

ISSN 2786-6696 (print)
ISSN 2786-670X (online)

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

**ОДЕСЬКА ДЕРЖАВНА АКАДЕМІЯ
БУДІВНИЦТВА ТА АРХІТЕКТУРИ**

СУЧАСНЕ БУДІВНИЦТВО ТА АРХІТЕКТУРА

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ

**Випуск № 11
березень 2025**

ОДЕСА 2025

СУЧАСНЕ БУДІВНИЦТВО ТА АРХІТЕКТУРА
ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ
ISSN 2786-6696 (print) ISSN 2786-670X (online)

Випуск № 11, березень 2025

Збірник наукових праць видається під назвою “Сучасне будівництво та архітектура” з 2022 р., періодичність – 4 рази на рік.

Попередня назва збірнику – Вісник Одеської державної академії будівництва та архітектури, з 2000 р.

Засновник і видавець – Одеська державна академія будівництва та архітектури, м. Одеса.

Свідоцтво про державну реєстрацію КВ №25221-15161ПР від 10 червня 2022 р.

Збірник наукових праць входить до переліку наукових фахових видань України, у яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт. Наказ МОН України №1643 від 28.12.2019 року (категорія Б).

З 2016 р. збірник наукових праць індексується в міжнародній наукометричній базі Index Copernicus.

У збірнику представлені результати наукових і експериментально-теоретичних досліджень у галузі будівництва та архітектури; будівельних конструкцій; будівельних матеріалів та технологій; гідротехнічного та транспортного будівництва; інженерних мереж та обладнання; основ та фундаментів; технології та організації будівельного виробництва.

Призначений для наукових працівників, спеціалістів проектних установ та виробничих підприємств будівельної галузі, аспірантів та магістрів навчальних закладів.

Головний редактор – Вировой В.М. – д-р техн. наук, проф., ОДАБА;

Відповідальний редактор – Кровяков С.О. – д-р техн. наук, доц., ОДАБА;

Відповідальний секретар – Антонюк Н.Р. – к-т техн. наук, доц., ОДАБА.

Редакційна колегія:

Азізов Т.Н. – д-р техн. наук, проф., Уманський державний педагогічний університет ім. П. Тичини (за згодою);

Горик О.В. – д-р техн. наук, проф., Полтавська державна аграрна академія (за згодою);

Клименко Є.В. – д-р техн. наук, проф., ОДАБА;

Кривенко П.В. – д-р техн. наук, проф., Науково-дослідний інститут в’язаних матеріалів ім. В.Д. Глуховського (за згодою);

Крутії Ю.С. – д-р техн. наук, проф., ОДАБА;

Ляшенко Т.В. – д-р техн. наук, проф., ОДАБА;

Менейлюк О.І. – д-р техн. наук, проф., ОДАБА;

Плугін А.А. – д-р техн. наук, проф., Український державний університет залізничного транспорту (за згодою);

Саницький М.А. – д-р техн. наук, проф., НУ «Львівська політехніка» (за згодою);

Сур’янінов М.Г. – д-р техн. наук, проф., ОДАБА;

Шинкевич О.С. – д-р техн. наук, проф., ОДАБА;

Czarnecki Lech – Professor, Instytut Techniki Budowlanej, ITB, Warsaw, Польща (за згодою);

Iskhakov Iakov – Ph.D., Professor, Ariel University, Ariel, Ізраїль (за згодою);

Fischer Hans-Bertram – Dr.-Ing., Bauhaus-Universität, Weimar, Німеччина (за згодою);

Kozina Goran – Professor, University North, Хорватія (за згодою);

Milkovic Marin – Ph.D., University North, Хорватія (за згодою);

Ramanathan Hareesh N – Dr., Professor, TCS Institute of Science and Technology, Arakkunnam, Kochi, Kerala, India;

Ribakov Y.I. – Ph.D., Professor, Ariel University, Ariel, Ізраїль (за згодою);

Slapac Mariana – Dr. Habilitat of Art, Cultural Heritage Institut, Chisinau, Молдова (за згодою).

Технічна редакція:

Зайцева О.Ю. – к.філ.н., доц., ОДАБА, завідувача кафедрою «Іноземних мов»;

Рекомендовано до видання Вченою радою ОДАБА

Протокол № 8 від 20.03.2025 р.

Свідоцтво КВ №25221-15161ПР від 10.06. 2022 р.

Наказ МОН України №1643 від 28.12.2019 р. (категорія Б)

ISSN 2786-6696 (print)

ISSN 2786-670X (online)



This work by Одеською державною академією будівництва та архітектури is licensed under [CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)

ISSN 2786-6696 (print)
ISSN 2786-670X (online)

MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE

ODESA STATE ACADEMY
OF CIVIL ENGINEERING AND ARCHITECTURE

***MODERN CONSTRUCTION
AND ARCHITECTURE***

COLLECTION OF SCIENTIFIC WORKS

**Issue № 11
March 2025**

ODESA 2025

MODERN CONSTRUCTION AND ARCHITECTURE
COLLECTION OF SCIENTIFIC WORKS
ISSN 2786-6696 (print) ISSN 2786-670X (online)

Issue № 11, March 2025

Collection of scientific works has been published under name “Modern construction and architecture” since 2022, frequency – 4 times a year.

The previous title of the collection – Bulletin of Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture, since 2000.

Founder and publisher – Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture (OSACEA), Odesa.

Certificate of state registration KB №25221-15161ПП, 10 June, 2022.

Collection of scientific works enters the list of scientific editions of Ukraine, in which thesis results can be published. Order of the Ministry of Education and Science of Ukraine № 1643, 28 December, 2019 (category B).

Since 2016 collection of scientific works is indexed into International scientometric base of the Index Copernicus.

Results of scientific and experimental-theoretical researches in the field of construction and architecture; building structures, building materials and techniques; hydrotechnical and transport construction; utility networks and facilities; basement and foundations; technology and organization of building production are presented in the collection.

It is assigned for scientific workers, specialists of design organizations and manufacturing enterprises of construction domain, postgraduates, masters of educational institutions.

Editor-in-chief – Vyrovoy V.N. – D.Sc., Professor, OSACEA;

Executive editor – Kroviakov S.O. – D.Sc., Associate Professor, OSACEA;

Executive Secretary – Antoniuk N.R. – Ph.D., Associate Professor, OSACEA.

Editorial Board:

Azizov T.N. – D.Sc., Professor, Pavlo Tychyna Uman State Pedagogical;

Goryk O.V. – D.Sc., Professor, Poltava State Agrarian Academy;

Klymenko Y.V. – D.Sc., Professor, Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture;

Kryvenko P.V. – D.Sc., Professor, Scientific Research Institute for Binders and Materials named after V.D.Glukhovsky

Krutii Yu.S. – D.Sc., Professor, Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture;

Lyashenko T.V. – D.Sc., Professor, Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture;

Menelyuk O.I. – D.Sc., Professor, Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture;

Plugin A.A. – D.Sc., Professor, Ukrainian State University of Railway Transport;

Sanytsky M.A. – D.Sc., Professor, Lviv Polytechnic National University;

Surianinov M.G. – D.Sc., Professor, Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture;

Shynkevych O.S. – D.Sc., Professor, Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture;

Czarnecki Lech – Professor, Instytut Techniki Budowlanej, ITB, Warsaw;

Iskhakov Iakov – Ph.D., Professor, Ariel University, Ariel, Israel;

Fischer Hans-Bertram – Dr.-Ing., Bauhaus-Universität, Weimar, Germany;

Kozina Goran – Professor, University North, Croatia;

Milkovic Marin – Ph.D., University North, Croatia;

Ramanathan Hareesh N – Dr., Professor, Toc H Institute of Science and Technology, Arakkunnam, Kochi, Kerala, India;

Ribakov Y.I. – Ph.D., Professor, Ariel University, Ariel, Israel;

Slapac Mariana – Dr. Habilitat of Art, Cultural Heritage Institut, Chisinau, Moldova.

Technical editorship:

Zaytceva J.Y. – Ph.D., Associate Professor, Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture;

Recommended for publication by the Academic Board of the OSACEA

Protocol № 8, 20 March, 2025.

Certificate KB №25221-15161ПП, 10 June, 2022.

Order of Ministry of Education and Science of Ukraine № 1643, 28 December, 2019 (category B).

