specific gravity of water; h_w is the vertical depth from the depression line of the earth dam to the point under consideration.

As the depression curve extends from upstream to downstream, the value of water pressure in the horizontal sections of the dam decreases from upstream to downstream. It follows that the masses of the dam's soil located closer to the upstream face are the most susceptible to the process of hydraulic fracturing.

Proposed criteria for hydraulic fracture in a groundwater dam

B. Lofquist (1957) was probably the first to predict the resultant forces in a soil dam with an impermeable core leading to the risk of horizontal cracking [10]. He gave examples of two dams in which the measured vertical pressure in the cores was half of the pressure in the soil layers of the dam body. This stress reduction due to non-uniform settlement in different elements of the dam can be called the resultant forces of deformation processes. Let us write down this statement as follows:

$$\sigma_s = 2\sigma_c,$$

where σ_s — is the stress of the dam soil; σ_c — stress of the dam core.

After the destruction of the Hyttejuvet dam (1965) I. Torblaa and B. Kjoernsli (1968) postulated the mechanism of HF of earthen dams [11]. The researchers assumed that at the beginning of filling, compressive stresses exist throughout the core and hence there are no open cracks. However, during filling, horizontal cracks may unexpectedly form as a result of HF at locations where the total vertical stress in the core is much lower than the shell pressure due to the resultant force between the core and the less compressible shell. During water filling, the pressure acting at the upper boundary of the core may exceed the total stress acting in some plane through the core, as shown in Fig. 1.

J.L. Sherard (1973) pointed out that, under certain conditions, the pressure acting on the top of a dam can cause the opening of existing closed cracks or create new cracks [12, 13]. The author suggested that HF in the core can occur whenever the total principal stresses at a cer-

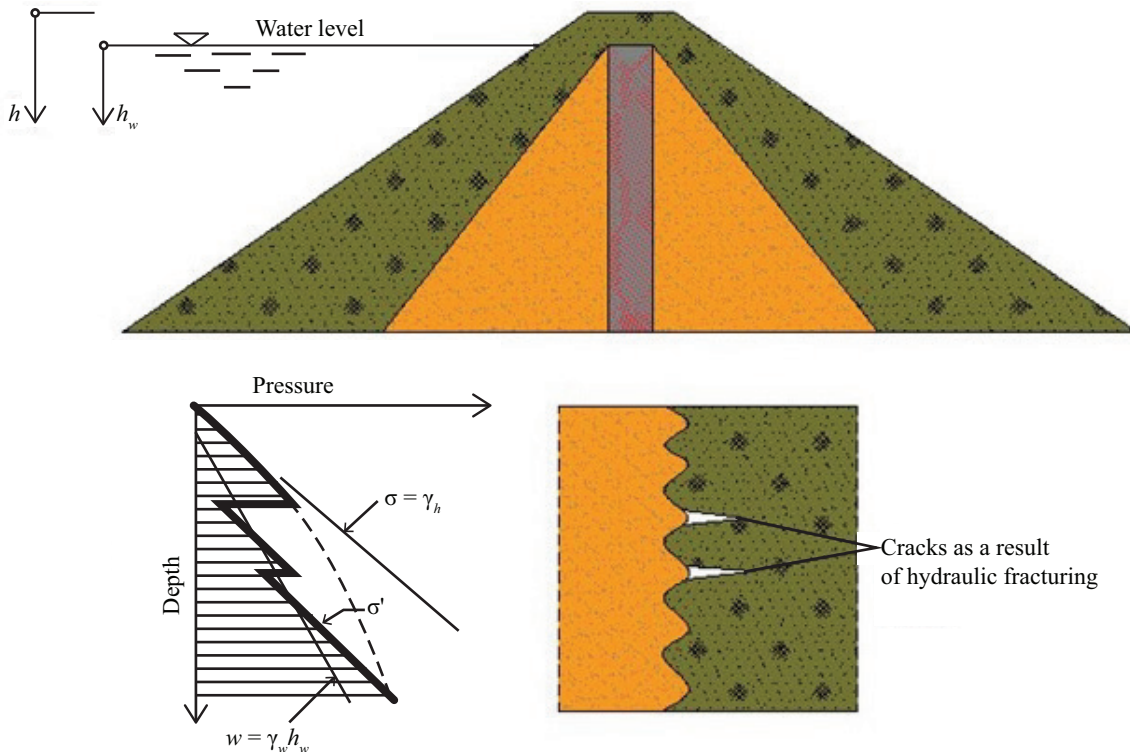


Fig. 1. Crack development in the core: σ — dam soil stress; σ' — soil stress in the zone adjacent to the core; w — water pressure

tain elevation in the core are sufficiently low compared to the water pressure at the same elevation. The internal stresses required for HF may occur when the reservoirs are first filled or may develop later as a result of continued uneven settlement of the dam body material.

Several researchers have suggested “saturated settlement” as another mechanism of core fractures during hydraulic fracturing [14, 15]. Saturated settlement develops during reservoir filling when poorly compacted soil or preexisting zones and layers of loose material become saturated and compacted under their own weight before the dry or denser soil above them has time to saturate. Thus, a break or crack forms at the location of the depression curve, and any subsequent rise in the water table allows water to penetrate this crack, resulting in erosion.

On the question of the role of cracks in the initiation of hydraulic fractures in earth dams, many studies have concluded the importance of pre-formed cracks [6, 11]. It can be said that the initiation of HF in earth dams is determined by two important conditions. The first one is the conditions under which the stress in some localized zones of the earth dams decreases, promoting the development of hydraulic fracture. The second — is the presence of cracks in the dams, which play the role of initial cracks of HF.

RESEARCH RESULTS

Relationship between hydraulic fracture and the phenomena of non-uniform settlement and resultant force

HF is considered to be closely related to the phenomena of uneven settlement and resultant force [16].

In earth dams, non-uniform settlement often occurs in areas between the embankment and the dam abutments, the embankment and concrete structures such as culverts and spillways, impermeable cores and their shoulders, and impervious trenches and abutment foundations [6]. In these zones, since the materials have different elastic moduli, the materials will settle differently and the stress in the zones may decrease to zero or even stretch. The stress reduction due to non-uniform settlement in some localized zones is called the emergent force phenomenon. Under this condition, the relationship in equation (1) is fulfilled. At the same time, due to the stress reduction in such zones due to the resultant force, some cracks may be formed. It can be said that the stress reduction along with the formation of cracks creates conditions that favour the initiation of hydraulic fracture when the dam reservoir is filled, even at the first filling.

Uneven settlement and resultant force near the dam mouths

A. Casagrande (1951) used finite element analysis to demonstrate the effect of slope of the foundations and foundation deformation on low-stress and cracked areas in an earthen dam [17]. Fig. 2 shows the conditions under which cracks occur near the steep slope of a rigid rock foundation due to non-uniform settlement and resultant force. In some recent studies K. Hoeg, H. Bui, K. He et al. also come to this conclusion [18–20].

Uneven settlement and resulting force near the culvert

Fig. 2 shows that due to the effect of non-uniform settlement, low stress areas and cracks appear near the culvert. This phenomenon has been confirmed by

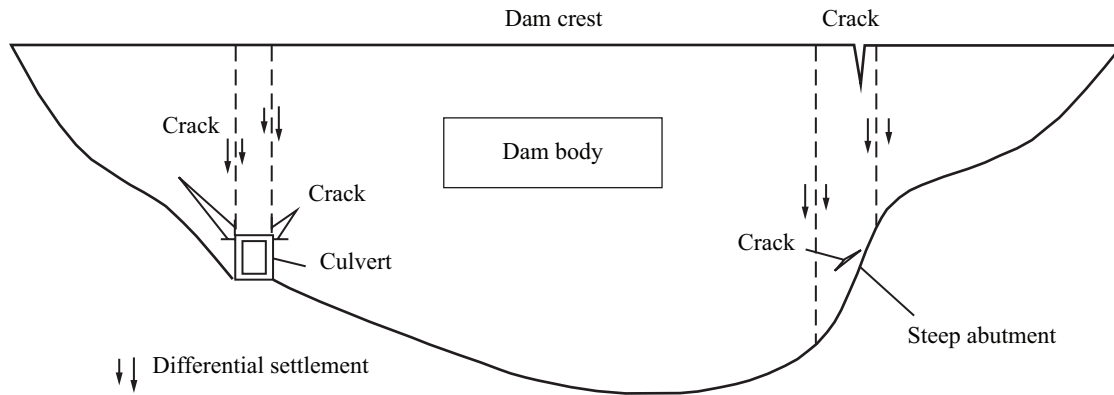


Fig. 2. Longitudinal section of the dam — formation of low stress zones and cracks in the vicinity of the conduit and bund in the embankment dam

many researchers using both theoretical and experimental methods [5, 6, 21]. Cracks formed along the culvert create concentrated filtration, which leads to dam failure.

In addition, J.L. Sherard also suggested that it is difficult to perfectly compact the soil so that there are no gaps or discontinuities at the interface between the soil and the materials of culverts or dam foundations, for example, when the culvert has an inappropriate shape (e.g., pipe shape) [13]. Therefore, there may be some gaps or discontinuities that play the role of initiating cracks for the occurrence of HF. Consequently, the risk of HF is higher than in the case of embankment dams with suitably shaped culverts.

Uneven settlement and resultant force in an earthen core dam

Fig. 3 shows the mechanism of crack formation in impermeable cores and trenches due to the effects of non-uniform settlement and resultant force between cores, trenches and soil adjacent to them. Due to the effects of non-uniform settlement and resultant force, cracks are easily formed and propagate due to HF through the cores and trenches. This mechanism

is believed to be associated with the failures of many earthen rock fill dams, especially historic dams designed with very narrow impermeable cores and narrow cut-off trenches built to reduce pore water pressure during construction, e.g. Dale Dyke (England), Hyttejuvet (Norway), Balderhead (England).

Uneven settlement and resultant force due to other causes

Some low-stress zones and cracks also occur in embankment dams due to uneven settlement resulting from the existence of a highly compressible layer in the dam foundation [22]. However, the risk of such cracks can be significantly reduced if thorough geological investigations are carried out prior to construction. In addition, embankment shrinkage, inadequate compaction, and earthquakes may be other factors associated with the formation of cracks anywhere in dams.

Dam failure and accidents under the hydraulic fracture mechanism

Studies based on statistics show that internal erosion or suffusion caused by concentrated seepage is one of the main causes of earth dam failure or accidents

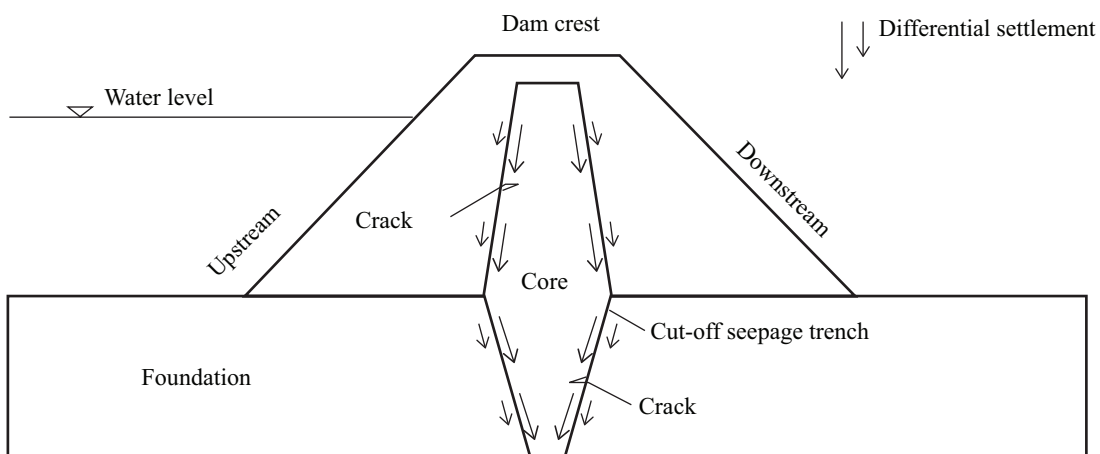


Fig. 3. Cross section of the dam — formation of low stress zones and cracks in the core dam

[23–25]. Hydraulic fracture is considered the most likely mechanism causing suffusion [5]. The Table presents a statistical database of some dam failures in the world related to hydraulic fracture. To explain this, Ngambi relied on the theory of fracture mechanics and laboratory test results to suggest that the hydraulic fracture resistance of disturbed soil specimens (corresponding to the embankment resistance of HF dams soon after their construction was completed) was very low and much less than that of undisturbed soil specimens. Thus, it can be seen that dams in the early stages after construction

are more susceptible to HF than dams that have been in operation for a long time.

Analyzing information on incidents involving earth dams constructed in different years, it can be concluded that the majority of failures have occurred at locations where the fracturing processes described above could occur. It is in the areas associated with the transition zones in the impervious core in concrete pipe spillway structures that fracturing can occur in the dam material in contact with the marked dam elements for the reasons stated above.

Statistics on dam failures

Dam (country)	Year of construction completion	Year of incident or destruction	Fracture site on the dam body	Reference
Balderhead (UK)	1964	1967	In the core area	Vaughan, 1971
Winscar (UK)	1975	1976–1980	In the area of the culvert and standpipe	Routh, 1988
Horndoyne (UK)	1990	1990	In the area of the culvert	Charles, 2005
Greenbooth (UK)	1962	1983	In the area of stability	Flemming and Rossington, 1985
Carno Lower (UK)	1911	2005	In the area of the culvert	Rowland and Powell, 2006
Leader Middle Clear Boggy Creek Site 15 (USA)	1965	1966, 1968	In the area of the impervious trench	Sherard, 1972
Upper Red Rock Creek Site 42 (USA)	1966	1967	In the area of the culvert	Sherard, 1972
Caney Coon Creek Site 2 (USA)	1964	1964	In the area of the culvert	Sherard, 1972
Upper Red Rock Creek Site 48 (USA)	1964	1964	In the area of the culvert	Sherard, 1972
Upper Clear Boggy Creek Site 53 (USA)	1963	1964	In the area of the culvert	Sherard, 1972
Little Wewoka Creek Site 17 (USA)	1960	1960	In the area of the culvert	Sherard, 1972
Owl Creek Site 13 (USA)	1957	1957	In the area of the culvert	Sherard, 1972
Owl Creek Site 7 (USA)	1957	1957	In the area of the culvert	Sherard, 1972
Leader Middle Clear Boggy Creek Site 29 (USA)	1962	1970	In the area of the culvert	Sherard, 1972
Hyttejuvet (Norway)	1965	1966	In the core area	Torblaa and Kjoernsli, 1968
Teton (USA)	1975	1976	In the area of the impervious trench	An independent commission will examine the cause of the Teton Dam breach, 1976
Viddalsvatn (Norway)	1972	1973	In the core area	Vestad, 1976
Yard's Creek Upper Reservoir (USA)	1965	1965	In the core area	Sherard, 1973
KE 2/20 REC (Vietnam)	2008	2009	In the area of the culvert and standpipe	Nguyen and Ho, 2009

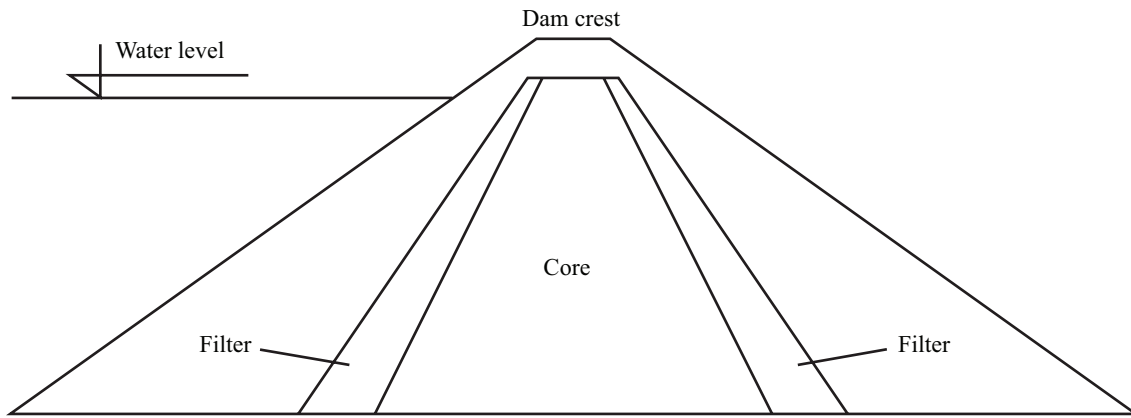


Fig. 4. Measures to reduce the risk of hydraulic fracture in a core dam

Measures to minimise the risks of hydraulic fracture

It is obvious that hydraulic fracturing is dangerous and threatens the safety of the dam. It is therefore important to implement methods to prevent dam collapse due to hydraulic fracturing.

J.L. Sherard (1992) suggested that a well-designed filter (Fig. 4) is of primary importance and other measures to reduce non-uniform fracture precipitation are of secondary importance [26]. A suitable filter is one that can safely control concentrated seepage not only due to the erosion mechanism but also due to GR. A study by S. Ngambi (1998), based on laboratory test results, also confirmed the importance of filter in preventing HF [27]. Nowadays, a suitable filter is considered a requirement among the design and construction standards for earth dams in many countries.

In order to reduce the probability of uneven settlement in the dam and to reduce the risk of GD, a study by J.L. Sherard (1992) recommended some measures. Sherard (1992) recommended some measures.

1. For hydraulic fracturing occurring near the dam mouths, J.L. Sherard suggested excavating the dam mouths to make the slopes more gentle and to eliminate abrupt changes or irregularities in the dam mouths

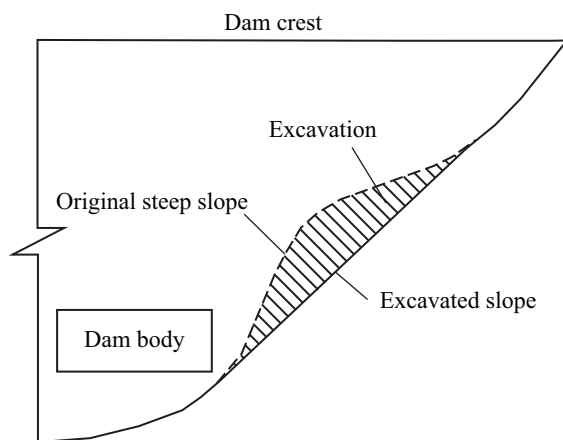


Fig. 5. Mitigation measure to reduce the risk of hydraulic fracture near dam embankments

or bases (Fig. 5). The purpose of this measure is to reduce the risk of vaulting near the dam mouths, which leads to cracks and tensile zones in the dam.

2. To prevent HF near culverts, J.L. Sherard advised that other culvert shapes should be used in practice. The recommended culvert shapes should have slightly sloping outer surfaces. In particular, J.L. Sherard (1992) and S. Ngambi (1997) suggested culverts with sloping outer slopes in the ratio of one in the horizontal direction to eight or ten in the vertical direction (i.e. slope of the outer sloping walls from 0.1 to 0.125) [9, 26].

Currently, among the many standards for the design and construction of buried culverts in embankment dams used in developed countries (Japan and the USA), it is also recommended that buried culverts have exterior sloping walls with a slope of 0.1 to 0.3 (Fig. 6). In recent studies, D.Q. Tran (2018) proposed a critical slope of sloped walls of at least 0.4 [28]. Many researchers have concluded that culvert reshaping is a common and effective measure to prevent the risk of HF near culverts [6, 26, 29], because reshaping not only effectively reduces the resultant force, but also helps to compact the bulk soil on the outer surfaces of culverts.

CONCLUSION

Based on some of the studies on hydraulic fracturing mentioned above, the following conclusions can be drawn.

Hydraulic fracture is a real potential hazard for earth dams, especially at first filling. The material behaviour of earth dams, mainly at the transition zones and at the interface with other elements, suggests processes related to hydraulic fracture occurring under the water pressure of the seepage flow. Inappropriate culvert shape, sloping foundations, and too narrow impermeable trenches all increase the likelihood of dam hydraulic fracturing. The mechanism of the processes associated with hydraulic fracture in the dam body is not fully understood, but it is already clear that the design of new earth retaining structures must take

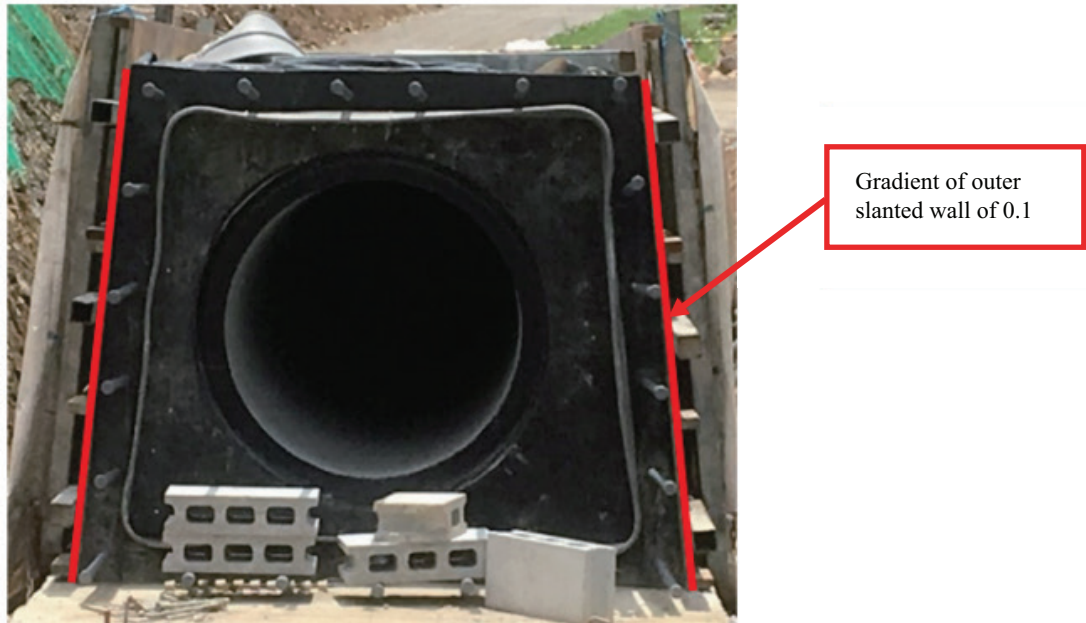


Fig. 6. Current general shape of a groundwater dam culvert in Japan with sloping outer walls with a slope of 0.1

into account the above factors, which are related to the safety of the structure and its long-term failure-free operation.

Although a large number of studies have focused on measures to safely control the risk of dam failures

due to hydraulic fracture and certain measures have been recommended, the effectiveness of some measures is poorly demonstrated or not fully agreed upon. Therefore, measures to improve the safety of dams against hydraulic fracture need to be examined more closely.

REFERENCES

1. Lehner B., Döll P., Alcamo J., Henrichs T., Kaspar F. Estimating the Impact of Global Change on Flood and Drought Risks in Europe: A Continental, Integrated Analysis. *Climatic Change*. 2006; 75(3):273-299. DOI: 10.1007/s10584-006-6338-4
2. Salyamova K.D., Akhmedov M.A. Statistical analysis of damage and destruction of soil dams. *Innovative ways to solve current problems of nature management and environmental protection : collection of reports of the International Scientific and Technical Conference*. 2018; 104-113. EDN YNUXAD. (rus.).
3. Gelfer A.A. *Causes and forms of destruction of hydraulic structures*. Leningrad; Moscow, Onti, 1936; 320. (rus.).
4. Valeria O.G. Study the risks of dam failure. *Alley of Science*. 2019; 1(9):(36):102-105. EDN JBHDPR. (rus.).
5. Sherard J.L. Hydraulic fracturing in embankment dams. *Journal of Geotechnical Engineering*. 1986; 112(10):905-927. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9410(1986)112:10(905)
6. Ngambi S., Nakano R., Shimizu H., Nishimura S. Cause of leakage along the outlet conduit underneath a low fill dam with special reference to hydraulic fracturing. *Rural and Environment Engineering*. 1998; 1998(35):35-46. DOI: 10.11408/jierp1996.1998.35_35
7. Mhach H.K. *An experimental study of hydraulic fracture and erosion : doctoral thesis*. City University London, 1999.
8. Mannanov I.I., Garipova L.I. The influence of filtration reservoir characteristics for additional oil production at acid fracturing. *Territorija Neftegaz*. 2015; 12:124-127. EDN VOLPFD. (rus.).
9. Ng K.L., Small J.C. A case study of hydraulic fracturing using finite element methods. *Canadian Geotechnical Journal*. 1999; 36(5):861-875. DOI: 10.1139/t99-049
10. Lofquist B. Discussion on Cracking in Earth Dams. *Proceedings of the 4th international conference of soil mechanics and foundation engineering*. London UK, 1957; 261-262.
11. Torblaa I., Kjoernsli B. *Leakage through horizontal cracks in the core of Hyttejuvet Dam*. Norwegian Geotechnical Institute, 1968; 80:39-47.
12. Vaughan P.R. Cracking of Embankment Dam Cores and the Design of Filters for their Protection. *Lecture given in Madrid and published in the Bulletin of Sociedad Espanola de Mecanica del Suelo Y Cimentaciones*. 1976.
13. Sherard J.L. Embankment Dam Cracking. *Hirschfeld, R.C. and Poulos, S.J., Eds., Embankment-*

Dam Engineering (Casagrande Volume). John Wiley, New York, 1973; 324-328.

14. Leonards G.A., Davidson L.W. Reconsideration of Failure Initiating Mechanisms for Teton Dam. *International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*. 1984; 31.

15. Mesri G., Ali.S. Discussion of “Hydraulic Fracturing in Embankment Dams” by James L. Sherard (October, 1986, Vol. 112, No. 10). *Journal of Geotechnical Engineering*. 1988; 114(6):742-746. DOI: 10.1061/(asce)0733-9410(1988)114:6(742)

16. Zhu J., Ji E., Wen Y., Zhang H. Elastic-plastic solution and experimental study on critical water pressure inducing hydraulic fracturing in soil. *Journal of Central South University*. 2015; 22(11):4347-4354. DOI: 10.1007/s11771-015-2983-y

17. Casagrande A. *Notes on the design of earth dams*. Harvard University, Department of Engineering, 1951.

18. He K., Fell R., Song C. Transverse cracking in embankment dams resulting from cross-valley differential settlements. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*. 2022; 26(3):995-1021. DOI: 10.1080/19648189.2019.1691663

19. Bui H., Fell R., Song C. *Two and three dimensional numerical modeling of the potential for cracking of embankment dams during construction*. Sydney, Australia, 2004; 123.

20. He K., Song C., Fell R. *Assessing potential cracking zones in embankment dams*. Southern Cross University, Lismore, NSW, 2014; 721-726.

21. Kobayashi N., Mochida J., Sumida Y., Yoshitake Y. Evaluation of arching action generated in

the backfill between outlet conduit and existing embankment. *Transactions of the Japanese Society of Irrigation, Drainage and Rural Engineering*. 2012; 80: 223-230.

22. Narita K. *Design and construction of embankment dams*. Department of Civil Engineering, Aichi Institute of Technology, 2000.

23. Foster M., Fell R., Spannagle M. The statistics of embankment dam failures and accidents. *Canadian Geotechnical Journal*. 2000; 37(5):1000-1024. DOI: 10.1139/t00-030

24. Stematiu D. *Dam safety management*. Bucureresti Conspress, 2009.

25. Charles J.A. *Delivering benefits through evidence: lessons from historical dam incidents*. Project. Environment Agency, Horizon House, Deanery Road, Bristol, 2011.

26. Sherard J.L. Trends and debatable aspects in embankment dam engineering. *Embankment Dams, ASCE*. 1992; 416-422.

27. Ngambi S., Shimizu H., Nishimura S., Nakano R. A fracture mechanics approach to the mechanism of hydraulic fracturing in fill dams. *Transactions of the Japanese Society of Irrigation, Drainage and Reclamation Engineering (Japan)*. 1998; 195:47-58.

28. Tran D.Q. Effects of culvert shapes on potential risk of hydraulic fracturing adjacent to culverts in embankment dams. *International Journal of GEOMATE*. 2018; 16(52). DOI: 10.21660/2018.52.20934

29. Tran D.Q. Research on cause of dam failure from viewpoint of hydraulic fracturing — case study of a dam failure in Vietnam. *International Journal of GEOMATE*. 2018; 14(41). DOI: 10.21660/2018.41.57454

Received September 28, 2023.

Adopted in revised form on November 27, 2023.

Approved for publication on December 29, 2023.

B I O N O T E S : **Genrikh V. Orekhov** — Doctor of Technical Science, Associate Professor, Professor of the Department of Hydraulics and Hydraulic Engineering; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ORCID: 0000-0002-6900-2704; OrehovGV@mgsu.ru;

Tran Manh Cuong — postgraduate student of the Department of Hydraulics and Hydraulic Engineering; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; cuonghtcs@gmail.com.

Contribution of the authors:

Genrikh V. Orekhov — idea of the article, scientific supervision, formulation of the research concept and scientific editing of the text.

Tran Manh Cuong — collecting material, processing material, writing an article.

The authors declare no conflict of interest.

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 624.014.2

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.4

Размер площадки трения фрикционного болтового соединения

Андрей Александрович Василькин¹, Георгий Владиславович Зубков¹,
Сергей Александрович Прокаев², Илья Андреевич Василькин¹

¹ Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия;

² Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина (УрФУ); г. Екатеринбург, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. В нормативной методике расчета соединений стальных элементов на высокопрочных болтах основное влияние на несущую способность соединения оказывает усилие натяжения болта и коэффициент трения, при этом ширина соединяемых пластин не учитывается, нормами регламентируется шаг расстановки болтов. Поставлена задача определения влияния ширины стальных пластин на несущую способность соединения пакета. Для этого изготовлено несколько стыковых соединений пластин с двусторонними накладками из горячекатаной стали марки Ст3сп5 по ГОСТ 19903–2015. Одна из стыкуемых пластин изготовлена различной ширины и крепится одним болтом так, чтобы в этом сечении произошло исчерпание несущей способности. После чего соединение растягивается и доводится до предельного состояния на разрывной машине.

Материалы и методы. Выполнено шесть комплектов фрикционного соединения с двусторонней накладкой на высокопрочных болтах с различной шириной исследуемой стыкуемой пластины — 50; 60; 70; 80; 90; 100 мм. Пластины соединены высокопрочным болтокомплексом класса прочности 10.9 размера М14. Поверхность пластин обработана пескоструйной обработкой. Для выявления усилия сдвига пакета использовалась разрывная машина Instron 1000HDX.

Результаты. Определена несущая способность соединений с различной шириной стыкуемых пластин, выполнено сравнение полученных результатов с расчетными теоретическими значениями несущей способности, установлены форма и размер площадки трения. Три образца были доведены до разрушения, выявлено, что разрушение происходит в результате исчерпания прочности пластин на растяжение, а также выкола пластины в результате смятия соединяемых элементов.

Выводы. Установлено, что размер зоны трения составляет 2,1–2,3 диаметра отверстия, несущая способность соединения не зависит от ширины элементов.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: фрикционное соединение, площадь трения, высокопрочный болт, болтовое соединение

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Василькин А.А., Зубков Г.В., Прокаев С.А., Василькин И.А. Размер площадки трения фрикционного болтового соединения // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 4. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.4

Автор, ответственный за переписку: Андрей Александрович Василькин, vasilkinaa@mgsu.ru.

Friction area size of the friction bolted connection

Andrey A. Vasilkin¹, Georgiy V. Zubkov¹, Sergey A. Prokaev², Ilya A. Vasilkin¹

¹ Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation;

² Ural Federal University named after the First President of Russia B.N. Yeltsin (UrFU);
Yekaterinburg, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. In the normative method of calculation of joints of steel elements on high-strength bolts, the main influence on the bearing capacity of the joint is the bolt tension force and the friction coefficient, while the width of the plates to be connected is not taken into account, normative documents regulate the bolt spacing. The task of determining the influence of the width of steel plates on the load-bearing capacity of the connection elements was set. For this purpose, several butt joints of plates with double-sided overlays made of hot-rolled steel grade St3sp5 according to GOST 19903–2015 were manufactured. One of the butt plates is made of different widths and is fastened with one bolt so that the exhaustion of bearing capacity occurs in this section. After that, the joint is stretched and brought to the limit state on a breaking machine.

Materials and methods. 6 sets of friction joint with double-sided overlay on high-strength bolts with different width of the investigated butt plate — 50; 60; 70; 80; 90; 100 mm were made. The plates are connected by a high-strength bolt set of strength class 10.9 of size M14. The surface of the plates was sandblasted. An Instron 1000HDX tensile testing machine was used to determine the shear force.

Results. The bearing capacity of joints with different widths of the plates to be joined was determined, the results obtained were compared with the calculated theoretical values of bearing capacity, the shape and size of the friction area were determined. Three specimens were brought to failure, it was revealed that failure occurs as a result of exhaustion of tensile strength of the plates, as well as plate gouging as a result of buckling of the joined elements.

Conclusions. It was found that the size of the friction zone is 2.1–2.3 of the hole diameter, the bearing capacity of the joint does not depend on the width of the elements.

KEYWORDS: friction joint, friction area, high-strength bolt, bolted connection

FOR CITATION: Vasilkin A.A., Zubkov G.V., Prokaev S.A., Vasilkin I.A. Friction area size of the friction bolted connection. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):4. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.4

Corresponding author: Andrey A. Vasilkin, vasilkinaa@mgsu.ru.

ВВЕДЕНИЕ

Одним из способов соединения стальных элементов ответственных конструкций, в том числе работающих под воздействием динамической нагрузки, является соединение на высокопрочных болтах, когда несущая способность соединения обеспечена за счет силы трения между соединяемыми поверхностями [1]. На основе испытаний работы соединений на высокопрочных болтах, выполненных в НИИ мостов ЛИИЖТ в 1957 г. под руководством Т.М. Богданова, были заложены основы методики проектирования соединений на высокопрочных болтах [2]. Установлено, что при значительном усилии затяжки болта возникает сила трения между соединяемыми поверхностями, за счет которой и обеспечивается несущая способность соединения.

Учитывая широкий спектр условий работы подобного типа соединений и ответственность возводимых несущих конструкций, в настоящее время выполняются исследования по изучению влияния различных факторов на работу соединения.

Так, авторы трудов [3, 4] оценили влияние степени коррозионного износа элементов на несущую способность соединения. Выполнены исследования по определению влияния температуры [5], повторной нагрузки [6, 7], сейсмических колебаний [8], способа обработки соединяемых поверхностей [9–11], технологии и качества подготовки контактных поверхностей [12] на несущую способность соединения.

В ряде работ проведены испытания действительной работы фрикционных соединений на физической модели [13–16], в том числе за пределами фрикционной части работы соединения [17].

Кроме указанных в нормах проектирования, предлагаются различные способы определения ко-

эффициента закручивания высокопрочного болтокомплекта [18, 19], в публикации [20] устанавливается коэффициент закручивания болта при различных видах смазки, а в исследовании [21] — коэффициент закручивания при ударной затяжке болтовых соединений.

В представленной статье поставлена задача определения размера зоны трения между соединяемыми высокопрочными болтами пластинами, предполагая, что существует площадь трения A , которая может распределяться равномерно вокруг отверстия с болтом.

Было высказано предположение, что при стыке стальных пластин с фрикционным механизмом на несущую способность может оказывать влияние ширина соединяемых элементов. Для пластин различной ширины будет различная площадь трения, соответственно, чем шире пластины, тем вероятно больше площадь трения и больше несущая способность соединения. Ожидается линейная зависимость между шириной элементов и несущей способностью соединения. Очевидно, что размер этой площадки трения должен быть конечен, и при испытании пластин различной ширины равномерно увеличивающийся график станет горизонтальным.

Для того чтобы определить размер d зоны трения (рис. 1), используем пластину 2 различной ширины (рис. 2).

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Для исследования было изготовлено шесть комплектов пластин из горячекатаной стали марки Ст3сп5 по ГОСТ 19903–2015. Две пластины (рис. 2, элементы 1 и 2) соединялись с помощью двусторонних накладок на высокопрочных болтокомплектах диаметра М14 и класса прочности 10.9. Способ соединения на двусторонних накладках усложняет и удорожает конструкцию, однако дает возможность приложить растягивающее усилие четко по оси симметрии соединения без возникновения изгибающего момента, который бы возник в случае использования двух пластин, соединенных одним болтом внахлест. Все пластины соединяются одинаковыми болтами, имеющими одинаковый диаметр болта, класс прочности и усилие натяжения. Поэтому, для того чтобы четко зафиксировать момент сдвига

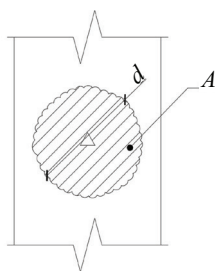


Рис. 1. Теоретическая форма площадки трения

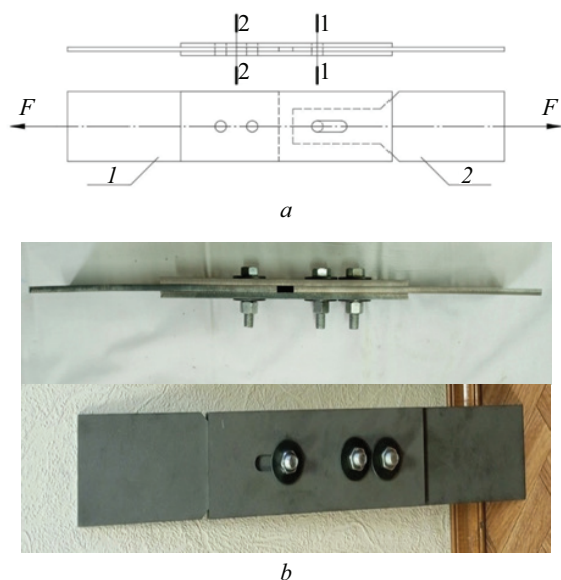


Рис. 2. Конструкция исследуемого стыкового соединения стальных пластин с двусторонними накладками: *a* — схема соединения; *b* — общий вид

пластин, необходимо исключить из работы болты с противоположной стороны соединения. Для того чтобы обеспечить и наблюдать сдвиг болта, в интересующей нас плоскости 1–1 был установлен один болт, а с другой стороны стыка — два болта (сечение 2–2), таким образом в этом сечении создается заведомо более прочное соединение (рис. 2).

В каждом соединении элемент 2 изготовлен различной ширины — 50; 60; 70; 80; 90; 100 мм (рис. 3).

Предварительно пластины подверглись пескоструйной обработке и были стянуты в пакет в течение одних суток. Высокопрочные болты М14 затягивались динамометрическим ключом на расчетное усилие натяжения.

Также в накладках, в сечении 1–1, отверстие под болт выполнено овальной формы $l = 50$ мм для возможности перемещения болта и исключения его работы на срез и смятие соединяемых поверхностей.

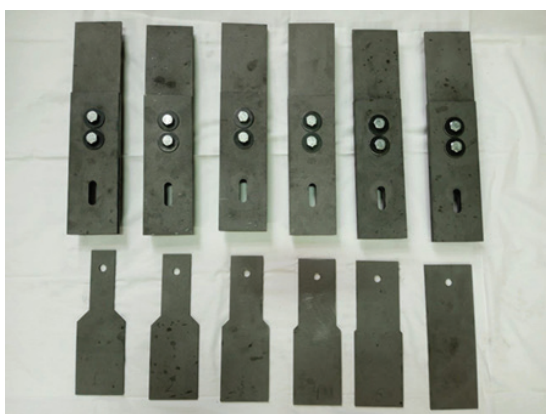


Рис. 3. Сборка исследуемых пакетов с элементами различной ширины



Рис. 4. Испытание образцов на растяжение в разрывной машине

Затем соединенные пакеты пластин последовательно установили в разрывную машину Instron 1000HDX лаборатории испытаний строительных материалов изделий и конструкций НИУ МГСУ и испытывали на растяжение до исчерпания несущей способности соединения за счет сил трения, т.е. до сдвига болта в сечении 1–1.

Три образца были доведены до разрушения элементов. При этом ставилась задача разрушить именно стальные пластины и поэтому расчетным путем принят болт именно такого диаметра, чтобы исключить его срез. Испытательная установка показана на рис. 4.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

По результатам проведенных испытаний замерена ширина участков трения между пластинами (рис. 5), данные замеров представлены в табл. 1. Поскольку имеется две плоскости трения, то замерено два участка с двух сторон перемещаемой пластины 2. На них видны участки повреждения поверхности — борозды замятия и задиры стали. По этим ярко выраженным участкам и замеряется ширина участка трения.

Поскольку отверстия сделаны овальной формы, то перемещение пластин после исчерпания сил трения и их сдвига происходило на значительном расстоянии — 36 мм, что позволило сформировать на пластинах визуально наблюдаемые участки трения с характерными бороздами. Разумеется, сложно однозначно трактовать, где начинаются борозды на металле, при этом возможна погрешность в 1 мм, т.е. $1/15d$ отверстия. Представляется, что такая неточность все же поможет создать общую картину и вывести некоторые зависимости. Несмотря на то что все образцы были выполнены из одной стали, т.е. прочность и твердость у них должна быть одинаковой, видно, что глубина рисок и борозд может быть различной, от еле заметных как на образце № 4 (рис. 5) до глубоких рытвин на образце № 1 и 6 (рис. 6).

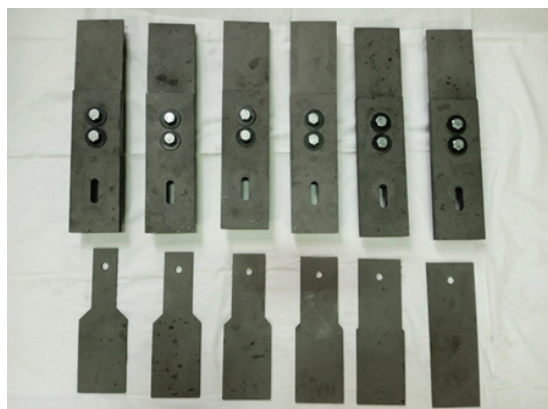


Рис. 5. Площадки трения на пластинах образца № 4

В перспективе считаем интересным сравнить размер борозд и соответственно несущую способность соединения для различных классов стали — малоуглеродистой и высоколегированной. С одной стороны, чем прочнее сталь, тем сложнее сорвать «зацепы» в «бороздах», с другой стороны, если сталь очень прочная и твердая, то, возможно, она вообще не будет цепляться друг за друга или скалываться по хрупкому типу. Поскольку исследованные пластины выполнены из вязкой стали со значительным относительным удлинением (по сертификату) 33 %, возможно, именно поэтому сформировались такие четкие и заметные борозды.

Из результатов, представленных в табл. 1, видно, что у всех образцов ширина площадки трения близка (от 31 до 33,5 мм) и отличается на 7–8 %.

Далее выполнена оценка усилия сдвига, при котором произошло исчерпание несущей способности соединения за счет силы трения и сдвиг пластин. Полученные результаты приведены в табл. 2.

Для сравнения вычислена теоретическая несущая способность соединения с двумя плоскостями трения и пескоструйным способом обработки, описанным в нормативной документации¹.

Из результатов испытаний образцов следует, что фактическая несущая способность соединения оказалась различной для пластин с разной шириной, что свидетельствует о том, что ширина пластин не влияет на несущую способность болта, поскольку

¹ СП 16.13330.2011. Стальные конструкции. 2011. 173 с.

Табл. 1. Ширина зоны трения с двух сторон пластины

Образец	Диаметр отверстия, мм	Ширина пластины, мм	Ширина области трения, мм	Ширина области трения от оси отверстия, мм
1	15	50	31/32 — $2,1d_0$	15/17 мм ~ $1d_0$
2	15	60	33/34 — $2,27d_0$	16,5/17 мм ~ $1d_0$
3	15	70	32,5/32 — $2,17d_0$	16,5/17 мм ~ $1,13d_0$
4	15	80	33,5/33,5 — $2,23d_0$	16,5/16,5 мм ~ $1,1d_0$
5	15	90	33,5/33 — $2,17d_0$	16,5/16,5 мм ~ $1,1d_0$
6	15	100	32/32 — $2,13d_0$	16/16 мм ~ $1,07d_0$

ку диаметр пятна трения меньше ширины испытываемых пластин и составляет $2,1d_0$ с разбросом 7–8 %.

Таким образом, можно сделать вывод, что радиус зоны трения составляет 2,0 диаметра отверстия и не зависит от размера соединяемых пластин. Участки трения можно визуально наблюдать на образцах (рис. 5).

В нормах проектирования указаны конструктивные требования по расстановке болтов в соединении, в которых указано, что минимальное расстояние между центрами отверстий болтов должно быть не менее $2,5d_0$. Данное расстояние соответствует диаметру пятна контакта. На рисунках можно наблюдать зону контакта круглой формы.

В процессе проведения исследования три образца были доведены до разрушения, т.е. при перемещении пластин болт выбрал черноту овального отверстия и стал работать по принципу обычного болта.

До разрушения были доведены образцы № 1, 5, 6 (рис. 6).

После перемещения болта на всю длину овального отверстия болт упирается в накладки и при дальнейшем увеличении нагрузки может произойти разрушение в результате среза болта, смятия соединяемых поверхностей или растяжения пластины по ослабленному сечению. Разрушение первого образца произошло по оси отверстия от нормальных напряжений по ослабленному сечению. Пятого и шестого — в результате смятия соединяемых поверхностей.

При проведении эксперимента определено усилие, при котором произошло разрушение пакета пластин, результаты представлены в табл. 3. Также вычислена несущая способность соединения на растяжение пластин и смятие соединяемых поверхностей (табл. 3).

Теоретически все пластины должны разрушиться от смятия соединяемых поверхностей, поскольку несущая способность на растяжение (без учета концентрации напряжений) превышает несущую способность на смятие соединяемых поверхностей $N_p > N_{см}$.

Однако фактически в первом образце с шириной $b = 50$ мм происходит разрушение в результате нормальных напряжений по площади наименьшего сечения — отверстию в пластине, что можно объяснить влиянием концентрации напряжений у отверстия.

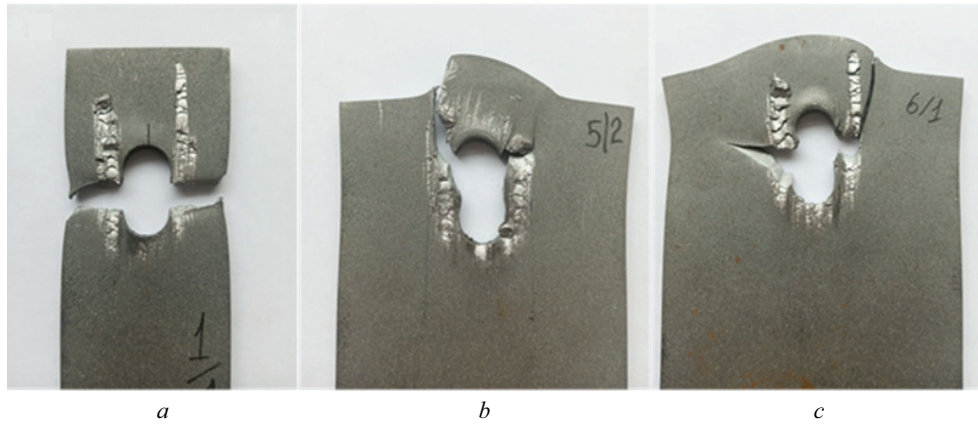


Рис. 6. Разрушение образцов при растяжении: *a* — ширина 50 мм; *b* — ширина 90 мм; *c* — ширина 100 мм

Табл. 2. Несущая способность испытываемых пакетов пластин

Образец	Ширина пластины, мм	Усилие сдвига N , кН	%	Расчетная несущая способность соединения, кН
1	50	69,53	100,00	69,368
2	60	83,51	120,10	69,368
3	70	102,15	146,91	69,368
4	80	86,68	124,66	69,368
5	90	71,30	102,54	69,368
6	100	75,93	109,20	69,368

Табл. 3. Несущая способность соединения после преодоления силы трения

Образец	Расчетная величина разрушения		Фактическое усилие разрушения, кН	Вид разрушения
	Смятие соединяемых поверхностей, кН	Растяжение пластины, кН		
1 ($b = 50$ мм)	40,7	49,35	69,5	Растяжение
5 ($b = 90$ мм)	40,7	105,75	71,3	Смятие поверхностей
6 ($b = 100$ мм)	40,7	119,85	75,9	Растяжение–смятие

Образец № 5 шириной 90 мм разрушился от смятия поверхностей при усилии, на 75 % превышающем расчетное, что можно объяснить запасом несущей способности, заложенным в методе расчета по предельным состояниям. Этот образец не должен был разрушаться от растяжения.

Образец № 6 разрушился при усилии $N = 75,9$ кН, близком образцу № 5 $N = 71,3$ кН, разница в усилии разрушения составила 6 %, что вполне укладывается в статистический разброс исследования. При этом характер разрушения можно трактовать как смешанный, поскольку на образце видно, что трещина возникла по ослабленному сечению и выросла на несколько миллиметров поперек пластины до $0,4d$ отверстия, т.е. разрушение начиналось как для растянутого элемента от нормальных напряжений по площади нетто. Дальше, вероятно, трещина завязла (поскольку металл пластины пластичный $\delta = 30$ %) и пошла в торец пластины, выкалывая отверстия,

т.е. разрушение произошло по принципу смятия соединяемых поверхностей.

Разумеется, количества разрушенных пластин недостаточно, чтобы набрать достоверную статистику и делать выводы по механике разрушения соединения. Очевидно, что узел находится в сложном напряженном состоянии, при этом влияют факторы качества стали, концентрации напряжений, разброс прочности стали самих пластин. В любом случае усилие фактической несущей способности превысило расчетную несущую способность.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

В результате исследования установлено, что площадка трения фрикционного соединения имеет очертание в виде круга. Диаметр участка трения ориентировочно составляет $2,1–2,3d$ отверстия, при этом зона трения распространяется на $0,67d$ от края отверстия. Минимально допустимое расстояние между центрами отверстия, указанное в СП

«Стальные конструкции» [20], составляет $2,5d_0$, таким образом, практически весь промежуток между болтами испытывает трение. Зона трения не зафиксирована на участке поверхности пластины шириной $0,2-0,4d_0$.

Также установлено, что ширина площадки трения не зависит от линейных размеров соединяемых пластин, что подтверждает представления, заложенные в формулу определения несущей способности соединения на высокопрочных болтах.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Туснин А.Р., Тихонов С.М., Алехин В.Н., Беляева З.В., Кудрявцев С.В., Рыбаков В.А., Назмеева Т.В. и др. Проектирование металлических конструкций. Часть 1. Металлические конструкции. Материалы и основы проектирования : учебник для вузов. М. : Изд-во «Перо», 2020. 468 с. EDN BQNCPS.
2. Богданов Т.М. Соединения металлических конструкций на высокопрочных болтах. М. : Трансжелдориздат, 1963. 112 с.
3. Jiang C., Xiong W., Cai C.S., Zhu Y., Liu Z. Experimental study on the shear behavior of friction connections with corrosion damage // Journal of Constructional Steel Research. 2022. Vol. 197. P. 107449. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107449
4. Катанина А.Г., Шувалов А.Н., Корнев О.А., Соколова Е.В. Влияние коррозионной среды на свойства фрикционного соединения листов сплава 6082-T6 // Известия высших учебных заведений. Строительство. 2022. № 8 (764). С. 102–118. DOI: 10.32683/0536-1052-2022-764-8-102-118. EDN WSYRQK.
5. Xie R., Golondrino J.C., MacRae G.A., Clifton G.C. Braced frame symmetrical and asymmetrical friction connection performance // Key Engineering Materials. 2018. Vol. 763. Pp. 216–223. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.763.216
6. Aloisio A., Contento A., Boggian F., Tomasi R. Probabilistic friction model for aluminium–steel Asymmetric Friction Connections (AFC) // Engineering Structures. 2023. Vol. 274. P. 115159. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.115159
7. Ferjaoui A., Yue T., Wahab M.A., Hojjati-Talemi R. Prediction of fretting fatigue crack initiation in double lap bolted joint using continuum damage mechanics // International Journal of Fatigue. 2015. Vol. 73. Pp. 66–76. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.11.012
8. Yan Z., Bagheri H., Ramhormozian S., Clifton G.C., Rangwani K., Dhakal R.P. et al. Three-storey configurable steel framed building incorporating friction based energy dissipaters: Structural configuration and instrumentation // New Zealand Society for Earthquake Engineering Annual Technical. 2021.
9. Мартынов Г.В., Монастырева Д.Е., Макаров А.И., Морина Е.А. Напряженно-деформированное состояние фрикционных соединений с лазерной обработкой контактных поверхностей // Вестник МГСУ. 2019. Т. 14. № 1. С. 72–82. DOI: 10.22227/1997-0935.2019.1.72-82. EDN YWGLNR.
10. Коваленко А.И., Конин Д.В., Нахвальнов П.В., Соловьев Д.В. Экспериментальное исследование ко-
эффицента трения фрикционных болтовых соединений // Строительная механика и расчет сооружений. 2022. № 4 (303). С. 61–67. DOI: 10.37538/0039-2383.2022.4.61.67. EDN FCXHVY.
11. Ведяков И.И., Конин Д.В., Нахвальнов П.В. Экспериментальное исследование фрикционных болтовых соединений из высокопрочных сталей // Промышленное и гражданское строительство. 2022. № 7. С. 24–33. DOI: 10.33622/0869-7019.2022.07.24-33. EDN NJLPIL.
12. Соловьев Д.В., Конин Д.В., Коваленко А.И., Нахвальнов П.В. Исследование работы соединений на высокопрочных болтах // Международный строительный конгресс. Наука. Инновации. Цели. Строительство : сб. тез. докл. 2023. С. 202–205. DOI: 10.37538/2949-219X-2023-202-205. EDN JVMDRM.
13. Семенов А.А., Маляренко А.А., Порываев И.А., Сафиуллин М.Н. Напряженно-деформированное состояние высокопрочных болтов фланцевых соединений в крупнительных стыках стропильных ферм // Инженерно-строительный журнал. 2014. № 5 (49). С. 54–62. DOI: 10.5862/MCE.49.6. EDN SKHSCJ.
14. Солодов Н.В. Прочность и деформативность при смятии в болтовом соединении // Вестник Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова. 2017. № 1. С. 82–87. DOI: 10.12737/23889. EDN XHLEJP.
15. Ramhormozian S., Clifton G.C., Bergen B., White M., Macrae G.A. An Experimental Study on the Asymmetric Friction Connection (AFC) Optimum Installed Bolt Tension // NZSEE Annual Technical Conference and 15th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures. 2017.
16. Cui Y., Yan Z., Wang X., Wang T. Experimental studies on slip friction device using symmetric friction connections // Structures. 2022. Vol. 44. Pp. 1886–1897. DOI: 10.1016/j.istruc.2022.09.005
17. Заярный С.Л., Губанов Я.В., Демьянов Д.В. Исследование механизма разрушения фрикционного болтового соединения // Проблемы исследования систем и средств автомобильного транспорта : мат. Междунар. очно-заочной науч.-техн. конф. 2017. С. 327–330. EDN YQIKHD.
18. Василькин А.А., Ахметзянов Р.М. Определение коэффициента закручивания высокопрочного болтокомплекта для предварительного натяжения // Вестник МГСУ. 2023. Т. 18. № 3. С. 379–390. DOI: 10.22227/1997-0935.2023.3.379-390

19. Vasilkin A., Akhmetzyanov R., Zubkov G., Vasilkin I. Experimental determination of the tightening coefficient of bolts according to the din standard // E3S Web of Conferences. 2023. Vol. 389. P. 01080. DOI: 10.1051/e3sconf/202338901080

20. Mascenik J., Coranic T. Experimental determination of the coefficient of friction on a screw joint //

Applied Sciences. 2022. Vol. 12. Issue 23. P. 11987. DOI: 10.3390/app122311987

21. Wettstein A., Matthiesen S. Investigation of the thread coefficient of friction when impact tightening bolted joints // Forschung im Ingenieurwesen. 2020. Vol. 84. Issue 1. Pp. 55–63. DOI: 10.1007/s10010-019-00392-z

Поступила в редакцию 20 сентября 2023 г.

Принята в доработанном виде 11 декабря 2023 г.

Одобрена для публикации 12 декабря 2023 г.

ОБ АВТОРАХ: **Андрей Александрович Василькин** — кандидат технических наук, доцент кафедры металлических и деревянных конструкций; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 636406, Scopus: 57192557109, ORCID: 0000-0003-0962-527X; vasilkinaa@mgsu.ru;

Георгий Владиславович Зубков — аспирант кафедры металлических и деревянных конструкций; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; ORCID: 0000-0002-5474-510X; gronar363@gmail.com;

Сергей Александрович Прокаев — магистр Института экономики и управления, Школа управления и междисциплинарных исследований; **Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина (УрФУ);** 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, д. 19; sprokaev@gmail.com;

Илья Андреевич Василькин — студент Института гидротехнического и энергетического строительства; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; olyailya86@mail.ru.

Вклад авторов:

Василькин А.А. — научное руководство, научное редактирование текста статьи.

Зубков Г.В. — написание исходного текста, технический перевод.

Прокаев С.А. — подготовка моделей, проведение эксперимента, обработка результатов эксперимента.

Василькин И.А. — написание исходного текста, обработка материала.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

One of the ways to connect steel elements of critical structures, including those operating under dynamic loading, is the connection on high-strength bolts, when the load-bearing capacity of the connection is ensured by the friction force between the connected surfaces [1]. On the basis of tests of high-strength bolted connections performed at the Research Institute of Bridges of PGUPS in 1957 under the direction of T.M. Bogdanov, the foundations of the design methodology of high-strength bolted connections were laid [2]. It has been established that at a significant bolt tightening force there is a friction force between the connected surfaces, which provides the load-bearing capacity of the connection.

Given the wide range of operating conditions of this type of joints and the responsibility of the load-bearing structures being erected, studies are currently being carried out to investigate the influence of various factors on the performance of the joint.

Thus, the authors of works [3, 4] evaluated the influence of the degree of corrosion wear of elements

on the bearing capacity of the connection. Studies have been carried out to determine the influence of temperature [5], repeated loading [6, 7], seismic vibrations [8], the method of treatment of the surfaces to be joined [9–11], the technology and quality of preparation of contact surfaces [12] on the bearing capacity of the connection.

A number of works tested the actual performance of friction joints on a physical model [13–16], including beyond the frictional part of the joint performance [17].

In addition to those specified in the design standards, various methods were proposed to determine the torque factor of a high strength bolt set [18, 19], publication [20] establishes the bolt torque factor under different types of lubrication and a research [21] establishes the torque factor under impact tightening of bolted connections.