ISSN 2786-6696 (print)

ISSN 2786-670X (online)



This work by Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture is licensed under [CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)

ЗМІСТ

АРХІТЕКТУРА

- Андрушко Т.В.**
Термінологічні проблеми окреслення модерністської архітектури початку ХХІ століття... 7
- Франків Р.Б.**
Способи репрезентації досконалого буття в архітектурних та дизайнерських об'єктах в контексті взаємодії присутнього і простору присутності..... 14

БУДІВЕЛЬНІ КОНСТРУКЦІЇ

- Бекшаєв С.Я.**
Про збурення форм втрати стійкості стрижневих систем, які відповідають кратним критичним силам, при зміні положень в'язей..... 22
- Височан Н.К., Якименко Ю.А.**
Практичний метод розрахунку залізобетонних рамних конструкцій з урахуванням повзучості та тріщиноутворення в бетоні..... 33
- Кархут І.І., Лучко Й.Й.**
Особливості моделювання залізобетонних захисних споруд явним методом при розрахунках на температурносилово навантаження..... 43
- Ковров А.В., Шеховцов І.В., Петраш С.В., Овсак І.І.**
Експериментальні дослідження багатошарових плит перекриття при дії статичного навантаження..... 54
- Сур'янінов В.М.**
Експериментальні дослідження колодязних кілець..... 61
- Пустовойтова О.М., Гвоздюк О.А., Камчатна С.М., Трикоз Л.В., Зверєва А.С.**
Дослідження деформаційних і міцнісних характеристик бетонних колон при композитному посиленні..... 68

БУДІВЕЛЬНІ МАТЕРІАЛИ ТА ТЕХНОЛОГІЇ

- Давідчук В.Г., Барабаш І.В.**
Механохімічна активація змішаного в'язучого та її вплив на властивості бетону..... 77
- Кровяков С.О., Гедулян Д.Ю., Гедулян С.І.**
Вплив кількості поліпропіленової фібри і суперпластифікатору на міцність бетонів жорстких дорожніх покриттів та транспортних споруд..... 88
- Лапіна О.І., Фіногенов О.І.**
Дослідження та експериментально-статистичне моделювання впливу складу на морозостійкість фібробетонів покриттів автомобільних доріг..... 98
- Шинкевич О.С., Закаблук С.С.**
Вогнетривкість та пожегобезпечність еко-арболітобетону..... 107

ІНЖЕНЕРНІ МЕРЕЖІ ТА ОБЛАДНАННЯ

- Прогульний В.Й., Грачов І.А., Маслій О.М.**
Обґрунтування вибору пористих конструкцій фільтровальних споруд..... 115
- Вимоги до оформлення статей у збірнику Сучасне будівництво та архітектура..... 123**

CONTENTS

ARCHITECTURE

- Andrushko T.V.**
Terminological issues in defining modernist architecture of the early 21st century..... 7
- Frankiv R.B.**
Ways of representing the perfect being in architectural and design objects in the context of the interaction of the present and the space of presence..... 14

BUILDING STRUCTURES

- Bekshaev S.**
On perturbations of buckling modes of rod systems corresponding to multiple critical forces when the position of constraints changes..... 22
- Vysochan N.K., Yakymenko Y.A.**
Practical analysis method of reinforced concrete frame structures with consideration of creep and cracking in concrete..... 33
- Karkhut I.I., Luchko Y.Y.**
Features of modeling reinforced concrete protective structures by an explicit method in calculations for temperature force load..... 43
- Kovrov A., Shehovtsov I., Petrash S., Ovsak I.**
Experimental studies of multi-layer slabs under the action of static load..... 54
- Surianinov V.M.**
Experimental studies of well connecting rings..... 61
- Pustovoitova O.M., Gvozdiuk O.A., Kamchatna S.M., Trykoz L.V., Zvierieva A.S.**
Research of deformation and strength characteristics of concrete columns with composite reinforcement..... 68

BUILDING MATERIALS AND TECHNIQUES

- Davidchuk V.G., Barabash I.V.**
Mechanochemical activation of mixed binder and its effect on concrete properties..... 77
- Kroviakov S.O., Hedulian D.Yu., Hedulian S.I.**
The influence of the amount of polypropylene fiber and superplasticizer on the strength of concretes for rigid road surfaces and transport structures..... 88
- Lapina O.I., Finohenov O.I.**
Analysis and experimental statistical modeling of the composition effect on the frozen resistance of fibre concretes for road pavements..... 98
- Shynkevych O.S., Zakabluk S.S.**
Fire resistance and fire safety of eco-arbolite concrete..... 107

UTILITY NETWORKS AND FACILITIES

- Progulny V., Grachov I., Maslii O.**
Validation of porous validation of porous constructions of filter structures..... 115
- Requirements for the articles formation in collection Modern construction and architecture.....** 123

**ТЕРМІНОЛОГІЧНІ ПРОБЛЕМИ ОКРЕСЛЕННЯ МОДЕРНІСТСЬКОЇ
АРХІТЕКТУРИ ПОЧАТКУ ХХІ СТОЛІТТЯ**

Андрушко Т.В., аспірант,
taras.v.andrushko@lpnu.ua, ORCID: 0009-0003-9520-6123
Національний університет «Львівська політехніка»
вул. С. Бандери, 12, м. Львів, 79000, Україна

Анотація. Хвиля модерністського формотворення, яке стало домінуючим в Україні з 2010-х років, досі залишається маловивченим явищем і немає достатньої теоретичної бази для свого позиціонування в складній картині тенденцій проектування. Хоча такого роду архітектура була об'єктом зацікавлення багатьох досліджень, їх результати часто мають суперечливий характер і, певною мірою, ускладнюють структурування цього явища на рівні теорії архітектури. Дана специфіка також характерна і для термінології, яка відзначається значним різноманіттям та варіативністю трактувань.

У статті наводиться перелік основних термінів, які використовують для окреслення хвилі модерністської архітектури межі ХХ – ХХІ століть, надано їм аналітичну характеристику та оцінку з точки зору відповідності природі явища, котре вони детермінують. В результаті, окреслено кілька принципових підходів до вирішення проблеми термінологічного різноманіття та виділено найбільш відповідні визначення, які мають універсальний характер. За основу даного підходу взято усвідомлення того, що в картині яка склалась існують два способи узагальнення, котрі ґрунтуються на: а) спробах знайти мета-термін, що здатний акумулювати в собі всі існуючі і – таким чином – вирішити проблему понятійної дисперсії; б) спробах вибудувати чіткий ланцюг послідовних явищ, котрі пов'язані між собою діалектичними причинно-наслідковими зв'язками. Також у статті приділено увагу таким поняттям як неомодернізм, гіпермодернізм та альтермодернізм, означальні характеристики яких в найбільш повній мірі відповідають ефективним шляхам термінологічного узагальнення.

Крім того, розглянута проблематика загальнотеоретичного рівня пов'язана із більш вузькими напрямками, серед яких хвиля нового модернізму в багатьох містах України, зокрема Дніпрі, Львові та Києві. Науково вмотивована кваліфікація термінології відкриває можливість більш чіткого визначення критеріїв оцінки цінності цих структур та проектних рішень з майбутнім потенціалом віднесення їх до об'єктів спадщини та автентичних свідчень поколінневої унікальності.

Ключові слова: модернізм, неомодернізм, сучасна архітектура, архітектурна термінологія, архітектура початку ХХІ століття, пізній модернізм.

Вступ. Значне різноманіття явищ сучасної архітектури та широкий плюралізм наукового дискурсу мали своїм результатом не лише значний розвиток теоретичної концептуалізації тих чи інших тенденцій, але також і розбіжність у їх трактуванні, в тому числі і термінологічному. Модернізм, як явище, само по собі має широкий сенс – у випадку окреслення епохи Нового часу, та вузький – у тому разі, коли говорять про напрям у архітектурному формоутворенні. Відтак, вже від самого початку, у теоретичній площині, питання про визначення поняття „модернізму” ґрунтовано на двозначності, адже впродовж розвитку сучасного (модерного) суспільства виникали і змінювались багато формотворчих концепцій, які не були тотожні „модернізму” у стилістичному сенсі. Через це у професійній та науковій літературі виникло інтерпретаційне розмаїття, розвиток якого лише ускладнював аналітичну картину.

Генерування унікальних термінів та відсутність уніфікації внаслідок плюралістичних принципів сучасної фахової рефлексії, привели до того, що поява чергової хвилі

модерністського архітектурного формотворення не отримало чіткого термінологічного тлумачення. Замість нього виникло ряд авторських окреслень, які часто мають спонтанний характер і не підкріплені діалектичними аргументами.

Головною проблемою стала пов'язаність (або не пов'язаність) сучасного модернізму кінця XX початку XXI ст. із досвідом критики сучасної архітектури постмодерністами, котра стосувалась не лише суто формальних „стилістичних” сторін модерністського морфогенезу, але сягала більше глибоких аспектів світогляду Нової доби, як наприклад лінійної „прогресивної” картини світу. Дана стаття є спробою аналітичної рефлексії термінологічного різноманіття, що склалось довкола модерністських тенденцій межі XX-XXI століть, яка завершується висновками, щодо формування більш надійної інтерпретаційної бази їх теоретичного визначення.

Аналіз останніх джерел та публікацій. Питання термінологічного визначення модерністської архітектури початку XXI століття залишається дискусійним через значну варіативність трактувань у науковому дискурсі. Сучасна модерністська парадигма зазнала суттєвих змін, зумовлених соціально-економічними трансформаціями та критикою, сформованою в межах постмодернізму. Дослідження демонструють розбіжності в підходах: одні автори, такі як К. Фремington [1] та А. Колкіхун [2], розглядають модернізм як процес із чіткими морфологічними характеристиками, які переосмислені у зв'язку з новими соціокультурними реаліями. На противагу, З. Бауман [3] запроваджує концепцію „плинного модернізму”, підкреслюючи адаптацію форми до умов глобалізації та інформаційного суспільства, що відкриває нові інтерпретаційні горизонти.

У міжнародному контексті значний внесок у теоретизацію після постмодерних тенденцій зробили Т. Вермулен [4] та Р. Ван ден Аккер [5], які запропонували термін „метамодернізм” для опису синтезу модерністської раціональності з постмодерною іронією. Однак ця концепція залишається абстрактною для прямого застосування в архітектурній термінології через відсутність чітких морфологічних критеріїв. На противагу, дослідження Дж. Армитаджа [6] та Г. Липовецького [7] акцентують на „гіпермодернізмі” як відображенні технологічного прогресу, але ігнорують локальні специфіки, зокрема в країнах Східної Європи.

Важливим етапом у розвитку дискусії стали роботи, присвячені неомодернізму. Б. Чарковський [8] розглядає його як природний розвиток класичного модернізму, тоді як Е. Де Ла Фуенте [9] трактує це явище через призму естетичного капіталізму. Незважаючи на розбіжності, обидва підходи підкреслюють необхідність інтеграції нових соціокультурних контекстів. Окрему увагу привертає концепція альтермодернізму Н. Бурріо [10], яка пропонує синтез глобальних тенденцій із локальними ідентичностями, проте її застосування до архітектури залишається маргінальним.

В українському контексті аналіз праць Р. Франківа [11] та А. Павліва [12] вказує на використання терміну „неомодернізм” для опису архітектурних об'єктів Львова 2000–2020-х років, де переважає індустріальний мінімалізм із символікою пострадянської трансформації. Подібні тенденції, згідно з дослідженнями К. Сухаревського [13], характерні й для Києва та Дніпра, де сучасні житлові комплекси поєднують європейські стандарти з елементами індустріальної спадщини.

Проте більшість праць зосереджені на морфологічних характеристиках, ігноруючи глибший аналіз соціокультурних передумов. Наприклад, дослідження Фремingtonа [1] та Колкіхуна [2], хоч і розкривають еволюцію модернізму, не враховують вплив цифрових технологій на формотворення. Це створює необхідність комплексного підходу, що інтегрує стилістичні, технологічні та соціальні аспекти, що є основним завданням даного дослідження.

Мета статті полягає у систематизації термінологічних підходів до визначення модерністської архітектури початку XXI століття шляхом критичного аналізу існуючих концепцій та формування уніфікованої інтерпретаційної моделі.

Завдання дослідження. Систематизація та узагальнення джерельної бази, що стосується неомодерністської тенденції загалом, визначення методологічних підходів до вивчення неомодерністських явищ у різних формах матеріальної культури початку XXI

століття. Дослідження спрямоване на надання науково обґрунтованого тлумачення терміну „неомодернізм” як відповідного до сучасних архітектурних течій, окреслення характерних світоглядних, формотворчих та інших рис, що творять феномен неомодернізму, теоретичне позиціонування цих тенденцій у контексті історичного розвитку архітектури, зокрема попередніх провідних напрямків та тенденцій. Крім того, дослідження має на меті запропонувати термінологічну, інтерпретаційну та культурологічну модель інтеграції явища неомодернізму у науковий дискурс та масову культуру, а також окреслити перспективні параметри щодо подальшої експлуатації та збереження спадщини неомодернізму як архітектурного явища, що матеріалізує автентичний світогляд міського соціуму початку XXI століття.

Матеріали та методика дослідження. Дослідження ґрунтується на комплексному аналізі наукових джерел, які охоплюють різні аспекти архітектурного формотворення початку XXI століття. Основним матеріалом стали праці, що розкривають еволюцію модернізму та його інтерпретації в умовах інформаційної доби, зокрема дослідження Т. Вермулена, Р. Ван ден Аккера, Г. Липовецького, а також роботи українських науковців, зосереджені на локальному контексті [4, 5, 7]. Емпіричну базу склали описи архітектурних об’єктів з Києва, Львова та Дніпра, які ілюструють синтез індустріального мінімалізму з сучасними технологіями. Для аналізу термінології застосовано порівняльно-історичний метод, що дозволив виявити ключові відмінності між поняттями „неомодернізм”, „гіпермодернізм” та „метамодернізм”. Семантичний аналіз допоміг виокремити специфіку кожного терміна, тоді як кейс-стаді окремих споруд (наприклад, львівських житлових комплексів 2010-х років) став основою для ілюстрації теоретичних положень. Важливу роль відіграли міждисциплінарні підходи, зокрема інтеграція соціологічних та культурологічних методів, що дозволило проаналізувати архітектурну форму як відображення суспільних змін.

Результати досліджень. Сучасна архітектурна термінологія, що стосується модерністських тенденцій початку XXI століття, формується під впливом суперечливих інтерпретацій, які відображають як еволюцію класичного модернізму, так і радикальний розрив із його доктринами. Ця дихотомія виникає через глибинні соціокультурні зрушення інформаційної доби, де технологічний прогрес, глобалізаційні процеси та криза лінійного прогресивізму трансформують традиційні рамки архітектурного мислення. Однією з центральних проблем є відсутність консенсусу щодо того, чи є сучасні практики продовженням модерністського проекту, його трансформацією, чи повноцінним відходом від нього. Така невизначеність породжує паралельне існування низки термінів, кожен із яких намагається охопити новітні явища, але жоден не досягає статусу універсального через фрагментацію теоретичного поля та різноспрямованість методологічних підходів.

Ця термінологічна розмаїтість ґрунтується на двох протилежних стратегіях інтерпретації. З одного боку, спроби знайти мета-термін (на кшталт „метамодернізму” або „гіпермодернізму”) відображають прагнення до систематизації різноманітних тенденцій шляхом їхнього зведення до спільного концептуального знаменника. З іншого – акцент на локальних контекстах і специфічних умовах формування архітектурних практик веде до появи вузькоспеціалізованих визначень, що підкреслюють унікальність окремих явищ, але ускладнюють їхнє інтегрування в загальну теоретичну модель. Така двомірність свідчить про те, що сучасна архітектурна теорія перебуває у стані переходу, де класичні категорії втрачають свою визначальну силу, а нові ще не набули достатньої концептуальної чіткості. У цьому контексті ключовим викликом залишається поєднання критичної спадкоємності модернізму з інноваційними підходами, що відповідають динаміці сучасного світу, де архітектура стає не лише відображенням соціальних змін, а й активним учасником їхнього конструювання.

Неомодернізм найчастіше трактується як спроба відновити раціональність та функціоналізм класичного модернізму, але з урахуванням викликів інформаційної доби. За Б. Чарковським [8], цей термін відображає повернення до індустріального мінімалізму, проте з інтеграцією символічних елементів, що відповідають глобалізованому світогляду. Е. Де Ла Фуенте [9], навпаки, наголошує на зв’язку неомодернізму з естетикою капіталізму, де

архітектура стає інструментом маркетингу, а форма підпорядковується логіці ринку. Подібна двозначність підкреслює, що термін „неомодернізм” може одночасно відсилати до стилістичної спадкоємності та соціально-економічного контексту, що ускладнює його однозначне використання. Цей напрямок актуалізує зв'язок між індустріальним мінімалізмом і сучасними технологіями, демонструючи здатність адаптувати раціональні принципи до викликів глобалізованого інформаційного суспільства.