In the presented paper, the problem of determining the size of the friction area between high-strength bolted plates being connected by high-strength bolts is set, assuming that there is a friction area A that can be distributed uniformly around the bolt hole.

It was suggested that when steel plates are joined with a friction mechanism, the bearing capacity may be influenced by the width of the elements to be joined. Different widths of plates will have different friction areas, so the wider the plates, the greater the friction area and the greater the load carrying capacity of the joint is likely to be. A linear relationship between the width of the elements and the bearing capacity of the joint is expected. Obviously, the size of this friction area must be finite, and when plates of different widths are tested, the uniformly increasing graph will become horizontal.

In order to determine the size d of the friction zone (Fig. 1), we use a plate 2 of different widths (Fig. 2).

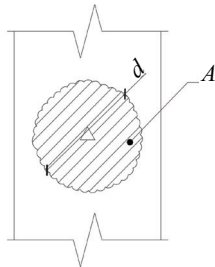


Fig. 1. Theoretical shape of the friction area

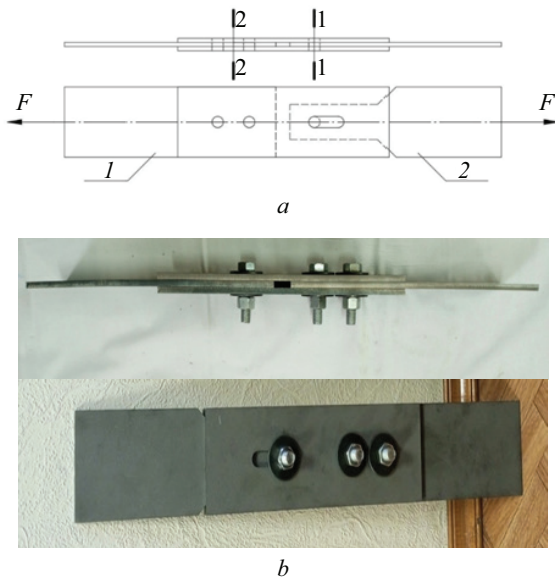


Fig. 2. Design of the investigated butt joint of steel plates with double-sided overlays: *a* — connection scheme; *b* — general view

MATERIALS AND METHODS

Six sets of plates made of hot-rolled steel of St3sp5 grade according to GOST 19903–2015 were manufactured for the research. Two plates (Fig. 2, elements 1 and 2) were connected using double-sided overlaps on high-strength bolt sets of diameter M14 and strength class 10.9. The method of connection on double-sided overlaps complicates and increases the cost of the design, but it makes it possible to apply a tensile force clearly along the axis of symmetry

of the connection without causing a bending moment, which would occur in the case of using two plates connected by a single bolt overlap. All plates are connected with the same bolts having the same bolt diameter, strength class and tensile force. Therefore, in order to clearly record the shear moment of the plates, it is necessary to exclude the bolts on the opposite side of the connection. In order to ensure and observe the bolt shear, one bolt was installed in the plane of interest 1–1 and two bolts were installed on the other side of the joint (section 2–2), thus creating a deliberately stronger joint in this section (Fig. 2).

In each connection, the element 2 is made of different widths — 50; 60; 70; 80; 90; 100 mm (Fig. 3).

The plates were sandblasted beforehand and bundled for one day. High-strength M14 bolts were tightened with a torque spanner to the design tension force.

Also in the overlays, in section 1–1, the hole for the bolt is made oval shape $l = 50$ mm for the possibility of moving the bolt and excluding its work on shearing and buckling of the connected surfaces.

Then the connected packets of plates were sequentially installed in the Instron 1000HDX tensile testing machine of the Laboratory of Testing of Building Materials, Products and Structures of the NRU MGSU and tested in tension until the bearing capacity of the connection was exhausted due to friction forces, i.e. until the shear of the bolt in section 1–1.

Three specimens were brought to failure of elements. In this case, the objective was to destroy the steel plates and therefore a bolt of such a diameter was taken to exclude its shearing. The test setup is shown in Fig. 4.

RESEARCH RESULTS

According to the results of the tests, the width of the friction areas between the plates was measured (Fig. 5), the measurement data are presented in Table 1. Since there are two friction planes, two areas were measured on both sides of the moving plate 2. They show areas of surface damage — grooves of jamming

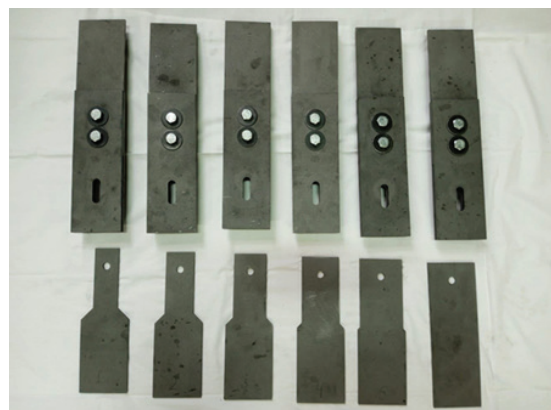


Fig. 3. Assembly of the investigated packages with elements of different widths



Fig. 4. Tensile testing of specimens in a tensile testing machine

and scoring of steel. The width of the friction area is measured from these strongly marked areas.

Since the holes are made of oval shape, the movement of plates after the exhaustion of friction forces and their shear occurred at a considerable distance — 36 mm, which allowed to form visually observable friction areas with characteristic grooves on the plates. Of course, it is difficult to interpret unambiguously where the grooves begin on the metal, with a possible error of 1 mm, i.e. $1/15d$ of the hole. It would appear that such an inaccuracy would still help to create an overall picture and derive some relationships. Despite the fact that all specimens were made of the same steel, i.e. their strength and hardness should be the same, it can be seen that the depth of grooves and grooves can be different, from barely visible as on specimen No. 4 (Fig. 5) to deep potholes on specimens No. 1 and 6 (Fig. 6).

In the long run, we find it interesting to compare the size of the grooves and, consequently, the load-bearing capacity of the joint for different classes of steel — low-carbon and high-alloyed. On the one hand, the stronger the steel, the more difficult it is to break off the “hooks” in the “grooves”; on the other hand, if the steel is very strong and hard, it is possible that it will not cling to each other at all or will splinter by brittle type. Since the plates examined are made of ductile steel with a significant relative elongation (according to the certificate) of 33 %,

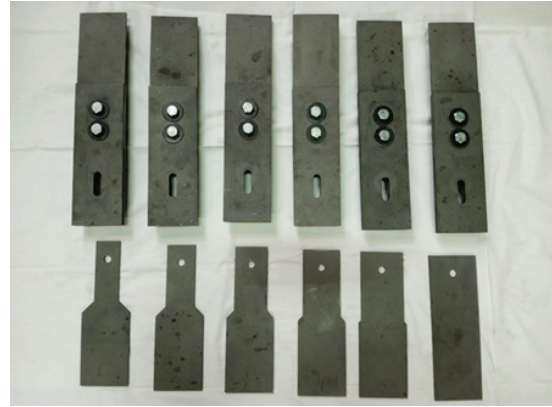


Fig. 5. Friction areas on the plates of specimen No. 4

this may be the reason why such clear and noticeable grooves were formed.

From the results presented in Table 1, it can be seen that all specimens have close (31 to 33.5 mm) friction site widths and differ by 7–8 %.

Next, the shear force at which the bearing capacity of the connection was exhausted due to the friction force and plate shear was evaluated. The obtained results are given in Table 2.

For comparison, the theoretical bearing capacity of a joint with two friction planes and the sandblasting treatment described in the normative documentation¹ was calculated.

From the test results of the specimens it follows that the actual bearing capacity of the connection turned out to be different for plates with different widths, which indicates that the width of the plates does not affect the bearing capacity of the bolt, because the diameter of the friction spot is smaller than the width of the tested plates and is $2.1d_a$ with a spread of 7–8 %.

Thus, it can be concluded that the radius of the friction zone is 2.0 hole diameter and does not depend on the size of the plates to be joined. The friction areas can be visually observed on the specimens (Fig. 5).

The design standards specify the design requirements for bolt spacing in the connection, stating that the minimum distance between bolt hole centres must be at least $2.5d_a$. This distance corresponds to

¹ CP 16.13330.2011. Steel structures. 2011; 173.

Table 1. Width of the friction zone on both sides of the plate

Specimen	Hole diameter, mm	Plate width, mm	Width of friction area, mm	Width of friction area from the hole axis, mm
1	15	50	31/32 — $2.1d_a$	15/17 mm ~ $1d_a$
2	15	60	33/34 — $2.27d_a$	16.5/17 mm ~ $1d_a$
3	15	70	32.5/32 — $2.17d_a$	16.5/17 mm ~ $1.13d_a$
4	15	80	33.5/33.5 — $2.23d_a$	16.5/16.5 mm ~ $1.1d_a$
5	15	90	33.5/33 — $2.17d_a$	16.5/16.5 mm ~ $1.1d_a$
6	15	100	32/32 — $2.13d_a$	16/16 mm ~ $1.07d_a$

Table 2. Bearing capacity of tested plate packs

Specimen	Plate width, mm	Shear force N , kN	%	Design bearing capacity of the connection, kN
1	50	69.53	100.00	69.368
2	60	83.51	120.10	69.368
3	70	102.15	146.91	69.368
4	80	86.68	124.66	69.368
5	90	71.30	102.54	69.368
6	100	75.93	109.20	69.368

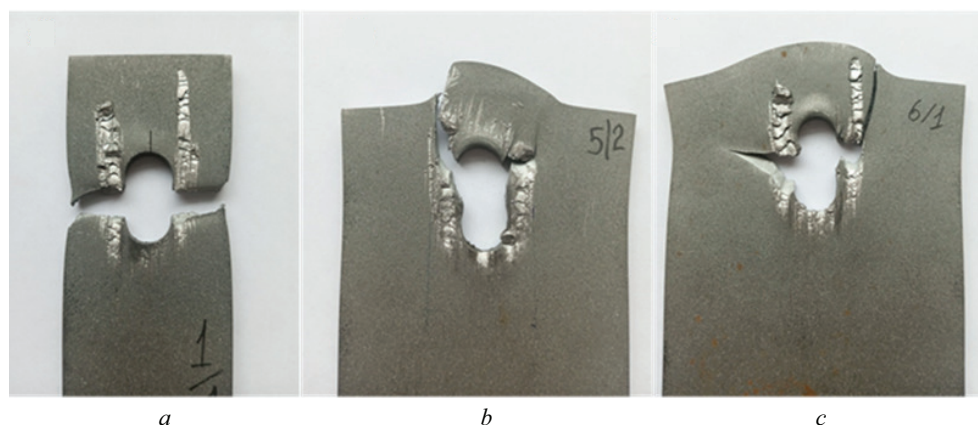


Fig. 6. Tensile failure of specimens: *a* — width 50 mm; *b* — width 90 mm; *c* — width 100 mm

the diameter of the contact patch. A circular shaped contact area can be observed in the drawings.

During the course of the research, three specimens were brought to failure, i.e., the bolt selected the blackness of the oval hole when the plates were moved and began to work like a conventional bolt.

Specimens No. 1, 5, 6 were brought to failure (Fig. 6).

After the bolt is moved the full length of the oval hole, the bolt rests on the linings and further increases in load may result in failure due to shearing of the bolt, buckling of the connecting surfaces or stretching of the plate at the weakened section. Failure of the first specimen occurred along the axis of the hole from normal stresses in the weakened section. The fifth and sixth specimens failed as a result of buckling of the mating surfaces.

During the experiment, the force at which the failure of the plate packet occurred was determined, the results are presented in Table 3. The load-bearing capac-

ity of the connection for plate tension and buckling of the connected surfaces was also calculated (Table 3).

Theoretically, all plates should collapse from buckling of the mating surfaces because the tensile load carrying capacity (without considering stress concentration) exceeds the buckling load carrying capacity of the mating surfaces $N_{ten} > N_m$.

However, in fact, in the first specimen with a width of $b = 50$ mm, failure occurs as a result of normal stresses over the area of the smallest cross section — the hole in the plate, which can be explained by the influence of stress concentration at the hole.

Specimen No. 5 with a width of 90 mm failed by buckling of the surfaces at a force 75 % higher than the design force, which can be explained by the load-bearing capacity reserve inherent in the limit state calculation method. This specimen should not have failed by tensile failure.

Specimen No. 6 fractured at a force $N = 75.9$ kN, close to specimen No. 5 $N = 71.3$ kN, the difference in fracture force was 6 %, which is well within

Table 3. Bearing capacity of the joint after overcoming the friction force

Specimen	Estimated fracture value		Actual fracture force, kN	Type of destruction
	Buckling of surfaces to be joined, kN	Plate tension, kN		
1 ($b = 50$ mm)	40.7	49.35	69.5	Stretching
5 ($b = 90$ mm)	40.7	105.75	71.3	Smoothing of surfaces
6 ($b = 100$ mm)	40.7	119.85	75.9	Stretch-buckling

the statistical scatter of the research. At the same time, the nature of the fracture can be interpreted as mixed, since the specimen shows that the crack appeared along the weakened section and grew a few millimetres across the plate to $0.4d$ of the hole, i.e. the fracture began as for a tensile element from normal stresses across the net area. Then, probably, the crack got stuck (since the plate metal is ductile $\delta = 30\%$) and went to the plate end, poking out the holes, i.e. the fracture occurred according to the principle of buckling of the connected surfaces.

Of course, the number of fractured plates is not sufficient to obtain reliable statistics and draw conclusions on the fracture mechanics of the joint. It is obvious that the assembly is in a complex stressed state, with factors of steel quality, stress concentration, and variation in the steel strength of the plates themselves. In any case, the force of the actual load carrying capacity exceeded the design load carrying capacity.

CONCLUSION AND DISCUSSION

As a result of the research it is established that the friction area of the friction joint has an outline in the form of a circle. The diameter of the friction area is approximately $2.1–2.3d$ of the hole, with the friction zone extending to $0.67d_a$ from the edge of the hole. The minimum permissible distance between the centres of the hole, as specified in CP “Steel Structures” [20] is $2.5d_a$, thus almost the entire bolt spacing experiences friction. The friction zone is not fixed on the surface area of the plate with a width of $0.2–0.4d_o$.

It is also established that the width of the friction area does not depend on the linear dimensions of the plates to be connected, which confirms the ideas inherent in the formula for determining the bearing capacity of the connection on high-strength bolts.

REFERENCES

1. Tussnin A.R., Tikhonov S.M., Alekhin V.N., Belyaeva Z.V., Kudryavtsev S.V., Rybakov V.A., Nazmeeva T.V. et al. *Design of steel structures. Part 1. Steel constructions. Materials and basic designing : handbook*. Moscow, Pero Publishing House, 2020; 468. EDN BQNCPS. (rus.).
2. Bogdanov T.M. *Connections of metal structures on high-strength bolts*. Moscow, Transzheldorizdat, 1963; 112. (rus.).
3. Jiang C., Xiong W., Cai C.S., Zhu Y., Liu Z. Experimental study on the shear behavior of friction connections with corrosion damage. *Journal of Constructional Steel Research*. 2022; 197:107449. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107449
4. Katanina A.G., Shuvalov A.N., Kornev O.A., Sokolova E.V. Corrosion influence on properties of friction bolted joint of 6082-T6 alloy sheets. *News of Higher Educational Institutions. Construction*. 2022; 8(764):102-118. DOI: 10.32683/0536-1052-2022-764-8-102-118. EDN WSYRQK. (rus.).
5. Xie R., Golondrino J.C., MacRae G.A., Clifton G.C. Braced frame symmetrical and asymmetrical friction connection performance. *Key Engineering Materials*. 2018; 763:216-223. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.763.216
6. Aloisio A., Contento A., Boggian F., Tomasi R. Probabilistic friction model for aluminium–steel Asymmetric Friction Connections (AFC). *Engineering Structures*. 2023; 274:115159. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.115159
7. Ferjaoui A., Yue T., Wahab M.A., Hojjati-Talemi R. Prediction of fretting fatigue crack initiation in double lap bolted joint using Continuum Damage Mechanics. *International Journal of Fatigue*. 2015; 73:66-76. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.11.012
8. Yan Z., Bagheri H., Ramhormozian S., Clifton G.C., Rangwani K., Dhakal R.P. et al. Three-storey configurable steel framed building incorporating friction based energy dissipaters: Structural configuration and instrumentation. *New Zealand Society for Earthquake Engineering Annual Technical*. 2021.
9. Martynov G.V., Monastyrva D.E., Makarov A.I., Morina E.A. Stress-strain state of friction joints with laser treatment of contact surfaces. *Vestnik MGSU* [Proceedings of Moscow State University of Civil Engineering]. 2019; 14:1:72-82. DOI: 10.22227/1997-0935. 2019.1.72-82. EDN YWGLNR. (rus.).
10. Kovalenko A.I., Konin D.V., Nahvalnov P.V., Solovov D.V. Experimental study of the coefficient of friction in slip critical bolt joints. *Structural Mechanics and Analysis of Constructions*. 2022; 4(303):61-67. DOI: 10.37538/0039-2383.2022.4.61.67. EDN FCXHVY. (rus.).
11. Vedyakov I.I., Konin D.V., Nahvalnov P.V. Experimental study of friction bolted joints made of high-strength steels. *Industrial and Civil Engineering*. 2022; 7:24-33. DOI: 10.33622/0869-7019.2022.07.24-33. EDN NJLPIL. (rus.).
12. Solov'ev D.V., Konin D.V., Kovalenko A.I., Nakhval'nov P.V. Investigation of the work of joints on high-strength bolts. *International Construction Congress. Science. Innovation. Goals. Construction*. 2023; 202-205. DOI: 10.37538/2949-219X-2023-202-205. EDN JVMDRM. (rus.).
13. Semenov A.A., Malyarenko A.A., Porivaev I.A., Safiullin M.N. Stress-strain behavior investigation of friction grip bolts in flange joints of trusses. *Magazine of Civil Engineering*. 2014; 5(49):54-62. DOI: 10.5862/MCE.49.6. EDN SKHSCJ. (rus.).
14. Solodov N.V. Strength and deformability when crumpled in a bolted joint. *Bulletin of Belgorod State Tech-*

nological University named after V.G. Shukhov. 2017; 1:82-87. DOI: 10.12737/23889. EDN XHLEJP. (rus.).

15. Ramhormozian S., Clifton G.C., Bergen B., White M., Macrae G.A. An experimental study on the Asymmetric Friction Connection (AFC) optimum installed bolt tension. *NZSEE Annual Technical Conference and 15th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures*. 2017.

16. Cui Y., Yan Z., Wang X., Wang T. Experimental studies on slip friction device using symmetric friction connections. *Structures*. 2022; 44:1886-1897. DOI: 10.1016/j.istruc.2022.09.005

17. Zajarnij S.L., Gubanov Ja.V., Dem'janov D.V. Investigation of the mechanism of destruction of the friction bolt connection. *Problems of research of systems and means of motor transport*. 2017; 327-330. EDN YQIKHD.

18. Vasilkin A.A., Akhmetzyanov R.M. Identification of the torsion coefficient of bolts in slip-critical connections. *Vestnik MGSU [Monthly Journal on Construction and Architecture]*. 2023; 18(3):379-390. DOI: 10.22227/19970935.2023.3.379-390 (rus.).

19. Vasilkin A., Akhmetzyanov R., Zubkov G., Vasilkin I. Experimental determination of the tightening coefficient of bolts according to the din standard. *E3S Web of Conferences*. 2023; 389:01080. DOI: 10.1051/e3sconf/202338901080

20. Mascenik J., Coranic T. Experimental determination of the coefficient of friction on a screw joint. *Applied Sciences*. 2022; 12(23):11987. DOI: 10.3390/app122311987

21. Wettstein A., Matthiesen S. Investigation of the thread coefficient of friction when impact tightening bolted joints. *Forschung im Ingenieurwesen*. 2020; 84(1):55-63. DOI: 10.1007/s10010-019-00392-z

Received September 20, 2023.

Adopted in revised form on December 11, 2023.

Approved for publication on December 12, 2023.

B I O N O T E S : **Andrey A. Vasilkin** — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of the Department of Metal and Wooden Structures; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 636406, Scopus: 57192557109, ORCID: 0000-0003-0962-527X; vasilkinaa@mgsu.ru;

Georgiy V. Zubkov — postgraduate student of the Department of Metal and Wooden Structures; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ORCID: 0000-0002-5474-510X; gronar363@gmail.com;

Sergey A. Prokaev — master of the Institute of Economics and Management, School of Management and interdisciplinary researches; **Ural Federal University named after the First President of Russia B.N. Yeltsin (UrFU)**; 19 Mira st., Yekaterinburg, 620002, Russian Federation; sprokaev@gmail.com;

Ilya A. Vasilkin — student of the Institute of Hydraulic and Energy Construction; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; olyailya86@mail.ru.

Contribution of the authors:

Andrey A. Vasilkin — scientific guidance, scientific editing of the text of the article.

Georgiy V. Zubkov — writing of the article, technical translation.

Sergey A. Prokaev — preparation of models, conducting an experiment, processing the results of the experiment.

Ilya A. Vasilkin — writing of the article, scientific editing of the text.

The authors declare that there is no conflict of interest.

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 691.771

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.5

Исследование физико-механических характеристик алюминиевых сплавов 1915Т, 1565ч и 6082-Т6 при низких температурах

Александр Николаевич Шувалов, Олег Александрович Корнев,
Валентин Алексеевич Ермаков

Национальный исследовательский Московский государственный строительный
университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. Алюминиевые сплавы характеризуются отсутствием порога хладноломкости, обладают высокими параметрами прочности и пластичности при низких температурах. Однако нормами не предусмотрено проектирование алюминиевых конструкций, воспринимающих циклические силовые воздействия при пониженных температурах. В связи с этим возникает необходимость изучения свойств и механизмов деформации и разрушения алюминиевых сплавов для оценки возможности их применения в условиях Крайнего Севера, а также для внутренних оболочек изотермических резервуаров.

Материалы и методы. Исследованы механические свойства конструкционных алюминиевых сплавов из серии отечественных 1915, 1565ч и зарубежных разработок 6082 (аналог АД35). Испытаны образцы на одноосное растяжение, ударную вязкость, усталостную прочность, определены характеристики статической трещиностойкости. Испытания проведены с использованием машин Instron 8802, Instron 1000HDX, LabTex, маятникового копра Instron 450MPX по соответствующим ГОСТам России.

Результаты. Получены экспериментальные зависимости прочностных и упругих (предела прочности, условного предела текучести, модуля упругости), а также деформативных характеристик (относительного удлинения и сужения площади поперечного сечения образцов) исследованных сплавов от температуры испытаний. Показано изменение характера деформирования алюминиевых сплавов при понижении температуры. Приведены результаты сопротивления деформации и разрушению в условиях ударного изгиба и внецентренного растяжения в интервале температур от -104 до $+20$ °С. Оценена вязкость разрушения (трещиностойкость) по критериям механики разрушения при испытании стандартных образцов с усталостными трещинами. Представлены ограниченные пределы выносливости на базе $2 \cdot 10^6$, 10^7 циклов исследованных сплавов при положительных и отрицательных температурах.

Выводы. Полученные результаты позволяют обоснованно осуществлять выбор материалов, назначать нагрузки при проектировании конструкций из алюминиевых сплавов и оценивать их срок службы.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: алюминиевые сплавы, испытания, пониженные температуры, прочность, деформативность, трещиностойкость, усталость

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Шувалов А.Н., Корнев О.А., Ермаков В.А. Исследование физико-механических характеристик алюминиевых сплавов 1915Т, 1565ч и 6082-Т6 при низких температурах // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 5. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.5

Автор, ответственный за переписку: Валентин Алексеевич Ермаков, Ermakov@mgsu.ru.

Investigation of physical and mechanical characteristics of aluminium alloys 1915T, 1565ch and 6082-T6 at low temperatures

Aleksandr N. Shuvalov, Oleg A. Kornev, Valentin A. Ermakov

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. Aluminium alloys are characterized by the absence of a cold fracture threshold, have high strength and ductility characteristics at low temperatures. However, the norms do not provide the design of aluminium structures that take cyclic force effects at low temperatures. In this regard, there is a need to study the properties and mechanisms of deformation and destruction of aluminium alloys to assess the possibility of their use in the Far North, as well as for the inner shells of isothermal reservoirs.

Materials and methods. The mechanical properties of structural aluminium alloys 1915, 1565ch and 6082 (similar to AD35) were studied. The specimens were tested for uniaxial tensile strength, impact toughness and fatigue strength, and the char-

acteristics of static crack resistance were determined. The tests were carried out using Instron 8802, Instron 1000HDX, LabTex machines and Instron 450 MPX pendulum copper according to the relevant GOST standards of Russia.

Results. Experimental dependences of strength and elastic characteristics (tensile strength, offset yield strength, modulus of elasticity), as well as deformative ones (relative elongation and contraction of the cross-sectional area of specimens) of the studied alloys on the test temperature are obtained. The change of character of deformation of aluminium alloys with decrease in temperature is shown. The results of deformation and fracture resistance under conditions of impact bending and eccentric tension in the temperature range from $-104...+20$ °C are presented. Fracture toughness (crack resistance) was estimated according to the criteria of fracture mechanics when testing standard specimens with fatigue cracks. The paper also shows the limited limits of endurance based on $2 \cdot 10^6$, 10^7 cycles of the studied alloys at positive and negative temperatures.

Conclusions. The obtained results make it possible to reasonably select materials, assign loads when designing structures made of aluminium alloys and evaluate their service life.

KEYWORDS: aluminium alloys, tests, low temperatures, strength, deformability, crack resistance, fatigue

FOR CITATION: Shuvalov A.N., Kornev O.A., Ermakov V.A. Investigation on physical and mechanical characteristics of aluminum alloys 1915T, 1565ch and 6082-T6 at low temperatures. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):5. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.5

Corresponding author: Valentin A. Ermakov, Ermakov@mgsu.ru.

ВВЕДЕНИЕ

Рациональный выбор материалов, конструктивное оформление и технология изготовления изделия, а также ограничение допустимых размеров исходных дефектов и защита от коррозии позволяют исключить возможность хрупкого разрушения, развития значительных пластических деформаций, рост трещин до критических размеров в течение расчетного срока службы конструкций [1, 2].

Алюминиевые сплавы по сравнению со сталью обладают малым весом, более высоким соотношением прочности и веса, высокой коррозионной стойкостью и хорошей формуетемостью.

Использование алюминиевых сплавов в строительстве регламентируется сводом правил¹. Нормативный документ содержит рекомендации по выбору марок упрочняемых и не упрочняемых термообработкой свариваемых сплавов с расчетным сопротивлением от 25 до 195 МПа.

Характеристики конструкционной прочности по СП ограничены результатами испытаний на растяжение с определением σ_B , $\sigma_{0,2}$, δ при 20 °C. При этом наибольшее расчетное сопротивление имеет термически упрочняемый сплав марки 1915 (системы Al-Zn-Mg). Данный сплав в конструкциях используется в закаленном и естественном или искусственном старении. Более высокие и стабильные свойства достигаются при искусственном старении, применяются в конструкциях, совмещающих несущие и ограждающие функции, в том числе при строительстве резервуаров.

Из термически упрочняемых сплавов системы Al-Mg-Si с эксплуатационными свойствами, отвечающими требованиям проектировщиков, наиболее экономичными и, как следствие, наиболее применимыми в строительных конструкциях являются марки АД31, АД33 с расчетным сопротивлением от 55 до 160 МПа, а также АВМ и АВТ1 с расчетной прочностью 70 и 170 МПа в зависимости от состояния

поставки. Однако по данным работ² [3] максимальным значением прочности, равным $\sigma_B = 340$ МПа, в указанной серии обладает сплав марки 6082 (аналог в России — алюминиевый сплав АД35), который включен в ГОСТ³, но отсутствует в СП¹ на текущий момент. Сплавы применяются для средненагруженных конструкций, отличаются хорошей коррозионной стойкостью и свариваемостью.

Уровень расчетного сопротивления термически не упрочняемых алюминиево-магниевого сплава, рекомендуемых СП, не превышает 140 МПа.

Варианты замены традиционных сплавов на новые приводятся в публикации [3].

В последние годы российскими учеными разработан алюминиевый сплав 1565ч системы Al-Mg [4] прочностью не менее $\sigma_B = 335$ МПа по ГОСТ⁴. Сплав обладает высокой коррозионной стойкостью и хорошо сваривается. Сплав, как конструкционный материал, нашел применение в судостроении, вагоностроении и автомобилестроении. Исследование характеристик этого сплава и его сварных соединений широко представлено в отечественной литературе [5–8]. Сплав включен в ГОСТ³, но отсутствует в СП¹.

Эффективность использования алюминиевых сплавов в резервуаростроении представлена в работе [9]. Сравнение технико-экономических показателей резервуаров из стали и алюминиевого сплава АМг6м с одинаковыми геометрическими характеристиками показало преимущество конструкций из алюминиевого сплава в уменьшении удельной металлоемкости (в среднем на 32 %), стоимости транспортировки (на 8 %), а также снижении экс-

² DIN EN 573-3–2009. Алюминий и алюминиевые сплавы. Химический состав и форма деформированных изделий. Часть 3. Химический состав и форма изделий.

³ ГОСТ 4784–2019. Алюминий и сплавы алюминиевые деформируемые. Марки.

⁴ ГОСТ 21631–2019. Листы из алюминия и алюминиевых сплавов. Технические условия.

¹ СП 128.13330.2016. Алюминиевые конструкции.

платационных расходов на противокоррозионную защиту и сокращение числа ремонтов.

Алюминиевые сплавы, характеризующиеся отсутствием порога хладноломкости, обладающие высокими характеристиками прочности и пластичности при низких температурах, могут стать эффективным материалом при возведении объектов в условиях Крайнего Севера [10], в том числе листовых конструкций: бункеров, силосов, внутренних оболочек изотермических резервуаров.

Влияние низких температур на прочность алюминиевых сплавов в СП учитывается коэффициентом изменения температуры γ_t . Значение этого коэффициента в диапазоне температур от -65 до $+50$ °С $\gamma_t = 1$, при температурах ниже -65 °С для системы Al-Mg и Al-Zn-Mg — $\gamma_t = 1,05$; для системы Al-Mg-Si — $\gamma_t = 1,1$, что в ряде случаев не отражает действительного увеличения прочности сплавов [11].

В СП также приводятся значения модуля упругости при отрицательных температурах: для всех сплавов при $t = -70$ °С — $E = 0,735 \cdot 10^5$ МПа; при изменении температур от -40 до 50 °С значение модуля упругости принято $E = 0,7 \cdot 10^5$ МПа.

Изменение параметров, характеризующих пластические свойства сплавов (относительное удлинение при растяжении δ , относительное сужение площади поперечного сечения при разрыве ψ) при отрицательных температурах, в СП не представлено. Нормами также не предусмотрено проектирование алюминиевых конструкций, воспринимающих циклические силовые воздействия, которые испытывают оболочки листовых конструкций.

Сегодня значительно увеличилась номенклатура и расширилась область применения алюминиевых сплавов. В связи с этим возникает необходимость всестороннего исследования работы алюминиевых сплавов с изучением свойств и механизмов деформации и разрушения при отрицательных температурах для оценки возможности их применения в листовых конструкциях в условиях Крайнего Севера, а также для внутренних оболочек изотермических резервуаров.

Для данного исследования с учетом рекомендации СП, имеющегося зарубежного и отечественного опыта были выбраны деформируемые сплавы:

- 1915Т — сплав системы Al-Zn-Mg после закалки и естественного старения;

- 6082-Т6 — сплав системы Al-Mg-Si, искусственно состаренный на максимальную прочность;
- 1565ч — сплав системы Al-Mg, упрочняемый в процессе наклепа, термонеупрочняемый.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

В настоящем исследовании температуры испытаний приняты в диапазоне от -104 до $+20$ °С, что обосновано температурой хранения и использования широкого спектра газов (бутан, аммиак, пропан, пропилен, ацетилен, этан, этилен и др.).

Химический состав исследованных промышленных сплавов на основе алюминия в состоянии поставки представлен в табл. 1.

Испытание образцов на одноосное растяжение проводилось в соответствии с ГОСТ 1497–84 «Металлы. Методы испытаний на растяжение», с использованием испытательных машин Instron 8802, Instron 1000HDX, LabTex. Запись диаграмм деформирования осуществлялась с помощью экстензометра базой 20 мм и тензорезисторов базой 5 мм в координатах $\sigma - \epsilon$. Нагружение образцов при отрицательных температурах ($-20, -40, -70, -104$ °С) выполнялось в термокамере. В работе испытывались образцы в форме двухсторонних лопаток с рабочей частью размерами $200 \times 30/10/11$ мм и цилиндрические образцы диаметром 6 мм.

Характеристики статической трещиностойкости сплавов определялись при испытании компактных образцов размерами $80 \times 80 \times 10/11$ мм с краевой трещиной на внецентренное растяжение в соответствии с требованиями ГОСТ⁵ при температурах $+20, -40, -70, -104$ °С.

Испытания на ударную вязкость выполнялись на образцах с V-образным и U-образным надрезами при температурах $+20, -20, -40, -60, -104$ °С на маятниковом копре Instron 450 MPX с регистрацией работы удара, Дж, и расчетом величины ударной вязкости по ГОСТ⁶.

⁵ ГОСТ 25.506–85. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении.

⁶ ГОСТ 9454–78. Металлы. Метод испытания на ударный изгиб при пониженных, комнатной и повышенных температурах.

Табл. 1. Химический состав испытанных алюминиевых сплавов

Марка сплава	Процентное содержание компонентов								
	Si	Mg	Mn	Cu	Zn	Cr	Ti	Fe, примесь	Другие
1915Т ГОСТ 4784	<0,35	1–1,8	0,2–0,7	<0,1	4–5	0,08–0,2	0,01–0,06	<0,4	0,06–0,2
1565ч ТУ 1-3210–2013	0,2	5,1–6,2	0,4–1,2	0,01–0,2	0,45–1,2	0,25	–	0,3	–
6082-Т6 DIN EN 573-3:2009	0,7–1,3	0,6–1,2	0,4–1,0	<0,1	<0,2	<0,2	0,053	<0,5	<0,06

Испытания на усталостную прочность проводились в соответствии с ГОСТ⁷ на сериях корсетных образцов.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Результаты испытаний образцов исследуемых материалов на одноосное растяжение при положительной и отрицательных температурах с постоянной скоростью нагружения («жесткий режим») приведены в табл. 2.

Диаграммы деформирования при комнатной температуре в координатах $\sigma - \epsilon$ представлены

⁷ ГОСТ 25.502–79. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Методы испытаний на усталость.

на рис. 1–3. Для всех систем легирования характерно отсутствие ярко выраженной «шейки» при разрушении, а величина относительного сужения площади поперечного сечения ψ мала по сравнению со сталью. Разрушение образцов происходило по линиям сдвига, ориентированным под углом $\approx 40^\circ$ к плоскости прокатки [12].

Установлено, что образцы сплава 6082-T6 деформировались монотонно (рис. 1), а на экспериментальных кривых сплавов 1915Т и 1565ч наблюдались сбросы нагрузки («зубцы/скачки»). Скачкообразность кривой проявлялась после 3 %-ной деформации образцов 1915Т и практически сразу после нагружения выше $\sigma_{0,2}$ для сплава 1565ч, и отличалась низкочастотным (рис. 2) и высокочастотным (рис. 3) прерывистым течением. В литературе [13–15] по-

Табл. 2. Характеристики прочности и пластичности исследуемых алюминиевых сплавов

Исследуемый сплав	Температура испытаний, °С	Характеристики материала				
		σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	E , МПа	Относительное удлинение δ , %	Относительное сужение ψ , %
1915Т Al-Zn-Mg	+20	360	255	71 000	10,9	28,0
	-20	365	265	73 000	11,2	27,6
	-40	370	270	73 500	12,0	27,5
	-70	395	275	75 000	13,0	26,5
	-104	415	280	78 000	13,5	26,0
6082-T6 Al-Mg-Si	+20	330	315	72 000	13,0	23,0
	-20	345	332	74 000	14,0	23,0
	-40	350	335	74 500	14,8	22,0
	-70	375	350	77 000	15,5	21,5
	-104	400	360	78 500	16,0	21,0
1565ч Al-Mg	+20	390	285	71 000	12,0	15,0
	-20	390	285	71 000	12,5	16,0
	-40	400	290	71 500	13,0	17,5
	-70	405	290	74 000	14,5	19,0
	-104	420	295	77 000	16,5	20,0

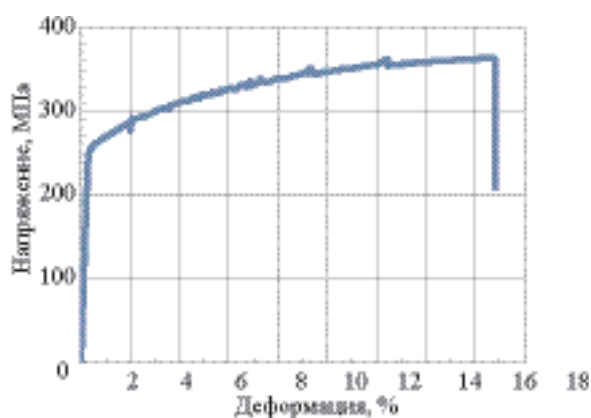


Рис. 1. Диаграмма деформирования сплава 1915Т при +20 °С

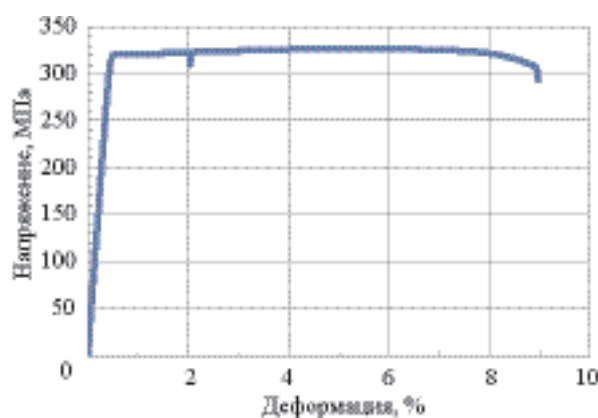


Рис. 2. Диаграмма деформирования сплава 6082-T6 при +20 °С

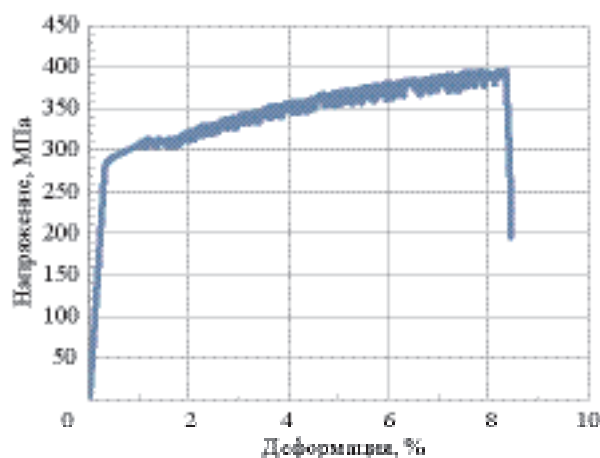


Рис. 3. Диаграмма деформирования сплава 1565ч при +20 °С

добные скачки на диаграммах деформирования связаны с эффектом Портевена – Ле Шателье (ПЛШ) (The Portevin – Le Chatelier (PLC) effect), который проявляется при «жестком режиме» нагружения. Появление указанного эффекта зависит от состава и структуры материала [16, 17].

Потеря устойчивого деформационного поведения сплава связывается с устранением скопления растворенных элементов и частиц вторичных фаз в алюминиевых сплавах. При исследовании сплавов системы Al-Mg (АМг6, АМг3) [18] установлено, что для сплава АМг3, содержащего 0,48 % Si, записывалась гладкая кривая, а при снижении содержания кремния в сплаве до 0,05 % — скачкообразная диаграмма. Монотонная кривая нагружения была получена для холоднокатаного листа сплава АМг6, а после отжига этого сплава при темпера-

туре 450 °С — ступенчатая кривая. Варьирование режима отжига сплава АМг6 приводило к растворению β (Al₃Mg₂) фазы и вызывало переход от гладкой к ступенчатой кривой деформации. В сплавах, склонных к скачкообразной деформации, наблюдаются эрозионные повреждения и снижение коррозионной стойкости сплавов [19, 20].

Следует отметить, что при снижении температуры испытаний скачки напряжений на диаграмме деформирования сплава 1915Т не проявлялись уже при температуре –40 °С (рис. 4). Для сплава 1565ч также наблюдается значительное снижение амплитуды и частоты скачков при –40 °С и их практически полное исчезновение при –104 °С (рис. 5), что согласуется с экспериментальными результатами, представленными в источниках [6, 21].

По результатам испытаний на одноосное растяжение до разрушения был определен комплекс характеристик прочности и пластичности (σ_B , $\sigma_{0,2}$, E , δ , ψ) сплавов марок 1915Т, 6082-Т6, 1565ч при различных температурах испытаний.

На рис. 6 представлены зависимости предела прочности и условного предела текучести исследованных сплавов от температуры испытаний. Приведенные результаты показывают увеличение прочности исследованных сплавов с понижением температуры, при этом наиболее интенсивное увеличение прочности наблюдается при изменении температур от –40 до –104 °С.

Увеличение предела прочности при температуре –104 °С по сравнению с комнатной температурой составило для сплава 6082-Т6 21,2 %; сплава 1915Т — 15,2 %, сплава 1565ч — 7,7 % [22].

Аналогичное изменение характерно и для условного предела текучести. При этом увеличение $\sigma_{0,2}$

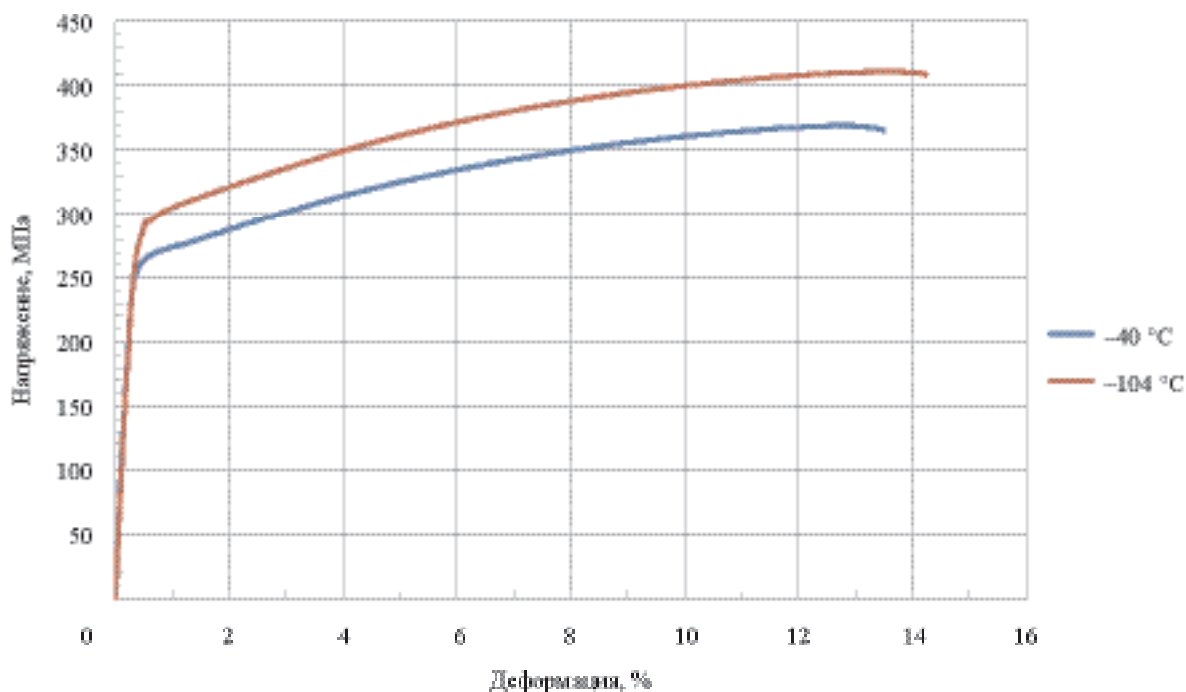


Рис. 4. Диаграммы деформирования сплава 1915Т при температурах испытаний –40 и –104 °С

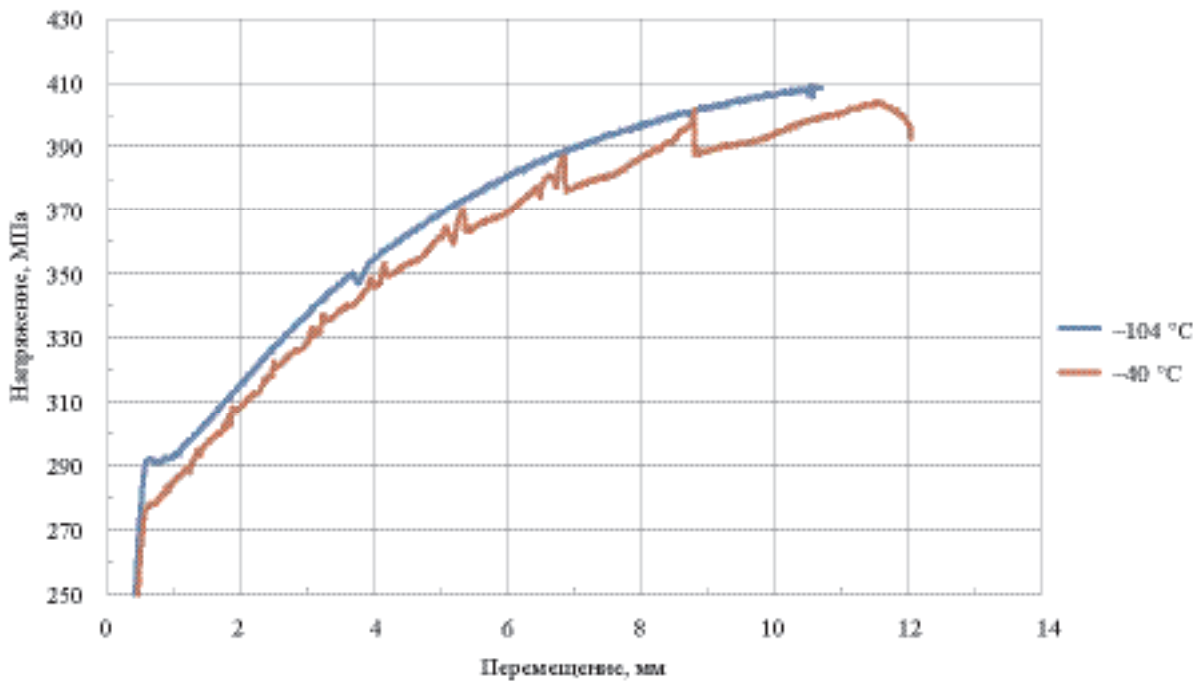


Рис. 5. Диаграммы деформирования сплава 1565ч при температурах испытаний –40 и –104 °С

реализуется на меньшую величину, чем возрастание σ_B . При температуре –104 °С увеличение $\sigma_{0,2}$ составило для сплава 6082-Т6 — 14,3 %; сплава 1915Т — 9,8 %; сплава 1565ч — 3,5 %, т.е. разница между σ_B и $\sigma_{0,2}$ с понижением температуры возрастает.

Значения модуля упругости исследованных сплавов и его изменения в зависимости от температуры испытаний приведены в табл. 2 и на рис. 7.

Наблюдается повышение модуля упругости у всех исследованных сплавов с понижением температуры. Наибольшее увеличение модуля упругости при температуре –104 °С, составляющее 9,9 %, отмечается у сплава 1915Т; у сплава 6082-Т6 увеличение модуля упругости составило 9,0 %, а у сплава 1565ч — 8,4 %. В диапазоне температур от –20 до –40 °С отмечалось минимальное увеличение модуля упругости у исследованных сплавов.

Увеличение предела прочности σ_B и модуля упругости E вызвано снижением температуры, которое приводит к уменьшению межатомных расстоя-

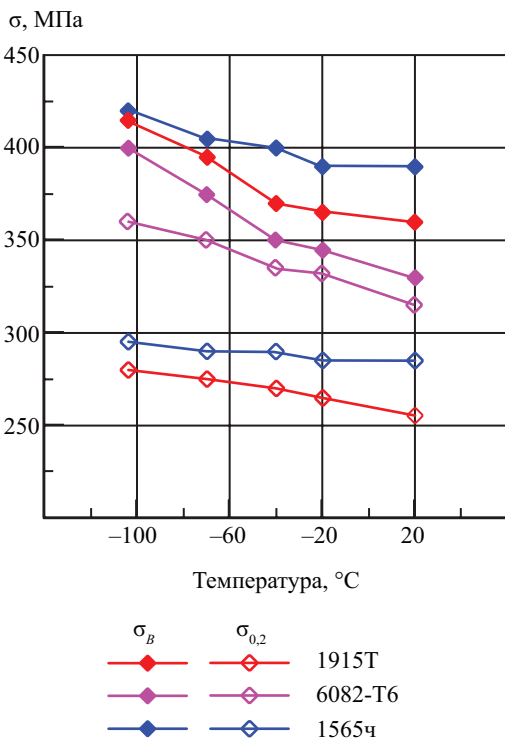


Рис. 6. Изменение предела прочности и условного предела текучести исследованных сплавов от температуры испытаний

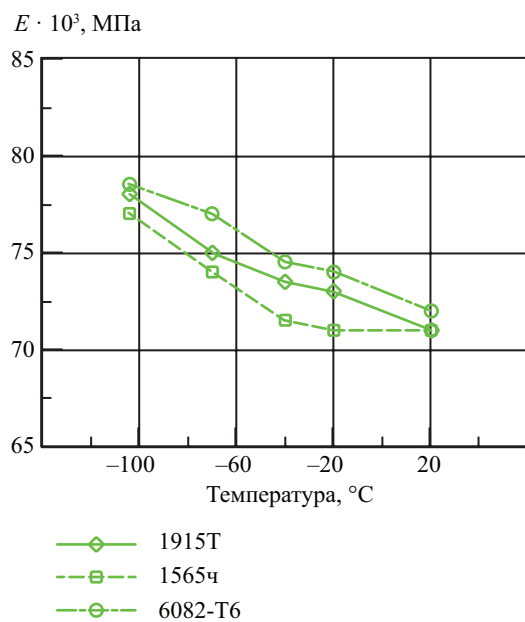


Рис. 7. Изменение модуля упругости алюминиевых сплавов в зависимости от температуры испытаний

ний и увеличению сил притяжения между атомами. Для стали также с понижением температуры характерно увеличение $\sigma_{0,2}$, σ_B и E , но вместе с тем наблюдается снижение пластичности и вязкости [23].

Параметры, характеризующие пластические свойства исследуемых алюминиевых сплавов: относительное удлинение δ , %, и относительное сужение площади поперечного сечения ψ , %, испытанных образцов приведены в табл. 2, характер их изменения от температуры испытаний — на рис. 8. Следует отметить плавное увеличение равномерного относительного удлинения образцов исследованных сплавов с понижением температуры от +20 до -104 °С. Минимальное увеличение δ на 20,0 % получено для сплава 6082-Т6. Для сплавов 1915Т и 1565ч увеличение относительного удлинения составило 23,8 и 37,5 % соответственно. Относительное сужение площади поперечного сечения образцов сплавов 1915Т и 6082-Т6 с изменением температуры изменялось незначительно — уменьшалось в пределах 7,6–9,5 %. Для сплава 1565ч увеличение относительного сужения зафиксировано на уровне 33,3 %.

По результатам испытаний образцов с надрезом была сопоставлена работоспособность исследуемых сплавов в условиях динамического нагружения ударным изгибом. На рис. 9 приведены экспериментальные зависимости ударной вязкости KCV и KCU, Дж/см², алюминиевых сплавов от температуры испытания (-104, -60, -40, 0 и +20 °С). Более высокие значения вязкости получены на об-

разках с U-образным надрезом, при самой низкой температуре KCU составило 48,5 и 30,0 Дж/см² для сплавов 1915Т и 1565ч соответственно.

Из полученных температурных зависимостей следует, что ударная вязкость всех алюминиевых сплавов в исследуемом интервале температур сохраняется практически постоянной (с незначительным снижением у сплава 1565ч), что характерно для сплавов с ГЦК решеткой [24–26]. Образцы из сплава марки 6082-Т6 уступают по ударной вязкости KCV сплаву 1915Т в 4 раза, а сплаву 1565ч почти в 2 раза. При увеличении в образцах радиуса надреза вязкость (KCU) сплава 1565ч возрастает на большую величину, чем у сплавов 1915Т и 6082-Т6, что свидетельствует о большей величине работы, затрачиваемой на зарождение трещины у сплава 1565ч по сравнению с другими.

Кроме ударной вязкости (KCU, KCV) определялось сопротивление разрушению алюминиевых сплавов по критериям механики разрушения, полученным при испытании стандартных образцов с усталостными трещинами [21, 27–29].

Вязкость разрушения (трещиностойкость) оценивалась по ГОСТ⁴ с использованием критериев механики разрушения на образцах III типа с трещиной в интервале температур -104...+20 °С. Определялись силовые критерии разрушения — критические коэффициенты интенсивности напряжений K_{Ic} , K_{Ic}^* значение которых позволяет оценить критическую длину трещины и выполнять расчеты на прочность элементов конструкции с дефектами. Кроме

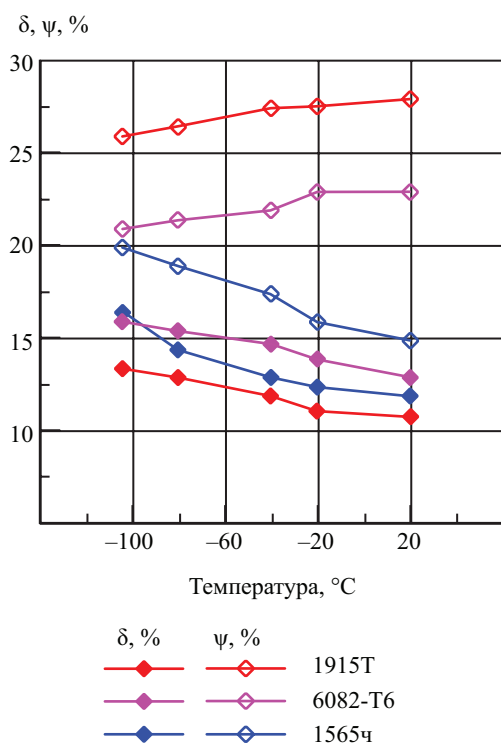


Рис. 8. Изменение относительного удлинения и сужения площади поперечного сечения образцов испытанных сплавов от температуры испытаний

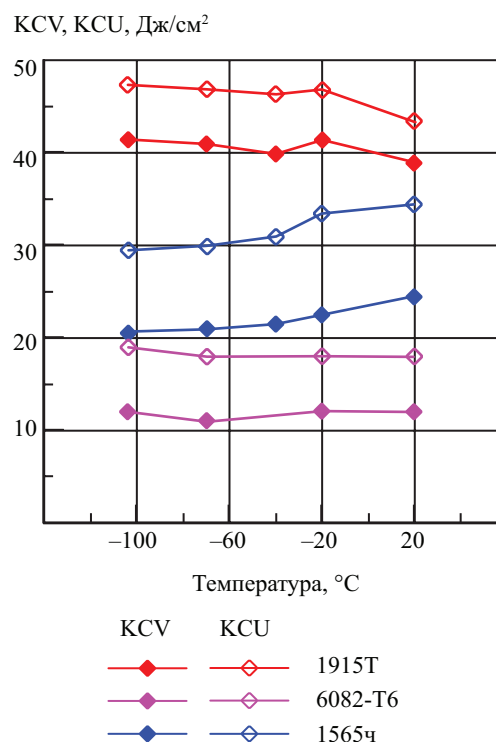


Рис. 9. Влияние температуры испытания на ударную вязкость KCV и KCU алюминиевых сплавов

того, устанавливались: деформационный критерий — раскрытие в вершине трещины δ_c (деформационная характеристика трещиностойкости материала) и энергетический — критическое значение J -интеграла J_c (характеризует работу упругопластических деформаций, разрушение и напряженно-деформированное состояние материала вблизи вершины трещины при упругопластическом деформировании). Соппротивление деформации и разрушению определяли по данным, полученным из диаграмм «нагрузка – смещение».

Влияние температуры на параметры механики разрушения представлено в табл. 3 и на рис. 10, 11.

Области перехода от вязкого состояния к хрупкому в исследованном интервале температур не выявлено; силовой критерий K_{IC}^* исследованных сплавов практически не зависит от температуры испытаний. При этом следует отметить уменьшение величины K_{IC} на 20 % с понижением температуры испытаний у сплава 1565ч.

Более чувствительны к изменению температуры оказались параметры механики разрушения: критическое раскрытие трещины δ_c и J_c -интеграл. При понижении температуры испытания критическое раскрытие трещины δ_c уменьшалось в образцах сплавов 1565ч на 80 %, сплава 1915Т приблизительно на 40 %, δ_c сплава 6082-Т6 практически не изменя-

лось. Притупление вершины трещины по значениям пластической составляющей раскрытия δ_c в сплавах растет в соотношении 6082-Т6 < 1565ч < 1915Т.

Все сплавы в заданном диапазоне температур показали изменение значений вязкости разрушения J_c , подобной изменению δ_c . Величина параметра J_c в образцах сплава 1565ч с понижением температуры до -104°C уменьшалась на $\approx 90\%$, J_c сплава 1915Т — на $\approx 36\%$, J_c сплава 6082-Т6 изменялся в пределах 8 %.

Одной из причин разрушения листовых конструкций является образование усталостных трещин в зонах концентрации напряжений при малоцикловом нагружении [30–34]. Для оценки числа циклов до зарождения усталостных трещин в листовых конструкциях с использованием зависимостей, представленных в ПНАЭ⁸, необходимо знание предела выносливости сплавов при симметричном цикле нагружения.

В ходе работ при испытании на выносливость (усталость) гладких корсетных образцов основного металла по схеме нагружения «растяжение – сжатие» определяли пределы выносливости на базе $2 \cdot 10^6$ и 10^7 циклов при комнатной и отрицатель-

⁸ ПНАЭ Г-7-002–86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок.

Табл. 3. Влияние температуры на силовые, энергетические и деформационные характеристики алюминиевых сплавов при испытании на внецентренное растяжение

Марка сплава	Толщина, мм	Критерий трещиностойкости при $t, ^\circ\text{C}$						
		+20	0	-40	-70	-104		
		Силовой критерий K_{IC}^* , МПа $\sqrt{\text{м}}$						
1915Т	10	43,0	41,0	43,0	43,0	44,0		
6082-Т6	12	42,0	40,5	45,0	43,0	42,0		
1565ч	10	52,0	48,0	48,0	51,0	51,0		
Марка сплава Alloy	Толщина, мм	Критерий трещиностойкости при $t, ^\circ\text{C}$						
		+20	0	-40	-70	-104		
		Силовой критерий K_{IC} , МПа $\sqrt{\text{м}}$						
1915Т	10	34,0	35,0	35,0	33,5	32,5		
6082-Т6	12	29,5	31,0	30,0	30,5	29,0		
1565ч	10	37,0	38,5	37,5	34,0	30,5		
Марка сплава	Толщина, мм	Критерий трещиностойкости при $t, ^\circ\text{C}$						
		+20	0	-40	-70	-104		
		Энергетический критерий J_c , МДж/м ²						
1915Т	10	0,075	0,079	0,083	0,074	0,061		
6082-Т6	12	0,044	0,048	0,046	0,051	0,053		
1565ч	10	0,096	0,083	0,080	0,067	0,049		
Марка сплава	Толщина, мм	Деформационный критерий δ_c , мм						
		1915Т	10	0,279	0,285	0,291	0,261	0,215
		6082-Т6	12	0,138	0,137	0,146	0,136	0,135
1565ч	10	0,289	0,250	0,240	0,204	0,161		

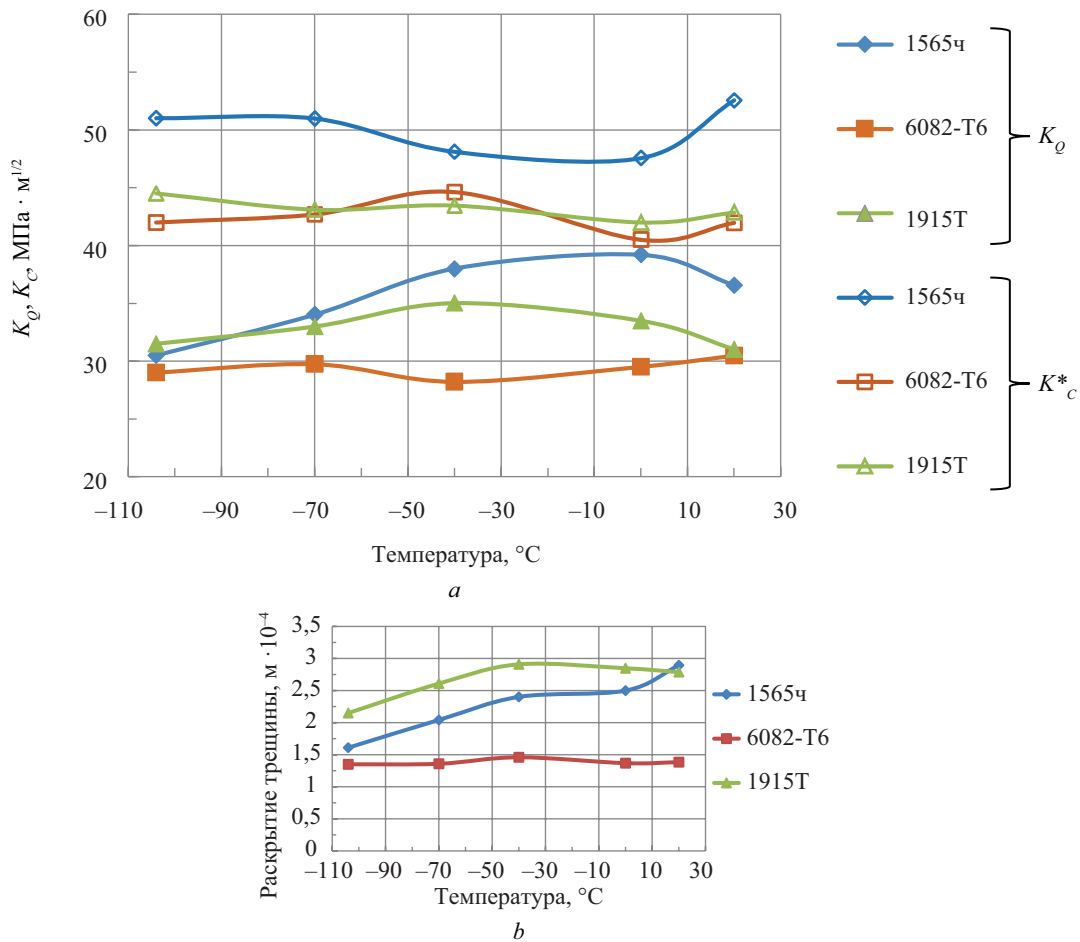


Рис. 10. Влияние температуры испытаний: *a* — на силовые критерии разрушения образцов алюминиевых сплавов; *b* — на величину раскрытия трещины в образцах алюминиевых сплавов

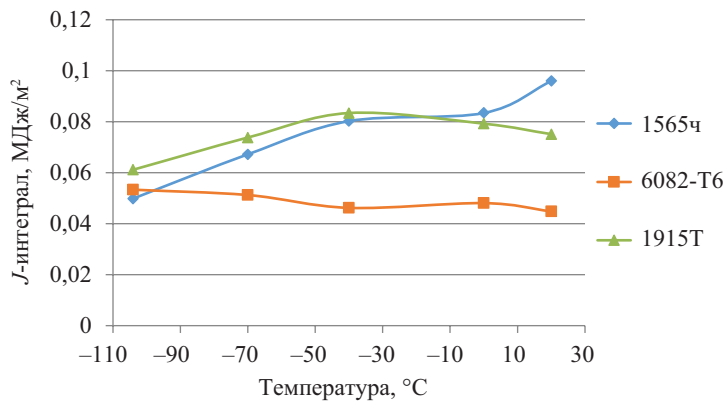


Рис. 11. Влияние температуры на величину J_c -интеграла

ных температурах. Результаты испытаний образцов при +20 °C представлены на рис. 12 в логарифмических координатах ($\lg \sigma_{\max} - \lg N$) в виде двух наклонных прямых, в отличие от сталей, у которых второй участок горизонтальный.

Значения ограниченного предела выносливости исследуемых сплавов на базе $2 \cdot 10^6$ и 10^7 циклов при температуре +20 °C, соответствующие вероятности разрушения 50 %, приведены в табл. 4.

В табл. 4 также представлены принятые в инженерной практике соотношения условного (ограниченного) предела выносливости к пределу прочности листового проката деформируемых алюминиевых сплавов.

Результаты испытаний образцов сплавов 1915Т и 6082-Т6 на базе $2 \cdot 10^6$ циклов при температурах -70 и -104 °C приведены в табл. 4, а зависимости ограниченного предела выносливости от температу-

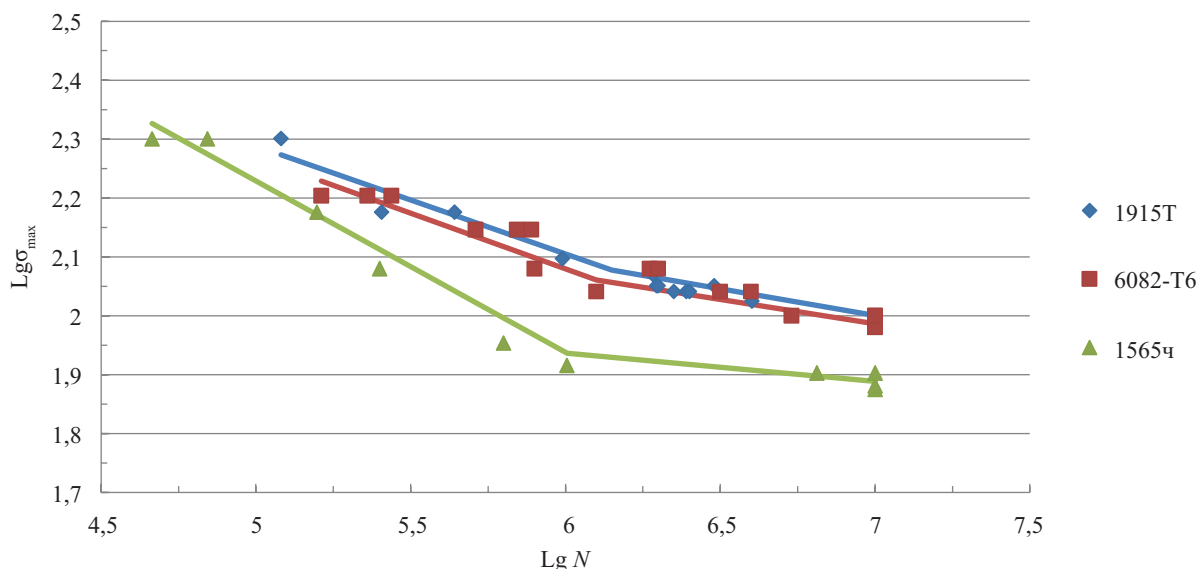


Рис. 12. Диаграммы усталостного разрушения алюминиевых сплавов при симметричном цикле нагружения «растяжение – сжатие» при комнатной температуре

Табл. 4. Ограниченные пределы выносливости исследованных сплавов и отношение предела выносливости к пределу прочности σ_{-1p}/σ_B при различных температурах испытаний

Температура испытаний, °C	База испытаний	Сплав			Сплав		
		1915Т	6082-Т6	1565ч	1915Т	6082-Т6	1565ч
		Предел выносливости			Отношение σ_{-1p}/σ_B		
+20	10^7	100	95	76	0,28	0,29	0,195
+20	$2 \cdot 10^6$	110	105	80	0,305	0,318	0,205
-70	$2 \cdot 10^6$	120	122	–	0,30	0,325	–
-104	$2 \cdot 10^6$	124	–	–	0,303	–	–

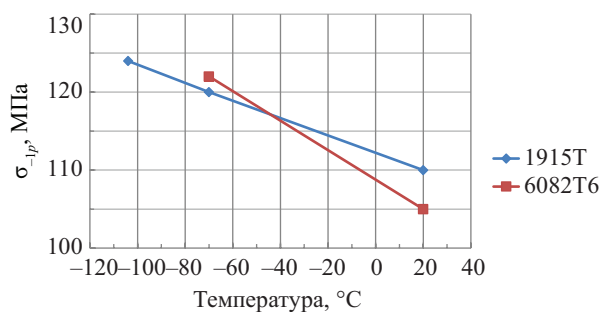


Рис. 13. Влияние низких температур на σ_{-1p} на базе $2 \cdot 10^6$ циклов

ры показаны на рис. 13. Из представленных результатов видно, что предел усталости увеличивается с понижением температуры и в большей степени для менее прочного сплава 6082-Т6.

Значения отношений σ_{-1p}/σ_B , полученные в процессе испытаний при комнатной и в заданном диапазоне отрицательных температурах, практически совпадают. Как отмечается в работе [35], при дальнейшем понижении температуры испытаний на базе 10^6 циклов отношение σ_{-1p}/σ_B возрастает, т.е. предел выносливости материала увеличивается на большую величину по сравнению с его пределом прочности.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

В результате экспериментальных исследований алюминиевых сплавов, рекомендованных в качестве конструкционных материалов сварных конструкций, а именно термоупрочняемых сплавов 6082-Т6 и 1915Т и термонеупрочняемого сплава 1565ч, получены экспериментальные зависимости характеристик прочности и пластичности ($\sigma_B, \sigma_{0,2}, E, \delta, \psi$), ударной вязкости (KCV, KCU), критериев механики разрушения ($K_C^*, K_Q, \delta_c, J_C$), а также ограниченного предела выносливости σ_{-1p} от температуры в диапазоне +20...-104 °C.

Для испытанных сплавов установлено:

- низкотемпературное упрочнение (увеличение на 8–20 % предела прочности при температуре -104 °C) с сохранением пластических свойств (увеличение относительного равномерного удлинения на ≈ 23 –37 % при незначительном снижении площади поперечного сечения образцов сплавов 1915Т и 6082-Т6) и увеличением модуля упругости на ≈ 10 %;
- скачкообразное деформирование при испытании образцов сплавов 1915Т и 1565ч в условиях одноосного растяжения при комнатной температуре

и их монотонное деформирование при отрицательных температурах испытаний;

- увеличение с понижением температуры ограниченного предела выносливости на базе $2 \cdot 10^6$ циклов (при температуре -70°C у сплава 6082-Т6 на 16 %, а у сплава 1915Т — на 9 %);

- отсутствие резкого снижения ударной вязкости и трещиностойкости K_C^* при понижении температуры у всех испытанных сплавов. Вместе с тем в процессе экспериментальных исследований зафиксировано уменьшение (на 20, 40 и 90 %) значений K_{IC} , δ_c и J_c , что необходимо учитывать при проектировании листовых конструкций из алюминиевых сплавов.

Работа по исследованию алюминиевых сплавов выполнена в рамках определения возможного использования их при конструировании листовых конструкций, работающих в условиях пониженных температур. При малом весе, высокой прочности в сочетании с пластичностью при низких температурах, высокой коррозионной стойкости применение алюминиевых сплавов в строительных конструкциях будет определяться прочностью и деформативностью сварных соединений. Таким образом, необходимы исследования влияния сварки и их способов на сопротивление соединений статическим, динамическим и циклическим нагрузкам.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Ботвина Л.Р. Разрушение: кинетика, механизмы, общие закономерности. М. : Наука, 2008. 333 с.

2. Махутов Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность : в 2 ч. Новосибирск : Наука, 2005. 493 с. EDN QMENHR.

3. Дриц А.М., Овчинников В.В. Сварка алюминиевых сплавов. М. : Руда и металлы, 2020. 476 с.

4. Патент RU № 2431692. Сплав на основе алюминия и изделие, выполненное из этого сплава / Орыщенко А.С., Осокин Е.П., Барахтина Н.Н., Дриц А.М., Григорян В.А., Соседков С.М., Арируни А.А., Хромов А.П., Цургозен Л.А.; заявл. № 2010125006/02, 20.10.2011.

5. Дриц А.М., Соседков С.М., Орыщенко А.С., Осокин Е.П., Барахтина Н.Н. Новый свариваемый сплав системы алюминий–магний для коммерческого транспорта и судостроения // Алюминий 21/ Плоский прокат : 1-я Междунар. конф. 2011.

6. Орыщенко А.С., Осокин Е.П., Барахтина Н.Н., Дриц А.М., Соседков С.М. Алюминиево-магниевый сплав 1565Ч для криогенного применения // Цветные металлы. 2012. № 11. С. 84–90. EDN PIQMXF.

7. Дриц А.М., Овчинников В.В. Свариваемый алюминиевый сплав 1565Ч // Машиностроение и инженерное образование. 2014. № 4 (41). С. 6–12. EDN TGLASZ.

8. Овчинников В.В. Перспективы развития высокотехнологичных деформируемых алюминиевых сплавов для сварных конструкций. Часть 1 // Машиностроение и инженерное образование. 2017. № 2 (51). С. 24–38. EDN ZBRVBL.

9. Лукиенко М.И. Исследование прочности и технологичности листовых резервуарных конструкций из алюминиевых сплавов : дис. ... канд. техн. наук. М., 1980. 199 с.

10. Пригожский М.Д. Сравнение эффективности строительных стальных и алюминиевых сплавов при различных условиях эксплуатации // NovaInfo. Ru. 2014. № 24. С. 20–23. EDN SXFSPF.

11. Кауфман Дж.Г., Уэндерер Е.Т. Механические свойства при растяжении и чувствительность к надрезу некоторых алюминиевых сплавов серии 7XXX при температурах до 4К // Механические свой-

ства конструкционных материалов при низких температурах : сб. науч. тр. Металлургия, 1983. С. 163–175.

12. Полмеар Я. Легкие сплавы: от традиционных до нанокристаллов. М. : Техносфера, 2008. 463 с. EDN QMZYTD.

13. Estrin Y., Kubin L.P. Plastic instabilities: phenomenology and theory // Materials Science and Engineering: A. 1991. Vol. 137. Pp. 125–134. DOI: 10.1016/0921-5093(91)90326-1

14. Криштал М.М. Неустойчивость и мезоскопическая неоднородность пластической деформации (аналитический обзор). Часть I. Феноменология зуба текучести и прерывистой текучести // Физическая мезомеханика. 2004. Т. 7. № 5. С. 5–29. DOI: 10.24411/1683-805X-2004-00207

15. Криштал М.М. Неустойчивость и мезоскопическая неоднородность пластической деформации (аналитический обзор). Часть II. Теоретические представления о механизмах неустойчивости пластической деформации // Физическая мезомеханика. 2004. Т. 7. № 5. С. 31–45. DOI: 10.24411/1683-805X-2004-00214

16. Шуклинов А.В., Денисов Е.К., Михлик Д.В., Золотов А.Е., Желтов М.А., Шибков А.А. Переход от устойчивой к скачкообразной деформации, вызванный изменением состава и структуры сплава Al-Mg // Деформация и разрушение материалов. 2008. № 3. С. 30–35. EDN KBYEWN.

17. Шибков А.А., Мазилкин А.А., Протасова С.Г., Михлик Д.В., Золотов А.Е., Желтов М.А. и др. Влияние выделений вторичной фазы на скачкообразную деформацию алюминиево-магниевого сплава AlMg6 // Деформация и разрушение материалов. 2008. № 6. С. 12–17. EDN KBYFBX.

18. Шибков А.А., Золотов А.Е., Денисов А.А., Гасанов М.Ф., Шибков Е.А., Кочегаров С.С. Динамическая твердость и образование полос Портевена – Ле Шателье при ударном индентировании // Физика твердого тела. 2023. Т. 65. № 4. С. 594–603. DOI: 10.21883/FTT.2023.04.55296.23. EDN YEWCHC.

19. Шибков А.А., Денисов А.А., Желтов М.А., Золотов А.Е., Гасанов М.Ф., Кочегаров С.С. Коррозия

и механическая неустойчивость алюминиевых сплавов : монография. Тамбов : Изд-во ТГУ, 2017. 155 с.

20. *Dubey R., Jayaganthan R., Ruan D., Gupta N.K., Jones N., Velmurugan R.* Energy absorption and dynamic behaviour of 6xxx series aluminium alloys : a review // International Journal of Impact Engineering. 2023. Vol. 172. P. 104397. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104397

21. *Лабур Т.М.* Прочность и особенности разрушения сварных соединений высокопрочных алюминиевых сплавов при низкой температуре // Автоматическая сварка. 2011. № 5. С. 18–25.

22. *Клевцов Г.В., Ганеев А.В., Семенова И.П., Валиев Р.З.* Особенности ударного разрушения ультрамелкозернистых материалов, полученных при интенсивной пластической деформации // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. Физико-математические науки. 2013. № 4–1 (182). С. 182–189. EDN RSZXAV.

23. *Одесский П.Д., Ведяков И.И.* Сталь в строительных металлических конструкциях. М. : Металлургия, 2018. 906 с. EDN UOIAZL.

24. *Клевцов Г.В., Валиев Р.З., Клевцова Н.А., Семенова И.П., Исламгалиев Р.К., Рааб Г.И.* Влияние типа кристаллической решетки на закономерности ударного разрушения материалов в субмикросталлическом состоянии // Вестник Тамбовского университета. Серия: Естественные и технические науки. 2013. Т. 18. № 4–2. С. 2002–2003. EDN RAISQZ.

25. *Одесский П.Д., Ведяков И.И.* Ударная вязкость сталей для металлических конструкций. М. : Интернет Инжиниринг, 2003. 231 с. EDN QMZLLJ.

26. *Зинхем Р.И., Дедрик Дж.Х.* Разрушение. Том 6. Разрушение металлов / пер. с англ. В.А. Займовский, Д.В. Лаптев ; под ред. М.Л. Бернштейна. М. : Металлургия, 1976. С. 296–369.

27. *Kumar V., Singh I.V., Mishra B.K., Jayaganthan R.* Improved fracture toughness of cryorolled and room temperature rolled 6082 Al Alloys // Acta Metallurgica Sinica (English Letters). 2014. Vol. 27. Issue 2. Pp. 359–367. DOI: 10.1007/s40195-014-0057-z

28. *Chakraborty P., Tiwari V.* Dynamic fracture behaviour of AA7475-T7351 alloy at different strain rates and temperatures // Engineering Fracture Mechanics. 2023. Vol. 279. P. 109065. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2023.109065

29. *Москвичев В.В., Махутов Н.А., Черняев А.П., Букаемский А.А., Буров А.Е., Зырянов И.А. и др.* Трещиностойкость и механические свойства конструкционных материалов технических систем : монография. Новосибирск : ГУП Академический научно-издательский производственно-полиграфический и книгораспространительский центр РАН «Издательство «Наука»». Обособленное подразделение «Сибирская издательская фирма «Наука»», 2002. 334 с. EDN VDPUMN.

30. *Баско Е.М.* О ресурсе безопасной эксплуатации изотермических стальных резервуаров для хранения жидкого аммиака // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2006. Т. 72. № 3. С. 51–55. EDN HUMCAD.

31. *Дорошенко Ф.Е.* Особенности продления ресурса резервуаров РВСПК 50 000 // Промышленное и гражданское строительство. 2006. № 6. С. 17–18. EDN HUIYSH.

32. *Купреишвили С.М.* Механика разрушения вертикальных цилиндрических резервуаров // Промышленное и гражданское строительство. 2004. № 5. С. 40–42. EDN PLFWJH.

33. *Кондрашова О.Г., Назарова М.Н.* Причинно-следственный анализ аварий вертикальных стальных резервуаров // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». 2004. № 2. С. 19. EDN TWVUMF.

34. *Ханухов Х.М., Алипов А.В.* Нормативно-техническое и организационное обеспечение безопасной эксплуатации резервуарных конструкций // Предотвращение аварий зданий и сооружений : сб. науч. тр. 2011. № 10. С. 384–422.

35. *Степнов М.Н., Гиацингов Е.В.* Усталость легких конструкционных сплавов. М. : Машиностроение, 1973. 317 с.

Поступила в редакцию 22 декабря 2023 г.

Принята в доработанном виде 15 января 2024 г.

Одобрена для публикации 17 января 2024 г.

О Б АВТОРАХ: **Александр Николаевич Шувалов** — кандидат технических наук, доцент кафедры испытания сооружений; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 737861, Scopus: 7005121558; Ashuvalov@mgsu.ru;

Олег Александрович Корнев — заместитель директора Научно-исследовательского института экспериментальной механики; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26, РИНЦ ID: 878952, Scopus: 57204881147, ORCID: 0009-0009-5545-5284; KornevOA@mgsu.ru;

Валентин Алексеевич Ермаков — кандидат технических наук, доцент кафедры испытания сооружений; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 671368, Scopus: 57202806137, ResearcherID: AFZ-4645-2022, ORCID: 0000-0002-8862-8139; Ermakov@mgsu.ru.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

Rational choice of materials, structural design and manufacturing technology of the product, as well as limitation of allowable sizes of initial defects and corrosion protection allow to exclude the possibility of brittle fracture, development of significant plastic deformations, and growth of cracks to critical sizes during the design life of structures [1, 2].

Aluminium alloys are lightweight, have a higher strength-to-weight ratio, high corrosion resistance and good formability compared to steel.

The use of aluminium alloys in construction is regulated by the Code of Practice¹. The normative document contains recommendations on the selection of grades of hardened and not hardened heat-treatable weldable alloys with design resistance from 25 to 195 MPa.

Characteristics of structural strength according to CP are limited to the results of tensile tests with the determination of σ_B , $\sigma_{0.2}$, δ at 20 °C. In this case, the greatest design resistance has a heat-hardenable alloy of grade 1915 (Al-Zn-Mg system). This alloy is used in structures in hardened and natural or artificial ageing. Higher and more stable properties are achieved with artificial ageing, used in structures combining load-bearing and enclosing functions, including tank construction.

Of thermally hardened alloys of the Al-Mg-Si system with operational properties that meet the requirements of designers, the most economical and, consequently, the most applicable in building structures are grades AD31, AD33 with design resistance from 55 to 160 MPa, as well as AVM and AVT1 with design strength of 70 and 170 MPa depending on the delivery condition. However, according to the data of works² [3] the maximum strength value equal $\sigma_B = 340$ MPa to in the specified series possesses alloy of mark 6082 (analogue in Russia — aluminium alloy AD35), which is included in GOST³, but is absent in CP¹ at the present moment. The alloys are used for medium-loaded structures and are characterized by good corrosion resistance and weldability.

The design resistance level of thermally un-strengthen aluminium-magnesium alloys recommended by CP does not exceed 140 MPa.

Options for replacing traditional alloys with new ones are given in [3].

In recent years, Russian scientists have developed aluminium alloy 1565h of Al-Mg system [4] with strength not less than $\sigma_B = 335$ MPa according to GOST⁴. The alloy has high corrosion resistance and

welds well. The alloy as a structural material has found application in shipbuilding, wagon building and automotive industry. The study of the characteristics of this alloy and its welded joints is widely presented in the domestic literature [5–8]. The alloy is included in GOST³, but is absent in CP¹.

The efficiency of using aluminium alloys in tank construction is presented in [9]. Comparison of technical and economic indicators of tanks made of steel and aluminium alloy AMg6m with the same geometrical characteristics showed the advantage of aluminium alloy structures in the reduction of specific metal intensity (on average by 32 %), transportation cost (by 8 %), as well as reduction of operating costs for corrosion protection and reduction in the number of repairs.

Aluminium alloys, characterized by the absence of cold-break threshold, having high strength and plasticity characteristics at low temperatures, can become an effective material for the construction of objects in the Far North [10], including sheet structures: hoppers, silos, inner shells of isothermal tanks.

The effect of low temperatures on the strength of aluminium alloys in the CP is taken into account by the coefficient of temperature change γ_t . The value of this coefficient in the temperature range from –65 to +50 °C $\gamma_t = 1$, at temperatures below –65 °C for Al-Mg and Al-Zn-Mg system — $\gamma_t = 1.05$; for Al-Mg-Si system — $\gamma_t = 1.1$, which in some cases does not reflect the actual increase in the strength of alloys [11].

The CP also gives values of modulus of elasticity at negative temperatures: for all alloys at $t = -70$ °C — $E = 0.735 \cdot 10^5$ MPa; for temperature changes from –40 to 50 °C, the value of the modulus of elasticity is taken as $E = 0.7 \cdot 10^5$ MPa.

Change of parameters characterizing plastic properties of alloys (relative elongation in tension δ , relative contraction of cross-sectional area at break ψ) at negative temperatures are not presented in the CP. The norms also do not provide for the design of aluminium structures that absorb cyclic force effects that are experienced by the shells of sheet structures.

Today, the nomenclature and application area of aluminium alloys has significantly increased. In this regard, there is a need for a comprehensive study of the performance of aluminium alloys with the study of properties and mechanisms of deformation and fracture at subzero temperatures to assess the possibility of their use in sheet structures in the Far North, as well as for the inner shells of isothermal tanks.

Deformable alloys were selected for this study taking into account the recommendation of CP, available foreign and domestic experience:

- 1915T is an alloy of the Al-Zn-Mg system after hardening and natural ageing;
- 6082-T6 is an alloy of the Al-Mg-Si system, artificially aged for maximum strength;
- 1565h is an Al-Mg system alloy, hardened by the riveting process, thermally not hardened.

¹ CP 128.13330.2016. Aluminium structures.

² DIN EN 573-3–2009. Aluminium and aluminium alloys. Chemical composition and shape of deformed products. Part 3. Chemical composition and shape of products.

³ GOST 4784–2019. Aluminium and aluminium deformable alloys. Grades.

⁴ GOST 21631–2019. Aluminium and aluminium alloy sheets. Technical conditions.

MATERIALS AND METHODS

In the present research, the test temperatures are adopted in the range of -104 to $+20^\circ\text{C}$, which is justified by the storage and use temperature of a wide range of gases (butane, ammonia, propane, propylene, acetylene, ethane, ethylene, etc.).

The chemical composition of the investigated industrial aluminium-based alloys in the delivery state is presented in Table 1.

Uniaxial tensile testing of specimens was carried out in accordance with GOST 1497–84 “Metals. Tensile test methods”, using testing machines Instron 8802, Instron 1000HDX, LabTex. Record of deformation diagrams was carried out with the help of extensometer with the base of 20 mm and strain gauges with the base of 5 mm in coordinates $\sigma - \varepsilon$. Loading of specimens at negative temperatures (-20 , -40 , -70 , -104°C) was carried out in a thermal chamber. The specimens in the form of double-sided blades with a working part of $200 \times 30/10/11$ mm and cylindrical specimens with a diameter of 6 mm were tested.

The characteristics of static crack resistance of alloys were determined by testing compact specimens with dimensions $80 \times 80 \times 10/11$ mm with an edge crack in eccentric tension in accordance with the requirements of GOST⁵ at temperatures $+20$, -40 , -70 , -104°C .

Tests on impact toughness were performed on specimens with V-shaped and U-shaped notches at temperatures $+20$, -20 , -40 , -60 , -104°C on Instron 450 MPX pendulum compressor with registration of impact work, J , and calculation of impact toughness value according to GOST⁶.

Fatigue strength tests were carried out in accordance with GOST⁷ on a series of corset specimens.

RESEARCH RESULTS

The results of uniaxial tensile testing of the specimens of the investigated materials at positive and negative

temperatures with a constant loading rate (“hard mode”) are given in Table 2.

Deformation diagrams at room temperature in coordinates $\sigma - \varepsilon$ are presented in Fig. 1–3. All alloying systems are characterized by the absence of a pronounced “neck” at fracture, and the magnitude of the relative contraction of the cross-sectional area ψ is small compared to steel. Fracture of the specimens occurred along shear lines orientated at an angle of 40° to the rolling plane [12].

It was found that the specimens of alloy 6082-T6 deformed monotonically (Fig. 1), while the experimental curves of alloys 1915T and 1565h showed load shedding (“teeth/jumps”). The jumpiness of the curve was evident after 3 % deformation of 1915T specimens and almost immediately after loading above the $\sigma_{0.2}$ for alloy 1565h, and was characterized by low frequency (Fig. 2) and high frequency (Fig. 3) discontinuous flow. In the literature [13–15], such jumps in the strain diagrams are associated with The Portevin – Le Chatelier (PLC) effect, which appears under “hard mode” loading. The appearance of this effect depends on the composition and structure of the material [16, 17].

The loss of stable deformation behaviour of the alloy is attributed to the elimination of the accumulation of dissolved elements and secondary phase particles in aluminium alloys. In the study of alloys of the Al-Mg system (AMg6, AMg3) [18], it was found that a smooth curve was recorded for the AMg3 alloy containing 0.48 % Si, and a jump diagram was obtained when the silicon content in the alloy was reduced to 0.05 %. A monotonic loading curve was obtained for cold rolled sheet of AMg6 alloy, and after annealing of this alloy at 450°C a step curve was obtained. Varying the annealing regime of the AMg6 alloy led to the dissolution of the $\beta(\text{Al}_3\text{Mg}_2)$ phase and caused the transition from a smooth to a stepped deformation curve. In alloys prone to discontinuous deformation, erosion damage and a decrease in the corrosion resistance of alloys are observed [19, 20].

It should be noted that with decreasing test temperature, stress jumps on the deformation diagram of alloy 1915T did not appear already at -40°C (Fig. 4). For alloy 1565h, a significant decrease in the amplitude and frequency of jumps at -40°C and their almost complete disappearance at -104°C is also observed (Fig. 5), which agrees with the experimental results presented in the sources [6, 21].

⁵ GOST 25.506–85. Calculations and tests for strength. Methods of mechanical tests of metals. Determination of crack resistance characteristics (fracture toughness) under static loading.

⁶ GOST 9454–78. Metals. Method of impact bending test at reduced, room and elevated temperatures.

⁷ GOST 25.502–79. Calculations and strength tests in mechanical engineering. Methods of mechanical tests of metals. Methods of fatigue tests.

Table 1. Chemical composition of tested aluminium alloys

Alloy grade	Percentage content of components								
	Si	Mg	Mn	Cu	Zn	Cr	Ti	Fe, impurity	Others
1915T GOST 4784	<0.35	1–1.8	0.2–0.7	<0.1	4–5	0.08–0.2	0.01–0.06	<0.4	0.06–0.2
1565h TU 1-3210–2013	0.2	5.1–6.2	0.4–1.2	0.01–0.2	0.45–1.2	0.25	–	0.3	–
6082-T6 DIN EN 573-3:2009	0.7–1.3	0.6–1.2	0.4–1.0	<0.1	<0.2	<0.2	0.053	<0.5	<0.06

Table 2. Strength and ductility characteristics of investigated aluminium alloys

The alloy under study	Test temperature, °C	Material characteristics				
		σ_B , MPa	$\sigma_{0.2}$, MPa	E , MPa	Relative elongation δ , %	Relative narrowing ψ , %
1915T Al-Zn-Mg	+20	360	255	71,000	10.9	28.0
	-20	365	265	73,000	11.2	27.6
	-40	370	270	73,500	12.0	27.5
	-70	395	275	75,000	13.0	26.5
	-104	415	280	78,000	13.5	26.0
6082-T6 Al-Mg-Si	+20	330	315	72,000	13.0	23.0
	-20	345	332	74,000	14.0	23.0
	-40	350	335	74,500	14.8	22.0
	-70	375	350	77,000	15.5	21.5
	-104	400	360	78,500	16.0	21.0
1565ch Al-Mg	+20	390	285	71,000	12.0	15.0
	-20	390	285	71,000	12.5	16.0
	-40	400	290	71,500	13.0	17.5
	-70	405	290	74,000	14.5	19.0
	-104	420	295	77,000	16.5	20.0

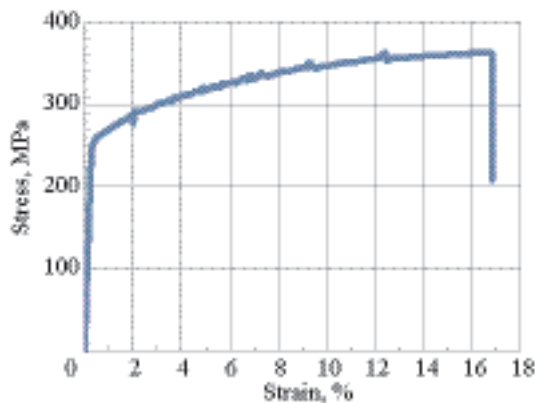


Fig. 1. Deformation diagram of alloy 1915T at +20 °C

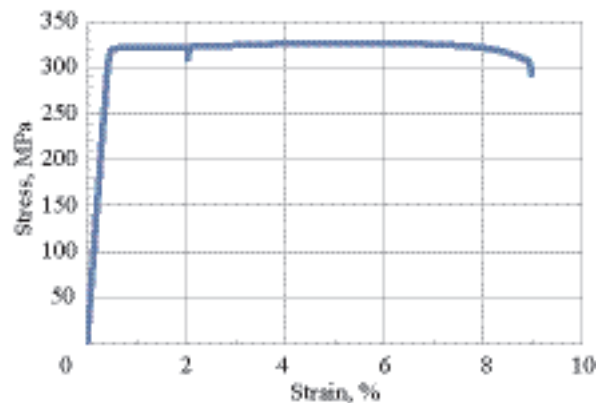


Fig. 2. Deformation diagram of alloy 6082-T6 at +20 °C

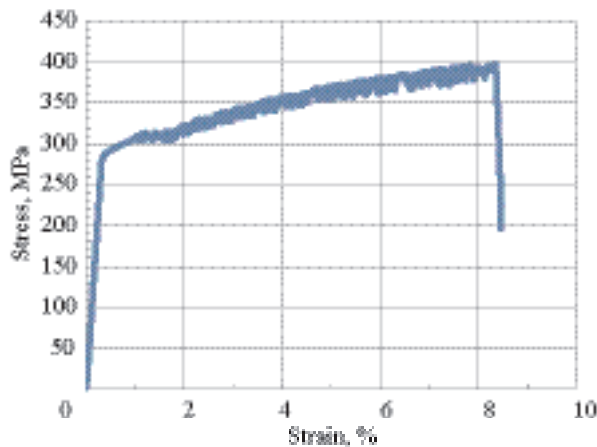


Fig. 3. Deformation diagram of alloy 1565h at +20 °C

According to the results of uniaxial tensile tests until fracture, the complex of strength and plasticity

characteristics (σ_B , $\sigma_{0.2}$, E , δ , ψ) of 1915T, 6082-T6, 1565h alloys at different test temperatures.

Fig. 6 shows the dependences of the strength and conditional yield strength of the investigated alloys on the test temperature. The given results show an increase in the strength of the investigated alloys with decreasing temperature, and the most intensive increase in strength is observed at temperature changes from -40 to -104 °C.

The increase in tensile strength at -104 °C compared to room temperature was 21.2 % for alloy 6082-T6; alloy 1915T — 15.2 %, alloy 1565h — 7.7 % [22].

A similar change is characteristic of the conditional yield strength. At that, the increase of $\sigma_{0.2}$ is realized by a smaller value than the increase of σ_B . At temperature -104 °C the increase $\sigma_{0.2}$ was for alloy 6082-T6 — 14.3 %; alloy 1915T — 9.8 %; alloy 1565h — 3.5 %, i.e. difference between σ_B and $\sigma_{0.2}$ increases with decreasing temperature.

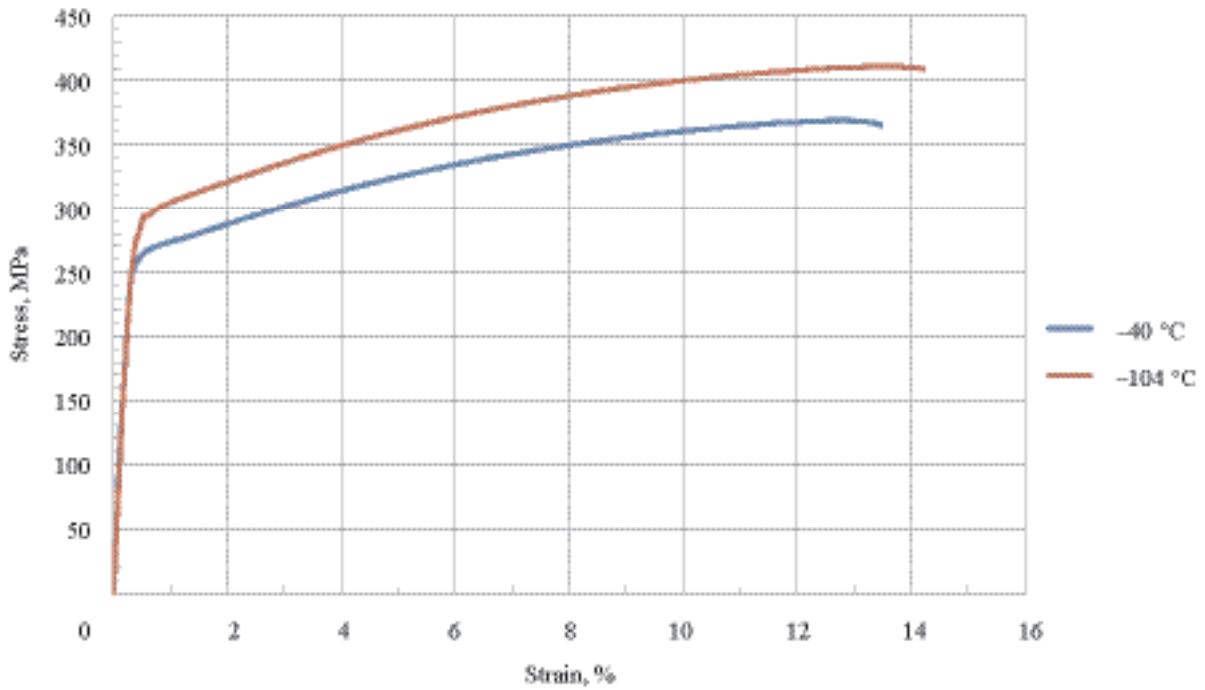


Fig. 4. Deformation diagrams of alloy 1915T at test temperatures of -40 and -104 °C

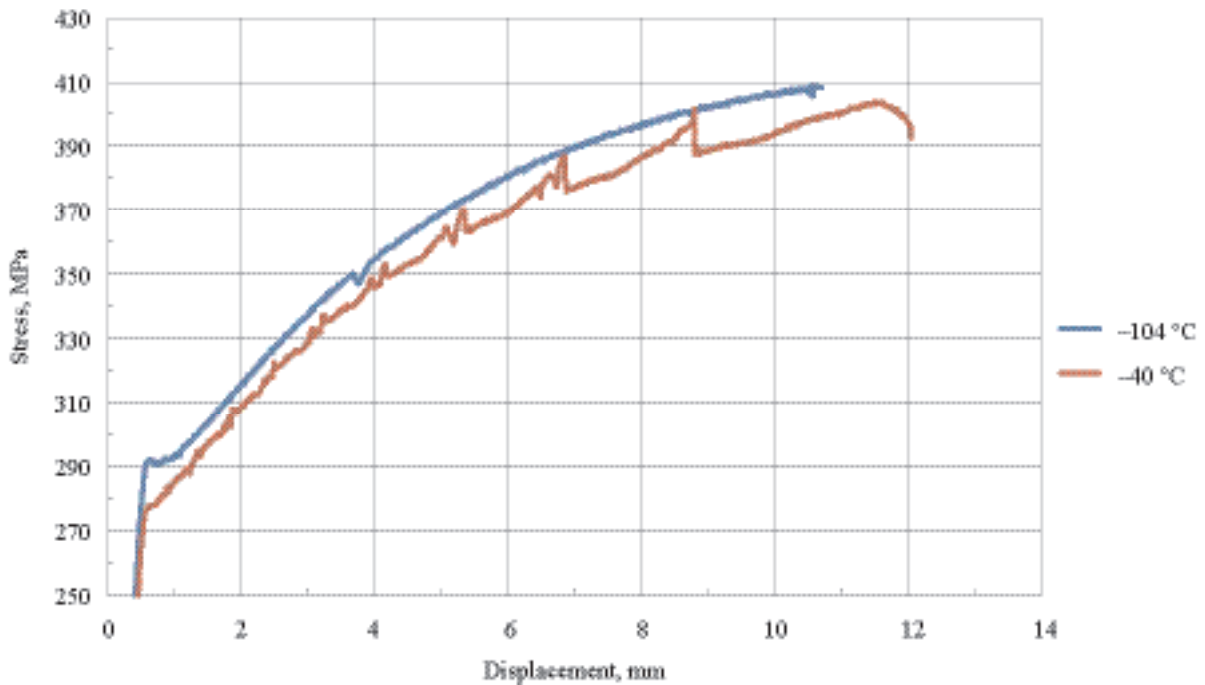


Fig. 5. Deformation diagrams of alloy 1565h at test temperatures of -40 and -104 °C

Values of the modulus of elasticity of the studied alloys and its changes depending on the test temperature are shown in Table 2 and Fig. 7. An increase in modulus of elasticity is observed for all investigated alloys with decreasing temperature. The greatest increase in modulus of elasticity at temperature -104 °C, making 9.9 %, is noted at alloy 1915T; at alloy 6082-T6 the increase in modulus of elasticity made 9.0 %, and at alloy 1565h — 8.4 %. In the temperature range from -20 to -40 °C, the minimum increase in modulus of elasticity of the studied alloys was observed.

Increase in tensile strength σ_B and modulus of elasticity E is caused by a decrease in temperature, which leads to a decrease in the interatomic distances and an increase in the attraction forces between atoms. Steel is also characterized by an increase with decreasing temperature $\sigma_{0.2}$, σ_B and E , but at the same time there is a decrease in ductility and toughness [23].

Parameters characterizing the plastic properties of the investigated aluminium alloys: relative elongation δ , %, and relative contraction of cross-sectional area ψ , %, of the tested specimens are shown in Table 2,

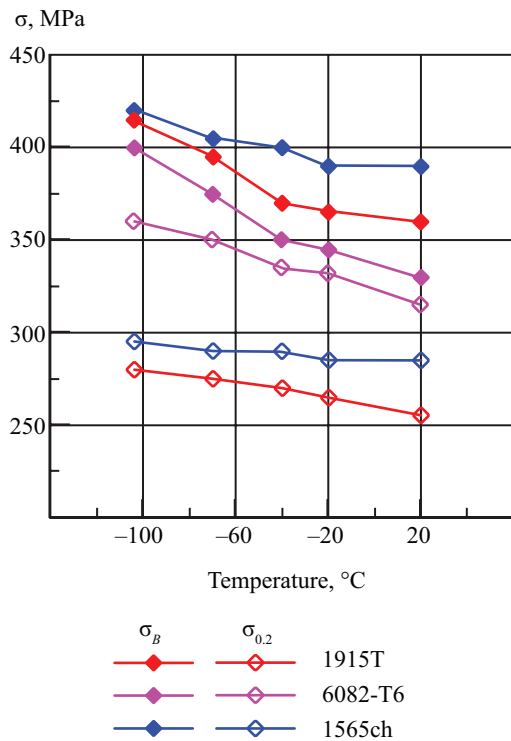


Fig. 6. Variation of tensile strength and conditional yield strength of investigated alloys from test temperature

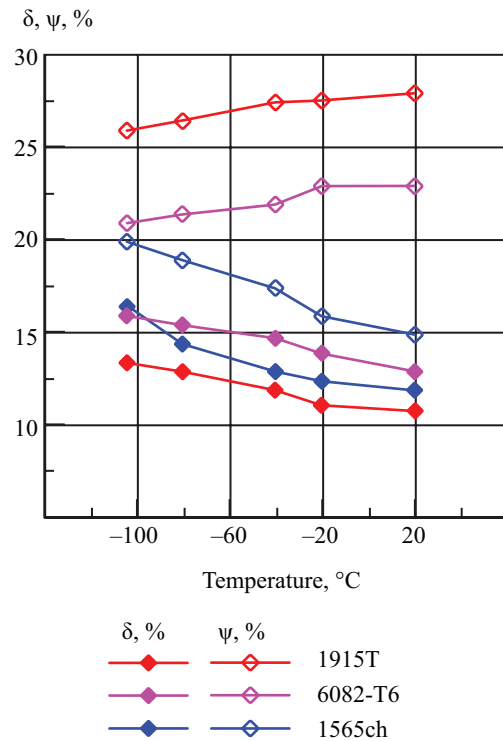


Fig. 8. Variation of relative elongation and contraction of the cross-sectional area of the tested alloy specimens from the test temperature

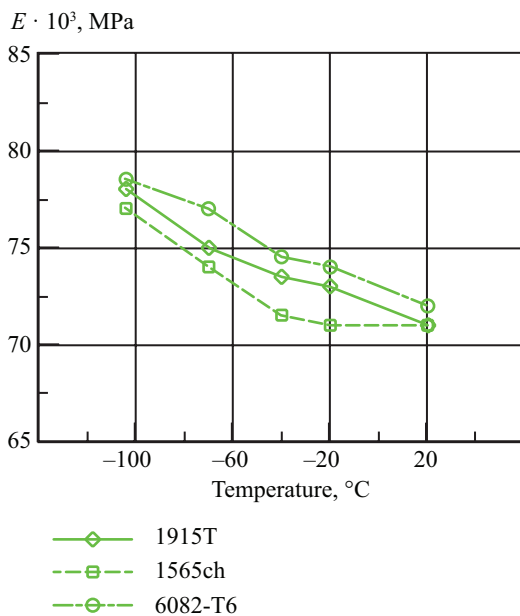


Fig. 7. Variation of modulus of elasticity of aluminium alloys as a function of test temperature

the character of their variation with the test temperature is shown in Fig. 8. It is necessary to note smooth increase of uniform relative elongation of the specimens of the investigated alloys with temperature decrease from +20 to -104 °C. The minimum increase σ by 20.0 % was obtained for alloy 6082-T6. For alloys 1915T and 1565h, the increase in relative elongation was 23.8 and 37.5 %, respectively. The relative con-

traction of the cross-sectional area of the specimens of alloys 1915T and 6082-T6 with temperature change changed insignificantly — decreased within the range of 7.6–9.5 %. For alloy 1565h the increase in relative contraction was recorded at the level of 33.3 %.

Based on the results of testing of notched specimens, the workability of the studied alloys under dynamic loading conditions by impact bending was compared. Fig. 9 shows the experimental dependences of impact toughness KCV and KCU, J/cm², of aluminium alloys on the test temperature (-104, -60, -40, 0 and +20 °C). Higher toughness values were obtained on U-notched specimens, at the lowest temperature KCU was 48.5 and 30.0 J/cm² for 1915T and 1565h alloys, respectively.

It follows from the obtained temperature dependences that the impact toughness of all aluminium alloys in the investigated temperature range remains practically constant (with a slight decrease in alloy 1565h), which is typical for alloys with FCC lattice [24–26]. Specimens from 6082-T6 alloy are four times inferior in KCV impact toughness to alloy 1915T and almost two times inferior to alloy 1565h. When the notch radius increases in the specimens, the toughness (KCU) of alloy 1565h increases by a greater value than that of alloys 1915T and 6082-T6, which indicates a greater value of work spent on crack initiation in alloy 1565h compared to others.

In addition to impact toughness (KCU, KCV), the fracture resistance of aluminium alloys was determined using fracture mechanics criteria obtained by testing standard specimens with fatigue cracks [21, 27–29].

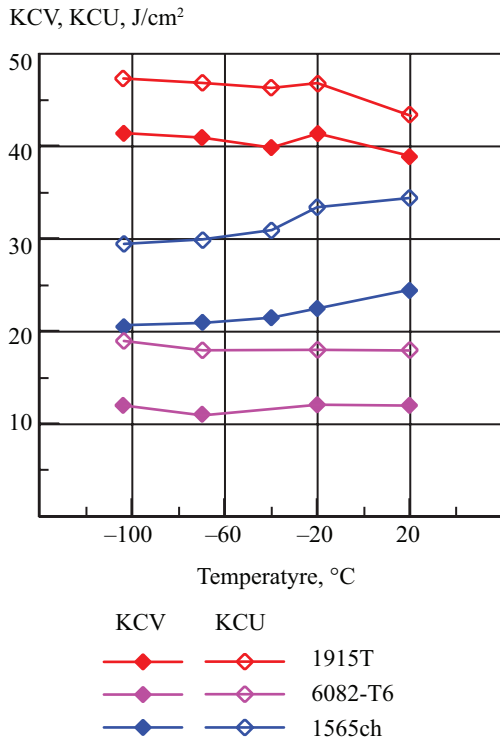


Fig. 9. Effect of test temperature on impact toughness of KCV and KCU of aluminium alloys

Fracture toughness (crack resistance) was evaluated according to GOST4 using fracture mechanics

criteria on type III specimens with a crack in the temperature range $-104...+20$ °C. Force criteria of fracture — critical coefficients of stress intensity were determined. K_Q, K_C^* knowledge of which allows to estimate the critical crack length and to perform strength calculations of structural elements with defects. In addition, the following criteria were established: deformation criterion — opening at the crack tip δ_c (deformation characteristic of crack resistance of material) and energy criterion — critical value of J_c -integral (J_c characterises the work of elastic-plastic deformations, fracture and stress-strain state of the material near the crack tip under elastic-plastic deformation). The resistance to deformation and fracture was determined using data obtained from the load-displacement diagrams.

The effect of temperature on the fracture mechanics parameters is presented in Table 3 and Fig. 10, 11.

The area of transition from ductile to brittle state in the investigated temperature range is not revealed; the force criterion K_C^* of the investigated alloys practically does not depend on the test temperature. At the same time it should be noted that the value of K_Q by 20 % with decreasing test temperature in alloy 1565h.

Fracture mechanics parameters were more sensitive to temperature change: critical crack opening δ_c and J_c -integral. At lowering the test temperature, the critical crack opening δ_c decreased in specimens of 1565h alloy by 80 %, 1915T alloy by about 40 %, δ_c of alloy 6082-T6

Table 3. Effect of temperature on force, energy and deformation characteristics of aluminium alloys in eccentric tensile tests

Alloy grade	Thickness, mm	Crack resistance criterion at $t, ^\circ\text{C}$				
		+20	0	-40	-70	-104
		Force criterion $K_C^*, \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$				
1915T	10	43.0	41.0	43.0	43.0	44.0
6082-T6	12	42.0	40.5	45.0	43.0	42.0
1565h	10	52.0	48.0	48.0	51.0	51.0
		Crack resistance criterion at $t, ^\circ\text{C}$				
		+20	0	-40	-70	-104
		Force criterion $K_Q, \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$				
1915T	10	34.0	35.0	35.0	33.5	32.5
6082-T6	12	29.5	31.0	30.0	30.5	29.0
1565h	10	37.0	38.5	37.5	34.0	30.5
		Crack resistance criterion at $t, ^\circ\text{C}$				
		+20	0	-40	-70	-104
		Energy criterion $J_c, \text{MJ/m}^2$				
1915T	10	0.075	0.079	0.083	0.074	0.061
6082-T6	12	0.044	0.048	0.046	0.051	0.053
1565h	10	0.096	0.083	0.080	0.067	0.049
		Deformation criterion δ_c, mm				
1915T	10	0.279	0.285	0.291	0.261	0.215
6082-T6	12	0.138	0.137	0.146	0.136	0.135
1565h	10	0.289	0.250	0.240	0.204	0.161

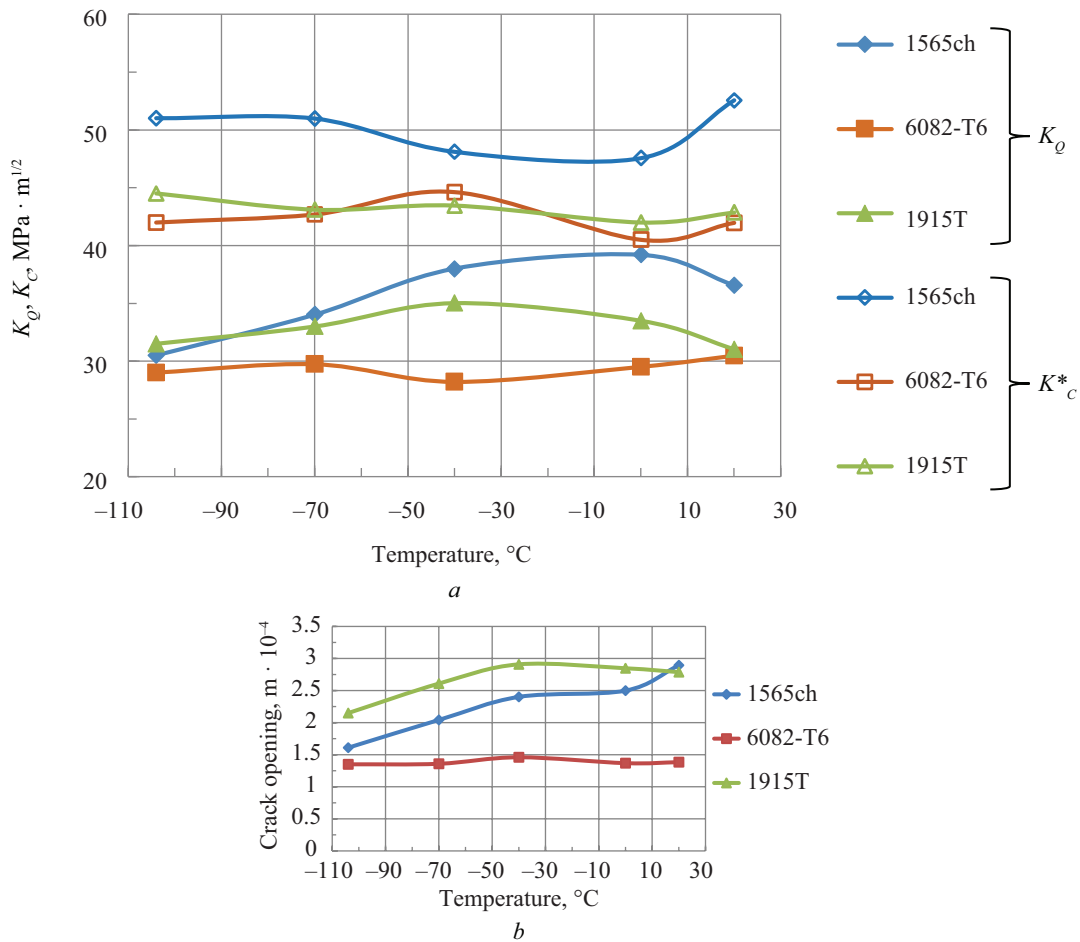


Fig. 10. Effect of test temperature: a — on the force criteria of fracture of aluminium alloy specimens; b — on the crack opening value in aluminium alloy specimens

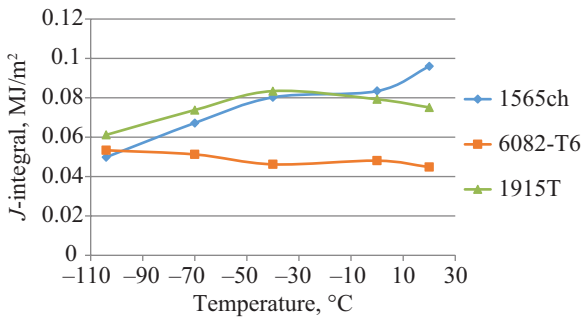


Fig. 11. Effect of temperature on the value of J_c -integral

practically did not change. Blunting of the crack tip by the values of the plastic component of the crack opening δ_c in alloys grows in the ratio 6082-T6 < 1565h < 1915T.

All alloys in the given temperature range showed a change in fracture toughness values J_c similar to the change in δ_c . The value of the parameter J_c in specimens of alloy 1565h with decreasing temperature to -104 °C decreased by ≈ 90 %, J_c 1915T alloy — by ≈ 36 %, J_c of alloy 6082-T6 varied within 8 %.

One of the causes of failure of sheet structures is the formation of fatigue cracks in stress concentration zones under low-cycle loading [30–34]. To estimate the number of cycles before fatigue crack initiation

in sheet structures using the relationships presented in RNPI⁸, it is necessary to know the endurance limit of alloys under symmetric cycle loading.

In the course of work during endurance (fatigue) testing of smooth corset specimens of base metal under the scheme of loading “tension-compression” the endurance limits were determined based on $2 \cdot 10^6$ and 10^7 cycles at room and negative temperatures. The results of testing the specimens at $+20$ °C are presented in Fig. 12 in logarithmic coordinates ($\lg \sigma_{\max} / \lg N$) in the form of two inclined straight lines, in contrast to steels, in which the second section is horizontal.

Values of the limited endurance limit of the investigated alloys based on $2 \cdot 10^6$ and 10^7 cycles at temperature $+20$ °C, corresponding to the probability of failure of 50 %, are given in Table 4.

Table 4 also presents the ratios of the conditional (limited) endurance limit to the strength limit of sheet metal of deformable aluminium alloys accepted in engineering practice.