Гіпермодернізм, запропонований Дж. Армітаджером [6] та Г. Липовецьким [7], акцентує на технологічній детермінованості архітектури. Відмінність від класичного модернізму полягає в тому, що функціональність тепер визначається не лише фізичними потребами, а й цифровими технологіями, які формують нові вимоги до простору. Наприклад, концепція „розумного міста” (smart city) передбачає інтеграцію IoT-пристроїв у будівлі, що трансформує їхні функції з утилітарних на комунікативні [14]. Проте критики наголошують, що гіпермодернізм ігнорує культурний контекст, зводячи архітектуру до технічного інструменту, позбавленого символічного змісту [15]. Його концептуальна основа полягає в переосмисленні функціональності через призму цифрових інновацій, що трансформує архітектуру в інструмент комунікації між технологією та суспільством.

Метамодернізм, висунутий Т. Вермуленом [4] та Р. Ван ден Аккером [5], пропонує радикально інший підхід. Їхня теза про „коливання між іронією та щирістю” намагається подолати бінарність модернізму та постмодернізму, пропонуючи гібридну модель, де форма поєднує раціональність з емоційністю. Однак архітектурні критики зазначають, що ця концепція занадто абстрактна для практичного застосування. Як зауважує К. Фремpton [1], метамодернізм не пропонує чітких морфологічних критеріїв, що робить його маргінальним у професійному дискурсі. Ця концепція, хоч і абстрактна, відкриває можливість синтезу раціональності модернізму з емоційністю постмодерну, формуючи новий тип архітектурної рефлексії, що виходить за межі бінарних опозицій.

Альтермодернізм, популяризований Н. Бурріо [10], намагається інтегрувати локальні ідентичності в глобальний контекст, пропонуючи архітектуру як „транснаціональний стиль”. Цей підхід особливо актуальний для пострадянських країн, де модерністські об'єкти 2000-2020-х років часто поєднують інтернаціональні форми з відсиланнями до місцевої історії. Проте, як зазначає З. Бауман [3], альтермодернізм ризикує стати поверхневим еkleктизмом, де формальні елементи різних культур змішуються без глибокого осмислення. Його значення полягає в пошуку балансу між універсалізмом і локалізмом, що особливо актуально для регіонів із складною історико-культурною спадщиною, де архітектура стає носієм гібридних ідентичностей.

Пізній модернізм як термін залишається найбільш суперечливим. З одного боку, він використовується для опису продовження традицій „героїчного” модернізму ХХ століття, з іншого – критики на кшталт Ф. Джеймсона [16] розглядають його як симптом культурної інерції, де архітектура втрачає зв'язок із сучасністю. Ч. Дженкс [17] у своїй праці „Postmodern and late modern: The essential definitions” окреслює пізній модернізм як фазу, коли формальна строгість модернізму перетворюється на догму, втрачаючи зв'язок із соціальними змінами. Водночас, він підкреслює, що пізній модернізм став реакцією на надмірну критику постмодернізму, намагаючись зберегти раціональність як основу проектування. Ця двозначність підкреслює, що термінологія постійно балансує між визнанням спадкоємності та констатацією розриву. Його критичне переосмислення вказує на необхідність гнучкості в інтерпретації спадщини модернізму, де формальна строгість поєднується з адаптацією до соціокультурних змін сучасності.

Висновки. Сучасна архітектурна термінологія, що стосується модерністських тенденцій початку ХХІ століття, перебуває у стані постійного переосмислення. Це зумовлено як глибинними соціокультурними змінами інформаційної доби, так і критикою класичного модернізму, яка залишила значний слід у теоретичній площині. Дослідження демонструє, що ключовою проблемою є відсутність консенсусу щодо базових понять, що призводить до паралельного існування низки термінів – від „неомодернізму” до „гіпермодернізму”, кожен з

яких акцентує окремі аспекти явища.

Головним результатом аналізу є виявлення двох протилежних підходів до термінології: Мета-термінологічний – спроби створити універсальне поняття (наприклад, „метамодернізм”), здатне інтегрувати різноманітні тенденції.

Контекстуально-специфічний – акцент на локальних особливостях, що вимагає введення додаткових визначень (на кшталт „пострадянський неомодернізм”).

Перший підхід, хоч і амбітний, стикається з проблемою надмірного узагальнення. Як показали дослідження Т. Вермулена [4] та Р. Ван ден Аккера [5], „метамодернізм” залишається абстрактною концепцією, якій бракує чітких морфологічних критеріїв. На противагу, термін „неомодернізм” (у трактуванні Б. Чарковського [8]) демонструє здатність поєднувати глобальні тенденції з конкретними архітектурними практиками, наприклад, індустріальний мінімалізм із символікою сучасного капіталізму. Однак і тут виникає суперечливість: чи є неомодернізм продовженням модернізму, чи радикальним відходом від нього?

Другий підхід, заснований на аналізі локальних контекстів (наприклад, львівські житлові комплекси 2010-х років [11]), підкреслює необхідність врахування історичних та соціальних чинників. Так, у Східній Європі неомодернізм часто поєднує європейські стандарти з відсиланнями до пострадянської спадщини, що робить його відмінним від західних аналогів. Це підтверджує тезу З. Баумана [3] про „плинність” сучасних явищ, де глобалізація не скасовує локальну унікальність, а переплітається з нею.

Важливим аспектом є також технологічна детермінованість. Концепції на кшталт „гіпермодернізму” [6] акцентують на ролі цифрових інновацій, проте їхній вплив на архітектуру залишається неоднозначним. З одного боку, технології відкривають нові можливості для функціонального вдосконалення (наприклад, „розумні” будівлі), з іншого – ризикують звести архітектуру до технічної утилітарності, позбавленої символічного змісту.

У цьому контексті пропонується дворівнева термінологічна модель:

Загальний рівень: використання терміну „неомодернізм” для опису глобальних тенденцій, що поєднують раціональність класичного модернізму з викликами інформаційної доби.

Специфічний рівень: введення додаткових кваліфікаторів (наприклад, „регіональний неомодернізм”, „технологічний неомодернізм”) для аналізу локальних або вузькоспеціалізованих практик.

Така модель дозволяє уникнути як надмірної фрагментації, так і непродуктивного узагальнення. Наприклад, архітектура Львова 2000-2020-х років може бути класифікована як „східноєвропейський неомодернізм”, що враховує її пострадянський контекст і синтез із європейськими стандартами.

Термінологічні проблеми в дослідженні модерністської архітектури початку ХХІ століття відображають складність самої епохи, де технологічні, соціальні та культурні зміни переплітаються. Запропонована модель не є остаточним рішенням, але відкриває шлях для подальшого діалогу. Ключовим завданням залишається поєднання теоретичної гнучкості з практичною конкретикою, що дозволить архітектурній термінології відповідати динаміці сучасного світу.

Література

1. Frampton K. *Modern Architecture: A Critical History (World of Art)*. 5-те вид. *London : Thames & Hudson*, 2020. 736 с.
2. Colquhoun, A. *Modern architecture*. *Oxford University Press*, 2002. 288 с.
3. Bauman Z. *Liquid Modernity*. *John Wiley & Sons*, 2000. 228 с.
4. Vermeulen T., Van Den Akker R. Notes on metamodernism. *Journal of Aesthetics & Culture*. 2010. Vol. 2. № 1. С. 5677. URL: <https://doi.org/10.3402/jac.v2i0.5677> (дата звернення: 13.01.2025)
5. Van den Akker, R., Gibbons, A., & Vermeulen, T. (Eds.). *Metamodernism: Historicity, affect, and depth after postmodernism*. *Rowman & Littlefield*. 2017. 260 с.