The results of tests of specimens of alloys 1915T and 6082-T6 based on $2 \cdot 10^6$ cycles at temperatures -70

⁸ RNPI G-7-002–86. Rules and Norms of Nuclear Power Industry.

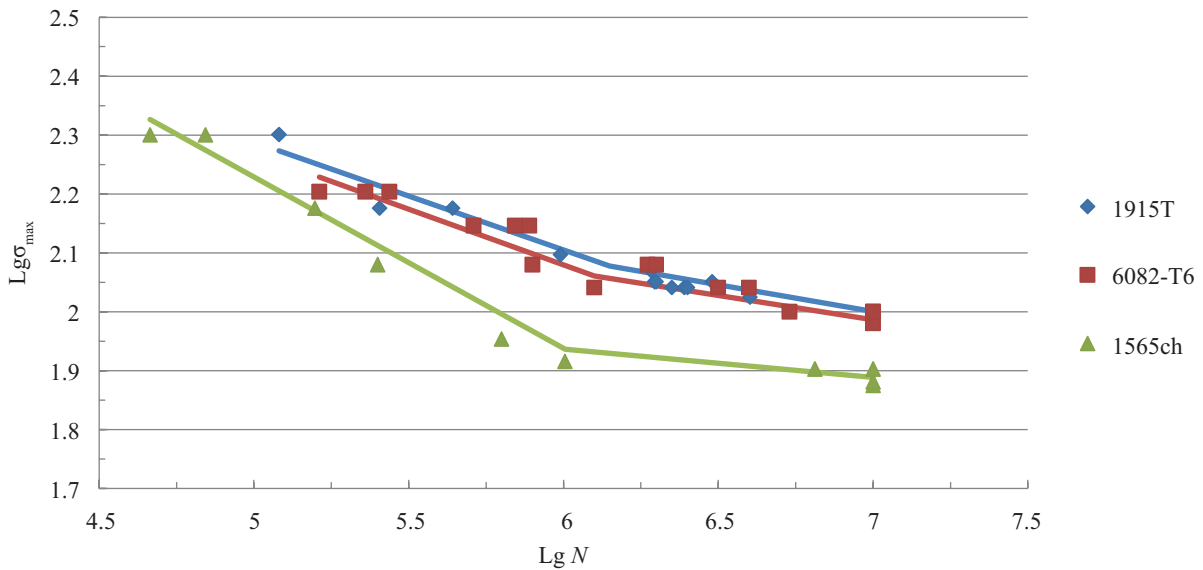


Fig. 12. Fatigue failure diagrams of aluminium alloys under symmetrical “tension-compression” loading cycle at room temperature

Table 4. Limited endurance limits of the investigated alloys and the ratio of endurance limit to tensile strength σ_{-1p}/σ_B at different test temperatures

Test temperature, °C	Test base	Alloy			Alloy		
		1915T	6082-T6	1565h	1915T	6082-T6	1565h
		Endurance limit			Attitude σ_{-1p}/σ_B		
+20	10^7	100	95	76	0.28	0.29	0.195
+20	$2 \cdot 10^6$	110	105	80	0.305	0.318	0.205
-70	$2 \cdot 10^6$	120	122	–	0.30	0.325	–
-104	$2 \cdot 10^6$	124	–	–	0.303	–	–

and -104 °C are given in Table 4, and the dependences of the limited endurance limit on temperature are shown in Fig. 13. From the presented results, it is clear that the fatigue limit increases with decreasing temperature and to a greater extent for the less durable alloy 6082-T6.

Ratio values σ_{-1p}/σ_B obtained during the tests at room temperature and in the specified range of negative temperatures practically coincide. As it is noted in [35], at further lowering of the test temperature based on 106 cycles the ratio σ_{-1p}/σ_B increases, i.e. the endurance limit of the material increases by a larger value compared to its strength limit.

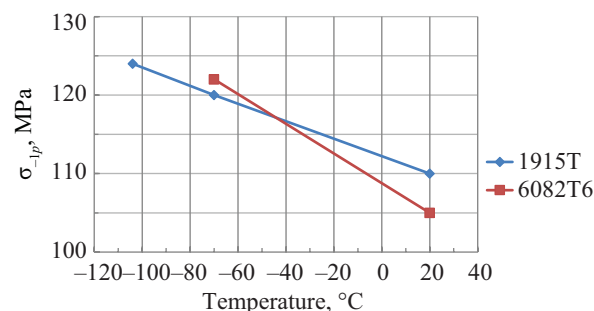


Fig. 13. Effect of low temperatures on σ_{-1p} based on $2 \cdot 10^6$ cycles

CONCLUSION AND DISCUSSION

As a result of experimental studies of aluminium alloys recommended as structural materials for welded structures, namely thermally hardened alloys 6082-T6 and 1915T and thermally not hardened alloy 1565h, experimental dependences of strength and ductility characteristics ($\sigma_B, \sigma_{0.2}, E, \delta, \psi$), impact toughness (KCV, KCU), fracture mechanics criteria ($K_C^*, K_Q, \delta_c, J_c$), as well as the limited endurance limit σ_{-1p} on temperature in the range of +20...-104 °C.

For the tested alloys, it is found that:

- low-temperature hardening (8–20 % increase in the ultimate strength at -104 °C) with preservation of plastic properties (increase in the relative uniform elongation by $\approx 23\text{--}37\%$ with a slight decrease in the cross-sectional area of the 1915T and 6082-T6 alloy specimens) and an increase in the elastic modulus by $\approx 10\%$;
- jump-like deformation when testing 1915T and 1565h alloy specimens under uniaxial tensile conditions at room temperature and their monotonic deformation at negative test temperatures;
- increase with decreasing temperature of the limited endurance limit on the basis of $2 \cdot 10^6$ cycles (at -70 °C for alloy 6082-T6 by 16 %, and for alloy 1915T — by 9 %);

• no sharp decrease in impact toughness and crack resistance K_C^* at decreasing temperature in all tested alloys. At the same time, in the process of experimental studies, a decrease (by 20, 40 and 90 %) of the values was recorded K_Q , δ_c and Jc that should be taken into account when designing sheet structures made of aluminium alloys.

The work on the study of aluminium alloys is carried out within the framework of determining their possi-

ble use in the construction of sheet structures operating at low temperatures. With low weight, high strength combined with ductility at low temperatures, high corrosion resistance and the use of aluminium alloys in building structures will be determined by the strength and deformability of welded joints. Thus, it is necessary to investigate the influence of welding and its methods on the resistance of joints to static, dynamic and cyclic loads.

REFERENCES

1. Botvina L.R. *Destruction: kinetics, mechanisms, general patterns*. Moscow, Nauka, 2008; 334. (rus.).
2. Mahutov N.A. *Structural strength, resource and man-made safety : in 2 parts*. Novosibirsk, Nauka. 2005; 493. EDN QMENHR. (rus.).
3. Drits A.M., Ovchinnikov V.V. *Aluminium alloys welding*. Moscow, Ore and metals, 2020; 476. (rus.).
4. Patent RU No. 2431692. *Aluminum-based alloy and product made from this alloy* / Oryshchenko A.S., Osokin E.P., Barakhtina N.N., Drits A.M., Grigoryan V.A., Sosedkov S.M., Artsruni A.A., Khromov A.P., Tsurgozen L.A.; application No. 2010125006/02, 10/20/2011.
5. Drits A.M., Sosedkov S.M., Oryshchenko A.S., Osokin E.P., Barakhtina N.N. New weldable aluminum-magnesium alloy System for Commercial transport and shipbuilding. *Aluminum 21/Flat rolled products : 1st international conference*. 2011. (rus.).
6. Oryshchenko A.S., Osokin E.P., Barakhtina N.N., Drits A.M., Sosedkov S.M. Aluminum-magnesium alloy 1565 ch (1565ч) for cryogenic application. *Non-ferrous metals*. 2012; 11:84-90. EDN PIQMXF. (rus.).
7. Drits A.M., Ovchinnikov V.V. 1565 aluminum alloy to be welded. *Mechanical Engineering and Engineering Education*. 2014; 4(41):6-12. EDN TGLASZ. (rus.).
8. Ovchinnikov V. Perspectives for development of high technology deformed aluminum alloys for welded constructions. Part 1. *Mechanical Engineering and Engineering Education*. 2017; 2(51):24-38. EDN ZBPVBL. (rus.).
9. Lukienko M.I. *The study of the strength and manufacturability of sheet tank structures made of aluminum alloys : thesis of candidate of technical sciences*. Moscow, 1980; 199. (rus.).
10. Prigozhkin M.D. Comparison of the efficiency of building steel and aluminum alloys under different operating conditions. *NovaInfo.Ru*. 2014; 24:20-23. EDN SXFSPF. (rus.).
11. Kaufman D.G., Uenderer E.T. Tensile mechanical properties and notch sensitivity of some 7XXX series aluminum alloys at temperatures up to 4K. *Mechanical properties of structural materials at low temperatures : collection of scientific papers*. Metallurgy, 1983; 163-175. (rus.).
12. Polmear Ya. *Light alloys: from traditional to nanocrystals*. Moscow, Technosphere, 2008; 463. EDN QMZYTD. (rus.).
13. Estrin Y., Kubin L.P. Plastic instabilities: phenomenology and theory. *Materials Science and Engineering: A*. 1991; 137:125-134. DOI: 10.1016/0921-5093(91)90326-I
14. Krishtal M.M. Instability and mesoscopic heterogeneity of plastic deformation (analytical review). Part I. Phenomenology of tooth fluidity and intermittent fluidity. *Physical Mesomechanics*. 2004; 7(5):5-29. DOI: 10.24411/1683-805X-2004-00207 (rus.).
15. Krishtal M.M. Instability and mesoscopic heterogeneity of plastic deformation (analytical review). Part II. Theoretical concepts of the mechanisms of instability of plastic deformation. *Physical Mesomechanics*. 2004; 7(5):31-45. DOI: 10.24411/1683-805X-2004-00214 (rus.).
16. Shuklinov A.V., Denisov E.K., Mikhlik D.V., Zolotov A.E., Zheltov M.A., Shibkov A.A. The transition from stable to abrupt deformation caused by a change in the composition and structure of the Al-Mg alloy. *Deformation and Destruction of Materials*. 2008; 3:30-35. EDN KBYEWN. (rus.).
17. Shibkov A.A., Mazilkin A.A., Protasova S.G., Mikhlik D.V., Zolotov A.E., Zheltov M.A. et al. The effect of secondary phase emissions on the discontinuous deformation of aluminum-magnesium alloy AMg6. *Deformation and Destruction of Materials*. 2008; 6:12-17. EDN KBYFBX. (rus.).
18. Shibkov A.A., Zolotov A.E., Denisov A.A., Gasanov M.F., Shibkov E.A., Kochegarov S.S. Dynamic hardness and formation of Portevin-Le Chatelier bands during impact indentation. *Solid State Physics*. 2023; 65(4):594-603. DOI: 10.21883/FTT.2023.04.55296.23. EDN YEWCHC. (rus.).
19. Shibkov A.A., Denisov A.A., Zheltov M.A., Zolotov A.E., Gasanov M.F., Kochegarov S.S. *Corrosion and mechanical instability of aluminum alloys : monograph*. Tambov, Publishing House of TSU, 2017; 155. (rus.).
20. Dubey R., Jayaganthan R., Ruan D., Gupta N.K., Jones N., Velmurugan R. Energy absorption and dynamic behaviour of 6xxx series aluminium alloys : a review. *International Journal of Impact Engineering*. 2023; 172:104397. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104397

21. Labur T.M. Strength and fracture characteristics of welded joints of high-strength aluminum alloys at low temperature. *Automatic Welding*. 2011; 5:18-25. (rus.).
22. Klevtsov G.V., Ganeev A.V., Semenova I.P., Valiev R.Z. Some features of the impact fracture of ultrafine grained materials obtained by intensive plastic deformation. *St. Petersburg Polytechnical University Journal: Physics and Mathematics*. 2013; 4-1(182):182-189. EDN RSZXAV. (rus.).
23. Odesskij P.D., Vedyakov I.I. *Steel in building metal structures*. Moscow, Metallurgizdat, 2018; 906. EDN UOIAZL. (rus.).
24. Klevtsov G.V., Valiyev R.Z., Klevtsova N.A., Semenova I.P., Islimgaliyev R.K., Raab G.I. Influence of crystal lattice type on regularities of impact fracture of materials in sub microcrystal state. *Bulletin of the Tambov University. Series: Natural and Technical Sciences*. 2013; 18(4-2):2002-2003. EDN RAISQZ. (rus.).
25. Odesskij P.D., Vedyakov I.I. *Impact strength of steels for metal structures*. Moscow, Internet Inzhiniring, 2003; 231. EDN QMZLLJ. (rus.).
26. Zinheim R.I., Dedrik D.X. *An advanced treatise. Volume VI. Fracture of metals*. Zajmovskij V.A., Laptev D.V. Edited by Bernshtejn M.L. Moscow, Metallurgy, 1976; 296-369. (rus.).
27. Kumar V., Singh I.V., Mishra B.K., Jayaganthan R. Improved Fracture Toughness of Cryorolled and Room Temperature Rolled 6082 Al Alloys. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*. 2014; 27(2):359-367. DOI: 10.1007/s40195-014-0057-z
28. Chakraborty P., Tiwari V. Dynamic fracture behaviour of AA7475-T7351 alloy at different strain rates and temperatures. *Engineering Fracture Mechanics*. 2023; 279:109065. DOI: 10.1016/j.engfrac-mech.2023.109065
29. Moskvichev V.V., Makhutov N.A., Chernyaev A.P., Bukaemskiy A.A., Burov A.E., Zyryanov I.A. et al. *Crack resistance and mechanical properties of structural materials of technical systems*. Novosibirsk, GUP Academic Scientific Publishing Production, Printing and Book Distribution Center of the Russian Academy of Sciences "Publishing House «Nauka»". Separate division "Siberian Publishing Company «Nauka»", 2002; 334. EDN VDPUMN. (rus.).
30. Basko E.M. Resource of safe operation of isothermal steel tanks for liquid ammonia storage. *Industrial Laboratory. Materials Diagnostics*. 2006; 72(3):51-55. EDN HUMCAD. (rus.).
31. Doroshenko F.E. Features of extending the life of RVSPK 50,000 tanks. *Industrial and Civil Engineering*. 2006; 6:17-18. EDN HUIYSH. (rus.).
32. Kupreishvili S.M. Mechanics of destruction of vertical cylindrical tanks. *Industrial and Civil Engineering*. 2004; 5:40-42. EDN PLFWJH. (rus.).
33. Kondrashova O.G., Nazarova M.N. Causal analysis of vertical steel tank accidents. *Oil and Gas Business*. 2004; 2:19. EDN TWVUMF. (rus.).
34. Hanuhov H.M., Alipov A.B. Regulatory, technical and organizational support for the safe operation of tank structures. *Prevention of accidents in buildings and structures : collection of scientific papers*. 2011; 10:384-422. (rus.).
35. Stepnov M.N., Giacintov E.V. *Fatigue of light structural alloys*. Moscow, Mashinostroenie, 1973; 317. (rus.).

Received December 22, 2023.

Adopted in revised form on January 15, 2024.

Approved for publication on January 17, 2024.

B I O N O T E S : **Aleksandr N. Shuvalov** — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Testing of Structures; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 737861, Scopus: 7005121558; Ashuvalov@mgsu.ru;

Oleg A. Kornev — Deputy Director of the Research Institute of Experimental Mechanics; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 878952, Scopus: 57204881147, ORCID: 0009-0009-5545-5284; KornevOA@mgsu.ru;

Valentin A. Ermakov — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Testing of Structures; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 671368, Scopus: 57202806137, ResearcherID: AFZ-4645-2022, ORCID: 0000-0002-8862-8139; Ermakov@mgsu.ru.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article.

The authors declare that there is no conflict of interests.

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 624.138:669.841

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.6

Изучение влияния расположения армирующих железобетонных элементов на восприятие основанием сейсмических нагрузок

Ле Дык Ань, Виталий Валентинович Сидоров

Национальный исследовательский Московский государственный строительный
университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. Армирование грунтов широко применяется при строительстве зданий и сооружений в сложных геологических условиях, особенно с помощью вертикальных элементов. Расчеты армированных оснований на практике проводятся по различным методам, в том числе численному. Выполнено много исследований поведения грунта при армировании сваями и его влияния на осадку, однако взаимодействие грунтов и армирующих элементов не до конца изучено. Выбор расположения элементов и оценка влияния разжижения грунтов на эффективность армирования при сейсмических воздействиях остаются актуальными задачами.

Материалы и методы. Исследуется влияние различных схем расположения армирующих свай на поведение грунтового массива и осадку фундамента при сейсмических нагрузках. С помощью программы PLAXIS 2D рассматриваются три варианта расположения свай, включая традиционные и альтернативные схемы. При расчете также применяются различные модели грунтов — UBC3D-PLM и HS Small для моделирования нижнего и верхнего слоя грунта в зависимости от его характеристик.

Результаты. Полученные результаты показывают, что все три выбранные расчетные схемы получают существенный прирост осадок в процессе прохождения землетрясения. Различные способы расположения свай значительно влияют на деформации и осадки фундаментной плиты, а также на расположение точек разжижения грунтов при сейсмических нагрузках.

Выводы. Изменяя параметры свайного армирования, есть возможность управлять размерами и местоположением зон разжижения, а при необходимости защитить некоторые зоны от реализации этого процесса. Представленные результаты могут способствовать разработке и развитию эффективных методов строительства в сейсмоопасных районах.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: армирование грунтов, PLAXIS 2D, свайные элементы, расположение свай, моделирование свай, модель UBC3D-PLM, разжижение грунтов

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Ле Дык Ань, Сидоров В.В. Изучение влияния расположения армирующих железобетонных элементов на восприятие основанием сейсмических нагрузок // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 6. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.6

Автор, ответственный за переписку: Ле Дык Ань, ducanh.st22@gmail.com.

The effect of arrangement of reinforced concrete elements on perception of seismic loads by the foundation

Le Duc Anh, Vitaliy V. Sidorov

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. Soil reinforcement is widely used in the construction of buildings and structures in complex geological conditions, especially with the help of vertical elements. Calculations of reinforced foundations in practice are carried out by various methods, including numerical methods. Many studies were carried out on soil behaviour during pile reinforcement and its effect on settlement, but the interaction between soils and reinforcing elements is not fully understood. The choice of element location and assessment of the influence of soil liquefaction on the reinforcement efficiency under seismic effects remain topical tasks.

Materials and methods. The effects of different reinforcing pile arrangements on the behaviour of the soil mass and foundation settlement under seismic loads are studied. Three pile arrangements, including conventional and alternative arrangements are considered using the PLAXIS 2D programme. Different soil models are also used in the calculation — UBC3D-PLM and HS Small for modelling the bottom and top layer of the soil depending on its characteristics.

Results. The results show that all three selected design schemes obtain a significant increase in settlement during earthquake passage. The different pile arrangements significantly affect the deformation and settlement of the foundation slab, as

well as the location of soil liquefaction points under seismic loads.

Conclusions. By changing the parameters of pile reinforcement, it is possible to control the size and location of liquefaction zones and, if necessary, to protect some zones from the realization of this process. The presented results can contribute to the design and development of effective methods of construction in earthquake-prone areas.

KEYWORDS: soil reinforcement, PLAXIS 2D, pile elements, pile location, pile modelling, UBC3D-PLM model, soil liquefaction

FOR CITATION: Le Duc Anh, Sidorov V.V. The effect of arrangement of reinforced concrete elements on perception of seismic loads by the foundation. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):6. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.6

Corresponding author: Le Duc Anh, ducanh.st22@gmail.com.

ВВЕДЕНИЕ

Обеспечение устойчивости и надежности зданий и сооружений является важной задачей в современной строительной практике, особенно в районах с высокой сейсмической активностью. Одновременно необходимо решить задачу по оптимизации расходов на возведение фундаментов зданий и сооружений, которая может привести к значительному повышению экономической эффективности. Эти проблемы актуальны, поскольку во многих регионах России преобладают сложные геологические условия и существует вероятность землетрясений с интенсивностью более 7 баллов. Применение армирования грунта, как известно, служит одним из эффективных методов укрепления грунтов и повышения стабильности сооружений¹ [1–10]. В работах [1, 2] рассмотрено влияние армирования на прочность грунта, обсуждаются различные методы армирования. Расчеты армированных оснований проводятся с помощью инженерных методов. Так, в публикациях [11–13] приведены расчеты по методу приведенного модуля, а в [14–17] — по методу условного фундамента. В настоящее время применяются и численные методы [11, 18–22].

Исследования эффективности и поведения грунтов после армирования с использованием свай представлены во многих научных трудах [19, 20, 23–27]. Освещается применение вертикального армирования грунтовых оснований высотных зданий для улучшения их деформационных свойств, особенно в сейсмически активных районах [24]. Рассматриваются результаты численного моделирования различных типов фундаментов, включая ком-

бинированные свайно-плитные и плитные фундаменты на армированном грунте. Изучается влияние армирования сваями на осадки плитных фундаментов [20] с помощью модели линейно-деформируемого твердого тела и Мора – Кулона.

В данной работе поставлена задача сравнить поведение грунтового массива и фундамента при различном расположении армирующих свай в грунте с применением современной модели UBC3D-PLM для моделирования грунта, с помощью которой можно эффективно отражать сейсмические воздействия на грунт.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Для исследования влияния расположения армирующих свай на восприятие основанием сейсмических нагрузок расчетная система моделируется с помощью программы PLAXIS 2D. С целью моделирования грунта при действии сейсмических воздействий применяются такие модели грунта, как Hardening Soil Small (HSS), PM4Sand, UBC3D-PLM. Благодаря ряду преимуществ, одно из которых — возможность моделировать разжижения песчаных и глинистых грунтов под воздействием сейсмических нагрузок, в качестве расчетной модели используется UBC3D-PLM. Для других грунтов применяется модель HS Small.

В расчете рассматривается поведение системы в области грунта размерами в плане 400 × 400 м и глубиной 50 м. Грунтовое основание в расчете — двухслойное, в него входит два слоя грунта: верхний — илестая глина с мощностью 14 м и песчаный грунт с мощностью 36 м. Илестая глина моделируется с помощью модели UBC3D-PLM, нижний песчаный грунт — HS Small. Характеристики этих слоев представлены в табл. 1, 2. Уровень грунтовых вод находится на планировочной отметке.

¹ Мирсалянов И.Т. Эффективные армированные грунтовые основания. 38 с. URL: [https://minstroy.tatarstan.ru/file/old/structure/1д\(1\).pdf](https://minstroy.tatarstan.ru/file/old/structure/1д(1).pdf)

Табл. 1. Характеристики верхнего слоя грунта для его моделирования

Параметр	Верхний слой
Модель материала	UBC3D-PLM
Тип поведения материала	Undrained A
Удельный вес выше уровня грунтовых вод γ_{sat} , кН/м ³	15
Удельный вес ниже уровня грунтовых вод γ_{unsat} , кН/м ³	15,2
Коэффициент модуля упругого объемного сжатия k_B^{*e}	519,5

Окончание табл. 1

Параметр	Верхний слой
Коэффициент модуля упругого сдвига k_G^{*e}	742,1
Коэффициент модуля пластического сдвига k_G^{*p}	155,7
Коэффициент зависимости модуля упругого объемного сжатия от напряжений m_e	0,5
Коэффициент зависимости модуля упругого сдвига от напряжений n_e	0,5
Коэффициент зависимости модуля пластического сдвига от напряжений n_p	0,4
Угол трения при постоянном объеме φ_{cv} , град.	23
Максимальный угол трения φ_p , град.	23,5
Сцепление c , кН/м ²	4
Откорректированное значение SPT $(N_1)_{60}$	5
Коэффициент разрушения R_f	0,86
Коэффициент уплотнения f_{dens}	1,0
Коэффициент последствия разжижения f_{Epost}	0,5

Табл. 2. Характеристики нижнего слоя грунта для его моделирования

Параметр	Нижний песчаный слой
Модель материала	HS small
Тип поведения материала	Undrained A
Удельный вес выше уровня грунтовых вод γ_{sat} , кН/м ³	20
Удельный вес ниже уровня грунтовых вод γ_{unsat} , кН/м ³	20
Секущий модуль деформации при стандартном трехосном испытании грунта E_{50}^{ref} , кН/м ²	$3 \cdot 10^4$
Касательный одометрический модуль при первичном нагружении E_{oed}^{ref} , кН/м ²	$3,6 \cdot 10^4$
Жесткость при разгрузке E_{ur}^{ref} , кН/м ²	$1,1 \cdot 10^5$
Показатель степени для зависимости жесткости от уровня напряжений m	0,5
Сцепление c'_{ref} , кН/м ²	5
Угол внутреннего трения φ' , град.	28
Угол дилатансии ψ , град.	0
Деформация сдвига, при которой $G_s = 0,722G_0, \gamma_{0,7}$	$0,1 \cdot 10^{-3}$
Модуль сдвига при сверхмалых деформациях G_0^{ref} , кН/м ²	$100 \cdot 10^3$
Коэффициент Пуассона ν'_{ur}	0,2

Фундаментная плита расположена в центральной части, ее размеры — 18 м по длине и 1 м по толщине. В качестве свай применены круглые буровые сваи с диаметром 0,6 м, длиной 17 м, расположены

с шагом 2 м. При моделировании плиты и свай применяется модель Elastic с характеристиками, которые приведены в табл. 3, 4.

Для решения поставленной задачи рассматри-

Табл. 3. Основные характеристики для моделирования фундаментной плиты

Параметр	Плита
Модель материала	Linear Elastic
Тип поведения материала	Undrained A
Удельный вес выше уровня грунтовых вод γ_{sat} , кН/м ³	24
Удельный вес ниже уровня грунтовых вод γ_{unsat} , кН/м ³	24
Модуль Юнга E' , кН/м ²	$3 \cdot 10^7$
Коэффициент Пуассона ν'	0,2
Модуль сдвига G , кН/м ²	$1,25 \cdot 10^7$

Табл. 4. Основные характеристики для моделирования свай

Параметр	Сваи
Модель материала	Embedded beam row
Тип поведения материала	Elastic
Модуль Юнга E , кН/м ²	$3 \cdot 10^7$
Удельный вес материала γ , кН/м ³	15
Диаметр, м	0,6
Расстояние между сваями L_{spac} , м	2

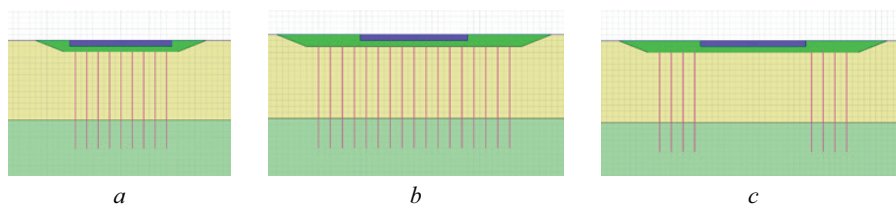


Рис. 1. Рассматриваемые варианты расположения армирующих свай: *a* — вариант 1; *b* — вариант 2; *c* — вариант 3

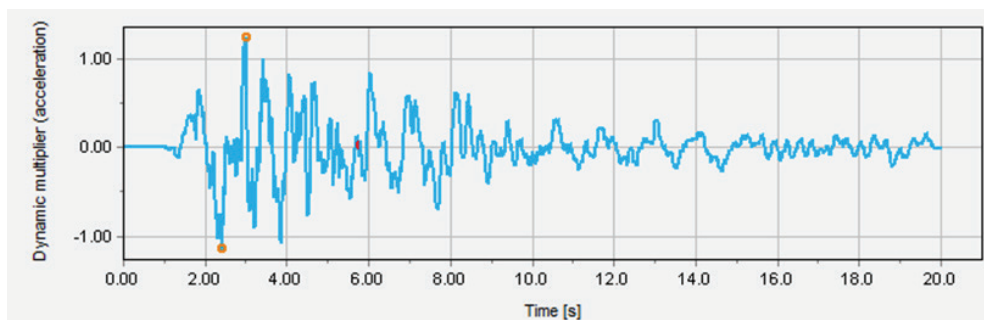


Рис. 2. Акселерограмма землетрясения для моделирования сейсмических воздействий

ваются следующие варианты расположения армирующих вертикальных свай (рис. 1):

1-й — сваи расположены классическим образом, т.е. непосредственно под фундаментной плитой;

2-й — сваи расположены не только под плитой, но и за ее пределами;

3-й — расположение свай нетрадиционное. Сваи есть только за пределами фундаментной плиты.

Моделирование сейсмических воздействий землетрясения осуществляется приложением заданного перемещения по нижней границе грунтового массива с подгрузкой акселерограммы. Запись во времени однокомпонентного процесса изменения

ускорения длится 20 секунд. На рис. 2 показана акселерограмма землетрясения.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

В результате расчета рассматриваются деформированные сетки в трех вариантах расположения свай до и после прохождения землетрясения при использовании модели UBC3D-PLM. Примерные изополя деформированной сетки представлены на рис. 3.

В табл. 5 приведен сравнительный анализ максимального значения деформированной сетки.

На рис. 4 представлены изополя полных вертикальных перемещений системы во всех рассматри-

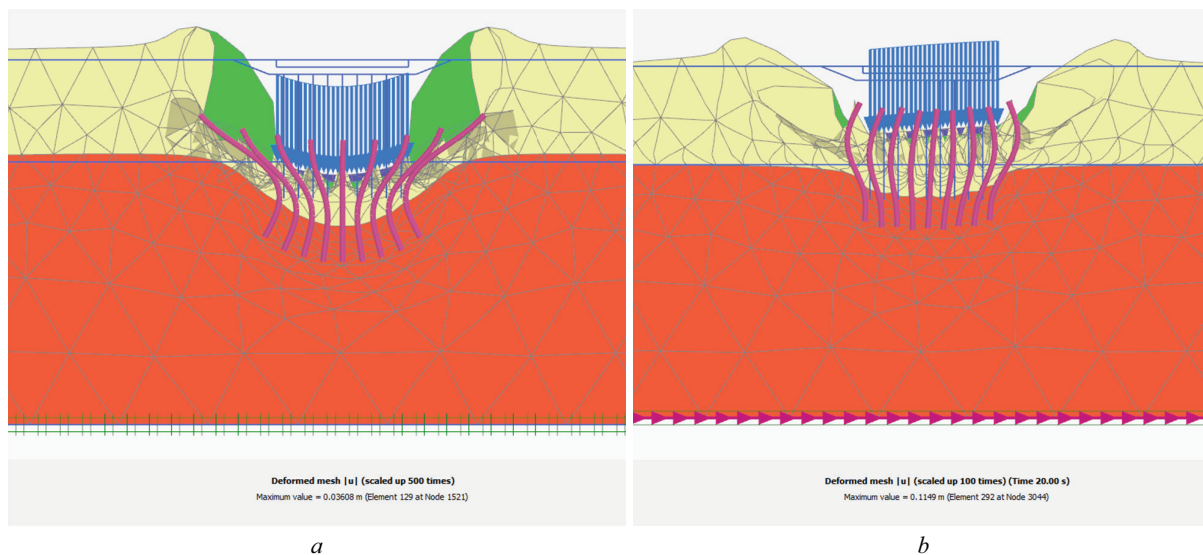


Рис. 3. Деформированная сетка системы при первом варианте расположения свай: *a* — до землетрясения; *b* — после землетрясения

Табл. 5. Сравнительный анализ максимального значения деформированной сетки

Вариант расположения свай	Максимальное значение деформированной сетки, мм		Разница, %
	до землетрясения	после землетрясения	
1	36,08	114,9	+218
2	28,07 (–22 %)	95,41 (–17 %)	+240
3	94,65 (+162 %)	273,2 (+138 %)	+188

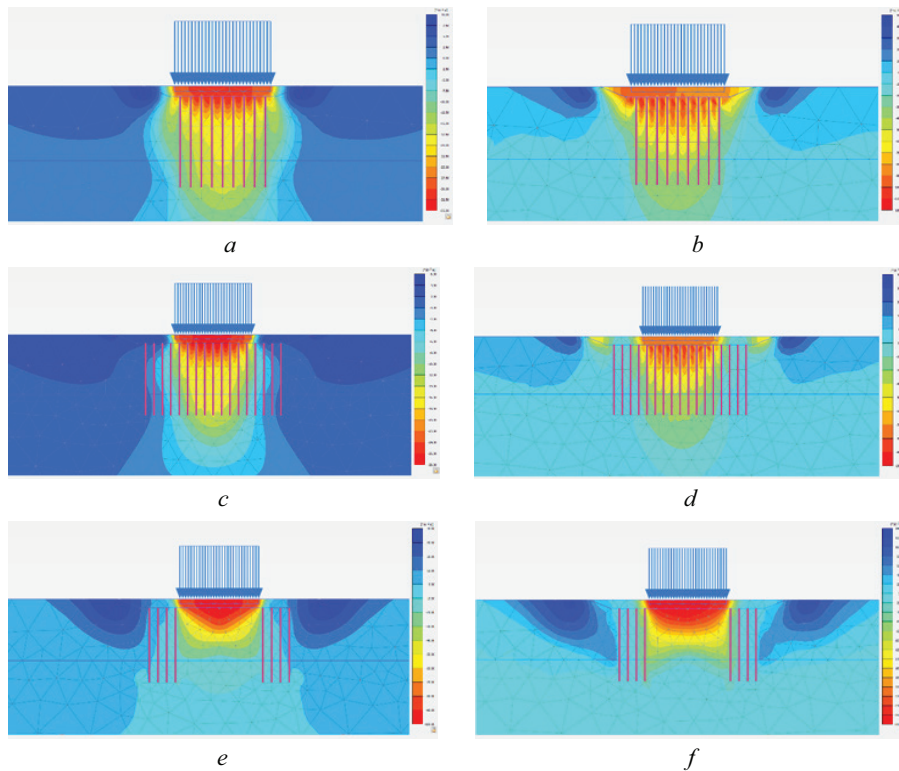


Рис. 4. Полные вертикальные перемещения системы при: первом варианте расположения свай: *a* — до землетрясения; *b* — после землетрясения; втором варианте расположения свай: *c* — до землетрясения; *d* — после землетрясения; третьем варианте расположения свай: *e* — до землетрясения; *f* — после землетрясения

Табл. 6. Сравнительный анализ осадок фундаментной плиты

Вариант расположения свай	Максимальное значение деформированной сетки, мм		Разница, %
	до землетрясения	после землетрясения	
1	31,53	89,90	+185
2	27,09 (–14 %)	76,35 (–15 %)	+182
3	94,63 (+200 %)	271,89 (+202 %)	+187

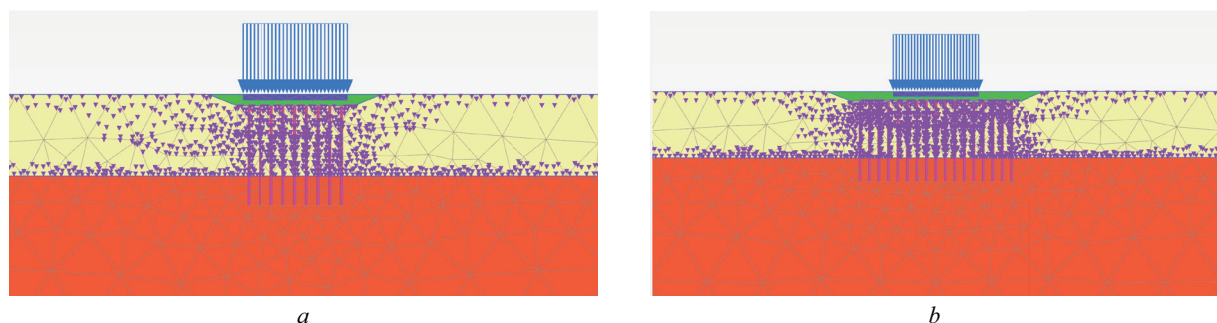
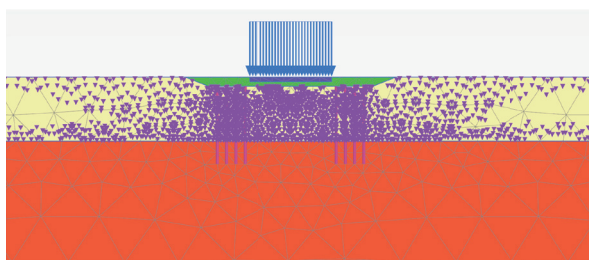


Рис. 5. Точки разжижения грунтов: *a* — в первом варианте; *b* — во втором варианте; *c* — в третьем варианте



c

Рис. 5. Точки разжижения грунтов: *a* — в первом варианте; *b* — во втором варианте; *c* — в третьем варианте (окончание)

ваемых вариантах расположения армирующих свай до и после прохождения землетрясения.

В табл. 6 приведен сравнительный анализ осадок фундаментной плиты (в точке середины нижней границы плиты) по вариантам расположения свай до и после землетрясения.

В PLAXIS 2D при использовании модели UBC3D-PLM возможно показать точки зон разжижаемых грунтов, в которых коэффициент порового давления $R_u > 0,95$. Верхний слой — илстая глина, относится к типу грунта, который имеет тенденцию разжижаться из-за сейсмических воздействий. Отображение точек зон разжижаемых грунтов при применении различных моделей в данном расчете представлено на рис. 5.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

Полученные результаты показывают, что все три выбранные расчетные схемы получают существенный прирост осадок в процессе прохождения землетрясения. Процент приращения осадки по схемам практически идентичный и составляет от 182 до 187 %.

Схема 3 предполагает устройство наименьшего количества свайных элементов армирования, т.е. наиболее экономична, однако при этом имеет место увеличенное значение осадки основания за счет статического нагружения. Это неудивительно, так как ниже промежуточной песчаной подушки залегают естественные грунты без армирования сваями.

Анализ прогноза появления точки разжижения в основании по трем схемам устройства фундаментов показывает, что наибольшая их плотность имеет место при отсутствии армирования (случай 3). В случаях 1 и 2 отмечается локализация точек разжижения в некоторых объемах вблизи боковой поверхности свай. Вместе с этим в межсвайном пространстве разжижение не происходит. Это обстоятельство позволяет предположить, что, изменяя параметры свайного армирования, можно управлять размерами и местоположением зон разжижения, а при необходимости защитить некоторые зоны от реализации этого процесса. Возможность и границы применения такого метода управления должны быть исследованы отдельно в последующих работах.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. *Khazaleh M.A.* The effect of soil reinforcement on strength of the soil // *Sustainable Energy and Environment Review*. 2023. Vol. 1. Issue 1. Pp. 68–79. DOI: 10.59762/seer924712041120231103144956
2. *Tulebekova A., Tanyrbergenova G., Zhankina A., Baizakova G.* Effectiveness of reinforcement on soil subsidence // *Bulletin of L.N. Gumilyov Eurasian National University. Technical Science and Technology Series*. 2023. Vol. 142. Issue 1. Pp. 107–115. DOI: 10.32523/2616-7263-2023-142-1-107-115
3. *Damians I.P., Rimoldi P., Miyata Y., Detert O., Uelzmann S., Hoelzel M. et al.* Summary of the Soil Reinforcement Technical Committee Special Session (IGS TC-R) // *E3S Web of Conferences*. 2023. Vol. 368. P. 03010. DOI: 10.1051/e3sconf/202336803010
4. *Iman M., Harwadi F.* The sand column utilizing for clay soil reinforcement // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 2022. Vol. 1083. Issue 1. P. 012033. DOI: 10.1088/1755-1315/1083/1/012033
5. *Zhang D.-W., Liu S.-C., Lin W.-F., Shi H.-B., Mao Z.-L.* Field test on soft ground with liquefiable silt interlayer reinforced by jet-grouted mixing piles // *Journal of Traffic and Transportation Engineering*. 2022. Vol. 22. Pp. 103–111. DOI: 10.19818/j.cnki.1671-1637.2022.01.008
6. *Budianto E., Pamuttu D., Hairulla H., Pasalli D.* Geotextile reinforcement model laboratory test on silt soil // *Technium: Romanian Journal of Applied Sciences and Technology*. 2023. Vol. 17. Pp. 46–51. DOI: 10.47577/technium.v17i.10045
7. *Basar E.E.* Effects of microgrid reinforcement on soil strength // *Engineering and Technology Journal*. 2023. Vol. 08. Issue 10. DOI: 10.47191/etj/v8i10.02
8. *Ouria A., Heidarli E., Karamzadegan S.* A laboratory study of the influence of reinforcement stiffness and the size of soil particles on soil pull-out strength. 2023. DOI: 10.22060/CEEJ.2023.21922.7853
9. *Liu W., Zhan Y., Zheng S., Li J., Qiu Y., Wei D. et al.* Deformation characteristics and control methods of deep

foundation pit excavation in watery sandy soil area // *Advances in Frontier Research on Engineering Structures*. 2023. DOI: 10.3233/ATDE230196

10. *Shalchian M.M., Arabani M.* A review of soil reinforcement with planetary fibers // *Journal of Soil Science and Plant Nutrition*. 2022. Vol. 22. Issue 4. Pp. 4496–4532. DOI: 10.1007/s42729-022-01052-y

11. *Тер-Мартыросян З.Г., Струнин П.В.* Усиление слабых грунтов в основании фундаментных плит с использованием технологии струйной цементации грунтов // *Вестник МГСУ*. 2010. № 4–2. С. 310–315. EDN RTSQUJ.

12. *Desai C.S.* Effects of driving and subsequent consolidation on behaviour of driven piles // *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*. 1978. Vol. 2. Issue 3. Pp. 283–301. DOI: 10.1002/nag.1610020307

13. *Hegg U., Jammilkowski M.B., Parvis E.* Behavior of oil tanks on soft cohesive ground improved by vertical drains // *Proceedings of 8-th ECSMFE*. 1983. Issue 2. Pp. 627–632.

14. *Kawasaki T.* Deep mixing method using cement hardening agent // *Proc. 8-th ECSMFE*. Stockholm, 1981. Pp. 721–724.

15. *Нуждин Л.В., Кузнецов А.А.* Армирование грунтов основания вертикальными стержнями // *Труды международного семинара по механике грунтов, фундаментостроению и транспортным сооружениям*. 2000. С. 204–206. EDN UPNJAM.

16. *Нуждин Л.В., Скворцов Е.П.* Исследование динамического напряженно-деформированного состояния жестких вертикальных армоэлементов // *Вестник ТГАСУ*. 2003. № 1. С. 225–230.

17. *Jones D.R.V., Dixon N.* A comparison of geomebranes/geotextiles interface shear strength by direct shear and ring shear // *Proceeding of the Second European Geosynthetics Conference*. Bologna, Italy, 2000. Vol. 2. Pp. 929–932.

18. *Караулов А.М.* Методика расчета вертикально армированного основания плитного фундамента // *Материалы Междунар. науч.-практ. конф. ПГАСА*. Пенза : Изд-во ПГАСА, 2002. С. 66–69.

19. *Караулов А.М.* Практический метод расчета вертикально армированного основания ленточных и отдельно стоящих фундаментов транспортных сооружений // *Вестник ТГАСУ*. 2012. № 2 (35). С. 183–190.

20. *Еситов А.В., Демин В.А., Ефимов А.А.* Численные исследования осадок плитных фундаментов на грунтовом и армированном сваями основаниях // *Современные проблемы науки и образования*. 2014. № 6.

21. *Chen Y., Cao W., Chen R.P.* An experimental investigation of soil arching within basal reinforced and unreinforced piled embankments // *Geotextiles and Geomembranes*. 2008. Vol. 26. Issue 2. Pp. 164–174. DOI: 10.1016/j.geotexmem.2007.05.004

22. *Han J., Gabr M.A.* Numerical analysis of geosynthetic-reinforced and pile-supported earth platforms over soft soil // *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. 2002. Vol. 128. Issue 1. Pp. 44–53. DOI: 10.1061/(asce)1090-0241(2002)128:1(44)

23. *Сафин Д.Р.* Исследование деформативности водонасыщенных глинистых грунтов, армированных вертикальными армирующими элементами // *Известия КазГАСУ*. 2008. № 2. С. 81–84.

24. *Мариничев М.Б., Ткачев И.Г., Шлее Ю.* Практическая реализация метода вертикального армирования неоднородного основания для компенсации неравномерной деформируемости грунтового массива и снижения сейсмических воздействий на надземное сооружение // *Научный журнал КубГАУ*. 2013. № 94 (10).

25. *Еситов А.В., Демин В.А., Ефимов А.А.* Численные исследования осадок плитных фундаментов на грунтовом и армированном сваями основаниях // *Современные проблемы науки и образования*. 2014. № 6.

26. *Попов А.О.* Расчет конечной осадки глинистых оснований, армированных вертикальными элементами // *Magazine of Civil Engineering*. 2015. № 4. С. 19–27. DOI: 10.5862/MCE.56.3

27. *Мирсаяпов И.Т., Попов А.О.* Экспериментально-теоретические исследования работы армированных грунтовых массивов // *Известия КазГАСУ*. 2008. № 2 (10).

Поступила в редакцию 9 января 2024 г.

Принята в доработанном виде 16 января 2024 г.

Одобрена для публикации 2 февраля 2024 г.

ОБ АВТОРАХ: **Ле Дык Ань** — аспирант кафедры механики грунтов и геотехники; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; ducanh.st22@gmail.com;

Виталий Валентинович Сидоров — кандидат технических наук, доцент кафедры механики грунтов и геотехники; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; vitsid@mail.ru.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

Ensuring stability and reliability of buildings and structures is an important task in modern construction practice, especially in areas with high seismic activity. At the same time, it is necessary to solve the problem of optimizing the costs of erecting foundations of buildings and structures, which can lead to a significant increase in economic efficiency. These problems are relevant, because in many Russian regions, complex geological conditions prevail and there is a probability of earthquakes with an intensity of more than seven points. The application of soil reinforcement is known to serve as one of the effective methods of strengthening soils and increasing the stability of structures¹ [1–10]. In [1, 2], the effect of reinforcement on the strength of soil is considered and various methods of reinforcement are discussed. Calculations of reinforced foundations are carried out using engineering methods. Thus, publications [11–13] present calculations using the reduced modulus method, and [14–17] — using the conditional foundation method. At present, numerical methods are also used [11, 18–22].

Studies of the efficiency and behaviour of soils after reinforcement using piles are presented in many scientific works [19, 20, 23–27]. The application of vertical reinforcement of soil foundations of high-rise buildings to improve their deformation properties, especially in seismically active areas, is highlighted [24]. The results of numerical modelling of various types of foundations,

¹ Mirsayapov I.T. *Effective reinforced soil bases*. 38. URL: [https://minstroy.tatarstan.ru/file/old/structure/1д\(1\).pdf](https://minstroy.tatarstan.ru/file/old/structure/1д(1).pdf)

including combined pile-slab and slab foundations on reinforced soil, are considered. The influence of pile reinforcement on the settlement of slab foundations is studied [20] using the linearly deformed solid model and the Mohr-Coulomb model.

In this paper, the objective is to compare the behaviour of the soil mass and foundation at different locations of reinforcing piles in the soil using the advanced UBC3D-PLM soil simulation model, which can be used to represent seismic ground motions effectively.

MATERIALS AND METHODS

To investigate the influence of the reinforcing pile location on the seismic load absorption by the foundation, the design system is modelled using PLAXIS 2D software. For the purpose of modelling the soil under seismic action, soil models such as Hardening Soil Small (HSS), PM4Sand, UBC3D-PLM are used. Due to a number of advantages, one of which is the ability to model liquefaction of sandy and clayey soils under seismic loads, UBC3D-PLM is used as a computational model. For other soils, the HS Small model is used.

The calculation considers the behaviour of the system in an area of soil with plan dimensions of 400 × 400 m and a depth of 50 m. The soil basement in the calculation is a two-layer one, comprising two soil layers: the upper one is silty clay with a thickness of 14 m and sandy soil with a thickness of 36 m. The silty clay is modelled using the UBC3D-PLM model and the lower sandy soil is modelled using HS Small. The characteristics of these layers are presented in Table 1, 2. The groundwater level is at the planning level.

Table 1. Characteristics of the topsoil layer for its modelling

Parameter	Top layer
Material model	UBC3D-PLM
Type of material behaviour	Undrained A
Specific gravity above groundwater level γ_{sat} , kN/m ³	15
Specific gravity below groundwater level γ_{unsat} , kN/m ³	15.2
Elastic bulk compression modulus coefficient k_B^{*e}	519.5
Elastic shear modulus coefficient k_G^{*e}	742.1
Plastic shear modulus coefficient k_G^{*p}	155.7
Coefficient of stress dependence of elastic bulk compression modulus m_e	0.5
Coefficient of dependence of elastic shear modulus on stress n_e	0.5
Coefficient of dependence of plastic shear modulus on stress n_p	0.4
Angle of friction at constant volume ϕ_{cv} , deg.	23
Maximum friction angle ϕ_p , deg.	23.5
Cohesion <i>with</i> , kN/m ²	4
Adjusted SPT value $(N_1)_{60}$	5
Fracture factor R_f	0.86
Compaction factor f_{dens}	1.0
Liquefaction Impact Factor f_{Epost}	0.5

Table 2. Characteristics of the bottom soil layer for its modelling

Parameter	Lower sandy layer
Material model	HS small
Type of material behaviour	Undrained A
Specific gravity above groundwater level γ_{sat} , kN/m ³	20
Specific gravity below groundwater level γ_{unsat} , kN/m ³	20
Secant modulus of deformation at standard triaxial soil test E_{50}^{ref} , kN/m ²	$3 \cdot 10^4$
Tangential oedometric modulus under primary loading E_{oed}^{ref} , kN/m ²	$3.6 \cdot 10^4$
Unloading stiffness E_{ur}^{ref} , kN/m ²	$1.1 \cdot 10^5$
Degree index for the stress level dependence of stiffness m	0.5
Clutch c'_{ref} , kN/m ²	5
Internal friction angle ϕ' , deg.	28
Dilatancy angle ψ , deg.	0
Shear strain at which $G_s = 0.722G_0$, $\gamma_{0.7}$	$0.1 \cdot 10^{-3}$
Shear modulus at ultra-low strain G_0^{ref} , kN/m ²	$100 \cdot 10^3$
Poisson's ratio ν'_{ur}	0.2

The foundation slab is located in the central part, its dimensions are 18 m in length and 1 m in thickness. The piles used are round bored piles with a diameter of 0.6 m, 17 m long, spaced 2 m apart. When modelling the slab and piles, the Elastic model with the characteristics given in Table 3, 4 is used.

To solve the task, the following options for the arrangement of reinforcing vertical piles are considered (Fig. 1):

- 1st — the piles are located in the classical way, i.e. directly under the foundation slab;
- 2nd — piles are located not only under the slab, but also outside the slab;

- 3rd — the location of piles is unconventional. There are piles only outside the foundation slab.

Modelling of seismic effects of an earthquake is carried out by applying a given displacement along the lower boundary of the soil massif with accelerogram loading. Recording in time of one-component process of acceleration change lasts for 20 seconds. Fig. 2 shows the accelerogram of the earthquake.

RESEARCH RESULTS

As a result of the calculation, deformed meshes are considered in three variants of pile locations before

Table 3. Main characteristics for modelling the foundation slab

Parameter	Slab
Material model	Linear Elastic
Type of material behaviour	Undrained A
Specific gravity above groundwater level γ_{sat} , kN/m ³	24
Specific gravity below groundwater level γ_{unsat} , kN/m ³	24
Young's modulus E' , kN/m ²	$3 \cdot 10^7$
Poisson's ratio ν'	0.2
Shear modulus G , kN/m ²	$1.25 \cdot 10^7$

Table 4. Main characteristics for pile modelling

Parameter	Piles
Material model	Embedded beam row
Type of material behaviour	Elastic
Young's modulus E , kN/m ²	$3 \cdot 10^7$
Specific material weight γ , kN/m ³	15
Diameter, m	0.6
Distance between piles L_{spac} , m	2

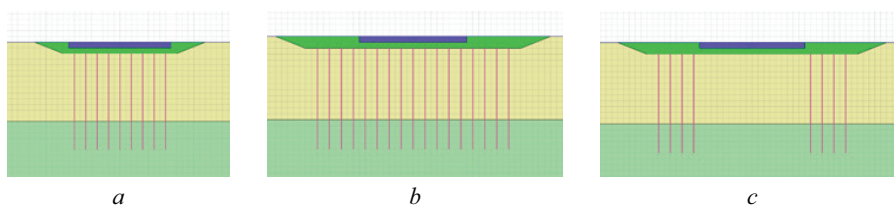


Fig. 1. Considered variants of reinforcement pile arrangement: *a* — variant 1; *b* — variant 2; *c* — variant 3

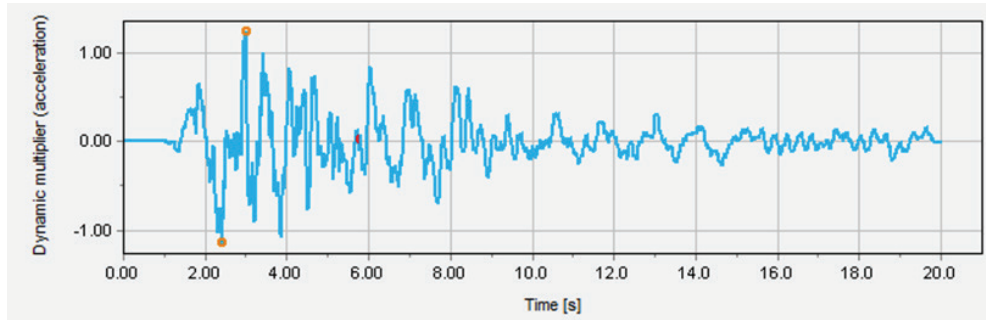


Fig. 2. Earthquake accelerogram for seismic impact modelling

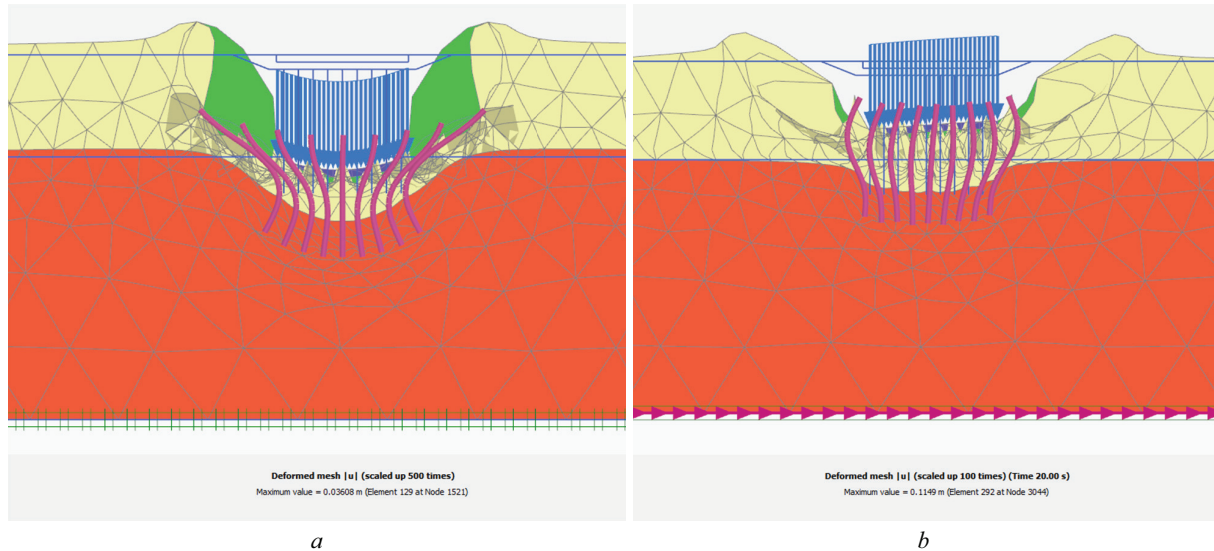


Fig. 3. Deformed grid of the system at the first variant of pile arrangement: *a* — before the earthquake; *b* — after the earthquake

and after earthquake passage using the UBC3D-PLM model. The approximate isopolines of the deformed mesh are shown in Fig. 3.

Table 5 shows a comparative analysis of the maximum value of the deformed mesh.

Fig. 4 shows isopolines of total vertical displacements of the system in all considered variants of reinforcing piles location before and after the earthquake passage.