6. Armitage J. *Hypermodernism. Newcastle: University of Northumbria*, 2002. 210 с.
7. Lipovetsky G., Charles S. *Hypermoderní doba. Od požitku k úzkosti. Praha: Prostor*, 2013. 320 с.
8. Ciarkowski B. Non-Modern modernity? Neomodern architecture. *Art inquiry*. 2016. № 18 (27). С. 87–97.
9. De La Fuente E. Neo-Modernism. Architecture in the Age of Aesthetic Capitalism. *Aesthetic Capitalism*. 2014. № 15. С. 128–148. URL: https://brill.com/downloadpdf/book/edcoll/9789004274723/B9789004274723_009.pdf (дата звернення: 20.01.2025).
10. Bourriaud N. *Altermodernism. Tate Triennial*. 2009. 224 с.
11. Frankiv R. Theoretical and terminological bases for definition of neo-modernist architecture in Iviv. *Architectural studies*. 2019. Т. 5, № 2. С. 75–81. URL: <https://doi.org/10.23939/as2019.02.075> (дата звернення: 10.01.2025).
12. Павлів А. П. Особливості формування екстер'єрів житлових будинків середньої поверховості 2010-2015 рр. м. Львова. *Сучасні проблеми архітектури і містобудування*. 2016. № 42. С. 322–332. URL: <https://repository.knuba.edu.ua/bitstreams/cc1b8eec-c564-4a49-9ac2-e196cc99ed8a/download> (дата звернення: 12.01.2025).
13. Сухаревський К. Неораціоналістичні тенденції в стильовому розвитку сучасного багатоквартирного житла в Україні. *Сучасні проблеми архітектури та містобудування*. 2016. №44. С. 325-328.
14. Koolhaas R. Smart Landscape: Architecture in the Age of Big Data. *Architectural Design*. 2018. Vol. 88. № 4. С. 22–29.
15. Sassen S. The Global City: Strategic Site, New Frontier. *Theory, Culture & Society*. 2000. Vol. 17. № 6. С. 21–41.
16. Jameson F. *Postmodernism, or, The Cultural Logic of Late Capitalism. Duke University Press*, 1991. 464 с.
17. Jencks C. Postmodern and late modern: The essential definitions. *Chicago Review*. 1987. № 35(4). С. 31–58.

References

- [1] K. Frampton, *Modern Architecture: A Critical History (World of Art)*. 5-th edition, London : Thames & Hudson, 2020.
- [2] A. Colquhoun, *Modern architecture*, Oxford University Press, 2002.
- [3] Z. Bauman, *Liquid Modernity*, John Wiley & Sons, 2000.
- [4] T. Vermeulen, R. Van Den Akker, "Notes on metamodernism", *Journal of Aesthetics & Culture*, vol. 2, no. 1, art. 5677, 2010. [Online]. Available: <https://doi.org/10.3402/jac.v2i0.5677> Accessed on: January 13, 2025.
- [5] R. Van den Akker, A. Gibbons, T. Vermeulen, (Eds.) *Metamodernism: Historicity, affect, and depth after postmodernism*, Rowman & Littlefield, 2017.
- [6] J. Armitage, *Hypermodernism*, Newcastle: University of Northumbria, 2002.
- [7] G. Lipovetsky, S. Charles, *Hypermoderní doba. Od požitku k úzkosti*, Praha: Prostor, 2013.
- [8] B. Ciarkowski, "Non-Modern modernity? Neomodern architecture", *Art inquiry*, no. 18 (27), pp. 87–97, 2016.
- [9] E. De La Fuente, "Neo-Modernism: Architecture in the Age of Aesthetic Capitalism", *Aesthetic Capitalism*, no. 15, pp. 128–148, 2014. [Online]. Available: https://brill.com/downloadpdf/book/edcoll/9789004274723/B9789004274723_009.pdf Accessed on: January 20, 2025.
- [10] N. Bourriaud, *Altermodernism*, Tate Triennial, 2009.
- [11] R. Frankiv, "Theoretical and terminological bases for definition of neo-modernist architecture in Iviv", *Architectural studies*, Т. 5, no. 2, pp. 75–81, 2019. [Online]. Available: <https://doi.org/10.23939/as2019.02.075> Accessed on: January 10, 2025.

- [12] A. P. Pavliv, "Osoblyvosti formuvannia eksterieriv zhytlovykh budynkiv serednoi poverkhovosti 2010-2015 rr. m. Lvova", *Suchasni problemy arkhitektury i mistobuduvannia*, no. 42, pp. 322–332, 2016. [Online]. Available: <https://repository.knuba.edu.ua/bitstreams/cc1b8eec-c564-4a49-9ac2-e196cc99ed8a/download> Accessed on: January 12, 2025.
- [13] K. Sukharevskiy, "Neoratsionalistychni tendentsii v stylovomu rozvytku suchasnoho bahatokvartyrnoho zhytla v Ukraini", *Suchasni problemy arkhitektury ta mistobuduvannia*, no. 44, pp. 325–328, 2016.
- [14] R. Koolhaas, "Smart Landscape: Architecture in the Age of Big Data ", *Architectural Design*, vol. 88, no. 4, pp. 22–29, 2018.
- [15] S. Sassen, "The Global City: Strategic Site, New Frontier", *Theory, Culture & Society*, vol. 17, no. 6, pp. 21–41, 2000.
- [16] F. Jameson, *Postmodernism, or, The Cultural Logic of Late Capitalism*, Duke University Press, 1991.
- [17] C. Jencks, "Postmodern and late modern: The essential definitions", *Chicago Review*, no. 35(4), pp. 31–58, 1987.

TERMINOLOGICAL ISSUES IN DEFINING MODERNIST ARCHITECTURE OF THE EARLY 21ST CENTURY

Andrushko T.V., postgraduate,
taras.v.andrushko@lpnu.ua, ORCID: 0009-0003-9520-6123
Lviv Polytechnic National University
S. Bandera St., 12, Lviv, 79000, Ukraine

Abstract. The wave of modernist architectural design, which became dominant in Ukraine since the 2010s, remains an understudied phenomenon, lacking a sufficient theoretical foundation for its positioning within the complex landscape of contemporary design trends. Although this type of architecture has been the subject of numerous studies, their results often present contradictory perspectives, complicating the structuring of this phenomenon within architectural theory. This specificity is also characteristic of the terminology, which is marked by significant diversity and variability in interpretations.

The article provides a list of key terms used to define the wave of modernist architecture at the turn of the 20th and 21st centuries, offering an analytical characterization and evaluation of their correspondence to the nature of the phenomenon they describe. As a result, several fundamental approaches to addressing the issue of terminological diversity are outlined, and the most appropriate definitions with universal applicability are identified. The proposed approach is based on the recognition of two main methods of generalization: a) attempts to find a meta-term capable of encompassing all existing concepts, thereby resolving the issue of terminological dispersion; b) efforts to construct a clear chain of sequential phenomena interconnected by dialectical cause-and-effect relationships. The article also focuses on such concepts as neomodernism, hypermodernism, and altermodernism, whose defining characteristics most fully correspond to effective paths of terminological generalization.

Furthermore, the discussed theoretical issues are linked to narrower directions, including the wave of new modernism in various Ukrainian cities, such as Dnipro, Lviv, and Kyiv. A scientifically motivated qualification of terminology opens the possibility for a clearer definition of criteria for evaluating the value of these structures and design solutions, with the potential for their future recognition as heritage objects and authentic testimonies of generational uniqueness.

Keywords: modernism, neomodernism, contemporary architecture, architectural terminology, architecture of the early 21st century, late modernism.

Стаття надійшла до редакції 13.02.2025

This work by Андрушко Т.В. is licensed under CC BY 4.0

**WAYS OF REPRESENTING THE PERFECT BEING
IN ARCHITECTURAL AND DESIGN OBJECTS IN THE CONTEXT
OF THE INTERACTION OF THE PRESENT AND THE SPACE OF PRESENCE**

Frankiv R.B., PhD, Associate Professor,
romanfrankiv@gmail.com, ORCID: 0000-0003-1100-0930
Lviv Polytechnic National University
S. Bandera St. 12, Lviv, 79000, Ukraine

Abstract. The article deals with the topic of assigning connotations of ideal existence to spaces by means of architecture and design. Being at the intersection of various fields of knowledge such as philosophy, psychology and architecture, this issue is of great importance for contemporary design due to the ever-growing competition between different concepts of organizing the environment, which occurs through the assignment of associations with ideal existence. The latter is often used as a marketing technique to assign added market value to architectural objects (for example, when choosing the name of residential complexes or service facilities). To a large extent, they are also related to the development of immersive presence technologies, which make us think about the authentic understanding of the concept of "reality".

The scientific novelty of the study is due to the use of a specially developed method of communicative and dispositional generalization of architectural and design objects created to represent sacredness, power, idyll, and celebration. All of them are analyzed from three points of view: a) determining the content of the message that architecture is trying to convey to the audience about itself; b) the content of the narrative that serves as the basis for creating an architectural style or manner; c) the characteristic features of architectural and design elements involved in the construction of such an environment.

A significant part of the study was carried out by grouping the selected material according to the content of the messages to the occupant about himself, as well as the nature of the subjective experience of the "ideal" that was actually obtained. In the context of the former, the following ways of conceptualizing the "ideal" message of a space to the person who is in it were identified, namely: a) architectural and design representation of the ideal is formed by elements that focus attention on themselves, but do not provide for the possibility of personal involvement or complicity; b) the architectural and design representation of the ideal is formed with the help of elements that, in addition to serving as accents for concentrating attention, provide mechanisms of personal involvement and participation; c) elements symbolizing the ideal are an integral part of the environment of personal involvement, in which attention is focused on different objects, all of which, however, are parts of a single space of ideal presence.

Such an analysis made it possible to outline the mechanisms for providing the architectural environment with connotations of ideal being, based on project modeling within a conditional range, the extreme points of which are: on the one hand, a state of complete separation, within which the "ideal" is perceived as unattainable "external" and, on the other hand, a state of such close integration of the "self-image" into the semantic field of the "ideal" that can lead to inflation of the subjective experience of the "ideal" and its leveling.

Based on the above data, a theoretical approach to the methodology of constructing the subjective impression of an ideal presence by architectural and design methods is formulated, namely: a) formulation of an ideological and poetic narrative that can be assigned individually to each person present; b) search for an appropriate semiotic program that can express the narrative as a visual structure that gives the environment a unique identity associated with the "ideal"; c) providing this semiotic program with architectural interpretations in the form of objects with a meaning that is understandable to the person present.

Keywords: architecture, design, designing, representation, ideal, connotation, environment, space.

Introduction. The problem of architectural and design representation of the category of ideal being and ideal presence has played an important role in the development of material culture throughout the history of the world. It is based on the issue of subject-spatial means that play the role of communication aimed at outlining the narrative concept of the ideal, as well as determining the relationship between it and the person who encounters it. Thus, there is an interest in determining the structures of the experience of the perfect, which is formed through presence in a certain space. The key concept of "ideal presence" in this study is understood as the subjective existential experience of the perfect, which stems from interaction with a specially organized environment.

These data can be important for further experiments related not only to the creation of the physical environment, but also immersive spaces of presence formed through virtual and augmented reality technologies [1]. The latter are characterized by a shift in attention from the priorities of optimizing the maintenance of biological existence inherent in modernism to the needs of consciousness and the motives that make the latter stay in a particular spatial environment. The availability of such knowledge will make it possible to create architectural and design spaces of high competitive quality that will meet the needs of a highly informative living space that has developed in the context. The intended goal is to create a theoretical model that will make it possible to operate the mechanisms of exchange of symbolic qualities between the present and the space of presence, for which the key role is played by the categories of the ideal. In this case, the research basis is the historically formed four key areas of project activity related to the representation of the ideal, namely the environment of sacredness, power, festivity, and idyll.

Publications and sources analysis. The problem of representation of the ideal has a deep tradition in the history of architecture and art, both in the pre-modern era and in the period of modernity, being part of the explanation of the value of architectural form. Within the framework of the methodology proposed in this article, the focus is primarily on architectural and design solutions that are related to the above-mentioned aggregates and are characterized by the desire to represent a state opposite to the everyday. Thus, important categories here are the concepts of emotional attachment and affect, certain reasons why certain material objects acquire a connection with the ideal. In this sense, it is worth mentioning the works of D. Carmichael, J. Hubert et al. [2], L. Jones [3], E. Bastey [4] and others. The architectural and design expression of the ideal based on the exceptional natural and artistic qualities of the environment can be traced in the studies of L. Horton [5], M. McClung [6], C. Daswet [7], C. Robinson [8], N. Yazdani and M. Lozanovska [9] and others. It is also worth noting the studies that examine the phenomenon of attention and various ways of maintaining it, for example, in the works of G. Doke [10] and G. Frank [11]. The connotation of ideal presence is associated with the state of festivity, which can be traced in the studies of K. McRae [12], I. Bose [13], and others. In addition, it is worth considering a number of studies dedicated to semiotic representation in architecture, in particular the works of B. Curtin [14], F. Bellentani, M Panico [15], and others.

Despite the relatively large number of possible scientific sources that can be used to study the topic of architectural and design representation of ideal being and ideal presence, the source base is largely dispersed among various fields of knowledge and research areas that are narrowly focused. This makes it possible to talk about the need to form an interdisciplinary discursive field that will include sociological, philosophical, and psychological components in addition to architectural and design.

The goal of the article is to theoretically outline the ways of representing perfect being in architectural and design objects in the context of the interaction of the present and the space of presence.

The object of the article. The study of the affective side of the perception of the environment artificially created by means of architecture and design is closely related to the content of the material culture of the information age, which is designed to impress and communicate, as well as to rethink the place of the individual in an ever-changing living space. In this regard, the main task of the study is to reveal the interdependence of the means by which the space is assigned connotations with the ideal on the one hand and the integration of the present's own "self-image"

into the space thus created. It is assumed that this will make it possible to develop theoretical provisions about the types of spatial experiences that, in a broader perspective, will become part of an applied design strategy aimed at achieving individualized and targeted environments that will have a higher degree of competitiveness and will be able to increase the added value of design and practical products (both public or residential spaces and immersive environments that are developing as a result of the progress of multimedia and digital technologies).

The materials and methodology of the study are based on the analysis of architectural and design samples related to the representation of sacredness, festivity, power, and idyll, which, in their own way, contain connotations of ideal being and ideal presence. The author's own method of communicative and dispositional generalization is aimed at determining the relationship between this kind of environment and the person who is in it, with attention to such aspects as: the nature of the message of the space containing connotations with the ideal being of the occupant; the content of the narrative through which this message is embodied in material objects; rhymes inherent in the architectural and design elements that make up the space.

Results and discussion. The development of architecture within a highly informationalized society has its own patterns, which are not always directly related to the predictions and innovations that were introduced into the theory and practice of construction by postmodernists. The rethinking of architecture as a language, which was associated with complexities and contradictions in the 1960s and 1970s [16], in the 2010s and 20s faced the phenomenon of information singularity and the redundancy of the flow of data and impressions, which led to the revival of modernist and non-modernist aesthetics [17]. However, it can be argued that these processes were most likely just an instinctive reaction not only to the complication of the "language" flow, but also to the return to the concept of individual interpretation of abstract geometric form, which is the basis of modernist tectonics. Thus, there is a process of attracting ambiguity and personalizing the interaction of elements artificially created by means of architecture and design with their observers. This ambiguity and personalization has been intensified by the development of immersive presence spaces, which have created conditions for the competition of different realities, and thus the search for means to make some offers more competitive than others. As a result, there was an interest in the category of ideal presence and its subjective experience.

The selected historically developed sets of spaces of sacredness, festivity, power, and idyll, which contain connotations with ideal presence, are analyzed from three points of view: a) the nature of the message to the occupant about himself; b) the content of the narrative that materializes this message in the form of living space; c) characteristic features of architectural and design elements involved in the construction of the relevant environment. The following objects served as analytical material: the space of the Burning Man festival, the space of the Coachella music festival in Indio (USA), the Tomorrowland electronic music festival (Belgium), Oasis Theme Park in Doha (Qatar), the futuristic architectural composition Prologue and Promise by Robert McCall, and the Escorial ensemble (Spain), Acropolis in Athens (Greece), pyramids at Giza (Egypt), Xálima Island House by Martin Ferrero Architecture, Aqua Dome celebratory presence space on the Icon of the Seas cruise ship (Royal Caribbean), Hagia Sophia in Constantinople (Turkey), Mount Kaitlas in Tibet (China).

To implement the method of communicative and dispositional generalization, two stages were used, namely: a) initial systematization of objects, regardless of which historical aggregate they belong to, according to the nature of the space's message about who is in it; b) determination of the peculiarities of the subjective experience of ideal presence, depending on how the space of coldness interprets the person present.

The analysis carried out within the framework of the first stage has shown that the first stage, which is devoted to the study of the main element of the representation of the ideal, has identified the following ways of its conceptualization, when in certain cases it: a) is the main element of attention, but spatially distanced without the possibility of providing ideal qualities to the observer or the subject; b) playing the role of a leading spatial accent and object of concentration of attention

is also combined with the possibility of assigning to the presence the ideal qualities represented by the elements of space, while the conditions of distance between both parties are preserved; c) is an integral part of a complex and diverse spatial environment in which the representation of the ideal and its subjective experience are not distanced but are an integral constant of presence, and therefore a situation may arise when the quality of ideality loses its identity.