Table 6 shows a comparative analysis of the foundation slab settlement (at the midpoint of the bottom

Table 5. Comparative analysis of the maximum value of the deformed mesh

Pile arrangement option	Maximum value of deformed mesh, mm		Difference, %
	before the earthquake	after the earthquake	
1	36.08	114.9	+218
2	28.07 (-22 %)	95.41 (-17 %)	+240
3	94.65 (+162 %)	273.2 (+138 %)	+188

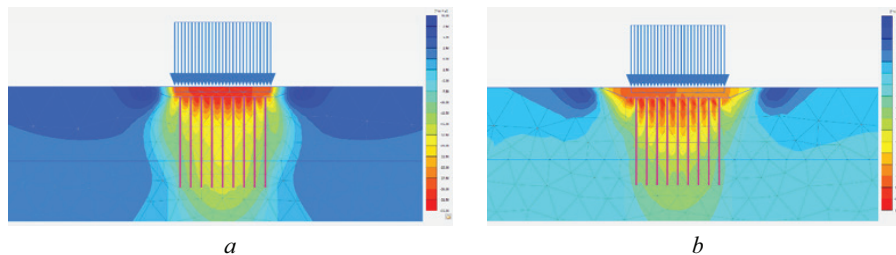


Fig. 4. Total vertical displacements of the system at: first pile arrangement: *a* — before the earthquake; *b* — after the earthquake; second pile arrangement: *c* — before the earthquake; *d* — after the earthquake; third pile arrangement: *e* — before the earthquake; *f* — after the earthquake

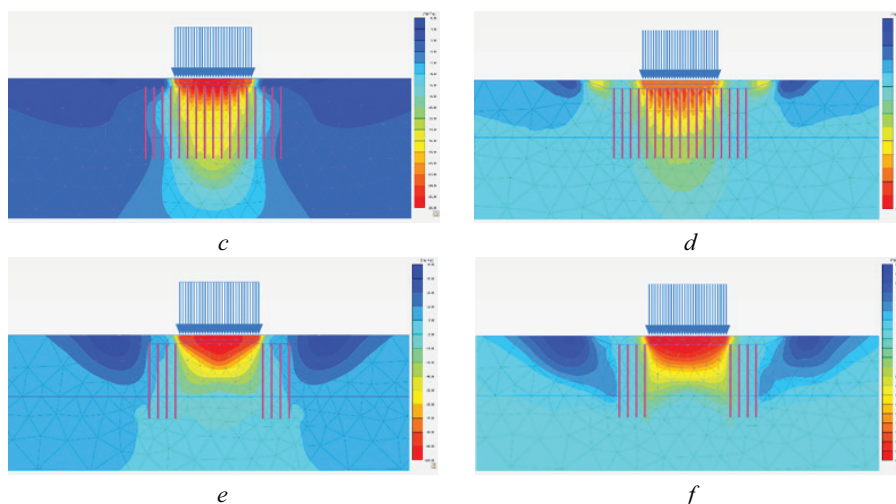


Fig. 4. Total vertical displacements of the system at: first pile arrangement: *a* — before the earthquake; *b* — after the earthquake; second pile arrangement: *c* — before the earthquake; *d* — after the earthquake; third pile arrangement: *e* — before the earthquake; *f* — after the earthquake (ending)

Table 6. Comparative analysis of foundation slab settlements

Pile arrangement option	Maximum value of deformed mesh, mm		Difference, %
	before the earthquake	after the earthquake	
1	31.53	89.90	+185
2	27.09 (–14 %)	76.35 (–15 %)	+182
3	94.63 (+200 %)	271.89 (+202 %)	+187

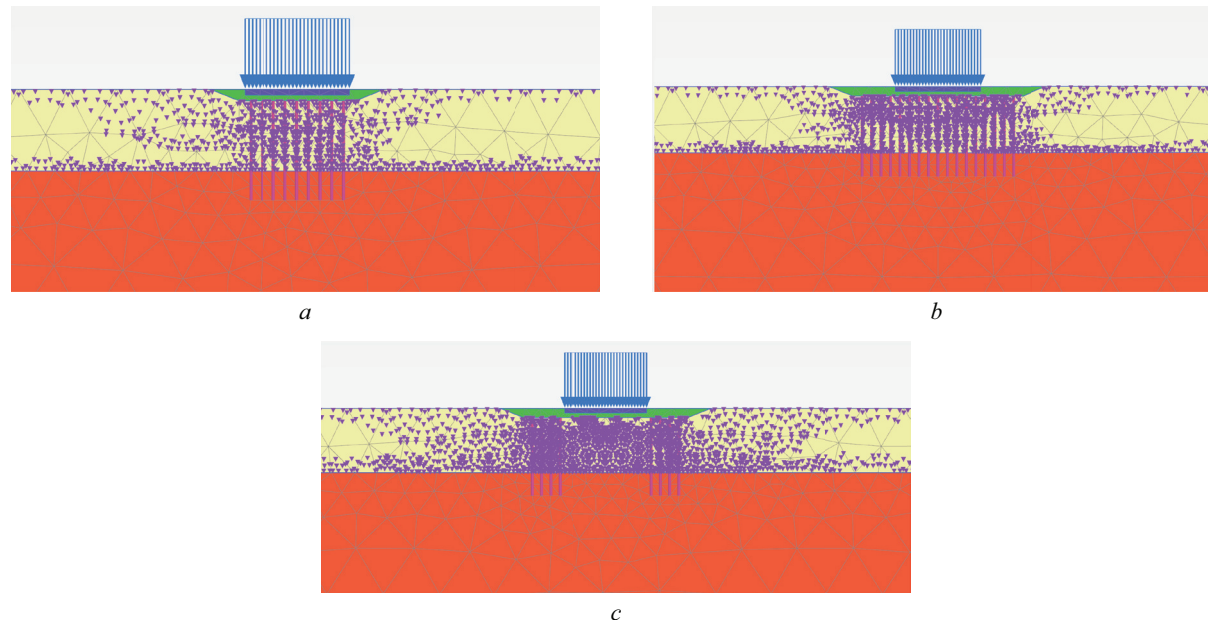


Fig. 5. Soil liquefaction points: *a* — in the first variant; *b* — in the second variant; *c* — in the third variant

edge of the slab) for the pile locations before and after the earthquake.

In PLAXIS 2D, using the UBC3D-PLM model, it is possible to show the points of liquefiable soil zones where the pore pressure coefficient is $R_u > 0.95$. The upper layer, silty clay, is a type of soil that tends to liquefy due to seismic effects. The mapping of liquefiable

soil zone points when different models are applied in this calculation is shown in Fig. 5.

CONCLUSION AND DISCUSSION

The results show that all three selected design schemes obtain a significant increase in settlement during the earthquake passage. The percentage of settlement

increment for the schemes is almost identical and ranges from 182 to 187 %.

Scheme 3 involves the smallest number of pile reinforcement elements, i.e. it is the most economical, but there is an increased value of foundation settlement due to static loading. This is not surprising, as below the intermediate sand cushion there are natural soils without pile reinforcement.

An analysis of the prediction of liquefaction point occurrence in the foundation for the three foundation schemes shows that the highest liquefaction point

density occurs in the absence of reinforcement (case 3). Cases 1 and 2 show localization of liquefaction points in some volumes near the lateral surface of the piles. At the same time, no liquefaction occurs in the inter-pile space. This circumstance suggests that by changing the parameters of pile reinforcement it is possible to control the size and location of liquefaction zones and, if necessary, to protect some zones from the realization of this process. The possibility and limits of application of such a control method should be investigated separately in subsequent works.

REFERENCES

1. Khazaleh M.A. The effect of soil reinforcement on strength of the soil. *Sustainable Energy and Environment Review*. 2023; 1(1):68-79. DOI: 10.59762/seer924712041120231103144956
2. Tulebekova A., Tanyrbergenova G., Zhankina A., Baizakova G. Effectiveness of reinforcement on soil subsidence. BULLETIN of L.N. Gumilyov Eurasian National University. *Technical Science and Technology Series*. 2023; 142(1):107-115. DOI: 10.32523/2616-7263-2023-142-1-107-115
3. Damians I.P., Rimoldi P., Miyata Y., Detert O., Uelzmann S., Hoelzel M. et al. Summary of the Soil Reinforcement Technical Committee Special Session (IGS TC-R). *E3S Web of Conferences*. 2023; 368:03010. DOI: 10.1051/e3sconf/202336803010
4. Iman M., Harwadi F. The sand column utilizing for clay soil reinforcement. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 2022; 1083(1):012033. DOI: 10.1088/1755-1315/1083/1/012033
5. Zhang D.-W., Liu S.-C., Lin W.-F., Shi H.-B., Mao Z.-L. Field test on soft ground with liquefiable silt interlayer reinforced by jet-grouted mixing piles. *Journal of Traffic and Transportation Engineering*. 2022; 22:103-111. DOI: 10.19818/j.cnki.1671-1637.2022.01.008
6. Budianto E., Pamuttu D., Hairulla H., Pasalli D. Geotextile reinforcement model laboratory test on silt soil. *Technium: Romanian Journal of Applied Sciences and Technology*. 2023; 17:46-51. DOI: 10.47577/technium.v17i.10045
7. Basar E.E. Effects of microgrid reinforcement on soil strength. *Engineering and Technology Journal*. 2023; 08(10). DOI: 10.47191/etj/v8i10.02
8. Ouria A., Heidarli E., Karamzadegan S. *A laboratory study of the influence of reinforcement stiffness and the size of soil particles on soil pull-out strength*. 2023. DOI: 10.22060/CEEJ.2023.21922.7853
9. Liu W., Zhan Y., Zheng S., Li J., Qiu Y., Wei D. et al. Deformation characteristics and control methods of deep foundation pit excavation in watery sandy soil area. *Advances in Frontier Research on Engineering Structures*. 2023. DOI: 10.3233/ATDE230196
10. Shalchian M.M., Arabani M. A review of soil reinforcement with planetary fibers. *Journal of Soil Science and Plant Nutrition*. 2022; 22(4):4496-4532. DOI: 10.1007/s42729-022-01052-y
11. Ter-Martirosyan Z.G., Strunin P.V. Strengthening weak soils in the basis of foundation slabs with use of technology of jet grouting. *Vestnik MGSU [Proceedings of the Moscow State University of Civil Engineering]*. 2010; 4-2:310-315. EDN RTSQUJ. (rus.).
12. Desai C.S. Effects of driving and subsequent consolidation on behaviour of driven piles. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*. 1978; 2(3):283-301. DOI: 10.1002/nag.1610020307
13. Hegg U., Jammilkowski M.B., Parvis E. Behavior of oil tanks on soft cohesive ground improved by vertical drains. *Proceedings of 8th ECSMFE*. 1983; 2:627-632.
14. Kawasaki T. Deep mixing method using cement hardening agent. *Proc. 8th ECSMFE*. Stockholm, 1981; 721-724.
15. Nuzhdin L.V., Kuznetsov A.A. Reinforcement of foundation soils with vertical rods. *Proceedings of the international seminar on soil mechanics, foundation engineering and transport structures*. 2000; 204-206. EDN UPNJAM. (rus.).
16. Nuzhdin L.V., Skvortsov E.P. Study of the dynamic stress-strain state of rigid vertical reinforced elements. *Proceeding of the Tomsk State University of Architecture and Building*. 2003; 1:225-230. (rus.).
17. Jones D.R.V., Dixon N. A comparison of geomebranes/geotextiles interface shear strength by direct shear and ring shear. *Proceeding of the Second European Geosynthetics Conference*. Bologna, Italy, 2000; 2:929-932.
18. Karaulov A.M. Calculation method for a vertically reinforced slab foundation. *Proceedings of the international scientific and practical conference PGASA*. 2002; 66-69. (rus.).
19. Karaulov A.M. A practical method for calculating the vertically reinforced base of strip and free-standing foundations of transport structures. *Proceeding*

of the Tomsk State University of Architecture and Building. 2012; 2(35):183-190. (rus.).

20. Esipov A.V., Demin V.A., Efimov A.A. Calculation research displacement plate foundation on ground and reinforced piles basis. *Modern Problems of Science and Education*. 2014; 6. (rus.).

21. Chen Y., Cao W., Chen R.P. An experimental Investigation of Soil Arching within Basal Reinforced and Unreinforced Piled Embankments. *Geotextiles and Geomembranes*. 2008; 26(2):164-174. DOI: 10.1016/j.geotexmem.2007.05.004

22. Han J., Gabr M.A. Numerical analysis of geosynthetic-reinforced and pile-supported earth platforms over soft soil. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. 2002; 128(1):44-53. DOI: 10.1061/(asce)1090-0241(2002)128:1(44)

23. Safin D.R. Study of the deformability of water-saturated clay soils reinforced with vertical reinforcing elements. *News of the Kazan State University of*

Architecture and Engineering. 2008; 2:81-84. (rus.).

24. Marinichev M.B., Tkachev I.G., Shlee Y. Practical implementation of vertical reinforcement for non-homogeneous bases as a method to reduce non-uniform deformability of subsoil and compensate seismic loads to upper structure. *Science Magazine of Kuban State Agrarian University*. 2013; 94(10). (rus.).

25. Esipov A.V., Demin V.A., Efimov A.A. Calculation research displacement plate foundation on ground and reinforced piles basis. *Modern Problems of Science and Education*. 2014; 6. (rus.).

26. Popov A.O. Settlement calculation of clay bed reinforced with vertical elements. *Magazine of Civil Engineering*. 2015; 4:19-27. DOI: 10.5862/MCE.56.3 (rus.).

27. Mirsayapov I.T., Popov A.O. Experimental basic research the work of the reinforcement maccife. *News of the Kazan State University of Architecture and Engineering*. 2008; 2(10). (rus.).

Received January 9, 2024.

Adopted in revised form on January 16, 2024.

Approved for publication on February 2, 2024.

B I O N O T E S: **Le Duc Anh** — postgraduate student of the Department of Soil Mechanics and Geotechnics; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ducanh.st22@gmail.com;

Vitaliy V. Sidorov — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Soil Mechanics and Geotechnics; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; vitsid@mail.ru.

Contribution of the authors: authors made equivalent contributions to the publication.

The authors declare that there is no conflict of interest.

АРХИТЕКТУРА. РЕКОНСТРУКЦИЯ. РЕСТАВРАЦИЯ. ТВОРЧЕСКИЕ КОНЦЕПЦИИ АРХИТЕКТУРНОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ. АРХИТЕКТУРНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ. ГРАДОСТРОИТЕЛЬСТВО. ГРАДОРЕГУЛИРОВАНИЕ

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 727.112

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.7

Архитектурно-планировочные особенности зданий образовательных учреждений г. Екатеринодара

Ольга Николаевна Чеберева¹, Елена Юрьевна Стрельникова²

¹ Нижегородский государственный архитектурно-строительный университет (ННГАСУ);
г. Нижний Новгород, Россия;

² Краснодарский архитектурно-строительный техникум (КАСТ); г. Краснодар, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. Рассмотрено развитие архитектурно-планировочных решений учебных учреждений г. Екатеринодара (ныне — Краснодар), построенных с конца XIX до начала XX в. Исследованы два объекта — Александровское реальное училище и Мариинский женский институт. Эволюция архитектурно-планировочной структуры данных зданий взаимосвязана с развитием представлений о функции — изменением установок педагогической науки и особенностями эксплуатации помещений в условиях учебного процесса. В каждом учреждении прослеживалось постоянное увеличение количества учащихся, но развитие объемной композиции шло разными путями. Училище достраивалось и дополнялось новыми корпусами, расположенными близ основного. Для Мариинского женского института регулярно возводились новые, более совершенные, адресно спроектированные здания.

Материалы и методы. Использованы материалы Государственного архива Краснодарского края, научных статей и монографий, исторических фотодокументов, периодической печати. Применены натурное обследование современного состояния описываемых объектов с фотофиксацией; методы абстрагирования, типологический, исторический и сравнительный анализ, систематизация и классификация.

Результаты. Исследование учебных учреждений г. Екатеринодара интегрировало изучение их функционально-типологических, архитектурно-планировочных, объемно-композиционных и декоративно-стилистических решений. Определены наличие, расположение и функциональные взаимосвязи групп основных и вспомогательных помещений, причины изменения структуры и функционального состава групп помещений учебных учреждений; изучены этапы и причины возникновения, эксплуатации, сноса или текущей формы использования объектов.

Выводы. Систематизирована и объединена информация из разных источников об архитектурно-планировочных особенностях зданий крупных учебных учреждений г. Екатеринодара в их взаимосвязи с историей развития города. Отражены изменения планировочной структуры, этапы архитектурной модернизации и строительной истории каждого отдельного здания в связи с политической ситуацией, социальными факторами, появлением новых исследований в области гигиены и педагогики. Определены причины, требовавшие открытия вспомогательных классов и школ в г. Екатеринодаре.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: архитектура училищ Кубани, архитектура образовательных учреждений, архитектура учебных зданий Екатеринодара, вспомогательные школы, образование в Екатеринодаре

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Чеберева О.Н., Стрельникова Е.Ю. Архитектурно-планировочные особенности зданий образовательных учреждений г. Екатеринодара // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 7. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.7

Автор, ответственный за переписку: Елена Юрьевна Стрельникова, lena.str.2011@yandex.ru.

Architectural and planning features of the buildings of educational institutions of Yekaterinodar

Olga N. Chebereva¹, Elena Yu. Strelnikova²

¹ Nizhny Novgorod State University of Architecture and Civil Engineering (NNSAGU);
Nizhny Novgorod, Russian Federation;

² Krasnodar Architectural and Construction College (KACC); Krasnodar, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. The development of architectural and planning solutions of educational institutions of Yekaterinodar (now Krasnodar), built from the end of XIX to the beginning of XX century, is considered. Two objects — the Alexander Real School and the Mariinsky Women's Institute — are studied. The development of the architectural and planning structure of these buildings is interconnected with the development of ideas about function — changes in the attitudes of pedagogical science and peculiarities of the use of premises in the conditions of the educational process. In each institution there was a constant increase in the number of students, however, the evolution of space-planning solutions developed in different ways. The school was completed and supplemented with new buildings located close to the main one. New, more perfect, purpose-designed buildings were regularly erected for the Mariinsky Women's Institute.

Materials and methods. Materials of the State Archive of the Krasnodar territory, scientific articles and monographs, historical photo-documents, periodicals were used. The authors used field survey of the current state of the described objects with photo fixation, methods of abstraction, typological, historical and comparative analysis, systematization and classification.

Results. The study of educational institutions in Yekaterinodar integrated the study of their functional-typological, architectural-planning, volumetric-compositional and decorative-stylistic solutions. The presence, location and functional interrelations of groups of main and auxiliary premises, the reasons for changes in the structure and functional composition of groups of premises of educational institutions were determined; the stages and reasons for the emergence, operation, demolition or current form of use of objects were studied.

Conclusions. The information from different sources about architectural and planning features of buildings of large educational institutions of Yekaterinodar in their interrelation with the history of the city development were systematized and combined. Changes in the planning structure, stages of architectural modernization and construction history of each individual building in connection with the political situation, social factors, the emergence of new research in the field of hygiene and pedagogy are reflected. The reasons that required the opening of auxiliary classes and schools in Yekaterinodar are identified.

KEYWORDS: architecture of Kuban schools buildings, architecture of educational institutions, architecture of educational buildings in Yekaterinodar, auxiliary schools, education in Yekaterinodar

FOR CITATION: Chebereva O.N., Strelnikova E.Yu. Architectural and planning features of the buildings of educational institutions of Yekaterinodar. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):7. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.7

Corresponding author: Elena Yu. Strelnikova, lena.str.2011@yandex.ru.

ВВЕДЕНИЕ

Появление образовательных учреждений в г. Екатеринодаре (ныне — Краснодар) относится к началу XIX в. За столетнюю историю до 1917 г. их архитектурно-планировочная композиция структурно преобразовывалась и приобрела вид, схожий с той, которая существует в наши дни. Эти изменения в значительной степени определены вводимой в тот период программой по всеобщему обучению граждан Российской империи. Данные архива Краснодарского края свидетельствуют, что на 1 января 1910 г. этот процесс в г. Екатеринодаре был завершен (в учебных заведениях обучались в то время 6300 детей, что соответствовало их общему количеству в городе [1, с. 42]). Фасады зданий богато декорировались в духе академической эклектики стилизации. Оригинальные пластические и объемно-композиционные решения способствовали формированию уникальных объектов, выделяющихся среди средовой одноэтажной застройки в качестве высотных и пространственных доминант городского пейзажа. Сегодня сохранившиеся здания стали ценными градоформирующими объектами, создающими каркас исторического центра Краснодара.

Результатом развития педагогической мысли, форм и типов обучения стали значительные изменения организации процесса обучения и функциональных программ школьных зданий. Аутентичные исторические здания гимназии, училища и других учебных учреждений г. Екатеринодара претерпевали поэтапную архитектурную модернизацию, изменения планировочной структуры. Проследим основные приемы формирования рассматриваемых архитек-

турных объектов, этапы их строительства и модернизации на примере нескольких учреждений.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Исследование архитектурных объектов проводилось двумя основными способами. С целью изучения учебных зданий, утраченных к настоящему времени, проанализированы фонды Государственного архива Краснодарского края, научные и периодические издания фондов библиотек г. Краснодара и г. Москвы, опубликованные научные статьи по смежной тематике. Также использованы исторические фотодокументы и сведения из периодической печати дореволюционного периода [2–4]. К сохранившимся зданиям, являющимся градостроительными доминантами г. Краснодара, применено самостоятельное натурное обследование с фотофиксацией современного состояния. В ходе работы над статьей и формулирования выводов были использованы методы абстрагирования, классификации, систематизации и анализа.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Самым престижным учебным учреждением в конце XIX в. было Кубанское реальное училище, организованное в 1880 г. и вскоре переименованное в Александровское реальное училище. Первые 10 лет оно располагалось в частном доме госпожи Якушинской, а затем у госпожи Черник [5] и состояло из учебных кабинетов, пансиона (для части учащихся), квартир надзирателя, воспитателя

и эконома. В 1890 г. было решено открыть подготовительный класс для детей чиновников, офицеров и не служащих дворян для поступления в гимназию. Для этого требовалось произвести перестройку в здании войскового пансиона Кубанского реального училища на основании проекта, утвержденного журналом Инженерного комитета главного инженерного управления. Чертежи и планы здания не сохранились. Поэтому получить информацию о структуре, планировочных решениях можно из литературных источников, где приведены описания, или отчетов о деятельности конкретного учреждения. Наглядное представление о некоторых объемно-пространственных решениях дают сохранившиеся фотографии.

Основной корпус здания реального училища был построен еще в 1876 г. по проекту войскового архитектора В.П. Филиппова (рис. 1) в духе позднего классицизма. Двухэтажное здание протянулось на весь квартал. Территория ограждалась кованым забором, соответствующим общей стилистике застройки города. Фасады, симметричные относительно центральной вертикальной оси, решены с использованием выступающего ризалита, формирующего главную входную группу. Второй этаж в этой части фасада украшали три высоких, узких, арочных окна. Увенчивался ризалит декоративным треугольным фронтоном. По оси симметрии входной группы устроена домовая церковь, перекрывавшаяся куполом (рис. 1). Изначально купол был пологим и имел большой радиус кривизны. В период реконструкции 1910 г. его заменили на высокий шестигранный с барабаном и главкой, что усилило вертикальную динамику объемной композиции здания и его значение в качестве доминанты общей городской застройки (рис. 2).

С начала XX в. здание расширялось и увеличивалось: появлялись пристройки, в качестве нового корпуса было приобретено здание, принадлежавшее ранее Александро-Невскому братству. Расположенный на том же квартале, что и основное здание, корпус стал своеобразным общекommunikационным звеном учебного комплекса. В нем находились: два вместительных зала, в которых проводились собра-

ния; гимнастический зал; вспомогательные кабинеты и лаборатории [6, с. 1, 7] (рис. 3).

Здание, решенное в так называемом «кирпичном» стиле, сохранилось и функционирует в наши дни. В нем располагаются Управление по вопросам миграции ГУ МВД России по Краснодарскому краю и Департамент имущественных отношений Краснодарского края. Северный (выходит на ул. Гимназическую) и западный (выходит на ул. Рашиповскую) фасады имеют единое декоративно-отделочное решение с окраской по кирпичу в контрастном сочетании насыщенно оранжевого цвета западающих плоскостей стен и выступающих декоративных элементов руста по первому этажу, а также лопаток, карнизов с язычками, парапетов, окрашенных белой краской.

Большая часть окон — арочные с различными радиусами кривизны, простенки между которыми декорированы нишами с филенками. Здание переменной этажности: правая часть — одноэтажная, левая — двухэтажная. Главный вход расположен близ перепада отметок в одноэтажной части северного фасада и проходит через трехцентровую арку под кованым козырьком, акцентирован треугольным кирпичным шипцом, декорированным машикулеобразным карнизом.

Внутренняя планировка анфиладная на первом этаже и коридорная на втором. Здание занимает угловое положение, однако композиционное решение инертно по отношению к размещению. С правой стороны к главному вестибюлю примыкает зал большой площади с вспомогательными помещениями. В интерьерах особо примечательны стилистические решения зала, близкие к рациональному модерну, это просторное помещение с высокими потолками и тонкими металлическими высокими колоннами по продольной оси. Вокруг небольших круглых капителей колонн в плоскости потолка расположены ажурные лепные розетки. Зал, занимающий угловое расположение в плане, освещается семью световыми осями арочных окон: четыре вдоль северо-восточного фасада и три с северного. В левой части здания находятся просторные помещения различного назначения. Этажи связывает парадная



Рис. 1. Здание Екатеринодарской войсковой гимназии училища ок. 1888 г.¹

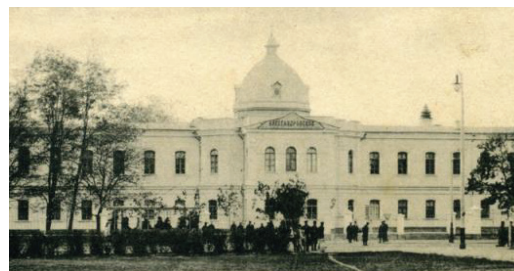


Рис. 2. Здание Кубанского Александровского реального училища ок. 1911 г.¹

¹ Екатеринодар – Краснодар. URL: <http://www.myeкатеринодар.ru>



Рис. 3. План 1-го этажа (а); интерьер зала реального училища № 2 (b) (ГАКК, Р-1765, О. 4, Д. 15); фасад, современное состояние (с) (фото автора)

двухмаршевая лестница с наборными мраморными ступенями и перилами по мраморным балясинам.

Классы и лаборатории для новых дисциплин появлялись постепенно и дополнялись необходимыми приборами и наглядными пособиями. В 1881 г. открылся кабинет физики, затем естественно-исторический. В Обзоре деятельности Кубанского Александровского реального училища за 1912–1913 гг. так характеризуется планировочное решение последнего: «неудобное размещение окон, дверей и печей в кабинете не дает возможности совершенно выделить местную флору и фауну (...) приходится многие вещи держать под столами, что крайне мешает обозрению их учащимися». В связи с этим кабинет в начале XX в. перенесли в новое здание [6, с. 117].

Большое внимание уделялось совершенствованию библиотеки училища: из одного помещения выделили библиотеку-читальню, географическую, естественно-историческую, библиотеку в пансионате, а также отдельные библиотечки при каждом классе (16 штук на 16 классов).

Были организованы мастерские для различных видов ручного труда; класс лепки; переплетного, слесарного, токарного дела; мастерская обработки и выжигания по дереву; а также отдельный кинематогра-

фический зал. В учащихся старались поддерживать любовь к природе, для чего с учениками младших классов проводили занятия по естественной истории, в том числе в созданной при учреждении оранжерее и устроенных цветниках [6, с. 16].

Для занятий по гимнастике во дворе училища «установлены гимнастические снаряды, устроена горка и другие приспособления для вольных движений на открытом воздухе» [6, с. 17]. Зимой занятия проводились «в хорошо вентилируемом большом помещении» [6, с. 17]. Также на территории училища организовали площадку, используемую для любимых видов активности воспитанников: футбола летом и катания на коньках зимой. В здании гимназии находилась домовая церковь, в которой проводились регулярные богослужения, дети прислуживали в храме, участвовали в церковном пении и чтении молитв [6, с. 166]. Училище обладало собственным электробиографом (синематографом).

После установления советской власти в здании открывались разные образовательные организации, во время войны был устроен госпиталь. В период оккупации оно было уничтожено, а в 1961 г. на том же участке, но с большим отступом внутрь квартала от ул. Красной по проекту архитектора

Н.П. Сухановской возведен Дом советов, который ныне занимает администрация г. Краснодара.

В 1863 г. при активном участии атамана Ф.Н. Сумарокова-Эльстона в Екатеринодаре открыли женское образовательное учреждение — Кубанское Мариинское женское училище, переименованное позже в Кубанский Мариинский женский институт. Историю помещений, в которых оно располагалось, можно разбить на три периода: в наемных домах, в старом здании и в новом. Открыто это учреждение было согласно духовному завещанию от 3 июля 1862 г. Александра Лукича Посполитаки, на его средства и содержалось за счет дохода от найма каменных лавок в Екатеринодаре и двух погребов, а также пожертвований и небольшой платы за обучение от семей воспитанниц [7–9, с. 193]. Ученицы могли жить в пансионе при училище и быть на полном обеспечении в нем. Училище располагалось в домах, ранее принадлежащих самому А. Посполитаки: кирпичный двухэтажный дом для классов и домовая церковь, дом надзирательницы, дом вдовы есаула Кузьковой, дом вдовы А. Посполитаки [10, с. 43–45].

В 1963 г. Мариинское женское училище переехало в большой рубленый дом на углу ул. Октябрьской (Посполитакинской) и Пушкина (Крепостной). В нем были не только классные комнаты, но и рекреация, а также «квартира начальницы и классной дамы» [11, с. 24]. Второй дом (наполовину рубленый, наполовину турлучный) занимал дортуар (общая спальня учащихся) и комнаты классных дам. В третьем кирпичном располагались кухня, пекарня, столовая. К вспомогательным службам относились: сарай, кладовая и погреб. Учебное заведение имело расширенный состав помещений, что обеспечивало соответствие функциональному назначению, проживанию воспитанниц и учительниц. Однако, как пишет в отчете инспектор, помещения не соответствовали своему назначению качественно: старые, крыты камышовой крышей, двери не имели плотного притвора, вследствие чего не обеспечивалась комфортная температура внутри.

Рост количества обучающихся и плохие условия в домах А. Посполитаки повлекли постепенный переезд училища в здания, принадлежавшие трем разным владельцам: войскового старшины Рубашевского, сотника Цвиренко и войскового старшины Левицкого. В 1865 г. с Рубашевским заключили договор о постройке нового корпуса с пятью комнатами, а также использовании под нужды училища существующего здания с шестью комнатами, флигеля, сарая и погреба. На территории Цвиренко был арендован дом с пятью существующими комнатами и достроенными: комнатой 7 × 8,75 аршин (5 × 6,20 м) и отдельной кухней 12 × 8 аршин (8,5 × 5,7 м). Расположение учебных и вспомогательных помещений не на общей территории, а в пределах двух улиц — Посполитакинской и Крепостной,

и продолжающееся увеличение количества воспитанниц (к 1869 г. их было 179) требовало скорейшего решения вопроса об улучшении условий проживания и обучения.

В 1868 г. началось строительство двухэтажного здания по проекту Е.Д. Черника на углу ул. Постовой (ул. Почтовой) и ул. Октябрьской (ул. Посполитакинской), и в 1870 г. Кубанское Мариинское женское училище расположилось в нем на 39 лет [11, с. 24]. В непосредственной близости был заложен сад с огородом площадью около гектара, частично сохранившиеся до наших дней в виде небольшого бульвара с прогулочной зоной, кафе и детскими площадками. Как пишет С.И. Калайтан, в первые годы были обеспечены комфортные условия для расчетного количества воспитанниц [11, с. 29]: семь классных комнат, учительская, столовая, помещения начальницы и учительниц. В отдельных домах располагались канцелярия, кухня, погреб, сарай. Но наряду с этим отмечались существенные недостатки планировки, о которых пишет автор: «не было устроено церкви, актового и рекреационного зала, приемной, раздевальной, библиотеки» [11, с. 30]. Частично ситуацию исправили, разместив книги в коридорах и в учительской, а один дортуар переделав в актовый зал. Другие недостатки: слишком низкие потолки — 4 аршина 10 вершков (3,30 м); малая вместимость количества учащихся (при реальном количестве 200 человек); отсутствие вентиляции; переполненность кабинетов до 40 %; плохая инсоляция, из-за чего в пасмурную погоду отменяли уроки рисования и письма. В процессе эксплуатации условия проживания и обучения в училище частично улучшили следующими способами: создали вытяжные каминные для очистки воздуха, организовали водопровод и электрическое освещение, построили дополнительный корпус для заразных больных. Тем не менее недостатки планировки преобладали, в конечном счете потребовалось строительство нового здания. В дальнейшем указанные корпуса Мариинского женского училища занимала Кубанская мужская учительская семинария, после революции детский дом № 1. В годы Второй мировой войны корпус училища на углу улиц Постовой – Октябрьской был разрушен, а затем на его месте возвели жилой дом.

В 1906 г. началось строительство поистине грандиозного для того времени здания Кубанского Мариинского женского института по проекту архитектора А.П. Косякина (рис. 4).

Расположенное вблизи места, с которого исторически началась застройка Екатеринодара, выходящее главным фасадом на красную линию ул. Красина, новое здание училища в начале XX в. стало градообразующим объектом, доминантой в структуре прилегающей одноэтажной застройки, а сегодня имеет статус объекта культурного наследия. Его объемная композиция симметрична относительно

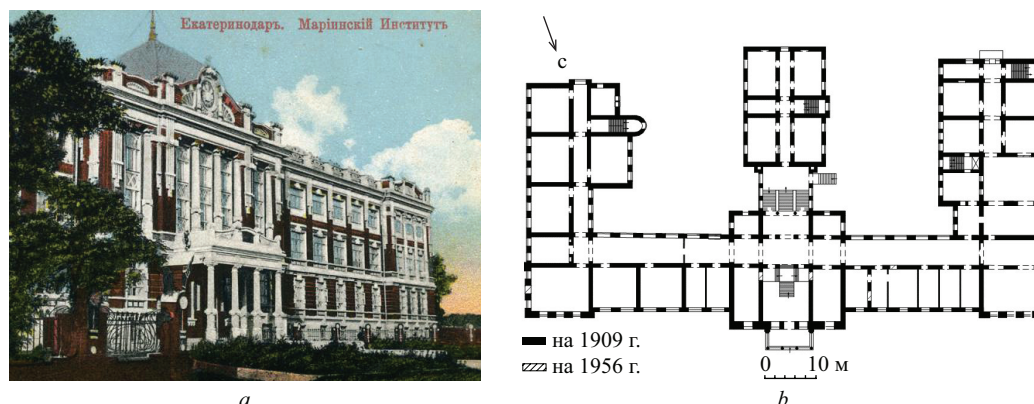


Рис. 4. Здание Кубанского Маринского женского института (а) (фото ок. 1913 г.²); план 1-го этажа (б) (ГАКК, Ф. Р-1765, О. 4, Д. 37)

центральной оси, что отражено и в планировочной структуре, и в решении главного фасада.

Центральная часть здания акцентирована крупным ризалитом главного входа в три световые оси, угловые — малыми ризалитами. Вход выделен балконом, поддерживаемым антаблементом четырех ионических колонн, пластика лепного ограждения балкона созвучна веяниям модерна в декоре главного фасада. Ионические полуколонны остаются основной декоративной темой оформления плоскостей межколонных простенков центральной части как ризалита, так и фасада, в то время как угловые части ризалитов декорированы ритмичными вертикалями объединенных лепными тягами поясков — элементов, стилистически близких модерну. Все декоративные элементы главного фасада, лепные и оштукатуренные, окрашены в белый цвет, взаимодействуют с членениями основной, окрашенной по кирпичу в тон, неоштукатуренной части фасадных плоскостей. Общее декоративное решение тяготеет к академической эклектике с элементами модерна. По горизонтали фасад визуально делится на три части: белый выступающий утолщенный цоколь; первый этаж, подчеркнuto отделенный от вышележащих второго и третьего крупным лепным карнизом; второй и третий этаж визуально объединяет ритм вертикальных ионических полуколонн ризалитов. Венчает здание развитый белоснежный карниз и ограждение кровли, состоящее из тумб парапета и кованых металлических решеток. Оконные проемы обрамлены наличниками с трехчастным замковым камнем.

Планировочная схема Е-образная, расчлененная, гребневидная, дисимметричная, в чем проявляются функционалистские тенденции: к основному продольному объему со двора примыкают три дополнительных перпендикулярных крыла, где расположены учебные кабинеты и вспомогательные помещения. Торжественность и уникальность ин-

терьерам придают две парадные лестницы с металлическими ограждениями, пластика которых вторит экстерьерным. Первая лестница мраморная, крестообразного очертания в плане, состоит из четырнадцати ступеней и расположена в холле при входе в здание. Она обеспечивает подъем с отметки главного входа (три ступени от уровня земли) до отметки пола первого этажа (на высоту надземной части цокольного этажа). Вторая внутренняя лестница трехмаршевая с металлическими ступенями и тонкими, богато украшенными колоннами уровней этажей, организует сообщение между этажами и расположена в центральном объеме. Также в каждой поперечной секции есть дополнительные двухмаршевые лестницы. На первом этаже в правом крыле находилась столовая для воспитанниц с кухней. Она представляла собой светлую и просторную четырехзальную анфиладу с кухней, устроенной в торцевом помещении. Для воспитанниц были предусмотрены светлые общие спальные помещения и умывальные комнаты. В интерьерах также можно выделить необычные кессонные потолки в части парадных помещений.

Благодаря качественным планировочным решениям «удалось рассредоточить учащихся по классам, наполняемость которых снизилась с 40 до 20–25 человек» [10, с. 44]. В этом здании учебное заведение размещалось вплоть до лета 1917 г. В советское время там организовали партийную школу, в годы Великой Отечественной войны оно сильно пострадало (сгорели все перекрытия, кроме подвального и частично первого этажа, окна, двери) и в 1950 г. по проекту Желтова и Хацкевича успешно восстановлено. Сейчас в нем располагается Краснодарское высшее военное училище имени генерала армии С.М. Штеменко. Здание и сегодня существует в аутентичном виде (была выполнена перепланировка, фасады сохранены, убран купол над бывшей домово-вой церковью).

² Екатеринодар. Мариинский женский институт // Екатеринодар – Краснодар. URL: <http://www.myeaterinodar.ru/ekaterinodar/cards/ekaterinodar-mariinskiy-institut-1/>

В XIX – начале XX в. продолжала формироваться система обучения детей в Российской империи. Она постепенно становилась более качественной и прогрессивной благодаря комплексному подходу. Он состоял из системы педагогики, преподавания, а также архитектурно-композиционных решений зданий, в которых проходил процесс обучения. Последние совершенствовались на основе опыта эксплуатации существующих объектов, использования передовых рекомендаций того периода по формированию правильной планировочной организации. Здания регулярно модифицировали и расширяли, что положительно влияло на условия пребывания в них обучающихся и учителей, и учебный процесс в целом. Неуклонный рост числа учеников, уровня сложности и объема учебной деятельности в свою очередь содействовал выявлению среди обучаемых тех, чьи способности отличались от основной массы учеников.

Подтверждение тенденции на всеобщее обучение в г. Екатеринодаре можно найти в докладе местного школьного врача П.А. Розанова. Он отмечает, что двери школ открыты для всех желающих обучаться, однако доктор выявлял детей, «способности которых настолько слабы, что, отнимая труд и энергию учителя, они служат лишь тормозом для своих более одаренных товарищей» [12; 13, с. 4]. По данным П.А. Розанова, на 1912 г. в 28 училищах под его медицинским ведением имеется до 1,5 % (70–80) детей с резко выраженной формой дефективности. По его предположениям увеличение числа принятых в школу детей определит и дальнейший рост количества трудно обучаемых (2–2,5 %) [13, с. 49]. Основываясь на этом, П.А. Розанов делает вывод, что специальная (вспомогательная) школа на 171–200 детей с организацией в ней «педопсихологического школьного кабинета и специальной при нем библиотеки» [13, с. 51] потребуется в Екатеринодаре в ближайшее время.

Особые условия обучения для детей с ограниченными возможностями здоровья (ОВЗ) начали создаваться в Российской империи на рубеже XIX–XX вв. в Москве. Первоначально это были переоборудованные помещения или отдельные комнаты, с приглашенными учителями, а организация стала личной инициативой влиятельных людей или благотворительных обществ [14; 15, с. 4]. В Москве по ходатайству попечительниц вспомогательные классы при начальных училищах начали открываться с 1908 г. [15, с. 4]. Самостоятельная вспомогательная школа сформирована на базе Смоленского городского женского училища в 1909 г. [15, с. 4, 9]. Системный подход в этом вопросе и профильные учреждения для детей с ОВЗ были созданы лишь

в Советском Союзе, а отдельные классы при общеобразовательных школах — в конце XX в. в Москве и других некоторых крупных городах России. Сегодня в Краснодарском крае ресурсные (отдельные классы для детей с патологиями развития) есть только в Сочи.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

Возрастающая социальная значимость системы образования обусловила строительство учебных зданий с ярким художественно-пластическим решением и богато декорированными фасадами, которые способствовали созданию облика г. Екатеринодара в единой стилевой константе, в наше время сохраняющей привлекательность для горожан и гостей [16–22]. На примере рассмотренных зданий видно, как усложнялись приемы формирования архитектурной среды учебных зданий.

Неуклонный рост числа учащихся и необходимость их мотивации, сопряженная с внедрением новых предметов, методов и форм обучения, приводила к усложнению архитектурно-планировочных решений зданий образовательных учреждений и расширению номенклатуры помещений, интегрировавшей процессы, дополнявшие основной учебный, что в свою очередь вело к полифункциональности — тенденции, обеспечивающей формирование учебных пространств более высокого качества.

Полифункциональность приводила к усложнению планировочных схем и постепенному переходу от компактных схем к павильонным, затем — к расчлененным, гребневидным, т.е. максимально близким к современным.

Увеличение и усложнение направлений и методов педагогической деятельности, практические выводы о неприемлемости для учебных зданий ряда планировочных решений в сочетании с предписаниями инспекторов, опиравшихся на выводы гигиенистов, становились катализаторами функциональной и архитектурной модернизации, совершенствования объемных и планировочных решений зданий и комплексов образовательных учреждений. Одной из наметившихся тенденций был переход от компактной объемной композиции к павильонной, а затем — к расчлененной; другой — поиск альтернативных и дополнительных по отношению к гимназическому образованию траекторий педагогической деятельности.

Однако в отличие от столичных городов в условиях г. Екатеринодара в дореволюционное время не нашла воплощения наметившаяся тенденция к организации специализированных учебных учреждений для лиц с ОВЗ, необходимость которой была тем не менее отмечена местным врачом.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Коллекция документов по архитектуре и градостроительству, г. Краснодар // ГАКК. Ф. Р-1547. О. 1. Д. 21. Ед. хран. 1004.
2. *Стрельникова Е.Ю.* Нормы проектирования первых российских школ в историческом контексте // *Архитектурное наследие*. 2021. № 75. С. 126–135. EDN SYZVLT.
3. *Зажаяев П.* Прошлое и настоящее кубанской школы. Екатеринбург : типография «Основа» 1907. 32 с.
4. *Трехбратова С.А.* Из истории гимназического образования на Кубани // *Культурная жизнь Юга России*. 2013. № 4 (51). С. 51–54. EDN RZPUQV.
5. *Ковалева А.Р.* Н.Н. Кармалин и его вклад в просвещение населения Кубанской области // *Научная палитра*. 2018. № 1 (19). С. 46. EDN YWNUZK.
6. Обзор деятельности Кубанского Александровского реального училища за 1912–13 гг. Екатеринбург : Типография Кубанского областного правления, 1914 г. 250 с.
7. Коллекция документов по архитектуре и градостроительству, г. Краснодар // ГАКК, Р-1765. О. 4. Д. 15. Ед. хран. 1004.
8. Всероссийская гигиеническая выставка (1; 1893; Петербург). Список наград, присужденных экспонентам. Первая Всерос. гигиенич. выставка, устроенная Русским обществом охранения нар. здоровья... в С.-Петербурге, 1893 г. СПб., 1894. 18 с.
9. Памятная книжка Кубанской области на 1877 год. Екатеринбург : Типография Кубанского областного правления, 1877. 447 с.
10. *Трехбратов Б.А., Трехбратова С.А.* Генезис женского образования на Кубани (40-е годы XIX – начало XX в.) // *Культурная жизнь Юга России*. 2014. № 4 (55). С. 43–45.
11. *Калайтан С.И.* Пятидесятилетие Кубанского Мариинского женского института 1863 25/X 1913 гг. Екатеринбург : типо-лито-фото-цинкогр. «Куб. край» С. Казарова, 1913. 108 с.
12. Коллекция документов по архитектуре и градостроительству, г. Краснодар // ГАКК, Ф. Р-1765. О. 4. Д. 37. Ед. хран. 1004.
13. *Розанов П.А.* Умственно отсталые дети и вспомогательные для них школы: (К вопросу об учреждении вспомогат. шк. для умственно отсталых детей в г. Екатеринодаре) : докл. гор. шк. врача П.А. Розанова. Екатеринбург : электро-тип. «Сотрудник», 1912. 51 с.
14. *Стрельникова Е.Ю., Малюк В.Н.* Архитектурно-планировочные решения первых в России школ для детей с умственной отсталостью // *Архитектура и современные информационные технологии*. 2020. № 1 (50). С. 79–94. DOI: 10.24411/1998-4839-2020-15005. EDN ZXVNGJ.
15. *Баженова Е.Н.* Что такое вспомогательные школы, зачем и для каких детей их устраивают : доклад Ел.Ник. Б-вой для педагогической выставки при Харьковском учебном округе. Харьков : тип. «Утро» А.А. Жмудского, 1913. 11 с.
16. *Субботин О.С.* Исторический центр Краснодара: сохранение идентичности // *Современные проблемы истории и теории архитектуры* : сб. мат. VII Всерос. науч.-практ. конф. 2022. С. 177–184. EDN HGVM MQ.
17. *Alekhina S.V., Samsonova E.V., Yudina T.A.* The foundations of an inclusive paradigm for contemporary education // *Specialusis Ugdymas / Special Education*. 2018. Vol. 1. Issue 38. Pp. 33–60. DOI: 10.21277/se.v1i38.366
18. *Романько В.И.* Екатеринбург в конце XVIII – XIX вв: планировка и архитектура войскового города // *Инновационные подходы в современной науке* : мат. Междунар. (заочной) науч.-практ. конф. 2017. С. 146–150. EDN XWMJQK.
19. *Виллем М.Ж.* К вопросу об истории развития инклюзивного детского образования // *Мир детства в современном образовательном пространстве* : сб. ст. студентов, магистрантов, аспирантов. 2021. С. 180–181. EDN MCTTRR.
20. *Akhmetova D.Z., Chelnokova T.A., Morozova I.G.* Theoretical and Methodological Basis of Inclusive Education in the Researches of Russian Scientists in the First Quarter of 20th Century (P.P. Blonsky, L.S. Vygotsky, V.P. Kaschenko, S.T. Shatsky) // *International Education Studies*. 2017. Vol. 10. Issue 2. P. 174. DOI: 10.5539/ies.v10n2p174
21. *Kirillova E.A.* Historical and theoretical bases of inclusive education development in Russia // *Review of European Studies*. 2015. Vol. 7. Issue 5. DOI: 10.5539/res.v7n5p31
22. *Simaeva I.N., Budarina A.O., Sundh S.* Inclusive education in Russia and the Baltic countries : a comparative analysis // *Baltic Region*. 2019. Vol. 11. Issue 1. Pp. 76–91. DOI: 10.5922/2079-8555-2019-1-6

Поступила в редакцию 25 сентября 2023 г.

Принята в доработанном виде 26 сентября 2023 г.

Одобрена для публикации 13 января 2024 г.

ОБ АВТОРАХ: **Ольга Николаевна Чеберева** — кандидат архитектуры, доцент; **Нижегородский государственный архитектурно-строительный университет (ННГАСУ)**; 603950, г. Нижний Новгород, ул. Ильинская, д. 65; РИНЦ ID: 812941, ORCID: 0000-0002-4248-9567; chebereva@mail.ru;

Елена Юрьевна Стрельникова — старший преподаватель отделения архитектуры; Краснодарский архитектурно-строительный техникум (КАСТ); 350901, г. Краснодар, ул. Российская, д. 132; lena.str.2011@yandex.ru.

Вклад авторов:

Чеберева О.Н. — научное руководство и редактирование текста.

Стрельникова Е.Ю. — сбор и обработка материала, оформление текста.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

The appearance of educational institutions in the city of Yekaterinodar (now Krasnodar) dates back to the beginning of the XIX century. Over the century until 1917 their architectural and planning composition was structurally transformed and acquired a look similar to the one that exists today. These changes were largely determined by the programme for universal education of citizens of the Russian Empire introduced at that time. The data of the archive of the Krasnodar territory show that as of 1 January 1910 this process in Yekaterinodar was completed (at that time 6,300 children were studying in educational institutions, which corresponded to their total number in the city [1, p. 42]). The facades of the buildings were richly decorated in the spirit of academic eclecticism of stylization. The original plastic and volumetric compositional solutions contributed to the formation of unique objects that stand out among the medieval one-storey buildings as high-rise and spatial dominants of the city landscape. Today, the preserved buildings have become valuable city-forming objects that create the framework of Krasnodar's historic centre.

The development of pedagogical thought, forms and types of education resulted in significant changes in the organization of the learning process and functional programmes of school buildings. Authentic historical buildings of the gymnasium, college and other educational institutions of Yekaterinodar underwent gradual architectural modernization and changes in the planning structure. Let us trace the main methods of formation of the architectural objects under consideration, the stages of their construction and modernization on the example of several institutions.

MATERIALS AND METHODS

The study of architectural objects was carried out in two main ways. In order to study the educational buildings that have been lost to date, we analyzed the funds of the State Archive of the Krasnodar territory, scientific and periodicals of the funds of the libraries of Krasnodar and Moscow, published scientific articles on related topics. The collections of the State Archive of Krasnodar and Moscow libraries, published scientific articles on related subjects were analyzed. Historical photo-documents and information from

the periodicals of the pre-revolutionary period were also used [2–4]. An independent field survey with photo-fixation of the current state was applied to the surviving buildings, which are urban planning dominants of Krasnodar. The methods of abstraction, classification, systematization and analysis were used in the course of the article and formulation of conclusions.

RESEARCH RESULTS

The most prestigious educational institution at the end of the 19th century was the Kuban Real School, organized in 1880 and soon renamed the Alexander Real School. The first 10 years it was located in a private house of madam Yakushinskaya, and then at madam Chernik [5] and consisted of classrooms, boarding house (for some students), flats of the warden, tutor and economist. In 1890, it was decided to open a preparatory class for children of officials, officers and non-serving noblemen to enter the gymnasium. For this purpose, it was necessary to rebuild the building of the boarding school of the Kuban real school on the basis of the project approved by the Journal of the Engineering Committee of the Main Engineering Directorate. The drawings and plans of the building have not survived. Therefore, information about the structure, planning solutions can be obtained from literary sources, where descriptions are given, or from reports on the activities of a particular institution. Some of the volumetric and spatial solutions are illustrated by surviving photographs.

The main body of the real school building was built as early as 1876 according to the project of the army architect V.P. Filippov (Fig. 1) in the spirit of late classicism. The two-storey building stretched for the whole block. The territory was enclosed by a wrought iron fence corresponding to the general stylistics of the city building. The facades, symmetrical with respect to the central vertical axis, are designed with the use of a protruding risalit, forming the main entrance group. The first floor in this part of the facade was decorated with three tall, narrow, arched windows. The risalit was topped by a decorative triangular pediment. Along the symmetry axis of the entrance group there was a house church covered with a dome (Fig. 1). Initially the dome was flat and had a large radius of curvature. During the reconstruction in 1910,



Fig. 1. The building of the Yekaterinodar army gymnasium school, about 1888 year¹

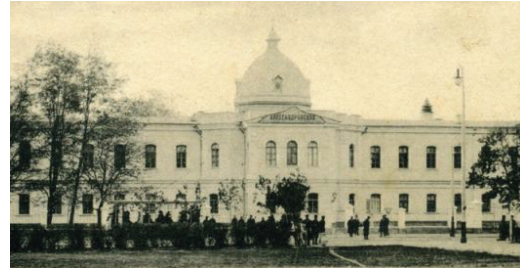


Fig. 2. Building of the Kuban Alexander Real School, about 1911 year¹

it was replaced by a high hexagonal one with a drum and a chapter, which strengthened the vertical dynamics of the volumetric composition of the building and its importance as a dominant of the general urban development (Fig. 2).

Since the beginning of the twentieth century, the building was expanded and enlarged: additions were added, and the building formerly belonging to the Alexander Nevsky Brotherhood was purchased as a new building. Located on the same block as the main building, the building became a kind of general communication link of the educational complex. It contained two spacious halls where meetings were held; a gymnasium; auxiliary rooms and laboratories [6, p. 1, 7] (Fig. 3).

The building, designed in the so-called “brick” style, has been preserved and is still functioning today. The building houses the Migration Department of the Russian Interior Ministry’s Krasnodar Territory Directorate and the Krasnodar Territory Department of Property Relations. The northern (facing Gymnazicheskaya St.) and western (facing Rashpilevskaya St.) facades have a unified decorative and finishing solution with brick painting in a contrasting combination of deep orange colour of the western wall planes and the protruding decorative elements of the rust on the ground floor, as well as vanes, cornices with tongues, parapets, painted with white paint.

Most of the windows are arched with different radii of curvature, the partitions between which are decorated with niches with fielded panels. The building is of variable storey: the right part is one-storey, the left part is two-storey. The main entrance is located near the grade difference in the one-storey part of the northern facade and passes through a three-centred arch under a wrought iron canopy, accentuated by a triangular brick plinth decorated with a machicolated cornice.

The internal layout is enfilade on the ground floor and corridor on the ground floor. The building occupies a corner position, but the compositional solution is inert in relation to the placement. On the right side of the main entrance hall, there is a large square hall with auxiliary rooms. The interiors are particularly notable for the stylistic solutions of the hall, which are close to rational Art Nouveau; it is a spacious room

with high ceilings and thin metal tall columns along the longitudinal axis. Around the small round capitals of the columns in the plane of the ceiling, there are openwork stucco rosettes. The hall, which occupies an angular position in the plan, is illuminated by seven light axes of arched windows: four along the north-east facade and three on the north facade. In the left part of the building, there are spacious rooms for various purposes. The floors are connected by a grand two-staircase with marble steps and marble baluster railings.

Classrooms and laboratories for new disciplines appeared gradually and were supplemented with necessary devices and visual aids. In 1881 a physics room was opened, then a natural history room. In the Review of the Kuban Alexander Real School for 1912–1913 the layout of the latter is characterized in the following way: “the inconvenient placement of windows, doors and cookers in the classroom does not allow to highlight the local flora and fauna (...) it is necessary to keep many things under the tables, which extremely prevents the students from viewing them”. In this regard, the classroom was moved to a new building in the early twentieth century [6, p. 117].

Much attention was paid to improving the library of the school: a reading library, a geographical library, a natural history library, a boarding house library, as well as separate libraries at each class (16 pieces for 16 classes) were allocated from one room.

There were workshops for various types of manual labour; a sculpting class; a bookbinding, metalworking and turning class; a woodworking and wood burning workshop; and a separate cinema hall. They tried to support the love of nature in the students, for which they held classes on natural history with junior school pupils, including in the greenhouse created at the institution and flowerbeds [6, p. 16].

For gymnastics classes in the courtyard of the school “gymnastic equipment was installed, a slide and other devices for free movements in the open air” [6, p. 17]. In winter, the classes were held “in a well ventilated large room” [6, p. 17]. Also on the territory of the school there was a playground used for the pupils’ favourite activities: football in summer and skating in winter. In the building of the gymnasium, there was a house church, where regular services were held, children served in the temple,

¹ Yekaterinodar – Krasnodar. URL: <http://www.myeaterinodar.ru>



Fig. 3. Plan of the 1st floor (a); interior of the hall of the real school No. 2 (b) (GAKK, R-1765, O. 4, D. 15); facade, present condition (c) (photo by the author)

participated in church singing and reading prayers [6, p. 166]. The school had its own electrobiograph (cinematograph).

After the establishment of Soviet power, the building was used by various educational organizations, and during the war it was used as a hospital. During the occupation it was destroyed, and in 1961 on the same site, but with a large indentation inside the block from Krasnaya Street, the House of Soviets, which is now occupied by the Krasnodar City Administration, was erected according to the project of architect N.P. Sukhanovskaya.

In 1863, with the active participation of Ataman F.N. Sumarokov-Elston, a women's educational institution was opened in Yekaterinodar — the Kuban Mariinsky Women's School, later renamed the Kuban Mariinsky Women's Institute. The history of the premises in which it was located can be divided into three periods: in hired houses, in the old building and in the new one. This institution was opened according to the spiritual testament of 3 July 1862 Alexander Lukich Pospolitaki, on his funds and was maintained at the expense of income from the hiring of stone shops in Yekaterinodar and two cellars, as well as donations and small tuition fees from the families of female students [7–9, p. 193]. The pupils could live in a boarding house at the school and be on full

provision in it. The school was located in the houses previously owned by A. Pospolitaki himself: a brick two-storey house for classes and the house church, the house of the warden, the house of the widow of Hesaul Kuzkova, the house of the widow of A. Pospolitaki [10, p. 193]. Pospolitaki [10, p. 43–45].

In 1963, the Mariinsky Women's School moved to a large rubble house on the corner of Oktyabrskaya (Pospolitakinskaya) and Pushkin (Krepostnaya) Streets. It had not only classrooms, but also recreation, as well as “the flat of the head and class lady” [11, p. 24]. The second house (half chopped, half wattle) was occupied by a dormitory (a common bedroom of students) and rooms of class ladies. The third brick house had the kitchen, bakery, and dining room. The auxiliary services included a barn, a storehouse and a cellar. The school had an extended composition of premises, which ensured compliance with the functional purpose, accommodation of pupils and teachers. However, as the inspector wrote in his report, the premises did not fulfil their purpose qualitatively: they were old, covered with a reed roof, the doors did not have a tight shutter, which did not ensure a comfortable temperature inside.

The growing number of students and poor conditions in the houses of A. Pospolitaki led to

the gradual move of the school to buildings owned by three different owners: the army petty officer Rubashevsky, centurion Tsvirenko and army petty officer Levitsky. In 1865, an agreement was made with Rubashevsky to build a new building with five rooms and to use the existing building with six rooms, an outbuilding, a shed and a cellar for the needs of the school. A house with five existing rooms and the following rooms: a room 7×8.75 arshin (5×6.20 m) and a separate kitchen 12×8 arshin (8.5×5.7 m) was rented from Tsvirenko. The location of educational and auxiliary premises not on the common territory, but within two streets — Pospolitakinskaya and Krepostnaya, and the continuing increase in the number of pupils (by 1869 there were 179 of them) required an early solution to the issue of improving living and educational conditions.

In 1868, the construction of a two-storey building designed by E.D. Chernik on the corner of Postovaya Street (Pochtovaya Street) and Oktyabrskaya Street (Pospolitakinskaya Street) began, and in 1870, the Kuban Mariinsky Female School was located there for 39 years [11, p. 24]. In the immediate vicinity was laid a garden with a vegetable garden of about a hectare, partially preserved to this day in the form of a small boulevard with a walking area, cafes and playgrounds. As S.I. Kalaitan writes, in the first years comfortable conditions were provided for the estimated number of girls [11, p. 29]: seven classrooms, a teachers' room, a dining room, rooms for the head and teachers. In separate houses there were a chancery, kitchen, cellar, barn. But along with this there were significant shortcomings of the layout, about which the author writes: "there was not arranged a church, assembly and recreational hall, reception room, dressing room, library" [11, p. 30]. The situation was partially corrected by placing books in the corridors and in the teachers' room, and one dormitory was converted into an assembly hall. Other disadvantages:

too low ceilings — 4 arshin 10 vershkov (3.30 m); small capacity of the number of pupils (with the real number of 200); lack of ventilation; overcrowding of classrooms up to 40 %; poor insolation, because of which drawing and writing lessons were cancelled in cloudy weather. In the course of operation, the living and learning conditions in the school were partially improved by the following ways: exhaust fireplaces were created to purify the air, water supply and electric lighting were organized, an additional building for contagious patients was built. Nevertheless, the flaws in the layout prevailed, and eventually a new building had to be constructed. Later on the mentioned buildings of the Mariinsky female school were occupied by the Kuban male teacher's seminary, after the revolution the orphanage No. 1. During the Second World War the building of the school on the corner of Postovaya-Oktyabrskaya Streets was destroyed and then a residential building was erected in its place.