The existence of these three ways of reflecting the ideal presence in architecture and design creates the basis for a deeper understanding of the interaction between the communication of space to the presence of information about itself, which is the main communicative basis of the environment created with the help of material objects. This raises the question of whether the difference in the nature of presence also indicates a difference in the experience of perfection. To find an answer to this question, it is necessary to analyze the peculiarities of visitors' stay in all three of the above-mentioned types of communication with architectural representatives of the ideal and their observers. Despite the theoretically predicted tendency of spaces of ideal presence to be static, in each case, visitors engage in a certain program of movement that can reveal the essence of their perceptual activity. In the studied samples, the most sedentary behavior is observed at a distance, when attention is focused on a single distant object associated with the ideal. Such structures are oriented towards a more passive form of presence, where the source of perfection is at a distance that allows its perception, but still creates spatial separation. In this case, the message received by the observer is unidirectional, which probably significantly limits the possibility of experiencing ideality as a personal experience. Although this statement requires further clarification, it is worth emphasizing that it is inherent in spaces with a structural hierarchy, where the ideal is perceived as something external that only declares its existence. Thus, the concept of ideal presence here means being in the presence of the ideal. This, in turn, does not correspond to the subjective experience of "here-being", which is characterized by a personalized nature. It is noteworthy that architectural and artistic environments that demonstrate only the presence of the perfect are often characteristic of spaces of power or authority in archaic or authoritarian social systems (in such cases, the message is usually static and one-dimensional). At the same time, these statements cannot be considered conclusive at this time, as it is possible to assume that in some cases the unilateral notification also contains or implies information about the attendees themselves.

Environments of the second type, which are characterized by a combination of the remoteness of the object of focus and the possibility of personal involvement, play an important role in exploring the spatial aspects of the structure of the experience of the perfect. Since they are designed not only for being in the presence of the perfect, but also for at least partial association or integration with it, the set of architectural and artistic means is usually much wider and their functionality is more diverse. An example is the specificity of the formation of the space around Hagia Sophia in Constantinople, which is a complex multilayered system of symbols and connections that are associated with both the representation of the ideal and the mechanisms of providing the inhabitants with a connection to it. In the architectural sense, it is a representation of a certain material metaphor of the quintessence of being, which, on the one hand, can exist on its own, but on the other hand, can be accessible to the integration of each individual. In this regard, there is a connection between the self-awareness of the person who is there and the symbolic identity of the environment, which contains connotations with the ideal. Thus, the symbolic value is constantly maintained, and space is provided for its participants. Probably, this mechanism is a kind of continuation of the Eastern Christian concept of man as a "kingdom in himself", which requires, first of all, the representation of the "kingdom" or "kingdom as such", which is then appropriated by the audience through a number of special mechanisms, including those expressed through architectural and design means.

The third type, characterized by the diversity of the environment, where attention is focused on different objects within a single tops of ideal presence, reflects the concept of ideal presence as a subjective experience to the greatest extent. It is mostly associated with festivity and idyll, but in the latter case it is more of an imaginary possibility than a real practice.

For example, the Xálima Island House project is a combination of idyll and eventual utopia, in which the "external" and "internal" dispositions of ideal presence are equally accessible. The design solution prioritizes recreational and leisure activities and, to a much lesser extent, those related to the everyday processes of maintaining biological existence. Although the program of using the relevant dispositive is traditional for villas and luxury estates, their excessive number and scale, combined with a large private surrounding area occupying a separate island, makes this object an example of providing the environment with connotations of ideal presence, which implies its subjective perception as its own "here-being" (dasein). The architectural expression of the structure of the experience of the perfect in this case is also constructed as a state of wide choice of personal interaction with various parts of the environment, the variability of which exists not in itself, but as a set of potential possibilities of changing choices.

The communication of space to the present in this type of environment actually corresponds to the entire space of presence, or, in other words, the visitor seems to be inside it. At the same time, the example of Xálima Island House demonstrates that this condition can probably lead to a loss of the sense of subjective experience as related to the perfect. This also leads to the possibility of devaluing the experience of being and denying presence as ideal or even acceptable.



Fig. 1. Fig. 1. Examples of dissociative (left), associative (center) and leveling (right) tips of ideal presence

The three types of interaction (Fig.1), Pyramid of Giza is an example of dissociative type of ideal presence – the representative of the ideal is alienated and inaccessible to the present in terms of scale and character (left). The religious and palace ensemble around Hagia Sophia in Constantinople is an example of associative type of ideal presence – the representative of the ideal spatially separated, but providing the possibility of personal involvement – (center). Oasis Theme Park in Doha is an example of leveling type of ideal presence – the representatives of the ideal constantly surround the present and cease to be perceived as such (right).

The three types of interaction (Fig.1), presented and previously analyzed can be characterized as a concentric arrangement of elements of the poetic and tectonic structure of the environment. However, in each case, this structure manifests itself differently. In the first case, there is a physical separation between personal-spatial communication and the environment of presence, which emphasizes the inaccessibility of the former. In the second case, all parts of the concentric levels are interconnected but remain separate. Finally, in the third case, personal-spatial communication is often a complex structure that combines various methods of objectifying presence, but the distance between the architectural and symbolic representative of the ideal and the occupant is either significantly reduced or absent. This classification can be seen as a kind of hierarchy of involvement, where the lowest level is characterized by a clear separation of the present from the perfect, and the highest level is characterized by complete mutual integration. However, as mentioned earlier, even this type, despite its great potential for achieving the fullness of personal existential experience, can lead to a dulling of the perception of the ideal presence, which, in turn, will require its restoration, probably through observation as something external. In this case, it becomes necessary to use the first type and create a presence that is perfect, but remote and

inaccessible (or limitedly accessible).

The hierarchical principle of evaluating all three types can be reinterpreted as a cyclical one, where each type replaces the other, maintaining the subjective experience of ideal presence at a high level. The two extreme points of this process are as follows: a) the state of personal separation from the perfect, which is perceived as unattainable "outside"; b) a state in which, after the complete integration of the self-image into the ideal presence, the existential experience of perfection is inflationary and banalized.

Both states are not ideal presence as a subjective personalized experience, although they are related to the notion of the perfect and the unreal. To return to the ideal presence, the first state must move towards the second, and the second towards the first. This is how the mechanism for constructing the environment of ideal presence is formed, which probably requires several stages of change. Their purpose is to ensure that the environment perceives the perfect message and maintains it at the required level.

In this context, it is also necessary to analyze three types of conceptualization of spatial-personal communication. In dissociative environments, the perfect message focuses not on the person, but on the object that embodies perfection. The person present feels separated from it, and the message about him/herself is based on emphasizing weakness and dependence. As a result, the "self-image" of the person in question may be profaned and devalued. At the same time, this opposition leads to the search for ways to move from dissociation to association, which is realized in the second type of conceptualization.

One of the areas for further research is to analyze the mechanisms of leveling the experience of ideal presence at the moment of maximum integration of the "self-image" with existential perfection. In this context, it is worth noting that the state of inflation of existential experience is most often traced in the environments of certain idylls, festivals, and holidays, which are characterized by stereotypic and behavioral canonization. At the same time, they should not be viewed as unambiguously negative phenomena, as they can contribute to the confirmation of the value of one's own self-image through the realization of integration into an ideal presence.

Conclusions:

1. Three ways of communication of architectural and spatial objects containing connotations of perfect being with the observer/resident are outlined. A material form dedicated to the representation of the ideal can be in the following communicative modes in relation to the present: a) to be the main element of attention, but spatially distant, without the possibility of attributing ideal qualities to the observer or the occupant; b) playing the role of the leading spatial accent and object of concentration of attention is also combined with the possibility of attributing to the occupant the ideal qualities represented by the elements of space, while the conditions of distance between both parties are preserved; c) it is an integral part of a complex and diverse spatial environment in which the representation of the ideal and its subjective experience are not distanced but are an integral constant of presence, and therefore a situation may arise where the quality of ideality loses its identity.

2. It has been determined that spatial-personal communication, which informs about the perfect, associates it with the person in different ways and only in some cases creates an ideal message about him or her. In this context, the predictable practical steps that should form the basis of the theoretical concept of the formation of spaces of ideal presence are: a) determining the poetic content of the ideal message of the space about the occupant in accordance with the socio-cultural context as the basis of spatial-personal communication; b) searching for the appropriate semiotic language, signs and associative images that express this message in the visual dialogue of the environment with the occupant, providing for the assignment of space properties that contain connotations with the ideal; c) giving this visual language a material form in the form of spatial objects, the meaning of which will be clear to the audience.