In 1906, the construction of a truly grandiose for that time building of the Kuban Mariinsky Women's Institute, designed by architect A.P. Kosyakin, began (Fig. 4).

Located near the place where Yekaterinodar's development historically began, with its main facade facing the red line of Krasina Street, the new building of the school became a town-forming object in the early 20th century, a dominant feature in the structure of the adjacent one-storey building, and today it has the status of a cultural heritage object. Its volumetric composition is symmetrical with respect to the central axis, which is reflected both in the planning structure and in the solution of the main facade.

The central part of the building is accentuated by a large risalit of the main entrance in three light axes, the corners — by small risalit. The entrance is highlighted by a balcony supported by an entablature of four Ionic columns; the plastic stucco of the balcony fence is consonant with Art Nouveau trends in the decoration

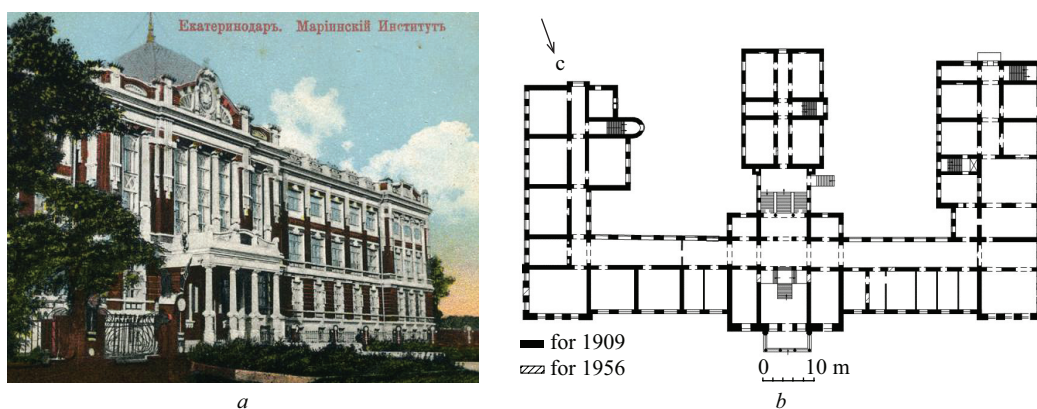


Fig. 4. The building of the Kuban Mariinsky Women's Institute (a) (photo about 1913² year); plan of the 1st floor (b) (GAKK, F. R-1765, O. 4, D. 37)

² Yekaterinodar. Mariinsky Women's Institute // Yekaterinodar – Krasnodar. URL: <http://www.myekaterinodar.ru/ekaterinodar/cards/ekaterinodar-mariinskiy-institut-1/>

of the main facade. Ionic semi-columns remain the main decorative theme in the design of the planes of the inter-window partitions of the central part of both the risalit and the facade, while the corner parts of the risalit are decorated with rhythmic verticals of united stucco belt courses — elements that are stylistically close to Art Nouveau. All decorative elements of the main facade, stucco and plastered, painted in white, interact with the members of the main, painted in tone brick, unplastered part of the facade planes. The overall decorative solution tends towards academic eclecticism with Art Nouveau elements. Horizontally, the facade is visually divided into three parts: a white projecting thickened plinth; the ground floor, accentuated by a large stucco cornice separating it from the overlying second and third floors; the second and third floors are visually united by the rhythm of vertical Ionic semi-columns of the risalit. The building is crowned by a well-developed snow-white cornice and roof fence, consisting of parapet bollards and forged metal lattices. Aprons with three-part capstones frame the window openings.

The planning scheme is E-shaped, dismembered, ridge-shaped, asymmetrical, which manifests functionalist tendencies: three additional perpendicular wings adjoin the main longitudinal volume from the courtyard, where classrooms and auxiliary rooms are located. Two grand staircases with metal railings, whose plasticity echoes the exterior ones, give the solemnity and uniqueness of the interiors. The first staircase is marble, cross-shaped in plan, consists of fourteen steps and is located in the hall at the entrance to the building. It provides access from the main entrance level (three steps from ground level) to the ground floor level of the ground floor (to the height of the basement above ground). The second internal staircase is a three-staircase with metal steps and slender, ornate floor level columns, organizes the communication between floors and is located in the central volume. There are also additional two-staircases in each transverse section. On the ground floor in the right wing, there was a dining room for the girls with a kitchen. It was a bright and spacious four-room enfilade with a kitchen in the end room. There were bright common dormitories and washrooms for the girls. The interiors also feature unusual coffered ceilings in part of the front rooms.

Thanks to high quality planning solutions “it was possible to disperse students into classes, the occupancy rate of which decreased from 40 to 20–25 people” [10, p. 44]. This building housed the educational institution until the summer of 1917. In Soviet times it was organized a party school, during the Great Patriotic War it was badly damaged (all the ceilings, except for the basement and part of the ground floor, windows, doors were burned) and in 1950 it was successfully restored according to the project of Zheltov and Khatskevich. Now it houses the Krasnodar Higher Military School named after Army General S.M. Shtemenko. The building still exists today in its authentic form (it was redesigned,

the facades were preserved, and the dome over the former house church was removed).

In the 19th and early 20th centuries, the system of children’s education in the Russian Empire continued to take shape. It gradually became more qualitative and progressive due to the integrated approach. It consisted of the system of pedagogy, teaching, as well as architectural and compositional solutions of buildings in which the learning process took place. The latter were improved on the basis of experience in the operation of existing facilities, using the advanced recommendations of that period on the formation of proper planning organization. Buildings were regularly modified and expanded, which had a positive impact on the conditions of students and teachers and the learning process as a whole. The steady growth in the number of pupils and in the level of complexity and volume of learning activities, in turn, helped to identify those among the pupils whose abilities differed from those of the main body of pupils.

Confirmation of the trend towards universal education in Yekaterinodar can be found in the report of the local school doctor, P.A. Rozanov. He notes that the doors of schools are open to all those who wish to study, but the doctor identified children, “whose abilities are so weak that, taking away the labour and energy of the teacher, they serve only as a brake for their more gifted comrades” [12; 13, p. 4]. According to P.A. Rozanov, in 1912 in 28 schools under his medical supervision there were up to 1.5 % (70–80) of children with a sharply pronounced form of defectiveness. According to his assumptions, the increase in the number of children admitted to school will determine further growth in the number of children with difficult learning (2–2.5 per cent) [13, p. 49]. Based on this, P.A. Rozanov concludes that a special (auxiliary) school for 171–200 children with the organization of a “pedopsychological school room and a special library at it” [13, p. 51] will be needed for a special (auxiliary) school for 171–200 children [13, p. 51] will be needed in Yekaterinodar in the near future.

Special education conditions for children with disabilities (PWD) began to be created in the Russian Empire at the turn of the XIX–XX centuries in Moscow. Initially, they were converted premises or separate rooms, with invited teachers, and the organization became a personal initiative of influential people or charitable societies [14; 15, p. 4]. In Moscow, at the request of female trustees, auxiliary classes at primary schools began to open in 1908. [15, p. 4]. An independent auxiliary school was formed on the basis of the Smolensk City Girls’ School in 1909 [15, p. 4, 9]. A systematic approach to this issue and profile institutions for children with disabilities were created only in the Soviet Union, and separate classes at general education schools — at the end of the 20th century in Moscow and other major Russian cities. Today, in the Krasnodar Region, there are resource (separate classes for children with developmental pathologies) only in Sochi.

CONCLUSION AND DISCUSSION

The increasing social importance of the education system led to the construction of educational buildings with bright artistic and plastic solutions and richly decorated facades, which contributed to the creation of the image of the city of Yekaterinodar in a single stylistic constant. Yekaterinodar in a single style constant, nowadays retaining the attractiveness for citizens and visitors [16–22]. The example of the considered buildings shows how the methods of forming the architectural environment of educational buildings became more complicated.

The steady increase in the number of students and the need to motivate them, coupled with the introduction of new subjects, methods and forms of education, led to the complication of architectural and planning solutions of educational buildings and the expansion of the nomenclature of spaces that integrated processes that complemented the main educational one, which in turn led to multi-functionality — a trend that ensures the formation of learning spaces of higher quality.

Multi-functionality led to the complication of planning schemes and gradual transition from compact sche-

mes to pavilion schemes, then — to dissected, ridge-shaped, i.e. as close as possible to modern ones.

The increase and complication of the directions and methods of pedagogical activity, practical conclusions about the unacceptability of a number of planning solutions for educational buildings, combined with the instructions of inspectors who relied on the conclusions of hygienists, became catalysts of functional and architectural modernization, improvement of volumetric and planning solutions of buildings and complexes of educational institutions. One of the emerging trends was the transition from a compact volumetric composition to a pavilion composition, and then to a dismembered one; another was the search for alternative and additional trajectories of pedagogical activity in relation to gymnasium education.

However, unlike the capital cities, in the pre-revolutionary period in Yekaterinodar, the emerging trend towards the organization of specialized educational institutions for persons with disabilities, the need for which was nevertheless noted by the local doctor, was not embodied.

REFERENCES

1. *Collection of documents on architecture and urban planning, Krasnodar*. GAKK, F. R-1547. O. 1. D. 21. S.u. 1004. (rus.).
2. Strelnikova E.Yu. Architectural standards of the first Russian school buildings in the historical context. *Architectural Heritage*. 2021; 75:126-135. EDN SYZVLT. (rus.).
3. Zazhaev P. *The past and present of the Kuban school*. Ekaterinodar, Printing house “Osnova”, 1907; 32. (rus.).
4. Trekhbratova S.A. From the history of gymnasium education in the Kuban. *Cultural life of the South of Russia*. 2013; 4(51):51-54. EDN RZPUQV. (rus.).
5. Kovaleva A.R. N.N. Karmalin and his contribution to the education of the population of the Kuban region. *Scientific Palette*. 2018; 1(19):46. EDN YWNUZK. (rus.).
6. *Overview of the activities of the Kuban Alexandrovsky Real School for 1912-13*. Ekaterinodar, 1914; 250. (rus.).
7. *Collection of documents on architecture and urban planning, Krasnodar*. GAKK, R-1765. O. 4, D. 15. S.u. 1004. (rus.).
8. *All-Russian Hygienic Exhibition (1; 1893; St. Petersburg). List of awards given to exhibitors*. St. Petersburg, 1894; 18. (rus.).
9. *Commemorative book of the Kuban region for 1877*. Ekaterinodar, Printing house of the Kuban regional government, 1877; 447. (rus.).
10. Trekhbratov B.A., Trekhbratova S.A. The genesis of women’s education in the Kuban (the 40s of the XIX – early XX century). *Cultural life of the South of Russia*. 2014; 4(55):43-45. (rus.).
11. Kalaytan S.I. *Fiftieth anniversary of the Kuban Mariinsky Women’s Institute 1863 25/X 1913*. Ekaterinodar, 1913; 108. (rus.).
12. *Collection of documents on architecture and urban planning, Krasnodar*. GAKK. F. R-1765. O. 4, D. 37. S.u. 1004. (rus.).
13. Rozanov P.A. *Mentally retarded children and auxiliary schools for them*. Ekaterinodar, electro-type. “Employee”, 1912; 51. (rus.).
14. Strelnikova E., Malyuk V. Architectural features of first Russian schools for children with mental retardation. *Architecture and Modern Information Technologies*. 2020; 1(50):79-94. DOI: 10.24411/1998-4839-2020-15005. EDN ZXVNGJ. (rus.).
15. Bazhenova E.N. What are auxiliary schools, why and for which children they are arranged : report by El. Nick. *Used for a pedagogical exhibition at the Kharkiv Educational District*. Harkov, 1913; 11. (rus.).
16. Subbotin O.S. The historical center of Krasnodar: preserving identity. *Modern problems of history and theory of architecture : collection of materials of the VII All-Russian Scientific and Practical Conference*. 2022; 177-184. EDN HGVMMQ. (rus.).
17. Alekhina S.V., Samsonova E.V., Yudina T.A. The foundations of an inclusive paradigm for contemporary education. *Specialis Ugdymas / Special Education*. 2018; 1(38):33-60. DOI: 10.21277/se.v1i38.366

18. Roman'ko V.I. Ekaterinodar at the end of the XVIII – XIX centuries: the layout and architecture of the military city. *Innovative approaches in modern science : materials of the International (correspondence) scientific and practical conference*. 2017; 146-150. EDN XWMJQK. (rus.).

19. Villem M.Zh. On the question of the history of the development of inclusive children's education. *World of childhood in the modern educational space : collection of articles by students, undergraduates, graduate students*. 2021; 180-181. EDN MCTTRR. (rus.).

20. Akhmetova D.Z., Chelnokova T.A., Morozova I.G. Theoretical and methodological basis of inclu-

sive education in the researches of russian scientists in the first quarter of 20th century (P.P. Blonsky, L.S. Vygot'sky, V.P. Kaschenko, S.T. Shatsky). *International Education Studies*. 2017; 10(2):174. DOI: 10.5539/ies.v10n2p174

21. Kirillova E.A. Historical and theoretical bases of inclusive education development in Russia. *Review of European Studies*. 2015; 7(5). DOI: 10.5539/res.v7n5p31

22. Simaeva I.N., Budarina A.O., Sundh S. Inclusive education in Russia and the Baltic countries : a comparative analysis. *Baltic Region*. 2019; 11(1):76-91. DOI: 10.5922/2079-8555-2019-1-6

Received September 25, 2023.

Adopted in revised form on September 26, 2023.

Approved for publication on January 13, 2024.

B I O N O T E S : **Olga N. Chebereva** — Candidate of Architecture, Associate Professor; **Nizhny Novgorod State University of Architecture and Civil Engineering (NNSAGU)**; 65 Ilinskaya st., Nizhny Novgorod, 603950, Russian Federation; ID RSCI: 812941, ORCID: 0000-0002-4248-9567; chebereva@mail.ru;

Elena Yu. Strelnikova — Senior Lecturer of the Architectural Department; **Krasnodar Architectural and Construction College (KACC)**; 132 Rossiyskaya st., Krasnodar, 350901, Russian Federation; lena.str.2011@yandex.ru.

Contribution of the authors:

Olga N. Chebereva — scientific guidance and text editing.

Elena Yu. Strelnikova — collection and processing of material, text design.

The authors declare that there is no conflict of interest.

СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИЗДЕЛИЯ. ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА СТРОИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ. НАНОМАТЕРИАЛЫ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 691.3:544.344.015.4

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.8

Выбор термоаккумулирующего материала с целью разработки «умных чернил» для 3D-печати в строительстве

Софья Руслановна Сокольникова, Александр Сергеевич Иноземцев

Национальный исследовательский Московский государственный строительный
университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. 3D-печать является перспективной технологией, позволяющей повысить эффективность строительства. На сегодняшний день одним из основных недостатков данной технологии остается малая функциональность печатаемых изделий, в частности, для теплоизоляции и кондиционирования напечатанных зданий используются традиционные методы, что снижает производительность технологии. В связи с этим применение термоаккумулирующих материалов (ТАМ) с функцией фазового перехода в строительной 3D-печати для обеспечения постоянной комфортной температуры в здании представляется перспективным. Исследован композиционный ТАМ на основе парафина для разработки «умных» строительных «чернил», которые обеспечат напечатанные здания, эксплуатируемые в умеренной климатической зоне, функцией пассивной терморегуляции.

Материалы и методы. Использован метод дифференциальной сканирующей калориметрии для изучения тепловых эффектов фазовых переходов композиционных ТАМ, состоящих из парафина, парафинового масла и вазелина. **Результаты.** Зафиксировано снижение пиковых температур фазовых переходов ТАМ при плавлении — с 53,8 до 32 °С, при кристаллизации — с 47,6 до 32,6 °С. Для двухкомпонентного состава максимальное снижение энтальпии составило при плавлении со 102,4 до 27,0 Дж/г, при кристаллизации — с 47,7 до 8,5 Дж/г; для трехкомпонентного состава энтальпия при плавлении — 60,6 Дж/г, при кристаллизации — 20,6 Дж/г. Пиковая температура плавления для смесей с 60 и 40 % парафина — 39,4 и 39,9 °С, пиковая температура кристаллизации — 43,5 и 33,8 °С соответственно.

Выводы. Проведенные исследования показали, что использование парафинового масла и вазелина позволяет сместить границы температур тепловых эффектов ТАМ на основе парафина в сторону меньших значений. Вместе с этим фиксируется снижение интенсивности соответствующих пиков на термограммах, что свидетельствует о снижении энтальпии процессов фазовых переходов. Получение трехкомпонентных ТАМ дает возможность сохранить более высокую энтальпию, обеспечив последовательное фазовое преобразование каждого из них.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: материалы с функцией фазового перехода, термоаккумулирующие материалы, аддитивные технологии, функция терморегуляции, отопление, кондиционирование, 3D-печать, бетон, парафин, органические материалы

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Сокольникова С.Р., Иноземцев А.С. Выбор термоаккумулирующего материала с целью разработки «умных чернил» для 3D-печати в строительстве // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 8. URL: <http://inso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.8

Автор, ответственный за переписку: Софья Руслановна Сокольникова, srsokolnikova@mail.ru.

Selection of thermal accumulative material to develop “smart ink” for 3D printing in the construction industry

Sofia R. Sokolnikova, Aleksandr S. Inozemtsev

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. 3D printing is a promising technology to improve the efficiency of construction. At the present time, one of the main disadvantages of this technology remains the low functionality of printed products, in particular, traditional methods are used for thermal insulation and conditioning of printed buildings, which reduces the productivity of the technology. In this regard, the use of thermal accumulative materials (TAM) with phase transition function in building 3D printing to en-

sure a constant comfortable temperature in the building seems promising. A paraffin-based composite TAM has been investigated for the development of “smart” construction “ink” that will provide printed buildings operating in a temperate climate zone with a passive thermoregulation function.

Materials and methods. Differential scanning calorimetry method was used to study the thermal effects of phase transitions of composite TAM consisting of paraffin, paraffin oil and petroleum jelly.

Results. A decrease in the peak temperatures of TAM phase transitions was recorded from 53.8 to 32 °C during melting and from 47.6 to 32.6 °C during crystallization. For the two-component composition, the maximum enthalpy reduction was from 102.4 to 27.0 J/g during melting and from 47.7 to 8.5 J/g during crystallization; for the three-component composition, the enthalpy was 60.6 J/g during melting and 20.6 J/g during crystallization. The peak melting temperature for mixtures with 60 and 40 % paraffin is 39.4 and 39.9 °C, the peak crystallization temperature is 43.5 and 33.8 °C, respectively.

Conclusions. The conducted studies have shown that the use of paraffin oil and petroleum jelly allows to shift the temperature boundaries of thermal effects of paraffin-based TAM towards lower values. At the same time, a decrease in the intensity of the corresponding peaks on thermograms is recorded, which indicates a decrease in the enthalpy of phase transition processes. Obtaining three-component TAM makes it possible to maintain a higher enthalpy by providing a sequential phase transformation of each of them.

KEYWORDS: phase transition materials, heat storage materials, additive technologies, thermoregulation function, heating, air conditioning, 3D printing, concrete, paraffin, organic materials

FOR CITATION: Sokolnikova S.R., Inozemtsev A.S. Selection of thermal accumulative material to develop “smart ink” for 3D printing in the construction industry. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):8. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.8

Corresponding author: Sofia R. Sokolnikova, srsokolnikova@mail.ru.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время 3D-печать в строительстве уже нельзя назвать новой технологией, количество зданий, возводимых методом аддитивных технологий, с каждым годом увеличивается во всем мире [1]. При этом продолжается непрерывное совершенствование принтеров и модифицирование «чернил» для 3D-печати в связи со следующими, возникающими из-за особенности данной технологии, задачами [2–4]:

1) обеспечение сочетания относительно противоречивых свойств «чернил» — прокачиваемость (англ. pumpability), экструдированность (англ. extrudability) и способность наращивать слои (англ. buildability);

2) сохранение качества поверхности — предотвращение усадки и образования трещин, создание ровной поверхности;

3) обеспечение функциональности печатаемых изделий — использование «умных чернил», обладающих полифункциональными свойствами, т.е. обеспечивающих не только несущую/самонесущую функцию, но и имеющих теплоизолирующие, обогревающие, кондиционирующие, самоочищающиеся и/или другие свойства.

В качестве «чернил» на практике чаще всего используется бетон на основе портландцемента с применением различных добавок и мелкого заполнителя. На сегодняшний день разработано большое количество составов, отвечающих требованиям прокачиваемости, экструдированности и способности наращивать слои, также предложены различные решения для сохранения качества поверхности [1]. С другой стороны, недостаточно проработан вопрос по разработке функциональных печатаемых изделий. В частности, для теплоизоляции и кондиционирования зданий, возведенных с применением аддитивных технологий, исполь-

зуются традиционные методы, что снижает производительность данной технологии строительства. В результате ключевое преимущество 3D-печати по сравнению со стандартными технологиями строительства [2] — снижение энерго- и трудозатрат — реализуется частично.

Для обеспечения постоянной комфортной температуры в напечатанном здании перспективной технологией является использование теплоаккумулирующих материалов (ТАМ) с функцией фазового перехода (ФФП) [5]. Например, в зимний сезон избыточное тепло, которое возникает при нагреве помещения, выше комфортной температуры (22–24 °C), что приводит к поглощению ТАМ энергии, сопровождаемому переходом из твердого в жидкое фазовое состояние. При снижении температуры в более холодное время суток фазовое превращение происходит в обратном направлении, что сопровождается выделением тепла. В летний сезон ТАМ могут значительно экономить ресурсы при поглощении избыточного тепла, снижая при этом колебания температуры в дневное и ночное время, обеспечивая кондиционирующий эффект.

Использование описанного эффекта ТАМ реализуется чаще в ограждающих конструкциях из бетона. Существуют различные способы введения компонентов с ФФП. При этом необходимо надежно изолировать ТАМ, так как его утечка приводит к снижению физико-механических свойств бетона [6–15]. Эффективным методом считается введение их в микрокапсулах из полимера или другого материала [6–9], также используется метод стабилизации формы с помощью метакаолина, бентонита, микрокремнезема и других мелкопористых материалов [10–12], не менее известен метод пропитки легкого заполнителя (керамзита, пемзы, вспученного перлита или сланца) [13–15].

В качестве ТАМ в строительных материалах наибольшее распространение получили парафин и жирные кислоты, что связано с высокими значениями энтальпии фазового перехода, их нетоксичностью, высокой термостабильностью и низкой стоимостью [16]. С другой стороны, подобные материалы обладают, как правило, высокой температурой плавления (от 45 °С), что ограничивает прямое применение в умеренном климате.

Неорганические ТАМ представляют собой гидраты солей и нитраты. В качестве их основных преимуществ выделяют невоспламеняемость и небольшую стоимость. Однако низкой термостабильностью, переохлаждением (отсрочка затвердевания) при фазовом переходе «твердое вещество — жидкость» и интенсификацией коррозии металлов обусловлена сложность использования неорганических ТАМ. Кроме того, проблема заключается в их деструкции после повторяющихся циклов изменения фаз [17, 18].

Таким образом, остается актуальной задача по разработке ТАМ для строительных материалов на минеральной основе, удовлетворяющих применению в зданиях, эксплуатирующихся в умеренной климатической зоне.

Настоящая работа посвящена исследованию ТАМ для разработки «умных» строительных «чернил», которые обеспечат напечатанные конструкции функцией пассивной терморегуляции.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Объект исследования — ТАМ, представляющие собой углеводородные соединения и их смеси. Модифицирование ТАМ за счет комбинирования компонентов с низкой температурой фазового перехода направлено на оптимизацию кинетики тепловых преобразований.

В качестве основных компонентов для разработки ТАМ использовались доступные и нетоксичные материалы: парафин нефтяной твердый П-2 (Славнефть-ЯНОС, г. Ярославль), парафиновое масло/вазелиновое масло (ООО «Тульская фармацевтическая фабрика», г. Тула), вазелин (АО «МПЗ», г. Муром).

Для изготовления композиционных ТАМ исходные материалы нагревались до температуры 80 °С и перемешивались в течение двух минут. Полученные образцы хранились в герметичных емкостях для предотвращения испарения легких фракций. Составы исследуемых ТАМ представлены в табл. 1.

Анализ тепловых эффектов фазовых переходов ТАМ осуществлялся посредством дифференциальной сканирующей калориметрии (ДСК) с использованием высокотемпературного дифференциального сканирующего калориметра Linseis DSC PT-1600 (рис. 1).

Образцы исследовались в воздушной среде в режиме последовательного нагревания от 20 до 85 °С и охлаждения до 20 °С при скорости изменения температуры 2 °С/мин. Масса навески составляла 20–25 мг. Расчет энтальпии проводился в соответствии с методом [19] (рис. 2).

Согласно указанному методу, площадь под графиком ограничивалась базисной линией из области высоких температур, экстраполированной до вертикальной линии 1, проведенной из пика, и линией 2, проведенной из точки отклонения графика от базисной линии в области низких температур.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

С целью выбора компонентой основы для эффективных ТАМ были исследованы базовые вещества с ФФП (парафин, парафиновое масло и вазелин). Для каждого монокомпонентного ТАМ получены графики изменения теплового потока при нагревании и охлаждении (рис. 3), которые позволяют оценить характер изменения энтальпии фазовых переходов.

На графиках видно, что исследуемые образцы углеводородных веществ имеют различную интенсивность изменения теплового потока. Это отчетливо наблюдается как при увеличении, так и при снижении температуры. Также отметим отличающийся вид кривой, характеризующий энтальпию фазового перехода. Для парафина график имеет бимодальный характер изменения с пиком, смещенным в сторону больших температур. При этом энтальпия масла и вазелина

Табл. 1. Маркировка образцов термоаккумулирующих материалов

Состав	Процентное соотношение веществ	Маркировка
Парафин	100	П
Парафиновое масло	100	М
Вазелин	100	В
Парафин, парафиновое масло	50/50	ПМ-50/50
Парафин, парафиновое масло	20/80	ПМ-20/80
Парафин, вазелин	50/50	ПВ-50/50
Парафин, вазелин	20/80	ПВ-20/80
Парафин, вазелин, парафиновое масло	60/20/20	ПВМ-60/20/20
Парафин, вазелин, парафиновое масло	40/30/30	ПВМ-40/30/30

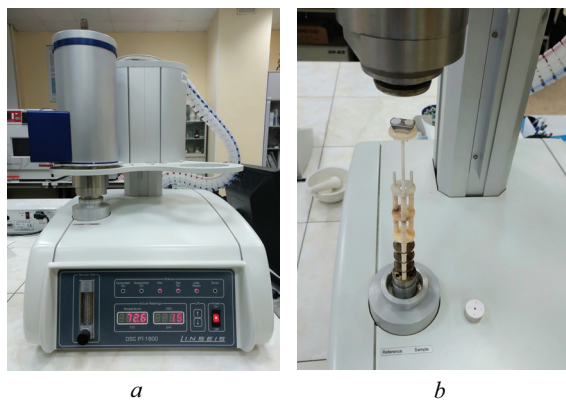


Рис. 1. Высокотемпературный дифференциальный сканирующий калориметр HDSC PT1600 Linseis DSC PT-1600 (а) с корундовой системой измерения (б)

описывается схожими одномодальными кривыми с пиком, смещенным в сторону меньших температур.

Используя методику, описанную выше, на основе полученных графиков (рис. 3) установлены параметры зарегистрированных тепловых эффектов (табл. 2), которые дают возможность выполнить количественный анализ. В первую очередь, закономерно наблюдается меньшая энтальпия экзотермических процессов (кристаллизации) каждого монокомпонентного ТАМ, чем процессов, происходящих при поглощении тепла (плавлении).

График изменения теплового потока при нагревании (рис. 3, а) показывает, что парафин обладает наибольшей температурой плавления и наибольшей энергией фазового перехода. При этом кроме экстремума (пика) при температуре 53,8 °С наблюдаемый в диапазоне 20–42 °С локальный экстремум имеет пик при температуре 33,8 °С. Согласно работе [20] это может свидетельствовать о наличии в составе образца парафина с низкой молекулярной массой. Графики изменения теплового потока при нагревании парафинового масла и вазелина характеризуются небольшими значениями, при этом большая часть энергии поглощается в диапазоне 22,8–46,5 °С.

Особенности фазовых переходов, которые ха-

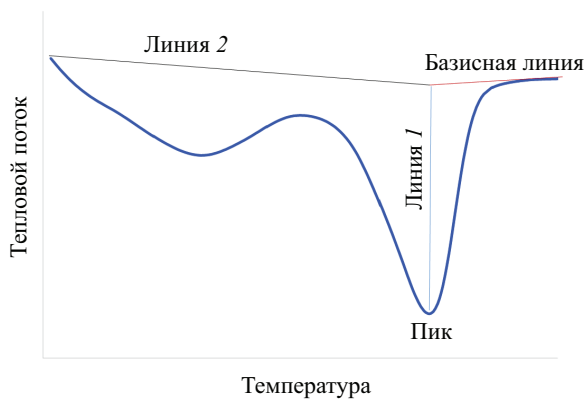


Рис. 2. Схема определения площади под графиком изменения теплового потока для расчета энтальпии фазового перехода

рактерны для исследуемых образцов при уменьшении температуры (рис. 3, б), также демонстрируют, что парафин обладает наибольшей пиковой температурой и наибольшей энергией фазового перехода. Как и при нагреве, график изменения теплового потока при охлаждении характеризуется парой экстремумов, больший из которых соответствует температуре 47,6 °С, а меньший (в диапазоне 20–38 °С) — 32,5 °С. Затвердевание парафинового масла и вазелина при охлаждении сопровождается выделением энергии в диапазоне температур 21,9–39,8 °С. Отметим образец парафинового масла, где большая часть энергии фазового перехода находится ближе к оптимальным для разрабатываемого материала температурам.

Анализ полученных данных свидетельствует о том, что парафиновое масло и вазелин обладают наименьшими значениями энтальпии фазового перехода и при этом обладают невысокой температурой плавления. Данное свойство было использовано при создании композиционных ТАМ на основе парафина. На рис. 4 представлены графики изменения тепловых потоков композиционных образцов ТАМ, параметры эндо- и экзотермических процессов представлены в табл. 3.

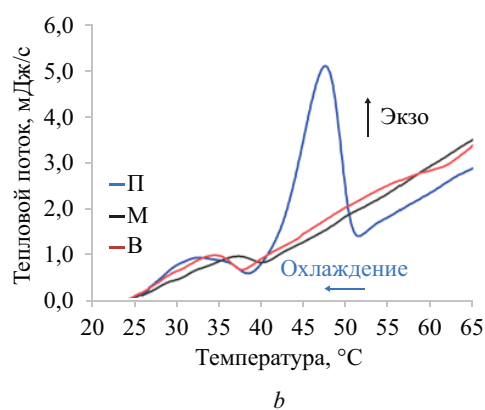
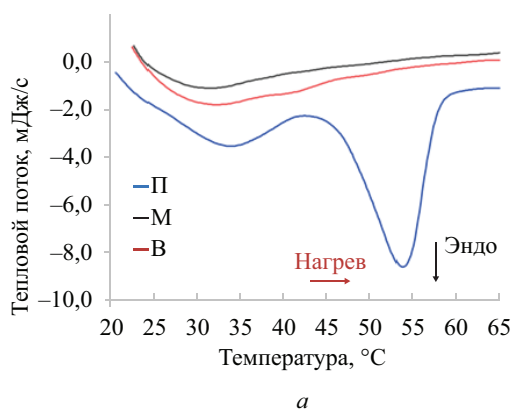


Рис. 3. Изменение теплового потока монокомпонентных теплоаккумулирующих материалов при нагревании (а); при охлаждении (б): П — парафин; М — парафиновое масло; В — вазелин

Табл. 2. Параметры эндо- и экзотермических процессов монокомпонентных теплоаккумулирующих материалов

Образец	Эндотермический процесс				Экзотермический процесс			
	$t_n, ^\circ\text{C}$	$t_k, ^\circ\text{C}$	$t_{\text{пик}}, ^\circ\text{C}$	$E, \text{Дж/г}$	$t_n, ^\circ\text{C}$	$t_k, ^\circ\text{C}$	$t_{\text{пик}}, ^\circ\text{C}$	$E, \text{Дж/г}$
П	24,1	59,6	53,8	102,4	51,2	21,9	47,6	47,7
М	24,0	46,5	31,4	14,6	39,8	23,1	37,3	8,1
В	22,8	53,3	32,4	24,4	37,3	26,0	34,5	8,0

Примечание: t_n — температура начала процесса; t_k — температура конца процесса; $t_{\text{пик}}$ — пиковая температура; E — энтальпия эндо- и экзотермических процессов.

Использование смеси с 50 % парафинового масла позволило сместить пик температуры плавления до 41,8 °С, энтальпия при этом снизилась практически в два раза — до 54,0 Дж/г. При дальнейшем увеличении содержания парафинового масла до 80 % пик температуры плавления снизился до оптимального значения в 32 °С, однако энтальпия фазового перехода также снизилась — 27 Дж/г, что отрицательно сказывается на эффективности поглощения тепла ТАМ.

Смеси парафина с вазелином при нагревании обладали пиковыми температурами при соотношениях компонентов 50/50 — 45,3 °С, 20/80 — 38,7 °С, при этом большей энтальпией по сравнению с образцами с парафиновым маслом — 67,5 и 37,2 Дж/г соответственно.

Трехкомпонентные смеси с 60 и 40%-ным содержанием парафина позволили снизить пиковую температуру плавления до 39,4 и 39,9 °С при значениях

энтальпии 72,9 и 60,6 Дж/г соответственно. Стоит отметить образец с 40%-ным содержанием парафина, где большая часть энергии плавления поглощается в области низких температур, что повышает эффективность работы ТАМ.

Характер изменения графиков при охлаждении аналогичен изменению графиков при плавлении образцов композиционных ТАМ, однако наблюдается значительное снижение энтальпии кристаллизации при использовании смесей с 80%-ным содержанием парафинового масла и вазелина — до 9,1 и 8,5 Дж/г соответственно. Часть энергии фазового перехода образцов, содержащих парафиновое масло и вазелин, может выделяться при более низких температурах, не входящих в диапазон измерений настоящего исследования.

Исходя из анализа графиков ДСК при охлаждении и анализа оптимального режима работы ТАМ, наиболее перспективными представляются образцы

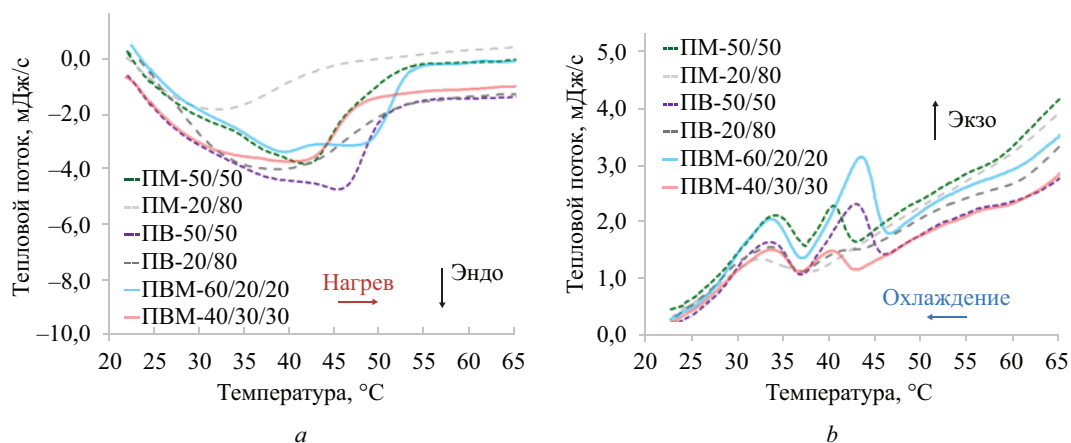


Рис. 4. Изменение теплового потока композиционных теплоаккумулирующих материалов при нагревании (а); при охлаждении (б)

Табл. 3. Параметры эндо- и экзотермических процессов композиционных теплоаккумулирующих материалов

Образец	Эндотермический процесс				Экзотермический процесс			
	$t_n, ^\circ\text{C}$	$t_k, ^\circ\text{C}$	$t_{\text{пик}}, ^\circ\text{C}$	$E, \text{Дж/г}$	$t_n, ^\circ\text{C}$	$t_k, ^\circ\text{C}$	$t_{\text{пик}}, ^\circ\text{C}$	$E, \text{Дж/г}$
ПМ-50/50	23,9	49,2	41,8	54,0	43,4	21,6	40,6	23,1
ПМ-20/80	21,7	45,4	32,0	27,0	38,7	22,0	32,6	9,1
ПВ-50/50	22,4	50,6	45,3	67,5	45,3	21,3	42,9	24,1
ПВ-20/80	25,0	51,4	38,7	37,2	43,4	25,0	33,8	8,5
ПВМ-60/20/20	23,5	53,2	39,4	72,9	45,9	24,5	43,5	26,9
ПВМ-40/30/30	22,6	47,8	39,9	60,6	42,4	24,5	33,8	20,6

с выходом большей части энергии при кристаллизации в области более низких температур — композиционных ТАМ парафин и вазелин 50/50, а также трехкомпонентная смесь с соотношением компонентов «парафин – вазелин – парафиновое масло» 40/30/30.

Таким образом, проведенные исследования дают возможность сформулировать следующие заключения:

- парафиновое масло и вазелин позволяют снизить пиковую температуру плавления парафина с 53,8 до 32 °С и пиковую температуру кристаллизации с 47,6 до 32,6 °С, при этом значения энтальпии фазовых переходов значительно снижаются с увеличением количества парафинового масла и вазелина;
- двухкомпонентные смеси «парафин – парафиновое масло» и «парафин – вазелин» с 20%-ным содержанием парафина характеризуются сдвигом графиков теплового потока в сторону более низких температур, т.е. большая часть тепловой энергии при фазовом переходе поглощается/выделяется в оптимальном диапазоне температур. Несмотря на небольшие значения энтальпии фазовых переходов, подобные смеси могут быть перспективным ТАМ в заданных условиях температур;
- трехкомпонентные смеси «парафин – парафиновое масло – вазелин» с содержанием парафина 60 и 40 % обладают достаточно высокой энтальпией плавления 72,9 и 60,6 Дж/г и энтальпией кристаллизации — 26,9 и 20,6 Дж/г соответственно. Пиковая температура плавления составила 39,4 и 39,9 °С, пиковая температура кристаллизации — 43,5 и 33,8 °С соответственно.

Наиболее перспективным представляется разработка композиционных ТАМ с содержанием парафина не менее 40 %, обладающих достаточно высокими показателями энтальпии фазовых переходов и невысокой температурой пиков теплового потока

при плавлении и кристаллизации. При этом большая часть тепловой энергии при фазовом переходе поглощается/выделяется в оптимальном диапазоне температур, который может быть оптимизирован вспомогательными ТАМ в составе.

Развитие темы может быть направлено на управление диапазонами температур начала фазовых переходов ТАМ за счет ступенчатой интенсификации плавления или кристаллизации, на снижение температур пиков плавления и кристаллизации, при сохранении высоких значений энтальпии фазовых переходов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

Проведенные исследования показали, что, несмотря на требуемую для разрабатываемого материала высокую энтальпию процессов фазовых переходов, парафин при этом не отвечает второму требованию — обладает высокими температурами пиков для плавления и кристаллизации (более 47 °С), что значительно выше комфортных условий эксплуатации помещений. Поэтому для снижения температуры фазовых переходов целесообразно комбинировать парафин с другими углеводородными соединениями. Так, совмещение парафина с парафиновым маслом и вазелином в составе двухкомпонентной смеси позволяет сместить границы тепловых эффектов в сторону меньших значений как для процессов плавления, так и процессов кристаллизации. Вместе с этим фиксируется снижение интенсивности соответствующих пиков на термограммах, что свидетельствует о снижении энтальпии процессов фазовых переходов. Получение композиционных ТАМ, состоящих из трех компонентов, дает возможность сохранить более высокую энтальпию, обеспечив последовательное фазовое преобразование каждого из них.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Mohan M.K., Rahul A.V., Schutter G.D., Titteboom K.V. Extrusion-based concrete 3D printing from a material perspective : a state-of-the-art review // Cement and Concrete Composites. 2021. Vol. 115. P. 103855. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2020.103855
2. Иноземцев А.С. Современная теория и практика технологии бетонов для 3D-печати в строительстве // Вестник МГСУ. 2024. Т. 19. № 2. С. 216–245. DOI: 10.22227/1997-0935.2024.2.216-245
3. Raphael B., Senthilnathan S., Patel A., Bhat S. A review of concrete 3D printed structural members // Frontiers in Built Environment. 2023. Vol. 8. DOI: 10.3389/fbuil.2022.1034020
4. Пустовгар А.П., Адамцевич Л.А., Адамцевич А.О. Международный опыт исследований

в области аддитивного строительного производства // Жилищное строительство. 2023. № 11. С. 4–10. DOI: 10.31659/0044-4472-2023-11-4-10. EDN FOCIT.

5. Jahangir M.H., Ziyaei M., Kargarzadeh A. Evaluation of thermal behavior and life cycle cost analysis of greenhouses with bio-phase change materials in multiple locations // Journal of Energy Storage. 2022. Vol. 54. P. 105176. DOI: 10.1016/j.est.2022.105176

6. Jayalath A., San Nicolas R., Sofi M., Shanks R., Ngo T., Aye L. et al. Properties of cementitious mortar and concrete containing micro-encapsulated phase change materials // Construction and Building Materials. 2016. Vol. 120. Pp. 408–417. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.05.116

7. *Hunger M., Entrop A.G., Mandilaras I., Brouwers H., Founti M.* The behavior of self-compacting concrete containing micro-encapsulated phase change materials // *Cement and Concrete Composites*. 2009. Vol. 31. Issue 10. Pp. 731–743. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2009.08.002
8. *Eddhahak A., Drissi S., Colin J., Caré S., Neji J.* Effect of phase change materials on the hydration reaction and kinetic of PCM-mortars // *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. 2014. Vol. 117. Issue 2. Pp. 537–545. DOI: 10.1007/s10973-014-3844-x
9. *Aguayo M., Das S., Maroli A., Kabay N., Mertens J.C. E., Rajan S.D. et al.* The influence of microencapsulated phase change material (PCM) characteristics on the microstructure and strength of cementitious composites: Experiments and finite element simulations // *Cement and Concrete Composites*. 2016. Vol. 73. Pp. 29–41. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2016.06.018
10. *Jeong S.-G., Jeon J., Cha J., Kim J., Kim S.* Preparation and evaluation of thermal enhanced silica fume by incorporating organic PCM, for application to concrete // *Energy and Buildings*. 2013. Vol. 62. Pp. 190–195. DOI: 10.1016/j.enbuild.2013.02.053
11. *Sari A.* Thermal energy storage characteristics of bentonite-based composite PCMs with enhanced thermal conductivity as novel thermal storage building materials // *Energy Conversion and Management*. 2016. Vol. 117. Pp. 132–141. DOI: 10.1016/j.enconman.2016.02.078
12. *Min H.-W., Kim S., Kim H.S.* Investigation on thermal and mechanical characteristics of concrete mixed with shape stabilized phase change material for mix design // *Construction and Building Materials*. 2017. Vol. 149. Pp. 749–762. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.05.176
13. *Marani A., Nehdi M.L.* Integrating phase change materials in construction materials : critical review // *Construction and Building Materials*. 2019. Vol. 217. Pp. 36–49. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.05.064
14. *Aguayo M., Das S., Castro C., Kabay N., Sant G., Neithalath N.* Porous inclusions as hosts for phase change materials in cementitious composites: Characterization, thermal performance, and analytical models // *Construction and Building Materials*. 2017. Vol. 134. Pp. 574–584. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.12.185
15. *Methodé Kalombe R., Sobhansarbandi S., Kevern J.* Low-cost phase change materials based concrete for reducing deicing needs // *Construction and Building Materials*. 2023. Vol. 363. P. 129129. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2022.129129
16. *Sharma M., Bose D.* High temperature energy storage and phase change materials : a review // *Latent Heat-Based Thermal Energy Storage Systems*. 2020. Pp. 51–95. DOI: 10.1201/9780429328640-3
17. *Ling T.-C., Poon C.-S.* Use of phase change materials for thermal energy storage in concrete : an overview // *Construction and Building Materials*. 2013. Vol. 46. Pp. 55–62. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2013.04.031
18. *Zalba B., Marin J. M., Cabeza L.F., Mehling H.* Review on thermal energy storage with phase change: materials, heat transfer analysis and applications // *Applied Thermal Engineering*. 2003. Vol. 23. Issue 3. Pp. 251–283. DOI: 10.1016/S1359-4311(02)00192-8
19. *Берг Л.Г.* Термография и области ее применения. Гипс и продукты его обезвоживания // Труды сессии ЛОНИТО силикатной промышленности. Промстройиздат, 1949.
20. *Pielichowska K., Pielichowski K.* Phase change materials for thermal energy storage // *Progress in Materials Science*. 2014. Vol. 65. Pp. 67–123. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2014.03.005

Поступила в редакцию 25 декабря 2023 г.

Принята в доработанном виде 17 января 2024 г.

Одобрена для публикации 6 февраля 2024 г.

ОБ АВТОРАХ: **Софья Руслановна Сокольникова** — аспирант, Институт промышленного и гражданского строительства; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; SPIN-код: 8761-0875, Scopus: 57222431488, ORCID: 0000-0002-0896-4512; srsokolnikova@mail.ru;

Александр Сергеевич Иноземцев — кандидат технических наук, доцент кафедры строительного материаловедения, Институт промышленного и гражданского строительства; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; SPIN-код: 2444-1204, Scopus: 55889834500, ResearcherID: K-6341-2013, ORCID: 0000-0001-7807-688X; InozemcevAS@mgsu.ru.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

Nowadays 3D printing in construction can no longer be called a new technology, the number of buildings erected by additive technologies is increasing every year worldwide [1]. At the same time, printers continue to be continuously improved and 3D printing inks are being modified due to the following challenges arising from the peculiarities of this technology [2–4]:

1) providing a combination of relatively contradictory properties of “ink” — pumpability, extrudability and buildability;

2) preserving surface quality — preventing shrinkage and cracking, creating an even surface;

3) ensuring functionality of printed products — use of “smart inks” with multifunctional properties, i.e. providing not only a load-bearing/self-supporting function, but also having thermal insulating, heating, conditioning, self-cleaning and/or other properties.

In practice, Portland cement based concrete with various additives and fine aggregate is most often used as “ink”. To date, a large number of formulations have been developed to fulfil the requirements of pumpability, extrudability and buildability, and various solutions have been proposed to maintain the surface quality [1]. On the other hand, the development of functional printable products has not been sufficiently addressed. In particular, traditional methods are used to insulate and condition buildings erected with additive technologies, which reduces the productivity of this construction technology. As a result, the key advantage of 3D printing over standard construction technologies [2] — reduction of energy and labour costs — is partially realized.

To ensure a constant comfortable temperature in a printed building, a promising technology is the use of thermal accumulative materials (TAM) with a phase transition function (PTF) [5]. For example, in the winter season, the excess heat that occurs when heating a room is above the comfortable temperature (22–24 °C), which leads to the absorption of energy by TAM accompanied by a transition from solid to liquid phase state. When the temperature decreases during colder times of the day, the phase transformation occurs in the opposite direction, which is accompanied by the release of heat. In the summer season, TAM can significantly save resources by absorbing excess heat, while reducing temperature fluctuations during the day and night, providing a conditioning effect.

The use of the described TAM effect is realized more often in concrete envelopes. There are various ways of introducing components with PTF. In this case, it is necessary to reliably isolate the TAM, as its leakage leads to a decrease in the physical and mechanical properties of concrete [6–15]. The introduction of them in microcapsules made of polymer or other material is considered to be an effective method [6–9], the method of mould stabilization using metakaolin, bentonite, microsilica and other fine porous materials is also used [10–12], the method of impregnation of lightweight

aggregate (expanded clay, pumice, expanded perlite or shale) is no less well known [13–15].

Paraffin and fatty acids are most widely used as TAM in building materials due to their high values of the enthalpy of phase transition, their non-toxicity, high thermal resistance and low cost [16]. On the other hand, such materials have, as a rule, a high melting point (from 45 °C), which limits their direct application in temperate climates.

Inorganic TAM are salt hydrates and nitrates. Their main advantages are non-flammability and low cost. However, low thermal resistance, supercooling (delayed solidification) at the phase transition “solid-liquid” and intensification of metal corrosion cause the difficulty of using inorganic TAM. In addition, the problem is their degradation after repeated cycles of phase change [17, 18].

Thus, the task of development of TAM for mineral-based construction materials satisfying the application in buildings operating in the temperate climatic zone remains urgent.

The present work focuses on the investigation of TAM for the development of smart building “inks” that will provide printed structures with a passive thermal management function.

MATERIALS AND METHODS

The object of the study is TAM, which are hydrocarbon compounds and their mixtures. TAM modification by combining components with low phase transition temperature is aimed at optimizing the kinetics of thermal transformations.

Available and non-toxic materials were used as the main components for TAM development: solid petroleum paraffin P-2 (Slavneft-YANOS, Yaroslavl), paraffin oil/vaseline oil (LLC “Tula Pharmaceutical Factory”, Tula), petroleum jelly (AO “MPZ”, Murom).

To make composite TAM, the starting materials were heated to a temperature of 80 °C and mixed for two minutes. The obtained specimens were stored in airtight containers to prevent evaporation of light fractions. The compositions of the investigated TAM are presented in Table 1.

The thermal effects of TAM phase transitions were analyzed by differential scanning calorimetry (DSC) using a Linseis DSC PT-1600 high temperature differential scanning calorimeter (Fig. 1).

The specimens were investigated in an air environment in the mode of successive heating from 20 to 85 °C and cooling to 20 °C at a rate of temperature change of 2 °C/min. The mass of the suspension was 20–25 mg. The enthalpy was calculated according to the method [19] (Fig. 2).

According to the above method, the area under the graph was bounded by a baseline from the high temperature region extrapolated to a vertical line *l* drawn from the peak and a line 2 drawn from the point where the graph deviated from the baseline in the low temperature region.

Table 1. Labelling of specimens of thermal accumulative materials

Composition	Percentage ratio of substances	Labelling
Paraffin	100	P
Paraffin oil	100	M
Petroleum jelly	100	V
Paraffin, paraffin oil	50/50	PM-50/50
Paraffin, paraffin oil	20/80	PM-20/80
Paraffin, petroleum jelly	50/50	PV-50/50
Paraffin, petroleum jelly	20/80	PV-20/80
Paraffin, petroleum jelly, paraffin oil	60/20/20	PVM-60/20/20
Paraffin, petroleum jelly, paraffin oil	40/30/30	PVM-40/30/30

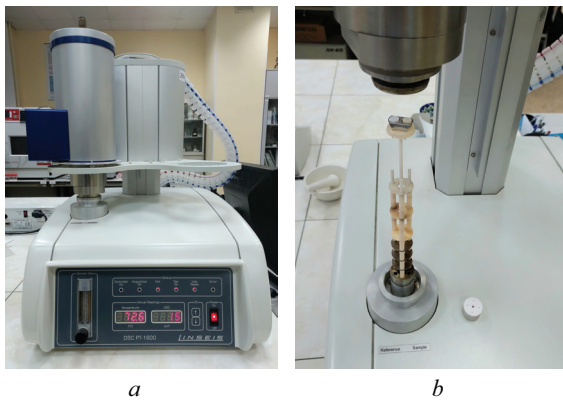


Fig. 1. High-temperature differential scanning calorimeter HDSC PT1600 Linseis DSC PT-1600 (a) with corundum measurement system (b)

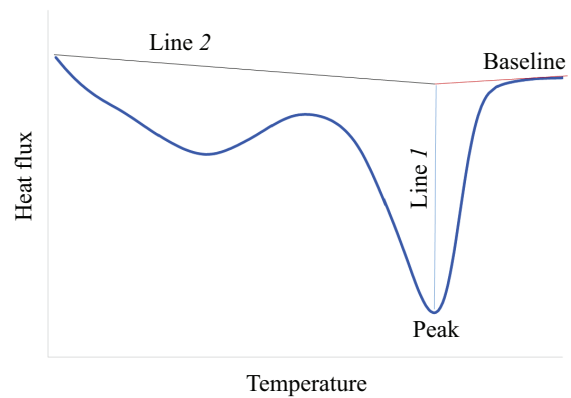


Fig. 2. Scheme for determining the area under the graph of heat flux change for calculating the enthalpy of phase transition

RESEARCH RESULTS

In order to select a component base for effective TAM, base substances with PTF (paraffin, paraffin oil and petroleum jelly) were investigated. For each monocomponent TAM, graphs of heat flux changes during heating and cooling were obtained (Fig. 3), which allow us to evaluate the character of enthalpy changes of phase transitions.

The graphs show that the studied hydrocarbon specimens have different intensity of heat flux change. This is clearly observed both at increasing and decreasing

temperature. We also note a different type of curve characterizing the enthalpy of phase transition. For paraffin, the graph has a bimodal character of change with the peak shifted towards higher temperatures. At the same time, the enthalpy of oil and petroleum jelly is described by similar unimodal curves with the peak shifted towards lower temperatures.

Using the technique described above, on the basis of the obtained graphs (Fig. 3), the parameters of the registered thermal effects (Table 2) were established, which make it possible to perform a quantitative analy-

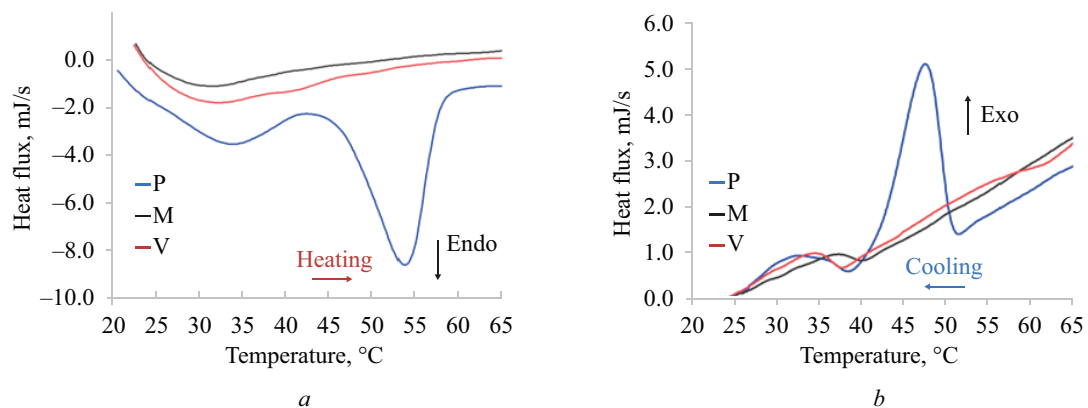


Fig. 3. Change of heat flux of monocomponent thermal accumulative materials during heating (a); during cooling (b): P — paraffin; M — paraffin oil; V — petroleum jelly

Table 2. Parameters of endothermic and exothermic processes of monocomponent thermal accumulative materials

Specimen	Endothermic process				Exothermic process			
	t_s , °C	t_e , °C	t_p , °C	E , J/g	t_s , °C	t_e , °C	t_p , °C	E , J/g
P	24.1	59.6	53.8	102.4	51.2	21.9	47.6	47.7
M	24.0	46.5	31.4	14.6	39.8	23.1	37.3	8.1
V	22.8	53.3	32.4	24.4	37.3	26.0	34.5	8.0

Note: t_s — process start temperature; t_e — process end temperature; t_p — peak temperature; E — enthalpy of endothermic and exothermic processes.

sis. First of all, the lower enthalpy of the exothermic processes (crystallization) of each monocomponent TAM than the processes occurring at heat absorption (melting) is naturally observed.

The graph of heat flux variation during heating (Fig. 3, *a*) shows that paraffin has the highest melting point and the highest phase transition energy. In addition to the extremum (peak) at 53.8 °C, the local extremum observed in the range of 20–42 °C has a peak at 33.8 °C. According to [20], this may indicate the presence of low molecular weight paraffin in the specimen. The graphs of heat flux variation during heating of paraffin oil and petroleum jelly are characterized by small values, with most of the energy absorbed in the range 22.8–46.5 °C.

The features of phase transitions, which are characteristic for the investigated specimens at decreasing temperature (Fig. 3, *b*), also demonstrate that paraffin has the highest peak temperature and the highest phase transition energy. As with heating, the plot of heat flux variation on cooling is characterized by a pair of extrema, the larger of which corresponds to a temperature of 47.6 °C and the smaller (in the range 20–38 °C) to 32.5 °C. Solidification of paraffin oil and petroleum jelly on cooling is accompanied by energy release in the temperature range 21.9–39.8 °C. We note the specimen of paraffin oil, where most of the phase transition energy is closer to the optimum temperatures for the developed material.

The analysis of the obtained data indicates that paraffin oil and petroleum jelly have the lowest values of enthalpy of phase transition and at the same time have a low melting point. This property was used in

the creation of paraffin-based composite TAM. Fig. 4 shows the graphs of heat fluxes of composite TAM specimens, the parameters of endothermic and exothermic processes are presented in Table 3.

Using a mixture with 50 % paraffin oil allowed to shift the melting temperature peak to 41.8 °C, the enthalpy was almost halved to 54.0 J/g. At further increase of paraffin oil content up to 80 % the peak of melting temperature decreased to the optimum value of 32 °C, but the enthalpy of phase transition also decreased — 27 J/g, which negatively affects the efficiency of heat absorption of TAM.

Mixtures of paraffin wax with petroleum jelly had peak temperatures at 50/50 component ratios of 45.3 °C and 20/80 component ratios of 38.7 °C when heated, with higher enthalpy compared to paraffin oil specimens of 67.5 and 37.2 J/g, respectively.

The three-component blends with 60 and 40 % paraffin content reduced the peak melting temperature to 39.4 and 39.9 °C with enthalpy values of 72.9 and 60.6 J/g, respectively. It is worth noting the specimen with 40 % paraffin content, where most of the melting energy is absorbed in the low temperature region, which increases the efficiency of TAM.

The character of change of graphs at cooling is similar to the change of graphs at melting of composite TAM specimens, however, a significant decrease of crystallization enthalpy is observed when using mixtures with 80 % content of paraffin oil and petroleum jelly — up to 9.1 and 8.5 J/g, respectively. Part of the phase transition energy of specimens containing paraffin oil and petro-

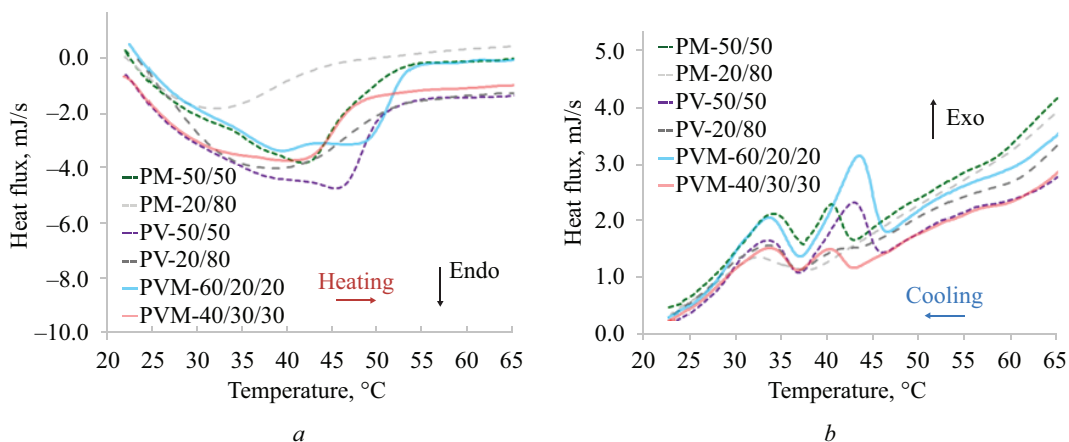
**Fig. 4.** Change of heat flux of composite thermal accumulative materials during heating (*a*); during cooling (*b*)

Table 3. Parameters of endothermic and exothermic processes of composite thermal accumulative materials

Specimen	Endothermic process				Exothermic process			
	$t_s, ^\circ\text{C}$	$t_e, ^\circ\text{C}$	$t_p, ^\circ\text{C}$	$E, \text{J/g}$	$t_s, ^\circ\text{C}$	$t_e, ^\circ\text{C}$	$t_p, ^\circ\text{C}$	$E, \text{J/g}$
PM-50/50	23.9	49.2	41.8	54.0	43.4	21.6	40.6	23.1
PM-20/80	21.7	45.4	32.0	27.0	38.7	22.0	32.6	9.1
PV-50/50	22.4	50.6	45.3	67.5	45.3	21.3	42.9	24.1
PV-20/80	25.0	51.4	38.7	37.2	43.4	25.0	33.8	8.5
PVM-60/20/20	23.5	53.2	39.4	72.9	45.9	24.5	43.5	26.9
PVM-40/30/30/30	22.6	47.8	39.9	60.6	42.4	24.5	33.8	20.6

leum jelly may be released at lower temperatures outside the measurement range of the present study.

Based on the analysis of DSC graphs at cooling and analysis of the optimal mode of operation of TAM, the most promising specimens with the yield of most of the energy at crystallization in the region of lower temperatures — composite TAM paraffin and petroleum jelly 50/50, as well as three-component mixture with the ratio of components “paraffin – petroleum jelly – paraffin oil” 40/30/30.

Thus, the conducted research makes it possible to formulate the following conclusions:

- paraffin oil and petroleum jelly can reduce the peak melting point of paraffin from 53.8 to 32 °C and the peak crystallization temperature from 47.6 to 32.6 °C, with the enthalpy values of phase transitions decreasing significantly with increasing amounts of paraffin oil and petroleum jelly;

- two-component mixtures “paraffin – paraffin oil” and “paraffin – petroleum jelly” with 20 % paraffin content are characterized by a shift of heat flow diagrams towards lower temperatures, i.e. most of the heat energy at the phase transition is absorbed/released in the optimal temperature range. Despite the small values of phase transition enthalpies, such mixtures can be a promising TAM under given temperature conditions;

- three-component mixtures “paraffin – paraffin oil – petroleum jelly” with paraffin content of 60 and 40 % have rather high enthalpy of melting 72.9 and 60.6 J/g and enthalpy of crystallization — 26.9 and 20.6 J/g respectively. The peak melting temperature was 39.4 and 39.9 °C and peak crystallization temperature was 43.5 and 33.8 °C, respectively.

The most promising is the development of composite TAM with paraffin content not less than 40 %, having sufficiently high enthalpy of phase transitions

and low temperature of heat flow peaks at melting and crystallization. At the same time, most of the thermal energy at the phase transition is absorbed/emitted in the optimum temperature range, which can be optimized by auxiliary TAM in the composition.

The development of the topic can be directed to the control of the temperature ranges of the onset of phase transitions of TAM due to the stepwise intensification of melting or crystallization, to reduce the temperatures of melting and crystallization peaks, while maintaining high values of the enthalpy of phase transitions.

CONCLUSION AND DISCUSSION

The conducted studies have shown that, despite the required for the developed material high enthalpy of phase transition processes, paraffin does not meet the second requirement — it has high peak temperatures for melting and crystallization (more than 47 °C), which is much higher than the comfortable conditions of room operation. Therefore, to reduce the temperature of phase transitions, it is advisable to combine paraffin with other hydrocarbon compounds. Thus, combining paraffin with paraffin oil and petroleum jelly as a part of two-component mixture allows to shift the boundaries of thermal effects towards lower values both for melting and crystallization processes. At the same time, a decrease in the intensity of the corresponding peaks on thermograms is recorded, which indicates a decrease in the enthalpy of phase transition processes. Obtaining composite TAM consisting of three components makes it possible to maintain a higher enthalpy by providing a sequential phase transformation of each of them.

REFERENCES

1. Mohan M.K., Rahul A.V., Schutter G.D., Tittelboom K.V. Extrusion-based concrete 3D printing from a material perspective : a state-of-the-art review. *Cement and Concrete Composites*. 2021; 115:103855. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2020.103855
2. Inozemtsev A.S. Modern theory and practice of concrete technology for 3D printing in construction. *Vestnik MGSU* [Monthly Journal on Construction and Architecture]. 2024; 19(2):216-245. DOI: 10.22227/1997-0935.2024.2.216-245 (rus.).

3. Raphael B., Senthilnathan S., Patel A., Bhat S. A review of concrete 3D printed structural members. *Frontiers in Built Environment*. 2023; 8. DOI: 10.3389/fbuil.2022.1034020
4. Pustovgar A.P., Adamtsevich L.A., Adamtsevich A.O. International research experience in the field of additive construction manufacturing. *Housing Construction*. 2023; 11:4-10. DOI: 10.31659/0044-4472-2023-11-4-10. EDN FOCIIT. (rus.).
5. Jahangir M.H., Ziyaci M., Kargazadeh A. Evaluation of thermal behavior and life cycle cost analysis of greenhouses with bio-phase change materials in multiple locations. *Journal of Energy Storage*. 2022; 54:105176. DOI: 10.1016/j.est.2022.105176
6. Jayalath A., San Nicolas R., Sofi M., Shanks R., Ngo T., Aye L. et al. Properties of cementitious mortar and concrete containing micro-encapsulated phase change materials. *Construction and Building Materials*. 2016; 120:408-417. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.05.116
7. Hunger M., Entrop A.G., Mandilaras I., Brouwers H., Founti M. The behavior of self-compacting concrete containing micro-encapsulated phase change materials. *Cement and Concrete Composites*. 2009; 31(10):731-743. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2009.08.002
8. Eddhahak A., Drissi S., Colin J., Caré S., Neji J. Effect of phase change materials on the hydration reaction and kinetic of PCM-mortars. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. 2014; 117(2):537-545. DOI: 10.1007/s10973-014-3844-x
9. Aguayo M., Das S., Maroli A., Kabay N., Mertens J.C.E., Rajan S.D. et al. The influence of microencapsulated phase change material (PCM) characteristics on the microstructure and strength of cementitious composites: Experiments and finite element simulations. *Cement and Concrete Composites*. 2016; 73:29-41. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2016.06.018
10. Jeong S.-G., Jeon J., Cha J., Kim J., Kim S. Preparation and evaluation of thermal enhanced silica fume by incorporating organic PCM, for application to concrete. *Energy and Buildings*. 2013; 62:190-195. DOI: 10.1016/j.enbuild.2013.02.053
11. Sarı A. Thermal energy storage characteristics of bentonite-based composite PCMs with enhanced thermal conductivity as novel thermal storage building materials. *Energy Conversion and Management*. 2016; 117:132-141. DOI: 10.1016/j.enconman.2016.02.078
12. Min H.-W., Kim S., Kim H.S. Investigation on thermal and mechanical characteristics of concrete mixed with shape stabilized phase change material for mix design. *Construction and Building Materials*. 2017; 149:749-762. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.05.176
13. Marani A., Nehdi M.L. Integrating phase change materials in construction materials : critical review. *Construction and Building Materials*. 2019; 217:36-49. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.05.064
14. Aguayo M., Das S., Castro C., Kabay N., Sant G., Neithalath N. Porous inclusions as hosts for phase change materials in cementitious composites: Characterization, thermal performance, and analytical models. *Construction and Building Materials*. 2017; 134:574-584. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.12.185
15. Methode Kalombe R., Sobhansarbandi S., Kevern J. Low-cost phase change materials based concrete for reducing deicing needs. *Construction and Building Materials*. 2023; 363:129129. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2022.129129
16. Sharma M., Bose D. High temperature energy storage and phase change materials : a review. *Latent Heat-Based Thermal Energy Storage Systems*. 2020; 51-95. DOI: 10.1201/9780429328640-3
17. Ling T.-C., Poon C.-S. Use of phase change materials for thermal energy storage in concrete : an overview. *Construction and Building Materials*. 2013; 46:55-62. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2013.04.031
18. Zalba B., Marín J. M., Cabeza L.F., Mehling H. Review on thermal energy storage with phase change: materials, heat transfer analysis and applications. *Applied Thermal Engineering*. 2003; 23(3):251-283. DOI: 10.1016/S1359-4311(02)00192-8
19. Berg L.G. Thermography and its areas of application. Gypsum and its dehydration products. *Proceedings of the LONITO silicate industry session*. Promstroyizdat, 1949. (rus.).
20. Pielichowska K., Pielichowski K. Phase change materials for thermal energy storage. *Progress in Materials Science*. 2014; 65:67-123. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2014.03.005

Received December 25, 2023.

Adopted in revised form on January 17, 2024.

Approved for publication on February 6, 2024.

B I O N O T E S : Sofia R. Sokolnikova — postgraduate student; Institute of Industrial and Civil Engineering; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; SPIN-code: 8761-0875, Scopus: 57222431488, ORCID: 0000-0002-0896-4512; srsokolnikova@mail.ru;

Aleksandr S. Inozemtsev — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of the Department of Construction Materials Science; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; SPIN-code: 2444-1204, Scopus: 55889834500, ResearcherID: K-6341-2013, ORCID: 0000-0001-7807-688X; inozemcevAS@mgsu.ru.

Contribution of the authors: all authors have made an equivalent contribution to the publication.

The authors declares no conflict of interest.

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 691.32:691.542

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.9

Реологические свойства самоуплотняющихся легких бетонных смесей на полых микросферах

Сергей Дмитриевич Епихин, Александр Сергеевич Иноземцев
Национальный исследовательский Московский государственный строительный
университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. В современном строительстве активно применяются технологии самоуплотняющегося бетона, развивающиеся в направлении технологии легких самоуплотняющихся бетонов (ЛСУБ). Основное преимущество ЛСУБ — уменьшение веса бетонных и железобетонных конструкций при сохранении структурной целостности, несущей способности и высокой подвижности. Цель исследования — оценка реологии течения исследуемых смесей в зависимости от варьируемых факторов В/Ц и концентрации пластификатора C_d и соотношения заполнителя (фракционированного песка и кварцевой муки).

Материалы и методы. Объектом исследования являются бетонные смеси на полых микросферах. Проектная средняя плотностью бетона 1400 кг/м^3 . Представлен следующий состав: портландцемент, керамические микросферы, комплексная кремнеземистая добавка, фракционный песок, кварцевая мука, гиперпластификатор и вода. Получены результаты исследования реологических характеристик ЛСУБ. Ключевыми реологическими параметрами приняты напряжение сдвига и вязкость.

Результаты. Снижение В/Ц отношения увеличивает вязкость и напряжение сдвига бетонной смеси вне зависимости от C_d . Похожая зависимость наблюдается у составов с варьируемой C_d ; увеличение которой снижает густоту смеси, уменьшая вязкость и напряжение сдвига. Отмечено предельное значение C_d , при преодолении которого реологические показатели смесей стремятся к нулю по мере увеличения объема добавки. Оценка реологии смесей по уравнению Оствальда – Вейля показывает наибольшую значимость В/Ц отношения на густоту и возможность изменения характера течения смесей с псевдопластического на дилатантный при варьировании исследуемых факторов. Замена доли фракционированного песка мукой со 100 до 0 % увеличивает густоту смеси почти в 3 раза.

Выводы. Представлены результаты, определяющие возможность изменения реологического характера течения ЛСУБ на полых микросферах при варьировании исследуемых факторов. Выполнен сравнительный анализ полученных реологических кривых с использованием уравнения Оствальда – Вейля для тяжелых и легких бетонов с полыми микросферами смесей. Рассмотрена роль дисперсности заполнителя в управлении реологическими свойствами исследуемых ЛСУБ.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: самоуплотняющиеся легкие бетоны, реология, полые микросферы, уравнение Оствальда – Вейля, напряжение сдвига, водоцементное отношение, концентрация пластификатора

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Епихин С.Д., Иноземцев А.С. Реологические свойства самоуплотняющихся легких бетонных смесей на полых микросферах // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 9. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.9

Автор, ответственный за переписку: Сергей Дмитриевич Епихин, sergep97@mail.ru.

Rheological properties of self-compacting lightweight concrete mixtures on hollow microspheres

Sergey D. Epikhin, Aleksandr S. Inozemtsev

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. Self-compacting concrete (SCC) technologies are actively used in modern construction, which are developing in the direction of lightweight self-compacting concrete (LWSCC) technology. The main advantage of LWSCC is to reduce the weight of concrete and reinforced concrete structures while maintaining structural integrity, load-bearing capacity and high mobility. The purpose of the study is to evaluate the rheology of the flow of the studied mixtures depending on the varying factors of W/C and the concentration of plasticizer C_p and the ratio of filler (fractionated sand and quartz flour).

Materials and methods. The object of the study is concrete mixtures on hollow microspheres. The design average concrete density is $1,400 \text{ kg/m}^3$. The following composition is presented: Portland cement, ceramic microspheres, complex silica additive, fractional sand, quartz flour, hyperplasticizer and water. The results of studies of the rheological characteristics of LWSCC were obtained. The key rheological parameters are shear stress and viscosity.

Results. Reducing the W/C increases the viscosity and shear stress of the concrete mix, regardless of the C_p . A similar

dependence is observed in compositions with variable C_{pl} . An increase in C_{pl} reduces the density of the mixture, reducing viscosity and shear stress. The limiting value of C_{pl} is noted, when this value is overcome by rheological parameters of mixtures tend to zero as the volume of the additive increases. The evaluation of the rheology of mixtures using the Ostwald de Waele equation shows the greatest importance of the W/C ratio for density and the possibility of changing the flow pattern of mixtures from pseudoplastic to dilatant with varying studied factors. Replacing the fraction of fractionated sand with flour from 100 to 0 % increases the density of the mixture by almost three times.

Conclusions. The results determining the possibility of changing the rheological nature of the LWSCC flow on hollow microspheres with varying studied factors are presented. A comparative analysis of the obtained rheological curves is performed using the Ostwald de Waele equation for heavy and light mixtures with hollow microspheres. The role of filler dispersion in controlling the rheological properties of the studied LWSCC is considered.

KEYWORDS: self-compacting lightweight concretes, rheology, hollow microspheres, Ostwald de Waele equation, shear stresses, water-cement ratio, plasticizer concentration

FOR CITATION: Epikhin S.D., Inozemtsev A.S. Rheological properties of self-compacting lightweight concrete mixtures on hollow microspheres. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):9. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.9

Corresponding author: Sergey D. Epikhin, sergep97@mail.ru.

ВВЕДЕНИЕ

Бетонные технологии в настоящее время заслуженно являются одними из приоритетных направлений развития строительного материаловедения. Большую популярность получили самоуплотняющиеся бетоны (СУБ) [1–3], что обусловлено способностью к самостоятельному равномерному заполнению пространства в опалубке без дополнительного внешнего воздействия и сохранением однородного распределения компонентов внутри формы [4, 5].

В последние годы наблюдается тенденция по снижению веса конструкций в целях сокращения нагрузки на ее несущие элементы. Для этого учеными-строителями активно разрабатываются технологии конструкционных легких бетонов, объединяющих в себе противоречивые свойства, такие как: высокая прочность и низкая плотность. В имеющемся мировом опыте получения подвижных легких бетонных смесей, как правило, применяются вспученные легкие заполнители, свойства которых ограничивают показатели качества бетона [6–9].

Для бетонных смесей, в особенности для СУБ, ключевыми показателями качества являются их реологические и технологические характеристики, а также особенности производства. Традиционно для описания реологии СУБ используют предел текучести при сдвиге τ_0 и пластическую вязкость μ . Проведено множество исследований [2, 10–15], в которых демонстрируется влияние таких факторов, как виды цемента, заполнителей, добавок и волокон на реологию бетонной смеси, также установлены основные параметры качества для СУБ. В работе [2] показано, что вторичное использование переработанного заполнителя в бетоне способствует как увеличению предела текучести, так и пластической вязкости. Использование золы уноса с низким содержанием кальция (менее 10 %) и измельченного гранулированного доменного шлака способствует снижению указанных показателей, что объясняется эффектом шарикоподшипника частиц сферической формы и меньшей химической активности гладкой поверхности зерен по сравнению с порландцемен-

том соответственно. Обратный эффект наблюдается при применении золы уноса с высоким содержанием оксида кальция, что связано с нерегулярными размерами и ячеистой структурой частиц. Введение различных видов волокон, размеров, формы и количества способствует увеличению предела текучести и пластической вязкости. Использование пластифицирующих добавок закономерно уменьшает величину реологических показателей [15]. Особая роль поликарбоксилатных пластификаторов в характере течения цементно-минеральных смесей показана в публикациях [16, 17].

В работе [18] исследовали реологические характеристики бетонной смеси при частичной замене цемента полыми стеклянными микросферами. Установлено, что бетонная смесь, содержащая полые стеклянные микросферы в количестве 5 % от массы вяжущего, имеет более высокий статический и динамический предел текучести и более низкую вязкость, чем контрольная смесь (без микросфер). Начало течения такой бетонной смеси и его поддержание происходит при более высоких напряжениях сдвига.

Несмотря на существующий опыт получения самоуплотняющихся легких бетонов, положительные результаты свойственны, как правило, составам со средней плотностью не ниже 1800 кг/м³. При этом реологические характеристики самоуплотняющихся бетонных смесей во многом остаются неизученными, особенно для составов с большим содержанием легкого заполнителя. В связи с этим возникает закономерная задача по установлению реологических параметров самоуплотняющихся легких бетонов с низкой средней плотностью (высоконаполненных легким заполнителем).

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Объект исследования — легкие бетонные смеси на полых микросферах, включающие следующие компоненты [3, 19, 20]:

- порландцемент ЦЕМ I 42,5 (ПЦ), соответствующий требованиям ГОСТ 10178–85 (химико-минералогический состав представлен в табл. 1);

- комплексная кремнеземистая добавка Frem-Silica-2 (МКМ), соответствующая ТУ ВУ 190669631.001–2011МК-85¹;
- керамические микросферы (МС) ForeSphere², свойства которых приведены в табл. 2;
- фракционный песок (Π_{ϕ}) фр. 0,16–0,63 мм;
- кварцевая мука $\Pi_{\text{м}}$, которая представляет собой тонкий песок, полученный путем помола до $S_{\text{уд}} = 700 \pm 20 \text{ м}^2/\text{кг}$;
- поликарбоксилатный пластификатор Melflux 2651F³;
- вода.

Соотношение компонентов смеси соответствовало проектной средней плотности бетона $1400 \text{ кг}/\text{м}^3$.

В качестве прототипов для сравнительной оценки свойств исследуемых легких бетонов ис-

пользованы составы самоуплотняющегося тяжелого бетона, отличающиеся содержанием воды и пластификатора: прототип 1 — $V/\Pi = 0,5$, $C_{\text{д}} = 1,4\%$; прототип 2 — $V/\Pi = 0,45$, $C_{\text{д}} = 1,2\%$. Соотношение компонентов в исследуемых бетонных смесях устанавливалось в соответствии с табл. 3.

Исследуемый состав легких бетонов включает минеральную фазу различной дисперсности — кварцевый песок: фракционированный и тонкий (мука). Варьирование соотношения тонкой и фракционированной частиц (табл. 4) песка позволяет проследить вклад компонентов идентичного минерального состава в распределение воды в дисперсной системе при постоянном расходе всех составляющих легкого бетона (табл. 3), $V/\Pi = 0,5$ и $C_{\text{д}} = 1$. Общее объемное содержание кварцевых компонентов в смеси легкого бетона составляет $\Pi_{\text{м}} + \Pi_{\phi} = \text{const} = 8,7\%$.

Для исследования реологических свойств легких самоуплотняющихся бетонов (ЛСУБ) рассмотрено влияние в рамках двухфакторного композиционного плана экспериментов, где в качестве варьируемых факторов выбраны X_1 — количество воды (V/Π) и X_2 — концентрация пластификатора ($C_{\text{д}}$, % от массы цемента). Основные уровни составили

¹ FremSilica. URL: <http://www.frem-corp.ru/produksiya/dobavki-v-beton/modifikatory/frem-silica/>

² ForeSphere. URL: <https://foresphere.com/catalog/alyumosilikatnye-mikrosfery/>

³ ЕВРОХИМ-1 ФУНКЦИОНАЛЬНЫЕ ДОБАВКИ. URL: <https://www.eurohim.ru/catalog/dobavki-dlya-suhih-stroitelnyh-smesej/dobavki-dlya-suhih-stroitelnyh-smesej/superplastifikatory/melflux>

Табл. 1. Химический и минералогический состав клинкера

Оксиды							Минералы			
CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	MgO	SO ₃	Na ₂ O	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF
66,0	21,2	5,1	4,1	0,75	0,56	0,58	68,2	8,2	6,4	12,6

Табл. 2. Свойства полых керамических микросфер ForeSphere

Свойство	Значение
Насыпная плотность, кг/м ³	320–370
Истинная плотность, кг/м ³	580–690
Средний размер частиц, мкм	100
Толщина стенок микросферы, мкм	2–10
Плотность материала стенки, кг/м ³	2500
Предел прочности на сжатие, МПа	15,0–28,0
Твердость по шкале Мооса	5–6

Табл. 3. Соотношение компонентов исследуемых смесей

Состав	Объемное содержание, %				
	ПЦ	МКМ	$\Pi_{\text{м}}$	Π_{ϕ}	МС
Легкий бетон	20,0	3,1	2,2	6,5	46,4
Прототип 1 (тяжелый бетон)	20,0	3,1	14,1	41,0	0,0
Прототип 2 (тяжелый бетон)	20,0	3,1	14,1	41,0	0,0

Табл. 4. Объемное содержание компонентов минеральной фазы в исследуемых смесях при различном соотношении $\Pi_{\text{м}}/\Pi_{\phi}$

Компонент	Объемное содержание $\Pi_{\text{м}}$, %				
	0/100	25/75	50/50	75/25	100/0
Кварцевая мука $S_{\text{п}}$	0,0	2,2	4,35	6,5	8,7
Фракционированный песок $S_{\text{ф}}$	8,7	6,5	4,35	2,2	0,0

значения 0,5 и 1,4, интервалы варьирования — 0,1 и 0,4 % соответственно.

Для изучения свойств исследуемых бетонных смесей применялся метод математического планирования эксперимента. Использована следующая стандартная двухфакторная модель:

$$Y = f(X_1, X_2) = B_0 + B_1 \cdot X_1 + B_2 \cdot X_2 + B_{12} \cdot X_{1 \times 2} + B_{11} \cdot X_1^2 + B_{22} \cdot X_2^2.$$

Поиск коэффициентов уравнения позволил установить зависимость параметров качества Y от переменных факторов (X_1 и X_2), что позволяет значительно сократить количество экспериментов.

Исследование реологических свойств выполнялось по вязкости и напряжению сдвига бетонной смеси с применением ротационного вискозиметра MCR 101 (рис. 1). Методика определения реологических параметров заключается в измерении момента сопротивления испытываемой бетонной смеси перемещению измерительной системы, погруженной в смесь. Измерительная система представляет собой металлический шар диаметром 8 мм, совершающий орбитальное перемещение с линейным приращением скорости сдвига до величины 1 с^{-1} в течение 60 с.

Испытания осуществлялись согласно следующему алгоритму: 1) гомогенизация сухих компонентов смеси; 2) добавление воды с растворенным пластификатором; 3) перемешивание бетонной смеси согласно ГОСТ 30744; 4) заполнение испытательной чаши вискозиметра, позиционирование измерительной системы в нулевое положение, стабилизация системы (продолжительность 9 мин); 5) измерение. Полное время проведения испытания бетонной смеси после ее приготовления составляет 22 ± 2 мин. Измерения проводились в два повторения с промежуточным этапом гомогенизации. После испытания бетонная смесь подвергалась повторной гомогенизации и укладке в формы без уплотнения для изготовления стандартных образцов-призм $40 \times 40 \times 160$ мм.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Для каждого состава в соответствии с вышеуказанным планом экспериментов получены реологические кривые, описывающие зависимость вязкости и напряжения сдвига от скорости сдвига (рис. 2).

В соответствии с многоточечным планом эксперимента полученные графики реологических кривых можно сгруппировать по диапазонам вязкости, в которых происходит изменение при увеличении скорости сдвига. Наибольшую вязкость ($\mu > 100 \text{ Па} \cdot \text{с}$) имеют составы с $В/Ц < 0,4$, при $В/Ц = 0,5$ вязкость изменяется в диапазоне от 40 до 90 $\text{Па} \cdot \text{с}$, а третью группу формируют составы, вязкость которых не превышает 25 $\text{Па} \cdot \text{с}$ (рис. 2, а).



Рис. 1. Определение вязкости и напряжения сдвига бетонной смеси на полых микросферах с помощью ротационного вискозиметра MCR 101

Составы первой группы ($В/Ц < 0,4$) характеризуются наибольшей густотой с разжижением при увеличении скорости сдвига до вязкости 400–800 $\text{Па} \cdot \text{с}$ (рис. 2, а). Для смесей с $В/Ц = 0,36$ и $C_d = 1,4 \%$ и $В/Ц = 0,4$ и $C_d = 1,0 \%$ при начальных скоростях сдвига наблюдается интенсивное разжижение — вязкость интенсивно уменьшается, сменяясь сопоставимым увеличением. Подобное поведение дисперсной системы связано с выстраиванием структурных элементов под действием сдвигающего усилия и последующим их уплотнением в связи с уменьшением расстояния между зернами дисперсной фазы. После достижения скорости сдвига более $0,1\text{--}0,15 \text{ с}^{-1}$ вязкость снижается, что связано с преодолением порога сопротивления течению. Большой объем смеси в этот момент времени приобретает движение. Также для этих составов можно видеть участки противоположного изменения вязкости и напряжения сдвига при увеличении скорости сдвига при значениях около $0,3$ и $0,6 \text{ с}^{-1}$. Это объясняется нарушением сплошности вследствие создания пустот внутри объема смеси, образовавшихся из-за высокой густоты и, как следствие, низкой ее способности к заполнению свободного пространства, которая формируется при движении измерительной системы («шар» вискозиметра).

Закономерным является увеличение вязкости и напряжения сдвига при снижении $В/Ц$ отношения вне зависимости от концентрации пластификатора. Аналогичную закономерность можно отметить для составов с варьируемой C_d , увеличение которой приводит к снижению густоты смеси, выраженной меньшей величиной вязкости и напряжения сдвига. При этом наблюдается предел для концентрации пластификатора, когда его количество перестает оказывать влияние на исследуемые реологические показатели. Так, на составах с $В/Ц$ отношением 0,5 видно, что изменение концентрации добавки более $C_d > 1,4 \%$ не отражается на графиках зависимости вязкости и напряжения сдвига от скорости сдвига (рис. 2, б). То есть изменить распределение воды в системе увеличением количества пластификатора более невозможно. Сравнение графиков для бетон-

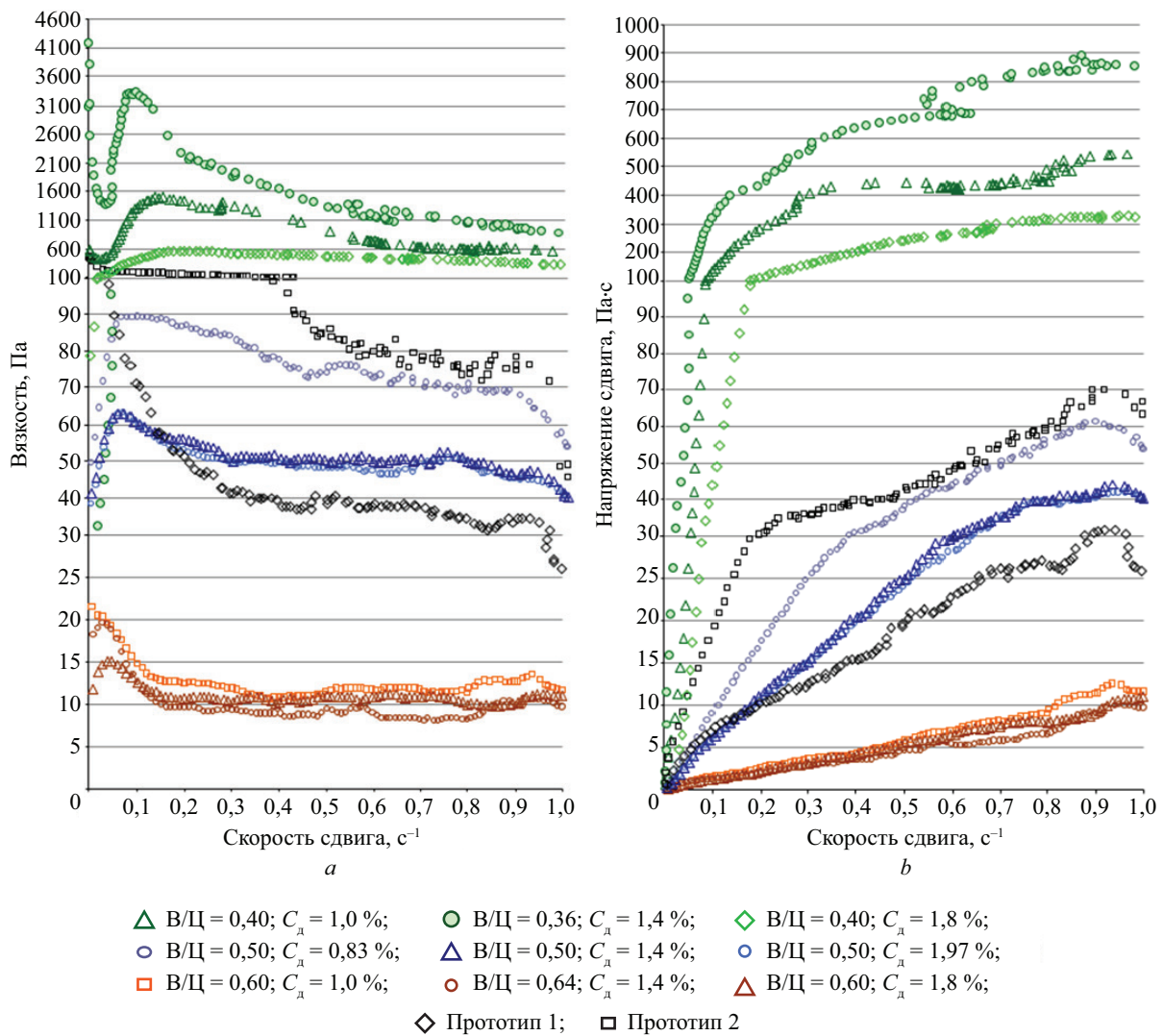


Рис. 2. График зависимости вязкости (а) и напряжения сдвига (b) от скорости сдвига для легких бетонных смесей на полых микросферах и тяжелых бетонных смесях при варьировании В/Ц отношения и концентрации пластификатора

ных смесей с В/Ц = 0,5 и C_д = 1,4 %, но разной плотности показывает, что состав без полых микросфер (прототип 1) имеет меньшую вязкость и напряжение сдвига, а также характеризуется равномерным их изменением, что свидетельствует о лучшей текучести и сплошности системы. Это может быть связано с влиянием легкой дисперсной фазы (полых микросфер), которая имеет меньший размер и плотность по сравнению с заменяемым кварцевым песком. Таким образом, тонкие частицы легкого заполнителя требуют больше воды, а интенсивность течения уменьшается пропорционально гравитационному воздействию, зависящему от плотности. Однако состав тяжелого бетона с указанным соотношением В/Ц и C_д склонен к отделению воды, что свидетельствует о ее избытке. Снижение величины варьируемых факторов до В/Ц = 0,45 и C_д = 1,2 % позволило получить прототип однородной смеси тяжелого бетона. Очевидно, что вязкость и напряжение сдвига такого состава выше и могут выступать в качестве

ориентировочных диапазонов для получения однородной смеси.

Группу бетонных смесей с вязкостью менее 25 Па·с формируют составы с В/Ц = 0,6. Графики вязкости и напряжения сдвига не имеют различных отличий при варьировании концентрации пластификатора.

Сравнительный анализ полученных реологических кривых напряжения сдвига от скорости сдвига (рис. 2, b) можно выполнить с использованием уравнения Оствальда – Вейля:

$$\tau = k \cdot \dot{\gamma}^n,$$

где τ — напряжение сдвига; k — показатель консистенции; $\dot{\gamma}$ — скорость сдвига; n — показатель, характеризующий тип течения ($n < 1$ — псевдопластическое течение, $n > 1$ — дилатантное течение).

Полученные реологические уравнения для каждого состава, согласно плану эксперимента, ис-

пользованы для установления уравнений регрессии $Y = f(X_1; X_2)$:

$$Y_3 = 47,0 - 390,9 \cdot X_1 - 37,0 \cdot X_2 + 64,6 \cdot X_1 X_2 + 294,3 \cdot X_1^2 + 7,4 \cdot X_2^2;$$

$$Y_4 = 0,966 - 0,077 \cdot X_1 + 0,029 \cdot X_2 - 0,063 \cdot X_1 X_2,$$

где Y_3 — коэффициент k из уравнения Оствальда – Вейля; Y_4 — коэффициент n из уравнения Оствальда – Вейля.

Анализ полученных уравнений показывает, что коэффициент густоты k имеет более значительное изменение от варьирования В/Ц отношения, чем концентрация добавки. При этом оба этих фактора способствуют уменьшению величины этого критерия. Отметим положительный знак коэффициентов B_{12} , B_{11} и B_{22} уравнения Y_3 . Это свидетельствует об изменении характера как взаимного влияния X_1 и X_2 , так и при существенном увеличении их значения. То есть как избыток количества воды и пластификатора, так и взаимное их влияние приводит к увеличению густоты бетонной смеси. Подобное можно объяснить нарушением однородности дисперсных систем, когда превышение порогового количества варьируемых факторов приводит к нарушению баланса воды. В таком случае наблюдается отделение воды и, как следствие, расслоение смеси, что может быть связано с уменьшением толщины водной прослойки и увеличением трения между твердыми частицами.

Уравнение Y_4 демонстрирует величину коэффициента $n < 1$ при значениях варьируемых факторов, соответствующих основным уровням варьирования

($B_0 = 0,966$). То есть такая дисперсная система характеризуется псевдопластическим течением, когда бетонная смесь начинает течь при минимальных значениях сдвиговых нагрузок, а с увеличением скорости сдвига напряжение сдвига изменяется с затухающей интенсивностью. Усиление этому реологическому поведению придает В/Ц отношение и его совокупное влияние с пластификатором, о чем свидетельствует знак «-» перед коэффициентами B_1 и B_{12} . В то же время коэффициенты уравнения, отражающие влияние исследуемых факторов, показывают возможность изменения критерия Y_4 в область $n > 1$. То есть характер течения бетонной смеси в зависимости от величины В/Ц отношения и концентрации пластификатора может меняться на дилатантный. В такой системе цементно-минеральное тесто формирует прослойку между частицами дисперсной фазы, способствуя снижению трения, а с увеличением скорости сдвига напряжение сдвига изменяется с растущей интенсивностью. Как видно из уравнения $Y_4 = f(X_1; X_2)$, ключевым фактором, способствующим стремлению к такому поведению исследуемой дисперсной системы, является концентрация пластификатора (коэффициент B_2).

Таким образом, полученные модели показывают сложный характер влияния исследуемых факторов на реологию легких бетонных смесей, которая требует комплексной оптимизации по показателям-антагонистам. При этом в качестве целевого аналога по характеру течения смесей обосновано считать самоуплотняющийся мелкозернистый тяжелый бетон. Так как течение смесей определяется особен-

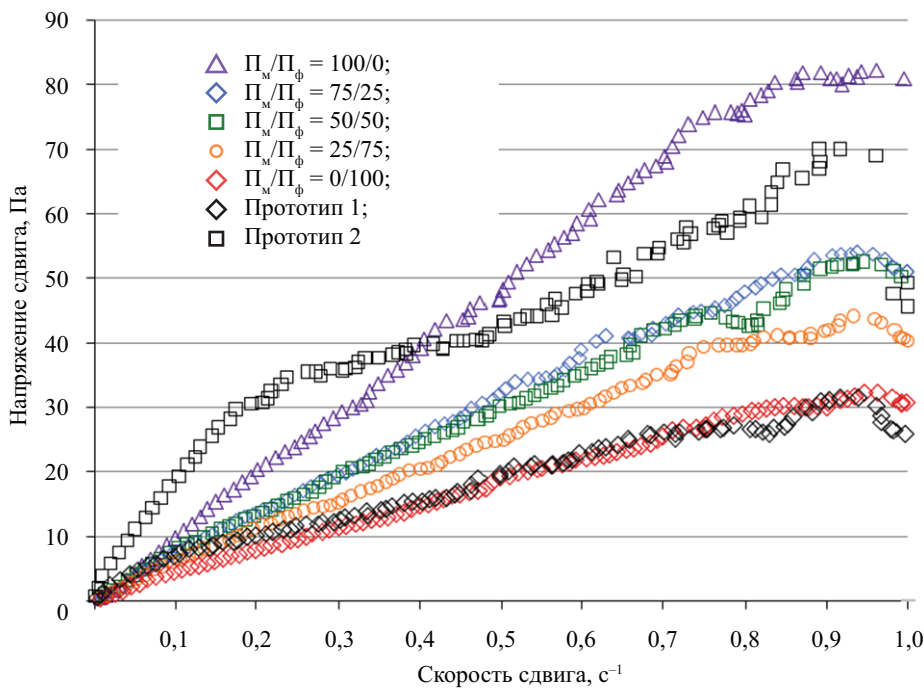


Рис. 3. Реологические кривые течения легких бетонных смесей с варьированием соотношения фракционного песка и кварцевой муки (В/Ц = 0,5 и $C_d = 1,4\%$) и тяжелых бетонных смесей

Табл. 5. Параметры уравнений Оствальда – Вейля, описывающих реологические кривые течения легких бетонных смесей с варьированием соотношения фракционного песка и кварцевой муки

Коэффициенты уравнения Оствальда – Вейля	П _м /П _ф					Прототип 1	Прототип 2
	0/100	25/75	50/50	75/ 25	100/0		
<i>k</i>	35,4	49,9	57,7	62,0	102,9	31,2	77,7
<i>n</i>	0,94	0,97	0,94	0,97	1,07	0,68	0,63

ностями распределения воды (при прочих равных рецептурных условиях), то, помимо ее количества, важнейшим фактором является суммарная площадь поверхности сухих компонентов. Роль дисперсности в управлении реологическими свойствами исследуемых бетонных смесей продемонстрирована на рис. 3 и в табл. 5.

На рис. 3 закономерно наблюдается увеличение густоты бетонной смеси при увеличении доли кварцевой муки, что отражается в пропорционально больших значениях напряжения сдвига. Это также заметно по изменению коэффициента *k* в уравнениях Оствальда – Вейля, полученных для каждой из кривых. Видно, что замена доли фракционированного песка мукой со 100 до 0 % способствует увеличению коэффициента густоты почти в 3 раза — с 35,4 до 102,9. Указанный диапазон объясняется затрачиванием воды на смачивание большей суммарной площади поверхности кварцевой части. Изменение величины коэффициента *n* свидетельствует об изменении характера течения от псевдопластического ($n < 1$) к дилатантному ($n > 1$) при увеличении доли тонкого компонента П_м, что объясняется заменой кварцевого песка, являющегося дисперсной фазой, на кварцевую муку — составную часть цементно-минерального теста.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

Полученные результаты позволяют сформулировать следующие выводы:

- оценка реологии течения исследуемых смесей с помощью коэффициентов уравнения Оствальда – Вейля показывает, что В/Ц отношение является более значимым фактором на густоту бетонной смеси *k*, чем концентрация пластификатора. При этом закономерно наблюдается снижение густоты исследуемых дисперсных систем при увеличении как В/Ц, так и *C_д*;
- полученные уравнения регрессии для показателя *n* в уравнении Оствальда – Вейля демонстрируют возможность изменения характера течения смесей с псевдопластического ($n < 1$) на дилатантный ($n > 1$) при варьировании исследуемых факторов;
- замена доли фракционированного песка мукой со 100 до 0 % способствует увеличению густоты почти в 3 раза, что закономерно объясняется большей суммарной площадью поверхности кварцевой части в смеси.

Перспективой развития темы является установление влияния исследуемых факторов на однородность смесей и прочностные свойства затвердевшего бетона, поиск и установление параметров и граничных значений расслоения после внешнего воздействия на бетонную смесь перед формованием.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Adhikary S.K., Ashish D.K., Sharma H., Patel J., Rudzionis Z., Al-Ajamee M. et al. Lightweight self-compacting concrete : a review // Resources, Conservation & Recycling Advances. 2022. Vol. 15. P. 200107. DOI: 10.1016/j.rcradv.2022.200107
2. Mandal R., Panda S.K., Nayak S. Rheology of concrete: critical review, recent advancements, and future perspectives // Construction and Building Materials. 2023. Vol. 392. P. 132007. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.132007
3. Иноземцев А.С., Королев Е.В. Высокопрочные легкие бетоны : монография. СПб. : СПбГАСУ, 2022. 192 с. EDN UCJRAZ.
4. Федюк Р.С., Мочалов А.В., Лесовик В.С., Гридчин А.М., Фишер Х.Б. Композиционные вяжущие и самоуплотняющиеся фибробетоны для защитных сооружений // Вестник Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова. 2018. № 7. С. 77–85. DOI: 10.12737/article_5b4f02bf93df52.30110991. EDN XLVQJV.
5. Мозгалева К.М., Головнев С.Г. Самоуплотняющиеся бетоны: возможности применения и свойства // Академический вестник УралНИИпроект РААСН. 2011. № 4. С. 55–60. EDN ONJNAZ.
6. Сумин А.С. Легкие самоуплотняющиеся бетоны и их перспективы // Новое слово в науке: стратегии развития : сб. мат. V Междунар. науч.-практ. конф. 2018. С. 10–14. EDN OUYFSS.
7. Сумин А.С. Легкий самоуплотняющийся бетон — будущее монолитного домостроения // Наука, образование, общество: тенденции и перспективы развития : сб. мат. VI Междунар. науч.-практ. конф. 2017. С. 354–358. EDN YZEBVJ.
8. Бычков М.В., Удодов С.А. Легкий самоуплотняющийся бетон как эффективный конструкционный материал // Интернет-журнал «Науковедение». 2013. № 4 (17). С. 41. EDN RSHDSB.
9. Adhikary S.K., Ashish D.K., Rudzionis Ž. Expanded glass as light-weight aggregate in concrete —

a review // Journal of Cleaner Production. 2021. Vol. 313. P. 127848. DOI: 10.1016/j.jclepro.2021.127848

10. Lee S.H., Kim H.J., Sakai E., Daimon M. Effect of particle size distribution of fly ash–cement system on the fluidity of cement pastes // Cement and Concrete Research. 2003. Vol. 33. Issue 5. Pp. 763–768. DOI: 10.1016/S0008-8846(02)01054-2

11. Chen J.J., Kwan A.K.H. Superfine cement for improving packing density, rheology and strength of cement paste // Cement and Concrete Composites. 2012. Vol. 34. Issue 1. Pp. 1–10. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2011.09.006

12. Zhang X., Han J. The effect of ultra-fine admixture on the rheological property of cement paste // Cement and Concrete Research. 2000. Vol. 30. Issue 5. Pp. 827–830. DOI: 10.1016/S0008-8846(00)00236-2

13. Karim Md.R., Zain Muhammad F.M., Jamil M., Lai Fook C., Islam Md.N. Use of wastes in construction industries as an energy saving approach // Energy Procedia. 2011. Vol. 12. Pp. 915–919. DOI: 10.1016/j.egypro.2011.10.120

14. Rafeet A., Vinai R., Soutsos M., Sha W. Effects of slag substitution on physical and mechanical properties of fly ash-based alkali activated binders (AABs) // Cement and Concrete Research. 2019. Vol. 122. Pp. 118–135. DOI: 10.1016/j.cemconres.2019.05.003

15. Zeyad A.M., Almalki A. Influence of mixing time and superplasticizer dosage on self-consolidating

concrete properties // Journal of Materials Research and Technology. 2020. Vol. 9. Issue 3. Pp. 6101–6115. DOI: 10.1016/j.jmrt.2020.04.013

16. Иноземцев А.С., Королёв Е.В., Доунг Т.К. Структурная модель течения пластифицированных цементно-минеральных смесей // Строительные материалы. 2020. № 4–5. С. 90–96. DOI: 10.31659/0585-430X-2020-780-4-5-90-96. EDN CVBCCH.

17. Иноземцев А.С., Королев Е.В. Условия проявления аномалии течения пластифицированных цементно-минеральных смесей // Промышленное и гражданское строительство. 2021. № 12. С. 23–30. DOI: 10.33622/0869-7019.2021.12.23-30. EDN GMURMO.

18. Nemocón S.A.G., Marriaga J.M.L., Suárez J.D.P. Rheological and hardened properties of self-compacting concrete using hollow glass microspheres as a partial replacement of cement // Construction and Building Materials. 2022. Vol. 342. P. 128012. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2022.128012

19. Патент RU № 2548303. Высокопрочный легкий фибробетон / Королев Е.В., Иноземцев А.С.; заявл. № 2014114357/03 от 11.04.2014. Оpubл. 20.04.2015. EDN ZFGSHZ

20. Inozemtsev A.S., Epikhin S.D. Conditions for the preparation of self-compacting lightweight concrete with hollow microspheres // Materials. 2023. Vol. 16. Issue 23. P. 7288. DOI: 10.3390/ma16237288

Поступила в редакцию 26 декабря 2023 г.

Принята в доработанном виде 16 января 2024 г.

Одобрена для публикации 23 января 2024 г.

ОБ АВТОРАХ: Сергей Дмитриевич Епихин — аспирант, преподаватель кафедры строительного материаловедения; Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ); 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; serger97@mail.ru;

Александр Сергеевич Иноземцев — кандидат технических наук, доцент кафедры строительного материаловедения; Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ); 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; SPIN-код: 2444-1204, Scopus: 55889834500, ResearcherID: K-6341-2013, ORCID: 0000-0001-7807-688X; InozemtsevAS@mgsu.ru.

Вклад авторов:

Епихин С.Д. — выполнение экспериментальных работ, подготовка текста статьи, формулирование выводов.

Иноземцев А.С. — научное руководство, постановка цели и задач исследования, анализ и экспертиза результатов, формулирование выводов.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

Concrete technologies are now deservedly one of the priority areas of development of construction material science. Self-compacting concrete (SCC) has become very popular [1–3], which is due to the ability to fill the space in the formwork uniformly without additional external influence and maintaining a homogeneous distribution of components inside the mould [4, 5].

In recent years, there has been a tendency to reduce the weight of structures in order to reduce the load on its load-bearing elements. For this purpose, construction scientists are actively developing technologies of structural lightweight concrete combining contradictory properties such as high strength and low density. In the available world experience of obtaining mobile lightweight concrete mixtures, as a rule, foamed light-

weight aggregates are used, the properties of which limit the quality indicators of concrete [6–9].

For concrete mixtures, especially for SCC, the key quality indicators are their rheological and technological characteristics, as well as production characteristics. Traditionally, the shear yield strength τ_0 and plastic viscosity μ are used to describe the rheology of SCC. Many studies have been carried out [2, 10–15], which demonstrates the influence of factors such as types of cement, aggregates, additives and fibres on the rheology of concrete mixes, also established the basic quality parameters for SCC. In the publication [2] it is shown that the recycling of recycled aggregate in concrete favours both yield strength and plastic viscosity. The use of fly ash with low calcium content (less than 10 %) and crushed granulated blast furnace slag contributes to the reduction of the above indices, which is explained by the ball bearing effect of spherical shaped particles and lower chemical activity of the smooth surface of grains compared to Portland cement, respectively. The opposite effect is observed when using fly ash with high calcium oxide content, which is due to the irregular size and cellular structure of the particles. The introduction of different types of fibres, size, shape and quantity helps to increase the yield strength and plastic viscosity. The use of plasticizing additives naturally decreases the value of rheological parameters [15]. The special role of polycarboxylate plasticizers in the character of flow of cement-mineral mixtures is shown in publications [16, 17].

In the publication [18] investigated the rheological characteristics of concrete mixture at partial replacement of cement with hollow glass microspheres. It was found that the concrete mixture containing hollow glass microspheres in the amount of 5 % of the binder weight has higher static and dynamic yield strength and lower viscosity than the control mixture (without microspheres). The flow of such a concrete mix starts and is maintained at higher shear stresses.

Table 1. Chemical and mineralogical composition of clinker

Oxides							Minerals			
CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₂₃	Fe ₂ O ₂₃	MgO	SO ₃	Na ₂ O ₂	C ₃ S ₃	C ₃ S ₂	C ₃ A ₃	C ₄ AF
66.0	21.2	5.1	4.1	0.75	0.56	0.58	68.2	8.2	6.4	12.6

Table 2. Properties of ForeSphere hollow ceramic microspheres

Property	Value
Bulk density, kg/m ³	320–370
True density, kg/m ³	580–690
Average particle size, μm	100
Microsphere wall thickness, μm	2–10
Wall material density, kg/m ³	2,500
Compressive strength, MPa	15.0–28.0
Mohs hardness	5–6

Despite the existing experience in the production of self-compacting lightweight concrete, the positive results are usually characteristic of compositions with an average density of at least 1,800 kg/m³. However, the rheological characteristics of self-compacting concrete mixtures remain largely unexplored, especially for compositions with a high content of lightweight aggregate. In this connection, there is a natural task to establish the rheological parameters of self-compacting lightweight concrete with low average density (highly filled with lightweight aggregate).

MATERIALS AND METHODS

The object of research — lightweight concrete mixtures on hollow microspheres, including the following components [3, 19, 20]:

- portland cement CEM I 42.5 (PC), complying with the requirements of GOST 10178–85 (chemical and mineralogical composition is presented in Table 1);
- complex silica additive FremSilica-2 (MCM), conforming to TY BY 190669631.001–2011MK–85¹;
- ForeSphere² ceramic microspheres (MS), the properties of which are given in Table 2;
- fractional sand (S_f) fr. 0.16–0.63 mm;
- Silica flour P_m , which is a fine sand obtained by grinding to $S_{sp} = 700 \pm 20 \text{ m}^2/\text{kg}$;
- Melflux 2651F polycarboxylate plasticizer³;
- water.

The ratio of mix components corresponded to the designed average density of concrete of 1,400 kg/m³.

¹ FremSilica. URL: <http://www.frem-corp.ru/produksiya/dobavki-v-beton/modifikatory/frem-silica/>

² ForeSphere. URL: <https://foresphere.com/catalog/alyumosilikatnye-mikrosfery/>

³ Eurochem-1 functional additives. URL: <https://www.eurohim.ru/catalog/dobavki-dlya-ssuhih-stroitelnyh-smesej/dobavki-dlya-suhih-stroitelnyh-smesej/superplastifikatory/melflux>

Table 3. Ratio of components of the tested mixtures

Composition	Volume content, %				
	PC	SA	S_p	S_f	MS
Lightweight concrete	20.0	3.1	2.2	6.5	46.4
Prototype 1 (heavy concrete)	20.0	3.1	14.1	41.0	0.0
Prototype 2 (heavy concrete)	20.0	3.1	14.1	41.0	0.0

Table 4. Volumetric content of mineral phase components in the studied mixtures at different ratio S_p/S_f

Component	Volume content of S_p/S_f , %				
	0/100	25/75	50/50	75/25	100/0
Quartz flour S_p	0.0	2.2	4.35	6.5	8.7
Fractionated sand S_f	8.7	6.5	4.35	2.2	0.0

The compositions of self-compacting heavy concrete differing in water and plasticizer content were used as prototypes for comparative evaluation of properties of the investigated lightweight concrete: prototype 1 — $W/C = 0.5$, $C_{pl} = 1.4$ %; prototype 2 — $W/C = 0.45$, $C_{pl} = 1.2$ %. The ratio of components in the investigated concrete mixtures was established in accordance with Table 3.

The investigated composition of lightweight concrete includes a mineral phase of different dispersity — quartz sand: fractionated and fine (flour). Varying the ratio of fine and fractionated particles (Table 4) of sand allows us to trace the contribution of components of identical mineral composition to the distribution of water in the disperse system at a constant flow rate of all components of lightweight concrete (Table 3), $W/C = 0.5$ and $C_{pl} = 1$. The total volume content of quartz components in the lightweight concrete mix is $S_p + S_f = \text{const} = 8.7$ %.

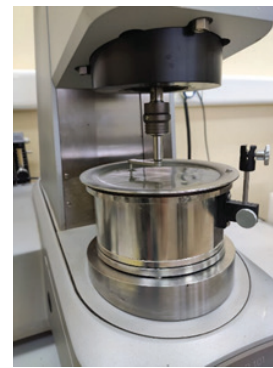
To investigate the rheological properties of lightweight self-compacting concrete (LSCC), the effects were considered within a two-factor composite plan of experiments, where X_1 — water quantity (W/C) and X_2 — plasticizer concentration (C_{pl} , % of cement mass) were selected as the varying factors. The basic levels were values of 0.5 and 1.4 and the variation intervals were 0.1 and 0.4 %, respectively.

The method of mathematical planning of the experiment was used to study the properties of the investigated concrete mixtures. The following standard two-factor model was used:

$$Y = f(X_1, X_2) = B_0 + B_1 \cdot X_1 + B_2 \cdot X_2 + B_{12} \cdot X_{1 \times 2} + B_{11} \cdot X_1^2 + B_{22} \cdot X_2^2.$$

The search for the coefficients of the equation allowed us to establish the dependence of quality parameters Y on variable factors (X_1 and X_2), which allows us to significantly reduce the number of experiments.

The study of rheological properties was carried out by viscosity and shear stress of the concrete mixture using a rotary viscometer MCR 101 (Fig. 1). The technique

**Fig. 1.** Determination of viscosity and shear stress of concrete mixture on hollow microspheres using MCR 101 rotational viscometer

of rheological parameters determination consists in measuring the moment of resistance of the tested concrete mixture to the movement of the measuring system immersed in the mixture. The measuring system is a metal ball with a diameter of eight mm, making an orbital movement with a linear increment of shear rate to the value of 1 s^{-1} for 60 seconds.

The tests were carried out according to the following algorithm: 1) homogenization of dry components of the mixture; 2) addition of water with dissolved plasticizer; 3) mixing of the concrete mixture according to GOST 30744; 4) filling of the viscometer test bowl, positioning of the measuring system to the zero position, stabilization of the system (duration nine min); 5) measurement. The total test time of the concrete mixture after its preparation is 22 ± 2 min. Measurements were performed in two repetitions with an intermediate homogenization step. After the test, the concrete mixture was re-homogenized and placed in uncompact moulds to make $40 \times 40 \times 160$ mm standard prism specimens.

RESEARCH RESULTS

Rheological curves describing the dependence of viscosity and shear stress on shear rate were obtained for each composition according to the above plan of experiments (Fig. 2).

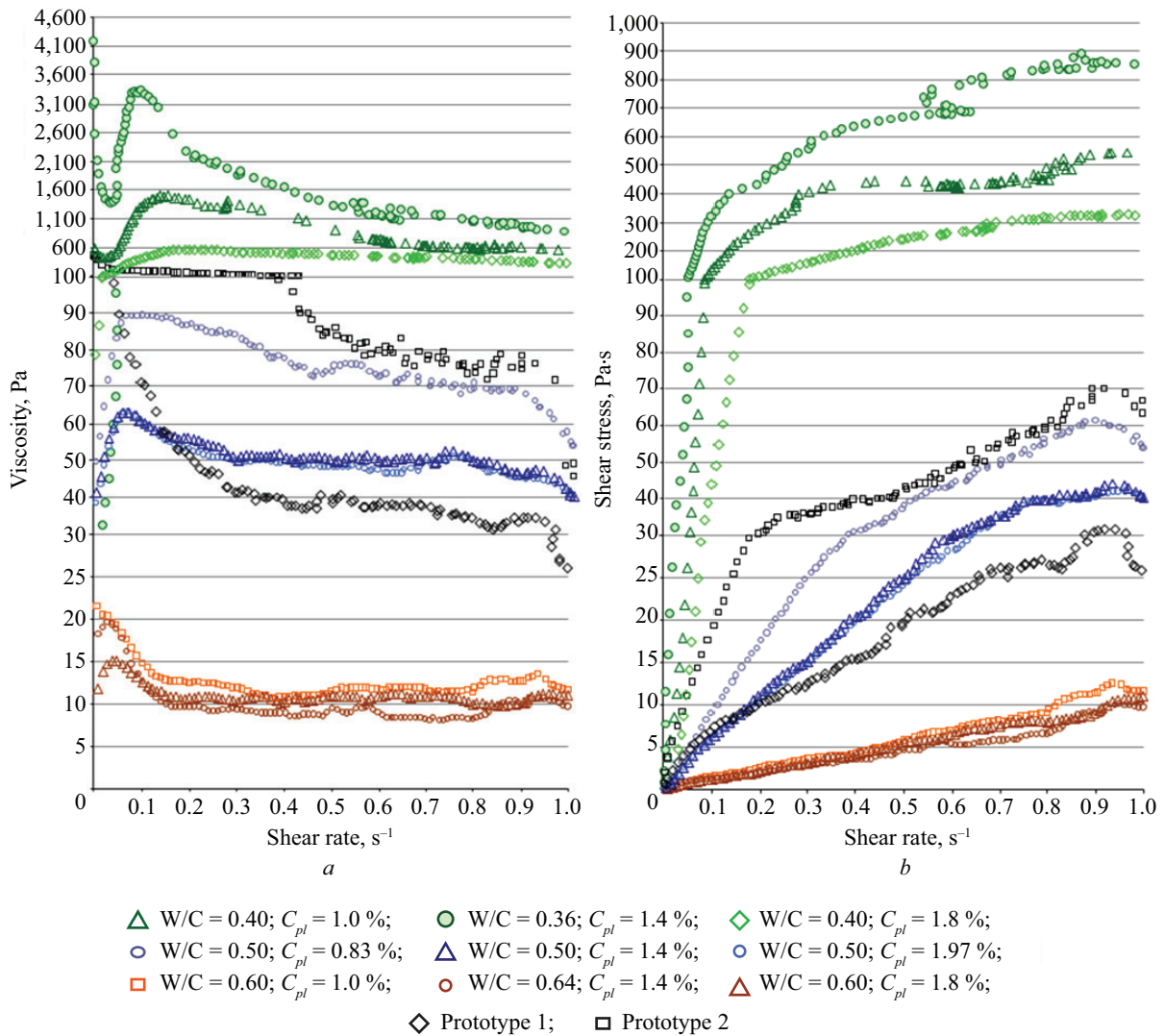


Fig. 2. Graph of viscosity (a) and shear stress (b) versus shear rate for lightweight concrete mixtures on hollow microspheres and heavyweight concrete mixtures at varying W/C ratio and plasticizer concentration

In accordance with the multipoint experiment plan, the obtained rheological curve plots can be grouped according to the viscosity ranges in which the change occurs with increasing shear rate. The highest viscosity ($\mu > 100 \text{ Pa}\cdot\text{s}$) has compositions with $W/C < 0.4$, at $W/C = 0.5$ the viscosity varies in the range from 40 to 90 $\text{Pa}\cdot\text{s}$, and the third group is formed by compositions whose viscosity does not exceed 25 $\text{Pa}\cdot\text{s}$ (Fig. 2, a).

Compositions of the first group ($W/C < 0.4$) are characterized by the highest density with liquefaction with increasing shear rate up to viscosity 400–800 $\text{Pa}\cdot\text{s}$ (Fig. 2, a). For mixtures with $W/C = 0.36$ and $C_{pl} = 1.4 \%$ and $W/C = 0.4$ and $C_{pl} = 1.0 \%$, intense liquefaction is observed at initial shear rates — viscosity decreases intensively, followed by a comparable increase. Such behaviour of the dispersed system is associated with the formation of structural elements under the action of shear force and their subsequent compaction due to the reduction of the distance between the grains of the dispersed phase. After reaching the shear rate of more than 0.1–0.15 s^{-1} viscosity decreases, which is

associated with overcoming the threshold of resistance to flow. A larger volume of the mixture acquires motion at this point in time. Also for these formulations, areas of opposite change in viscosity and shear stress can be seen with increasing shear rate at values around 0.3 and 0.6 s^{-1} . This is explained by the violation of continuity due to the creation of voids inside the volume of the mixture, formed due to its high density and, as a consequence, its low ability to fill the free space, which is formed by the movement of the measuring system (“ball” of the viscometer).

The increase in viscosity and shear stress with decreasing W/C ratio is regular, irrespective of the plasticizer concentration. A similar pattern can be observed for formulations with varying C_{pl} , an increase in which leads to a decrease in mixture density, expressed by a lower value of viscosity and shear stress. At the same time, a limit for the concentration of plasticizer is observed, when its amount ceases to influence the investigated rheological parameters. Thus, on formulations with W/C ratio 0.5 it can be seen that changing

the concentration of additive more than $C_{pl} > 1.4\%$ is not reflected in the graphs of viscosity and shear stress dependence on shear rate (Fig. 2, *b*). That is, it is no longer possible to change the water distribution in the system by increasing the amount of plasticizer. Comparison of graphs for concrete mixtures with $W/C = 0.5$ and $C_{pl} = 1.4\%$ but different densities shows that the composition without hollow microspheres (prototype *I*) has lower viscosity and shear stress, and is characterized by their uniform change, which indicates better fluidity and cohesion of the system. This may be due to the influence of the light dispersed phase (hollow microspheres), which has a smaller size and density compared to the silica sand being replaced. Thus, the fine particles of the lightweight aggregate require more water and the flow intensity decreases in proportion to the gravitational effect, which is density dependent. However, the composition of heavy concrete with the specified ratio of W/C and C_{pl} is prone to water separation, indicating excess water. Reducing the value of the varying factors to $W/C = 0.45$ and $C_{pl} = 1.2\%$ allowed the prototype of a homogeneous heavy concrete mix to be obtained. Obviously, the viscosity and shear stress of such a composition are higher and can act as indicative ranges for obtaining a homogeneous mixture.

The group of concrete mixtures with viscosity less than $25 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ is formed by compositions with $W/C = 0.6$. The plots of viscosity and shear stress have no discernible differences when the plasticizer concentration is varied.

A comparative analysis of the obtained rheological curves of shear stress versus shear rate (Fig. 2, *b*) can be performed using the Ostwald de Waele equation:

$$\tau = k \cdot \dot{\gamma}^n,$$

where τ — shear stress; k — consistency index; $\dot{\gamma}$ — shear rate; n — index characterizing the type of flow ($n < 1$ — pseudoplastic flow, $n > 1$ — dilatant flow).

The rheological equations obtained for each composition, according to the experiment plan, were used to establish the regression equations $Y = f(X_1; X_2)$:

$$Y_3 = 47.0 - 390.9 \cdot X_1 - 37.0 \cdot X_2 + 64.6 \cdot X_1 X_2 + 294.3 \cdot X_1^2 + 7.4 \cdot X_2^2;$$

$$Y_4 = 0.966 - 0.077 \cdot X_1 + 0.029 \cdot X_2 - 0.063 \cdot X_1 X_2,$$

where Y_3 is the coefficient k from the Ostwald de Waele equation; Y_4 is the coefficient n from the Ostwald de Waele equation.

The analysis of the obtained equations shows that the density coefficient k has a more significant change from varying the W/C ratio than the additive concentration. At the same time, both of these factors contribute to the reduction of the value of this criterion. Note the positive sign of the coefficients B_1 , B_{11} and B_{22} of equation Y_3 . This indicates a change in the nature of both the mutual influence of X_1 and X_2 , and a significant increase in their value. That is, both excessive amount of water and plasticizer and their mutual influence leads to increase

in the density of concrete mix. This can be explained by the violation of homogeneity of dispersed systems, when exceeding the threshold amount of varying factors leads to a violation of the water balance. In such a case, water separation is observed and, as a consequence, stratification of the mixture, which may be due to a decrease in the thickness of the water layer and an increase in friction between solid particles.

The equation Y_4 demonstrates the value of the coefficient $n < 1$ at values of the varying factors corresponding to the main levels of variation ($B_0 = 0.966$). That is, such a dispersed system is characterized by pseudoplastic flow, where the concrete mixture starts to flow at minimum values of shear stresses, and as the shear rate increases, the shear stress changes with a damped intensity. Reinforcing this rheological behaviour is the W/C ratio and its combined effect with plasticizer, as indicated by the “-” sign in front of the coefficients B_1 and B_{12} . At the same time, the coefficients of the equation reflecting the influence of the studied factors show the possibility of changing the criterion Y_4 in the region $n > 1$. That is, the character of the concrete mixture flow depending on the value of W/C ratio and plasticizer concentration can change to dilatant. In such a system, the cement-mineral batter forms a layer between the dispersed phase particles, contributing to friction reduction, and with increasing shear rate, the shear stress changes with increasing intensity. As can be seen from the equation $Y_4 = f(X_1; X_2)$, the key factor contributing to the desire for this behaviour of the studied disperse system is the concentration of plasticizer (coefficient B_2).

Thus, the obtained models show the complex nature of the influence of the investigated factors on the rheology of lightweight concrete mixtures, which requires complex optimization by antagonist indicators. In this case, it is reasonable to consider self-compacting fine-grained heavy concrete as a target analogue for the nature of the flow of mixtures. Since the flow of mixtures is determined by the peculiarities of water distribution (with other equal formulation conditions), in addition to its quantity, the most important factor is the total surface area of dry components. The role of dispersibility in controlling the rheological properties of the investigated concrete mixtures is demonstrated in Fig. 3 and Table 5.

In Fig. 3, there is a regular increase in the densification of the concrete mixture with increasing proportion of silica flour, which is reflected in proportionally higher values of shear stress. This is also evident from the change in the coefficient k in the Ostwald de Waele equations obtained for each of the curves. It can be seen that replacing the fraction of fractionated sand with flour from 100 to 0% contributes to an increase in the densification factor by almost three times, from 35.4 to 102.9. The specified range is explained by the expenditure of water on wetting a larger total surface area of the quartz part. The change in the value of the coef-

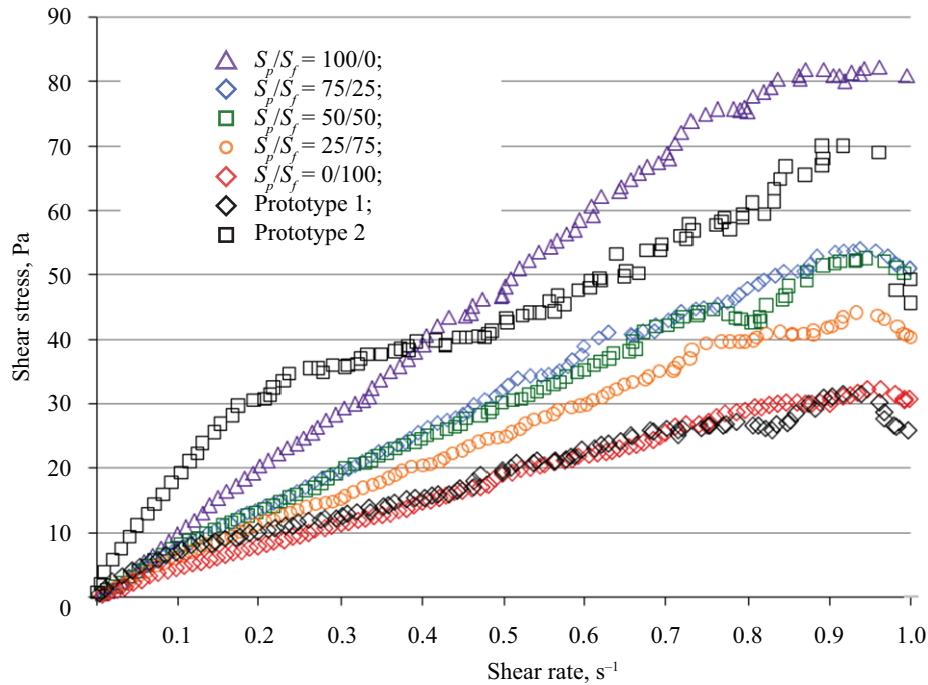


Fig. 3. Rheological flow curves of light concrete mixtures with varying fractional sand to silica flour ratio ($W/C = 0.5$ and $C_{pi} = 1.4\%$) and heavy concrete mixtures

Table 5. Parameters of the Ostwald de Waele equations describing the rheological flow curves of lightweight concrete mixtures with varying the ratio of fractional sand and silica flour

Coefficients equations Ostwald de Waele	S_p/S_f					Prototype 1	Prototype 2
	0/100	25/75	50/50	75/25	100/0		
k	35.4	49.9	57.7	62.0	102.9	31.2	77.7
n	0.94	0.97	0.94	0.97	1.07	0.68	0.63

efficient n indicates a change in the character of flow from pseudoplastic ($n < 1$) to dilatant ($n > 1$) with an increase in the proportion of the fine component S_p , which is explained by the replacement of quartz sand, which is a dispersed phase, with quartz flour — a component of the cement-mineral dough.

CONCLUSION AND DISCUSSION

The results obtained allow us to formulate the following conclusions:

- evaluation of the flow rheology of the investigated mixtures using the coefficients of the Ostwald de Waele equation shows that the W/C ratio is a more significant factor on the concrete mixture density k than the plasticizer concentration. At the same time, there is a regular decrease in the density of the investigated disperse systems with increasing both W/C and C_{pi} ;

- the obtained regression equations for the index n in the Ostwald de Waele equation demonstrate the possibility of changing the character of mixtures flow from pseudoplastic ($n < 1$) to dilatant ($n > 1$) when varying the studied factors;

- replacing the fraction of fractionated sand with flour from 100 to 0 % increases the density almost three times, which is naturally explained by the larger total surface area of the quartz part in the mixture.

The prospect of the topic development is to establish the influence of the investigated factors on the homogeneity of mixtures and strength properties of hardened concrete, search and establishment of parameters and boundary values of delamination after external influence on the concrete mixture before moulding process.

REFERENCES

1. Adhikary S.K., Ashish D.K., Sharma H., Patel J., Rudzionis Z., Al-Ajamee M. et al. Lightweight self-compacting concrete : a review. *Resources, Conservation & Recycling Advances*. 2022; 15:200107. DOI: 10.1016/j.rcradv.2022.200107

2. Mandal R., Panda S.K., Nayak S. Rheology of con-

crete: critical review, recent advancements, and future perspectives. *Construction and Building Materials*. 2023; 392:132007. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.132007

3. Inozemtsev A.S., Korolev E.V. *High-strength lightweight concretes : monograph*. St. Petersburg, SPbGASU, 2022; 192. EDN UCJRAZ. (rus.).

4. Fedjuk R.S., Mochalov A.V., Lesovik V.S., Gridchin A.M., Fisher H.B. Composite bonding and self-fitting fibrobetons for protective facilities. *Bulletin of the Belgorod State Technological University named after V.G. Shukhov*. 2018; 7:77-85. DOI: 10.12737/article_5b4f02bf93df52.30110991. EDN XVLQJV. (rus.).

5. Mozgalev K.M., Golovnev S.G. Self-sealing concretes: application possibilities and properties. *Akademičeskij vestnik UralNIIProekt RAASN*. 2011; 4:55-60. EDN ONJNAZ. (rus.).

6. Sumin A.S. Lightweight self-sealing concrete and their prospects. *New word in science: development strategies : collection of materials of the V International Scientific and Practical Conference*. 2018; 10-14. EDN OUYFSS. (rus.).

7. Sumin A.S. Lightweight self-sealing concrete — the future of monolithic housing construction. *Science, education, society: trends and prospects of development : collection of materials of the VI International Scientific and Practical Conference*. 2017; 354-358. EDN YZEBVJ. (rus.).

8. Bychkov M.V., Udodov S.A. Light self compacting concrete as an effective constructional material. *Online journal of Science Studies*. 2013; 4(17):41. EDN RSHDSB. (rus.).

9. Adhikary S.K., Ashish D.K., Rudžionis Ž. Expanded glass as light-weight aggregate in concrete — a review. *Journal of Cleaner Production*. 2021; 313:127848. DOI: 10.1016/j.jclepro.2021.127848

10. Lee S.H., Kim H.J., Sakai E., Daimon M. Effect of particle size distribution of fly ash-cement system on the fluidity of cement pastes. *Cement and Concrete Research*. 2003; 33(5):763-768. DOI: 10.1016/S0008-8846(02)01054-2

11. Chen J.J., Kwan A.K. H. Superfine cement for improving packing density, rheology and strength of cement paste. *Cement and Concrete Composites*. 2012; 34(1):1-10. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2011.09.006

12. Zhang X., Han J. The effect of ultra-fine admixture on the rheological property of cement paste. *Cement and Concrete Research*. 2000; 30(5):827-830. DOI: 10.1016/S0008-8846(00)00236-2

13. Karim Md.R., Zain Muhammad F.M., Jamil M., Lai Fook C., Islam Md.N. Use of Wastes in Construction Industries as an Energy Saving Approach. *Energy Procedia*. 2011; 12:915-919. DOI: 10.1016/j.egypro.2011.10.120

14. Rafeet A., Vinai R., Soutsos M., Sha W. Effects of slag substitution on physical and mechanical properties of fly ash-based alkali activated binders (AABs). *Cement and Concrete Research*. 2019; 122:118-135. DOI: 10.1016/j.cemconres.2019.05.003

15. Zeyad A.M., Almalki A. Influence of mixing time and superplasticizer dosage on self-consolidating concrete properties. *Journal of Materials Research and Technology*. 2020; 9(3):6101-6115. DOI: 10.1016/j.jmrt.2020.04.013

16. Inozemtsev A.S., Korolev E.V., Doung T.Q. Structural flow model of plasticized cement-mineral mixtures. *Construction Materials*. 2020; 4-5:90-96. DOI: 10.31659/0585-430X-2020-780-4-5-90-96. EDN CVBCC. (rus.).

17. Inozemtsev A.S., Korolev E.V. Conditions for the manifestation of anomaly in the flow of plasticized cement-mineral mixtures. *Industrial and Civil Engineering*. 2021; 12:23-30. DOI: 10.33622/0869-7019.2021.12.23-30. EDN GMURMO. (rus.).

18. Nemočón S.A.G., Mariaga J.M.L., Suárez J.D.P. Rheological and hardened properties of self-compacting concrete using hollow glass microspheres as a partial replacement of cement. *Construction and Building Materials*. 2022; 342:128012. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2022.128012

19. Patent RU No. 2548303. *High-strength lightweight fiber-reinforced concrete* / Korolev E.V., Inozemtsev A.S.; application No. 2014114357/03 04/11/2014. Publ. 04/20/2015. EDN ZFGSHZ.

20. Inozemtsev A.S., Epikhin S.D. Conditions for the preparation of self-compacting lightweight concrete with hollow microspheres. *Materials*. 2023; 16(23):7288. DOI: 10.3390/ma16237288

Received December 26, 2023.

Adopted in revised form on January 16, 2024.

Approved for publication on January 23, 2024.

B I O N O T E S : **Sergey D. Epikhin** — postgraduate student, lecturer of the Department of Building Materials Science; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; sergep97@mail.ru;

Aleksandr S. Inozemtsev — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Construction Materials Science; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; SPIN-code: 2444-1204, Scopus: 55889834500, ResearcherID: K-6341-2013, ORCID: 0000-0001-7807-688X; InozemcevAS@mgsu.ru.

Contribution of the authors:

Sergey D. Epikhin — performing experimental work, preparing the text of the article, formulation of conclusions.

Aleksandr S. Inozemtsev — scientific guidance, setting the goals and objectives of the study, analysis and examination of results, drawing conclusions.

The authors declare that there is no conflict of interest.

ИНЖЕНЕРНЫЕ СИСТЕМЫ. ЭКСПЛУАТАЦИЯ ЗДАНИЙ. ПРОБЛЕМЫ ЖКК. ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ И ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ. БЕЗОПАСНОСТЬ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ. ЭКОЛОГИЯ

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ/RESEARCH PAPER

УДК 613.5:644.36

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.10

Влияние освещенности на создание комфортных условий труда

Юлия Олеговна Кустикова, Роман Романович Умрилов,
Анастасия Сергеевна Румянцева, Анастасия Александровна Моисеева
*Национальный исследовательский Московский государственный строительный
университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия*

АННОТАЦИЯ

Введение. В современном обществе широко используются различные типы осветительных приборов с разнообразной формой, цветом и яркостью. Однако не все они эффективно выполняют свои функции и могут негативно влиять на здоровье человека. Выявлены оптимальные параметры освещения с учетом безопасности и энергоэффективности. Ключевые аспекты включают анализ спектров ламп накаливания, люминесцентных и светодиодных с использованием спектрометра, а также оценку их влияния на зрение и психическое здоровье сотрудников, работающих в офисном помещении, с помощью письменного опроса.

Материалы и методы. Проведен анализ освещенности, светового потока и экономичности рабочих мест в офисных помещениях.

Результаты. Анализ полученных данных позволил определить рациональность применения исследованных спектров различных типов ламп. Результаты исследования будут полезны как для специалистов и производителей в области светотехники, так и конечных потребителей.

Выводы. Приведены рекомендации по использованию светодиодных ламп в качестве основного источника освещения в помещениях офисного типа. Эти лампы обеспечивают практически равномерный спектр, что создает оптимальные условия для зрения и снижает негативное воздействие на психическое здоровье. Освещение рабочего пространства предлагается дополнить индивидуальными источниками света в виде настольных ламп желтоватого оттенка на каждом рабочем месте сотрудника. Светодиодные лампы не только энергоэффективны, но и способствуют формированию комфортной и безопасной рабочей среды.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: лампа, спектр, спектрометр, лампа накаливания, люминесцентная лампа, светодиодная лампа, интенсивность освещения, световой поток, диаграмма направленности ламп, влияние света на здоровье человека, влияние освещения на здоровье человека

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Кустикова Ю.О., Умрилов Р.Р., Румянцева А.С., Моисеева А.А. Влияние освещенности на создание комфортных условий труда // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 10. URL: <http://Inso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.10

Автор, ответственный за переписку: Юлия Олеговна Кустикова, KustukovaYO@mgsu.ru.

Influence of illumination on creation of comfortable working conditions

Yulia O. Kustikova, Roman R. Umrilov, Anastasia S. Rumyantseva,
Anastasia A. Moiseeva
*Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU);
Moscow, Russian Federation*

ABSTRACT

Introduction. In modern society, different types of lighting fixtures with a variety of shapes, colours and brightness are widely used. However, not all of them effectively fulfil their functions and can negatively affect human health. Optimal lighting parameters are identified, taking into account safety and energy efficiency. Key aspects include the analysis of the spectra

of incandescent, fluorescent and LED lamps using a spectrometer and assessing their impact on the vision and mental health of employees working in an office space through a written survey.

Materials and methods. The illuminance, luminous flux and economy of workstations in office premises were analyzed.

Results. The analysis of the obtained results allowed to determine the rationality of application of the investigated spectra of different types of lamps. The results of the research will be useful both for specialists and manufacturers in the field of lighting engineering, as well as end users.

Conclusions. Recommendations for the use of LED lamps as the main source of lighting in office-type premises are given. These lamps provide an almost uniform spectrum, which creates optimal conditions for vision and reduces the negative impact on mental health. It is proposed to supplement the workspace lighting with individual light sources in the form of desk lamps of a yellowish shade at each employee's workplace. LED lamps are not only energy efficient, but also contribute to the formation of a comfortable and safe working environment.

KEYWORDS: lamp, spectrum, spectrometer, incandescent lamp, fluorescent lamp, LED lamp, light intensity, luminous flux, lamp pattern, effect of light on human health, effect of light on human health, effect of lighting on human health

FOR CITATION: Kustikova Yu.O., Umrirov R.R., Rumyantseva A.S., Moiseeva A.A. Influence of illumination on creation of comfortable working conditions. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):10. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.10

Corresponding author: Yulia O. Kustikova, KustukovaYO@mgsu.ru.

ВВЕДЕНИЕ

С каждым годом развиваются компьютерные технологии. Люди все больше начинают работать на компьютерах. Чаще всего они трудятся в больших светлых офисах, где находится множество людей, они считают, пишут или проектируют. Проводя рабочий день за столом, работая за компьютером или заполняя и разбирая документы, важно следить за здоровьем. Ведь даже банальное освещение рабочего места может повлиять на самочувствие. К концу рабочего дня может появиться раздражительность и усталость. Разумеется, следует выходить с работы с хорошим настроением и самочувствием и с удовольствием приходить на нее. Да и работодателям приятнее работать со здоровым и открытым коллективом.

На фоне стремительного развития информационных технологий и интенсивного использования компьютеров вопрос об освещении рабочих пространств приобретает особую актуальность. Многие из нас проводят значительное время за рабочими столами в офисах, где качество освещения оказывает прямое воздействие на физическое здоровье и эмоциональное состояние. Понимание влияния различных типов освещения на здоровье человека становится неотъемлемой частью стремления создать оптимальные условия труда, которые способствовали бы не только производительности, но и общему уровню комфорта.

Сегодня в условиях разнообразия осветительных приборов различных яркости, цвета и формы необходимо сделать выбор в пользу технологий, которые не только обеспечивают высокую эффективность, но и учитывают влияние светового спектра на организм человека [1–4]. В данном исследовании авторы ставят перед собой задачу провести комплексный анализ различных типов ламп — от традиционных ламп накаливания до современных светодиодных и люминесцентных, с целью определить оптимальные параметры освещения, учитывающие

как энергоэффективность, так и влияние на физическое и психическое здоровье работающих.

Этот аспект приобретает особую важность в свете современных требований к организации рабочих пространств и улучшению условий труда. Результаты настоящего исследования имеют практическую ценность для работодателей и специалистов в области организации рабочих мест, занимающихся созданием эргономичных и энергосберегающих условий, способствующих поддержанию здоровья и повышению производительности труда.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Цель исследования — выявление оптимальных параметров освещения в офисных помещениях с учетом безопасности и энергоэффективности, анализ влияния различных типов ламп (накаливания, люминесцентных, светодиодных) на зрение и психическое здоровье сотрудников, работающих за компьютерами, с последующим рекомендованным выбором осветительных источников.

Использован комплексный подход, включающий анализ спектров различных типов ламп, а также оценку их воздействия на зрение и психическое здоровье, путем опроса участников.

При измерении спектров ламп применялся спектрометр — оптический прибор, способный регистрировать и анализировать электромагнитный спектр излучения (рис. 1). Это позволило провести



Рис. 1. Спектрометр

точные измерения спектров ламп накаливания, люминесцентных и светодиодных, выделяя особенно-сти их эмиссионных характеристик.

Анализ результатов измерений спектров производился с целью выявления основных характеристик спектров каждого типа лампы. Особое внимание уделялось интенсивности излучения в различных диапазонах видимого света, а также выделению потенциальных негативных факторов, таких как переходы цветового спектра и мерцание света [5–10].

В рамках исследования проведены анкетные опросы среди работников, целью которых было выявление предпочтений в использовании различных источников света и оценка восприятия различных типов освещения. Дополнительно проведено наблюдение за физиологическими реакциями сотрудников в условиях различных источников света, чтобы выявить возможные физические и эмоциональные реакции.

Выполнен анализ энергопотребления каждого типа лампы с учетом их характеристик. Произведены расчеты затрат на освещение в различных сценариях использования, что позволило выделить оптимальные варианты для обеспечения нужного уровня освещенности при минимальном потреблении электроэнергии.

Путем сопоставления полученных данных осуществлен сравнительный анализ различных типов ламп с учетом их эффективности, воздействия на здоровье и экономической выгоды. Это дало возможность выявить наилучшие практические решения для обеспечения оптимальных условий освещения в офисных помещениях.

Такой комплексный подход к материалам и методам позволяет получить всестороннюю картину влияния различных типов освещения на здоровье человека и производительность труда, что служит основой для формирования рекомендаций по выбору оптимальных источников света в рабочих условиях.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

В начале исследования произведен опрос сотрудников офиса в конце рабочего дня об их самочувствии. Анкета содержала следующие вопросы:

1. Чувствуете ли вы усталость в конце рабочего дня? (Да/Нет).

2. Ощущаете ли вы «напряжение» в глазах при работе за компьютером или документами? (Да/Нет).

3. Ощущаете ли вы себя раздраженным(ой) в конце рабочего дня? (Да/Нет).

4. Ухудшилось ли ваше зрение со времени начала активной работы в офисном помещении? (Да/Не заметил(а)).

5. Хотите ли вы улучшить условия труда касаясь освещения рабочего пространства? (Да/Все устраивает).

В опросе приняло участие 20 человек.

На 1-й вопрос 16 из 20 человек выбрали ответ «Да».

На 2-й вопрос 19 из 20 человек выбрали ответ «Да».

На 3-й вопрос 12 из 20 человек выбрали ответ «Да».

На 4-й вопрос 8 из 20 человек выбрали ответ «Да».

На 5-й вопрос 17 из 20 человек выбрали ответ «Да».

Проанализировав результаты анкетирования, составлена диаграмма удовлетворенности освещением в офисном помещении и на рабочем месте. Результаты приведены на рис. 2.

Далее необходимо было измерить спектр каждой из ламп: накаливания, люминесцентной и диодной.

Лампы накаливания имеют непрерывный (сплошной) спектр (рис. 3). Единственное, что в желто-красной зоне он более интенсивный, а в голубой наоборот. Поэтому свет этих ламп для нас кажется желтоватым.

Сплошной или непрерывный спектр — это спектр электромагнитного излучения, распределение энергии в котором характеризуется непрерывной функцией частоты излучения или длины его волны (рис. 4).

Спектр люминесцентной лампы — прерывистый (линейчатый) (рис. 5, 6). Это можно объяснить тем, что в таких лампах используют газ — люминофор. Глаз этого явно не замечает, но на подсознательном уровне это проявляется в повышенной усталости, раздражительности, дискомфорте.

В светодиодных лампах, как правило, применяется хороший люминофор, и поэтому спектр такой



Рис. 2. Диаграмма удовлетворенности работников освещением офиса и рабочих мест

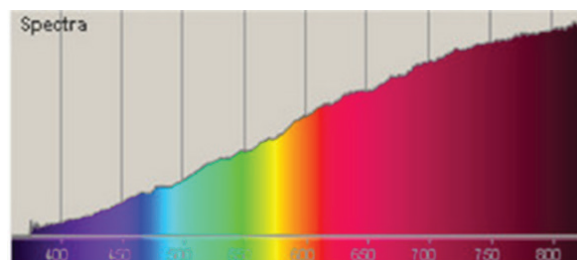


Рис. 3. Спектр лампы накаливания



Рис. 4. Вид сплошного спектра

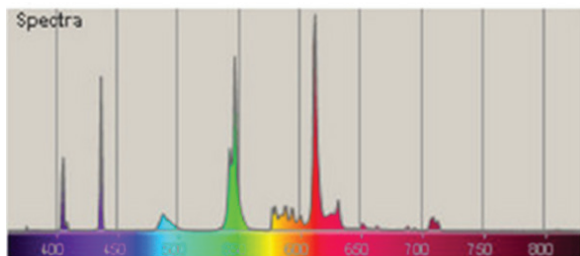


Рис. 5. Спектр люминесцентных ламп

лампы практически равномерный, что негативно не сказывается на здоровье и самочувствии человека (рис. 7) [11, 12].

Таким образом, сделан вывод о том, что лампы накаливания обладают непрерывным спектром, что придает свету желтоватый оттенок. Люминесцентные лампы имеют прерывистый спектр, что может вызывать усталость и раздражение. Светодиодные лампы обеспечивают практически равномерный спектр, создавая при этом более комфортные условия для зрения и психического благополучия [13–20].

Выполним теоретический примерный расчет затрат энергии на освещение.

В среднем значение энергопотребления лампы накаливания составляет 60 Вт или 0,06 кВт.

Усредненное значение для энергопотребления люминесцентных ламп — 11 Вт или 0,011 кВт.

Среднее энергопотребление светодиодных ламп — 8 Вт или 0,008 кВт.

Теоретически мы обеспечили освещенность рабочих мест согласно нормативным требованиям¹. Для офисных помещений и рабочих кабинетов необходимо 300 лм/м².

В офисе — 25 рабочих мест по 4м² каждое. Получается необходимо обеспечить световой поток в 30 000 лм.

Если использовать только лампы накаливания, то понадобится примерно 38 ламп, а это суммарно 2,28 кВт. Свет будет только желтый.

¹ СП 52.13330.2016. Естественное и искусственное освещение. Актуализированная редакция СНиП 23-05-95* (утв. приказом Министерства строительства и жилищно-коммунального хозяйства РФ от 07.11.2016 № 777/пр).

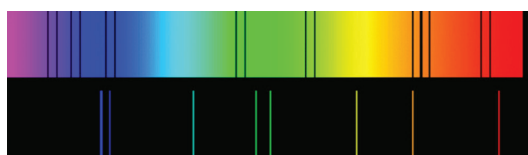


Рис. 6. Вид линейчатого спектра

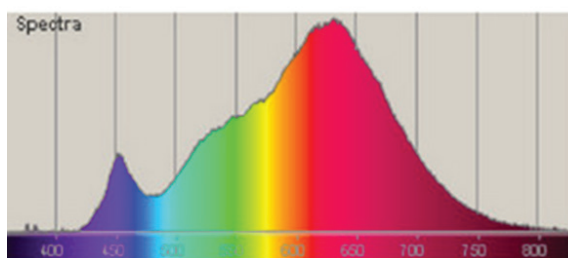


Рис. 7. Спектр светодиодной лампы

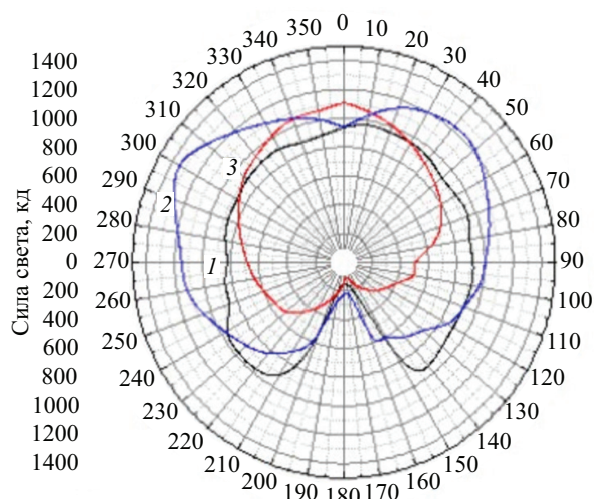


Рис. 8. Диаграмма направленности ламп на расстоянии 50 см: 1 — накаливания; 2 — люминесцентная; 3 — диодная лампы [5]

При применении только люминесцентных ламп необходимо 120 ламп, а это суммарно 1,32 кВт. Свет будет постоянно мерцать.

Если использовать только светодиодные лампы, то потребуется примерно 67 ламп, суммарно 0,5 кВт. Свет будет слишком белый.

Такое разное значение показателей светового потока ламп обусловлено их разнонаправленностью. Диаграмма направленности ламп накаливания, люминесцентных и диодных представлена на рис. 8 [5].

В рамках исследования было рассмотрено энергопотребление различных типов ламп. Предложено использование светодиодных ламп в качестве основного источника освещения, обеспечивающих высокую эффективность и равномерность светового потока. Рекомендуется также введение индивидуального освещения на рабочих местах с помощью ламп накаливания для создания комфортных условий для работы и снижения энергопотребления.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

Результаты измерений и анализа спектров различного освещения позволяют рекомендовать использование светодиодных ламп в качестве основного источника света. Светодиодные лампы обеспечивают практически равномерный спектр,

что создает оптимальные условия для зрения и снижает негативное воздействие на психическое здоровье человека. Особенно важно подчеркнуть, что светодиодные лампы не только энергоэффективны, но и способствуют формированию комфортной рабочей среды.

В процессе проведенного исследования становится ясным, что правильный выбор и организация освещения в офисных помещениях играют важную роль в обеспечении не только комфорта, но и здоровья сотрудников. Разнообразные характеристики спектров ламп непосредственно влияют на зрение и общее самочувствие людей, которые проводят большую часть времени в помещении.

Самый лучший свет для зрения, разумеется, естественный солнечный. Но и здесь есть свои нюансы: так, смотреть на яркое солнце без темных очков не рекомендуется, а долгое пребывание на палящем солнце без защиты глаз может привести к нарушению зрения и способствовать развитию раз-

личных заболеваний глаз. Наиболее рациональный вариант — это чуть рассеянный дневной белый свет.

С учетом рекомендаций по затратам электроэнергии и эргономике освещения предложено введение индивидуального освещения на рабочих местах с использованием ламп накаливания. Этот подход позволяет сохранить эффективность освещения при снижении общих затрат на электроэнергию.

Настоящее исследование подчеркивает важность гармоничного сочетания технологических и эргономических аспектов при выборе осветительных систем. Оптимальные условия освещения не только способствуют повышению производительности и уровня комфорта работников, но и в долгосрочной перспективе могут сэкономить энергоресурсы и поддерживать здоровье сотрудников. Рекомендации данного исследования призваны служить практическим руководством для создания современных и эффективных систем освещения в офисных условиях, способствуя созданию здоровых и продуктивных рабочих мест.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. *Ткачева Е.И., Аристова Е.А.* Свет и источники света // Развитие современной науки и технологий в условиях трансформационных процессов : сб. мат. XII Междунар. науч.-практ. конф. 2023. С. 141–149. EDN FZEYVV.
2. *Блохинцев А.А., Осипов Д.Г., Садетдинова А.А.* Современные энергосберегающие источники света, их типы и конструкции, экологические аспекты применения энергосберегающих источников света // Процессы техносферы: региональный аспект : сб. мат. I Всерос. науч.-практ. конф. 2018. С. 64–70. EDN YLYPCP.
3. *Блинов В.А., Смирнов Л.Н., Блинов В.В.* Совершенствование естественного освещения в жилых и офисных зданиях // Академический вестник УралНИИпроект РААСН. 2012. № 2. С. 23–26. EDN PARNXB.
4. *Скорик Ю.А.* Об освещении рабочих мест как о части производственного процесса // Молодой ученый. 2022. № 27 (422). С. 37–39. EDN IXKVOR.
5. *Василеска И., Корнеева М.А., Стёпин В.П.* Сравнительный анализ спектрально-фотометрических характеристик бытовых источников света // Вестник Российского университета дружбы народов. Серия: Математика, информатика, физика. 2016. № 1. С. 91–98. EDN VSAPSR.
6. *Ingabo S.N., Chaiwivatworakul P.* Integrating daylighting with task-ambient lighting for enhanced energy savings in office spaces // Journal of Energy and Safety Technology (JEST). 2021. Vol. 4. Issue 2. DOI: 10.11113/jest.v4n2.93
7. *Kim K.R., Lee K.S., Lee J.* A study on the evaluation methods of indoor light environment for occupant comfort and well-being // Journal of Green Building. 2023. Vol. 18. Issue 4. Pp. 99–128. DOI: 10.3992/jgb.18.4.99
8. *Моргунов Д.Н., Васильев С.И.* Исследование спектральных характеристик электрических источников света // Вестник аграрной науки Дона. 2017. № 2 (38). С. 5–13. EDN ZVKCXX.
9. *Berardi U., Anaraki H.K.* Analysis of the impacts of light shelves on the useful daylight illuminance in office buildings in Toronto // Energy Procedia. 2015. Vol. 78. Pp. 1793–1798. DOI: 10.1016/j.egypro.2015.11.310
10. *Khan N., Abas N.* Comparative study of energy saving light sources // Renewable and Sustainable Energy Reviews. 2011. Vol. 15. Issue 1. Pp. 296–309. DOI: 10.1016/j.rser.2010.07.072
11. *Копейкина Т.В.* Применение светодиодных осветительных приборов для освещения производственных помещений // Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований. 2015. № 9–3. С. 419–422. EDN UGMAHT.
12. *Осиков М.В., Гизингер О.А., Телешева Л.Ф., Долгушин И.И., Огнева О.И., Федосов А.А. и др.* Исследование эффективности и безопасности для здоровья светодиодных источников света // Современные проблемы науки и образования. 2013. № 6. С. 566. EDN RVCWDT.
13. *Бубенчиков А.А., Нурахмет Е.Е., Молодых В.О., Руденок А.И.* Энергосберегающие источники света // Международный научно-исследовательский журнал. 2016. № 5–3 (47). С. 62–64. DOI: 10.18454/IRJ.2016.47.289. EDN VXMFNF.
14. *Чистякова Н.В., Даль Н.Ю., Астахов Ю.С.* Влияние света на состояние сетчатки и здоровье в целом: миф или реальность? // Офтальмологические ведомости. 2011. Т. 4. № 3. С. 57–64.

15. Соловей А.В., Гладкая В.С. Комплексное исследование влияния светодиодных источников света на функциональное состояние организма человека // Мат. 54-й науч. конф. аспирантов, магистрантов и студентов БГУИР. 2018.

16. Шарипова М.Н., Пименова К.А. Влияние освещенности на физиологическое состояние организма человека // Университетский комплекс как региональный центр образования, науки и культуры : мат. Всерос. науч.-метод. конф. 2017. С. 1435–1439. EDN YKCTRR.

17. Каменкова А.Д. Автономные источники освещения с различным цветовым спектром и их влияние на человека // Электронные системы и техноло-

гии : мат. 59-й науч. конф. аспирантов, магистрантов и студентов БГУИР. 2023. С. 155–157. EDN VKVYUK.

18. Иванова Т.А., Смирнова В.М. Влияние спектров источников света на человека // Студенческий научный форум : мат. XI Междунар. студенческой науч. конф. 2019.

19. Иоффе К.И. Биологическое влияние видимого света на организм человека // Светотехника. 2008. С. 21–29.

20. Qian C., Fan X.J., Fan J.J., Yuan C.A., Zhang G.Q. An accelerated test method of luminous flux depreciation for LED luminaires and lamps // Reliability Engineering & System Safety. 2016. Vol. 147. Pp. 84–92. DOI: 10.1016/j.res.2015.11.009

Поступила в редакцию 13 декабря 2023 г.

Принята в доработанном виде 2 февраля 2024 г.

Одобрена для публикации 6 февраля 2024 г.

ОБ АВТОРАХ: **Юлия Олеговна Кустикова** — кандидат технических наук, доцент кафедры жилищно-коммунального комплекса; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 706584, Scopus: 57192558117, ResearcherID: ABF-3524–2020, ORCID: 0000-0002-9671-1258; KustukovaYO@mgsu.ru;

Роман Романович Умрилов — студент; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; umrilovrr@gmail.com;

Анастасия Сергеевна Румянцева — студентка; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; asya8700@gmail.com;

Анастасия Александровна Моисеева — студентка; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; amoiseeva008@gmail.com.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

Every year computer technology is developing. People are starting to work on computers more and more. Most often, they work in large, bright offices with lots of people in them, counting, writing or designing. Spending the working day at a desk, working at a computer or filling in and sorting out documents, it is important to take care of your health. After all, even ordinary lighting in the workplace can affect your well-being. By the end of the working day, irritability and fatigue may appear. Of course, you should leave work with a good mood and well-being and with pleasure to come to it. Employers find it more pleasant to work with a healthy and open team.

Against the backdrop of the rapid development of information technology and the intensive use of computers, the issue of lighting in workspaces is becoming particularly relevant. Many of us spend a significant amount of time at our desks in offices, where the quality of lighting has a direct impact on our physical health and emotional

well-being. Understanding the impact of different types of lighting on human health is becoming an integral part of the quest to create optimal working conditions that promote not only productivity but also overall comfort.

Today, with the variety of lighting devices of different brightness, colour and shape, it is necessary to make a choice in favour of technologies that not only provide high efficiency, but also take into account the impact of the light spectrum on the human body [1–4]. In this research, the authors aim to conduct a comprehensive analysis of different types of lamps, from traditional incandescent lamps to modern LED and fluorescent lamps, in order to determine the optimal lighting parameters that take into account both energy efficiency and the impact on the physical and mental health of workers.

This aspect is of particular importance in the light of modern requirements for the organization of workspaces and improvement of working conditions. The results of this research are of practical value to employers and workplace professionals concerned with creating er-

gonomic and energy-efficient environments that promote health and productivity.

MATERIALS AND METHODS

The aim of the research is to identify the optimal parameters of lighting in office premises, taking into account safety and energy efficiency, to analyze the impact of different types of lamps (incandescent, fluorescent, LED) on vision and mental health of employees working at computers, with the subsequent recommended choice of lighting sources.

An integrated approach was used, involving analysing the spectra of different types of lamps, as well as assessing their impact on vision and mental health, by interviewing participants.

When measuring the spectra of lamps, we used a spectrometer — an optical device capable of recording and analyzing the electromagnetic spectrum of radiation (Fig. 1). This made it possible to make accurate measurements of the spectra of incandescent, fluorescent and LED lamps, highlighting the features of their emission characteristics.

The results of spectra measurements were analyzed to identify the main characteristics of the spectra of each lamp type. Particular attention was paid to the intensity of emission in different ranges of visible light, as well as to the identification of potential negative factors such as colour spectrum transitions and light flicker [5–10].

As part of the research, questionnaire surveys were conducted among employees to identify preferences in the use of different light sources and to assess perceptions of different types of lighting. Additionally, the physiological reactions of employees under different light sources were monitored to identify possible physical and emotional reactions.

The energy consumption of each lamp type was analyzed, taking into account their characteristics. Lighting costs were calculated for different usage scenarios, which allowed us to identify the best options for providing the required level of illumination with minimal energy consumption.

By comparing the obtained data, a comparative analysis of different types of lamps was carried out, taking into account their efficiency, health effects and economic benefits. This enabled the identification



Fig. 1. Spectrometer

of the best practical solutions for providing optimum lighting conditions in office environments.

Such an integrated approach to materials and methods allows us to obtain a comprehensive picture of the impact of different types of lighting on human health and labour productivity, which serves as a basis for the formation of recommendations for the selection of optimal light sources in working conditions.

RESEARCH RESULTS

At the beginning of the research, the office employees were interviewed at the end of the working day about their well-being. The questionnaire contained the following questions:

1. Do you feel tired at the end of the working day? (Yes/No).
2. Do you feel “strain” in your eyes when working on a computer or documents? (Yes/No).
3. Do you feel irritated at the end of the working day? (Yes/No).
4. Has your vision deteriorated since you started working actively in an office environment? (Yes/Not noticed).
5. Would you like to improve working conditions with regard to lighting of the working space? (Yes/All satisfied).

Twenty people participated in the survey.

For question 1, 16 out of 20 people chose the answer “Yes”.

For question 2, 19 out of 20 people chose the answer “Yes”.

For question 3, 12 out of 20 people chose the answer “Yes”.

For question 4, 8 out of 20 people chose the answer “Yes”.

For question 5, 17 out of 20 people chose the answer “Yes”.

Having analyzed the results of the questionnaire survey, a diagram of satisfaction with lighting in the office space and at the workplace was made. The results are shown in Fig. 2.

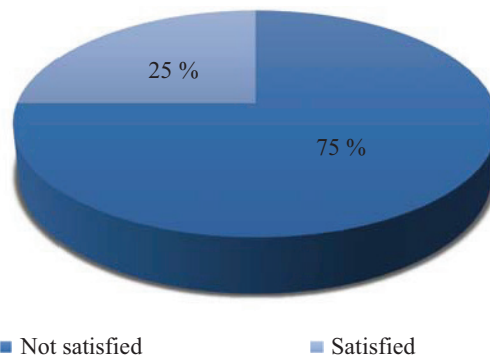


Fig. 2. Diagram of employees' satisfaction with office and workplace lighting

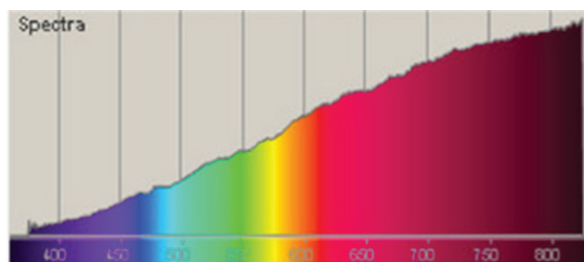


Fig. 3. Spectrum of an incandescent lamp

Next, it was necessary to measure the spectrum of each of the lamps: incandescent, fluorescent and diode.

Incandescent lamps have a continuous (solid) spectrum (Fig. 3). The only thing is that it is more intense in the yellow-red zone and vice versa in the blue zone. Therefore, the light of these lamps appears yellowish to us.

A continuous or continuum spectrum is a spectrum of electromagnetic radiation whose energy distribution is characterized by a continuous function of the frequency of the radiation or its wavelength (Fig. 4).

The spectrum of a fluorescent lamp is discontinuous (linear) (Fig. 5, 6). This can be explained by the fact that such lamps use a gas — phosphor. The eye obviously does not notice it, but at the subconscious level it manifests itself in increased fatigue, irritability, discomfort.

In LED lamps, as a rule, a good phosphor is used, and therefore the spectrum of such a lamp is almost uniform, which does not adversely affect human health and well-being (Fig. 7) [11, 12].

Thus, it is concluded that incandescent lamps have a continuous spectrum, which gives the light a yellowish tinge. Fluorescent lamps have an intermittent spectrum, which can cause fatigue and irritation. LED lamps provide an almost uniform spectrum, while creating a more comfortable environment for vision and mental well-being [13–20].

Let us perform a theoretical approximate calculation of energy consumption for lighting.



Fig. 4. View of the continuous spectrum

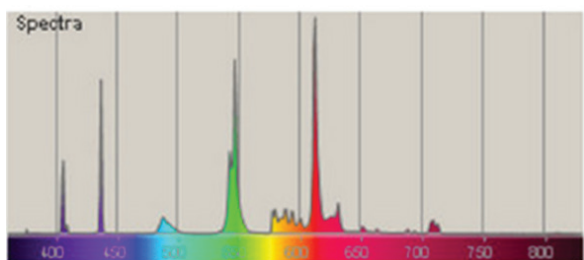


Fig. 5. Spectrum of fluorescent lamps

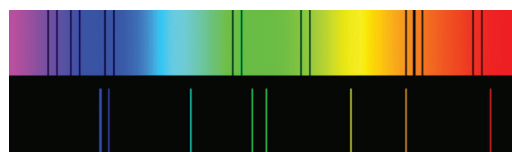


Fig. 6. Linear spectrum view

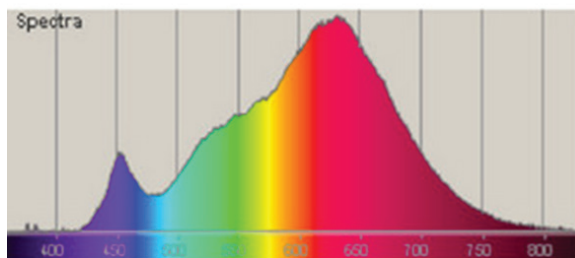


Fig. 7. LED lamp spectrum

The average energy consumption of an incandescent bulb is 60 W or 0.06 kW.

The average value for the energy consumption of fluorescent lamps is 11 W or 0.011 kW.

The average power consumption of LED lamps is 8 W or 0.008 kW.

Theoretically, we have ensured the illumination of workplaces according to the normative requirements¹. For offices and workrooms 300 lm/m² is required.

The office has 25 workstations of 4 m² each. It is necessary to provide a light flux of 30,000 lm.

If only incandescent bulbs are used, approximately 38 bulbs will be needed, in total 2.28 kW. The light will be yellow only.

If only fluorescent lamps are used, 120 lamps will be needed, in total 1.32 kW. The light will flicker constantly.

¹ CP 52.13330.2016. Natural and artificial lighting. Updated edition of SNiP 23-05-95* (approved by the order of the Ministry of Construction, Housing and Communal Services of the Russian Federation from 07.11.2016 No. 777/pr).

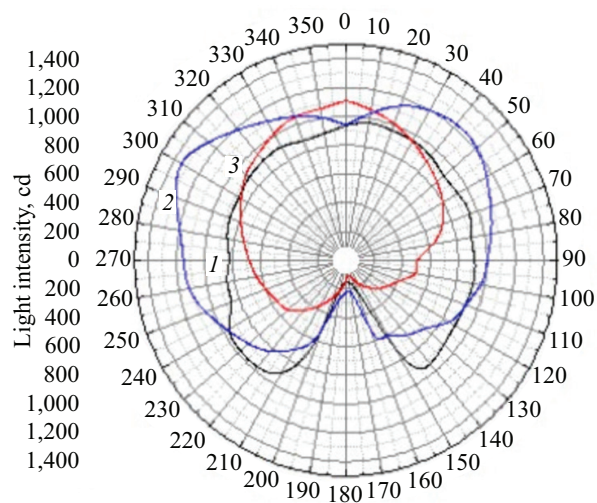


Fig. 8. Diagram of directivity of lamps at a distance of 50 cm: 1 — incandescent; 2 — fluorescent; 3 — diode lamp [5]

If only LED lamps are used, approximately 67 lamps will be needed, in total 0.5 kW. The light will be too white.

Such a different value of indicators of luminous flux of lamps is due to their different directionality. The diagram of directivity of incandescent, fluorescent and diode lamps is shown in Fig. 8 [5].

The research considered the energy consumption of different types of lamps. It is proposed to use LED lamps as the main source of lighting, providing high efficiency and uniformity of luminous flux. It is also recommended to introduce individual lighting at workplaces using incandescent lamps to create comfortable working conditions and reduce energy consumption.

CONCLUSION

The results of measurements and analyses of spectra of different lighting allow recommending the use of LED lamps as the main light source. LED lamps provide an almost uniform spectrum, which creates optimal conditions for vision and reduces the negative impact on human mental health. It is especially important to emphasise that LED lamps are not only energy efficient, but also contribute to the formation of a comfortable working environment.

In the course of this research, it becomes clear that the correct choice and organization of lighting in office

premises play an important role in ensuring not only the comfort but also the health of employees. The various characteristics of lamp spectrums directly affect the vision and general well-being of people who spend most of their time indoors.

The best light for eyesight is, of course, natural sunlight. However, there are nuances here too: it is not recommended to look at the bright sun without dark glasses, and a long stay in the scorching sun without eye protection can lead to visual impairment and contribute to the development of various eye diseases. The most rational option is a slightly diffused daylight white light.

Taking into account the recommendations on energy costs and lighting ergonomics, it is proposed to introduce individual lighting at workplaces using incandescent lamps. This approach makes it possible to maintain lighting efficiency while reducing overall energy costs.

This research emphasizes the importance of balancing technological and ergonomic aspects when selecting lighting systems. Optimal lighting conditions not only contribute to the productivity and comfort levels of employees, but can also save energy and maintain employee health in the long term. The recommendations of this research are intended to provide practical guidance for creating modern and efficient lighting systems in office environments, contributing to healthy and productive workplaces.

REFERENCES

1. Tkacheva E.I., Aristova E.A. Light and light sources. *The development of modern science and technology in the context of transformational processes : collection of materials of the XII International Scientific and Practical Conference*. 2023; 141-149. EDN FZEYVV. (rus.).
2. Blokhintsev A.A., Osipov D.G., Sadetdinova A.A. Modern energy-saving sources of light, their type and construction, environmental aspects of the use of energy-saving sources of light. *Technosphere processes: a regional aspect : collection of materials of the I All-Russian scientific and practical conference*. 2018; 64-70. EDN YLYPCP. (rus.).
3. Blinov V.A., Smirnov L.N., Blinov V.V. Improvement of natural lighting in residential and office buildings. *Akademicheskij vestnik UralNIIProekt RAASN*. 2012; 2:23-26. EDN PARNXB. (rus.).
4. Skorik Yu.A. On lighting workplaces as part of the production process. *Young Scientist*. 2022; 27(422): 37-39. EDN IXKVOR. (rus.).
5. Vasilevska I., Korneeva M.A., Stepin V.P. Comparative analysis of spectral-photometric characteristics of domestic sources of light. *RUDN Journal of Mathematics, Information Sciences and Physics*. 2016; 1:91-98. EDN VSAPSR. (rus.).
6. Ingabo S.N., Chaiwiwatworakul P. Integrating Daylighting with Task-Ambient Lighting for Enhanced Energy Savings in Office Spaces. *Journal of Energy and Safety Technology (JEST)*. 2021; 4(2). DOI: 10.11113/jest.v4n2.93
7. Kim K.R., Lee K.S., Lee J. A study on the evaluation methods of indoor light environment for occupant comfort and well-being. *Journal of Green Building*. 2023; 18(4):99-128. DOI: 10.3992/jgb.18.4.99
8. Morgunov D.N., Vasiliev S.I. Investigation of spectral characteristics of electric light sources. *Don Agrarian Science Bulletin*. 2017; 2(38):5-13. EDN ZVKCXX. (rus.).
9. Berardi U., Anaraki H.K. Analysis of the Impacts of Light Shelves on the Useful Daylight Illuminance in Office Buildings in Toronto. *Energy Procedia*. 2015; 78:1793-1798. DOI: 10.1016/j.egypro. 2015.11.310
10. Khan N., Abas N. Comparative study of energy saving light sources. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2011; 15(1):296-309. DOI: 10.1016/j.rser.2010.07.072
11. Kopeikina T.V. The use of led lighting devices for illumination of industrial premises. *International Journal of Applied and Fundamental Research*. 2015; 9-3:419-422. EDN UGMAHT. (rus.).
12. Osikov M.V., Gizinger O.A., Telesheva L.F., Dolgushin I.I., Ogneva O.I., Fedosov A.A. et al. Study

of led light source effectiveness and health safety. *Modern Problems of Science and Education*. 2013; 6:566. EDN RVCWDT. (rus.).

13. Bubenchikov A.A., Nurakhmet Y.Y., Molodikh V.O., Rudenok A.I. Energy-saving light sources. *International Research Journal*. 2016; 5-3(47):62-64. DOI: 10.18454/IRJ.2016.47.289. EDN VXMFNF. (rus.).

14. Chistyakova N.V., Dal N.Yu., Astakhov Yu.S. The effect of light on the condition of the retina and overall health: myth or reality? *Ophthalmological bulletin*. 2011; 4(3):57-64. (rus.).

15. Solovey A.V., Gladkaya V.S. A comprehensive study of the influence of LED light sources on the functional state of the human body. *Materials of the 54th scientific conference of postgraduates, undergraduates and students of BSUIR*. 2018. (rus.).

16. Sharipova M.N., Pimenova K.A. The influence of illumination on the physiological state of the human body. *University complex as a regional center of education, science and culture : materials of the All-Rus-*

sian scientific and methodological conference. 2017; 1435-1439. EDN YKCTRR. (rus.).

17. Kamenkova A.D. Autonomous lighting sources with different color spectrum and their impact on humans. *Electronic systems and technologies : materials of the 59th scientific conference of graduate students, undergraduates and students of BSUIR*. 2023; 155-157. EDN VKVVYK. (rus.).

18. Ivanova T.A., Smirnova V.M. The influence of spectra of light sources on humans. *Student scientific forum : materials of the XI International student scientific conference*. 2019. (rus.).

19. Ioffe K.I. The biological effect of visible light on the human body. *Lighting Engineering*. 2008; 21-29. (rus.).

20. Qian C., Fan X.J., Fan J.J., Yuan C.A., Zhang G.Q. An accelerated test method of luminous flux depreciation for LED luminaires and lamps. *Reliability Engineering & System Safety*. 2016; 147:84-92. DOI: 10.1016/j.res.2015.11.009

Received December 13, 2023.

Adopted in revised form on February 2, 2024.

Approved for publication on February 6, 2024.

B I O N O T E S : **Yulia O. Kustikova** — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Housing and Communal Complex; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 706584, Scopus: 57192558117, ResearcherID: ABF-3524-2020, ORCID: 0000-0002-9671-1258; KustukovaYO@mgsu.ru;

Roman R. Umrilov — student; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; umrilovrr@gmail.com;

Anastasia S. Rumyantseva — student; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; asya8700@gmail.com;

Anastasia A. Moiseeva — student; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; amoiseeva008@gmail.com.

Contribution of the authors: all authors made an equivalent contribution to the publication.

The authors declare the absence of a conflict of interest.