References

- [1] Y. Song, R. Koeck, S. & Luo, "Review and analysis of augmented reality (AR) literature for digital fabrication in architecture", *Automation in construction*, 128, 103762, 2021.
- [2] D.L. Carmichael, J. Hubert, B. Reeves, A. Schanche, *Sacred sites, sacred places*. Routledge, 2013.
- [3] L. Jones, *Eventfulness of architecture: Teaching about sacred architecture is teaching about ritual*. Teachingritual, Oxford University Press, 2007.
- [4] E. Bastéa, *Memory and architecture*. Albuquerque: University Of New Mexico Press, 2004.
- [5] L. Horton, "Heavenly Places on Earth: Religion and Architecture in Early Modern Europe", *Armstrong Undergraduate Journal of History*, 9(2), 3, 2019.
- [6] W. A. McClung, *The Architecture of Paradise: Survivals of Eden and Jerusalem*. Univ of California Press, 1983.
- [7] C. Daswatte, "The architecture of paradise", dl.nsf.gov.lk. [Online]. Available: <https://dl.nsf.gov.lk/items/f689bc00-3699-48b1-9ba4-ab3d032cb085>. Accessed on: March 15, 2025.
- [8] C. Robinson, "Seeing Paradise: Metaphor and Vision in a Palace Architecture", *Gesta*, 36(2), pp.145–155, 1997.
- [9] N. Yazdani, & M. Lozanovska, "The design philosophy of Edenic gardens: tracing 'Paradise Myth' in landscape architecture", *Landscape History*, 37(2), pp. 5–18, 2016.
- [10] G. Doke, *Review of Jonardon Ganeri, Attention, Not Self*. Phenomenology and the Cognitive Sciences, 2021.
- [11] G. Franck, "The economy of attention", *Journal of Sociology*, 55(1), pp. 8–19, 2018.
- [12] K. McRae, S.M. Heller, O. P. John, J.J. Gross, "Context-dependent motion regulation: Suppression and reappraisal at the Burning Man festival", *Basic and Applied Social Psychology*, 33(4), pp. 346-350, 2011.
- [13] I.A. Boese, "Stadiums and Sports Entertainment Districts on the Landscape: An Urban Sports-Anchored Entertainment Development Model", *University of Missouri-Columbia*, 2018.
- [14] B. Curtin, "Semiotics and visual representation". *Semantic Scholar*, 4, 2009.
- [15] F. Bellentani, M. Panico, "The meanings of monuments and memorials: toward a semiotic approach", *Punctum. International journal of semiotics*, 2(1), 28-46, 2016.
- [16] R. Venturi, M. Stierli, D.B. Brownlee, V. Joseph, *Complexity and contradiction in architecture*. New York (N.Y.): The Museum Of Modern Art. Copyright, 2019.
- [17] R. Frankiv, "Theoretical and terminological bases for definition of neo-modernist architecture in Lviv", *Architectural Studies*, 5(2), pp. 75–81, 2019.

**СПОСОБИ РЕПРЕЗЕНТАЦІЇ ДОСКОНАЛОГО БУТТЯ
В АРХІТЕКТУРНИХ ТА ДИЗАЙНЕРСЬКИХ ОБ'ЄКТАХ
В КОНТЕКСТІ ВЗАЄМОДІЇ ПРИСУТНЬОГО І ПРОСТОРУ ПРИСУТНОСТІ**

Франків Р.Б., к.арх., доцент,
romanfrankiv@gmail.com, ORCID: 0000-0003-1100-0930
Національний університет «Львівська політехніка»
вул. С. Бандери, 12, м. Львів, 79000, Україна

Анотація. У статті розглядається тематика присвоєння просторам конотацій з ідеальним буттям засобами архітектури та дизайну. Знаходячись на стику різних галузей знань таких як філософія, психологія та архітектура, дана проблематика має важливе значення для сучасного проектування через постійно зростаючу конкуренцію між різними концепціями організації середовища, котра відбувається через присвоєння їй асоціацій з ідеальним буттям. Останнє, часто використовується як маркетинговий прийом для присвоєння архітектурним об'єктам доданої ринкової вартості (наприклад при виборі назви

житлових комплексів або закладів обслуговування). У значній мірі, вони пов'язані також з розвитком технологій імерсивної присутності, котрі змушують замислитись над автентичним розумінням поняття «реальності».

Наукова новизна дослідження обумовлена використанням спеціально розробленого методу комунікативно-диспозитивного узагальнення архітектурних та дизайнерських об'єктів, створених для репрезентації сакральності, влади, ідилії та свята. Всі вони проаналізовані з точки трьох точок зору: а) визначення змісту повідомлення яке архітектура намагається передати присутньому про нього самого; б) змісту нарративу, який служить основою створення архітектурного стилю чи манери; в) характерних рис архітектурних та дизайнерських елементів, котрі беруть участь у конструюванні такого середовища.

Значну частину дослідження проведено за допомогою групування вибраного матеріалу за змістом повідомлень перебувачу про нього самого, а також за характером суб'єктивного досвіду «ідеального» котрий був реально отриманий. В контексті першого визначено такі способи концептуалізації «ідеального» повідомлення простору тому хто в ньому перебуває, а саме: а) архітектурна та дизайнерська репрезентація ідеального формується за допомогою елементів, котрі, фокусують увагу на собі, але не передбачають можливості особистого залучення чи співучасті; б) архітектурна та дизайнерська репрезентація ідеального формується за допомогою елементів, які крім ролі акцентів для концентрації уваги передбачають механізми особистого залучення та співучасті; в) елементи, котрі символізують ідеальне є складовою частиною середовища особистого залучення, в якому увага фокусується на різних об'єктах, всі з яких, проте, є частинами єдиного простору ідеальної присутності.

Такий аналіз, дав можливість окреслити механізми надання архітектурному середовищу конотацій з ідеальним буттям, який ґрунтується на проєктному моделюванні в межах умовного діапазону, крайніми точками якого є: з одного боку – стан повної відокремленості, в рамках якого «ідеальне» сприймається як недосяжне «зовнішнє» та, з іншого боку – стан такої тісної інтеграції «я – образу» у семантичне поле «ідеального», який може привести до інфляції суб'єктивного досвіду «ідеального» та його нівелювання.

На основі наведених вище даних, сформульовано теоретичний підхід до методики конструювання суб'єктивного враження ідеальної присутності архітектурними та дизайнерськими методами, а саме: а) формулювання ідейно-поетичного нарративу котрий може бути присвоєний індивідуально кожному присутньому; б) пошуки відповідної семіотичної програми, котра здатна виразити нарратив як візуальну структуру, котра надає середовищу унікальної ідентичності пов'язаної з «ідеальним»; в) надання цій семіотичній програмі архітектурних інтерпретацій у вигляді об'єктів із зрозумілим для присутнього значенням.

Ключові слова: архітектура, дизайн, проєктування, репрезентація, ідеальне, конотація, середовище, простір.

Стаття надійшла до редакції 18.02.2025

This work by Frankiv R.B. is licensed under CC BY 4.0

ON PERTURBATIONS OF BUCKLING MODES OF ROD SYSTEMS CORRESPONDING TO MULTIPLE CRITICAL FORCES WHEN THE POSITION OF CONSTRAINTS CHANGES**Bekshaev S.,***s.bekshayev@gmail.com, ORCID: 0000-0002-5752-5321
Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture
4, Didrikhson str., Odesa, 65029, Ukraine*

Abstract. The article is devoted to the study of the influence of the position of supports of rod systems containing longitudinally compressed elements on their critical forces and the corresponding forms of buckling. Many issues related to the design and operation of such systems, in particular ensuring their stability, require taking into account the features of these forms, in particular the location of their nodes, extreme points, etc. Of special complexity is the case of a multiple critical force, for which the buckling mode is not uniquely determined, since an infinitely many buckling modes correspond to a multiple critical force. In the proposed work, for the case of a concentrated deformable or absolutely rigid hinged support, it is studied how, with a small displacement of the support, two simple critical forces are formed from a multiple critical force, and two uniquely determined buckling forms are formed from the corresponding infinite set of forms. In this case, significant use is made of analytical and qualitative methods of the theory of stability of rod systems, in particular, well-known theorems on the influence of imposing constraints on their critical forces, as well as previously established relationships determining the derivatives of the critical forces with respect to the coordinates determining the positions of the moving supports. Analytical expressions are proposed that allow one to describe the buckling modes formed after a small shift of the support in one direction or another, from which, in particular, it follows that on a moving support the angles of slope of the rod axis for these forms at the same value of the support reaction are numerically equal, but opposite in direction. The conclusions of the article are demonstrated on specific examples of two-span prismatic rods compressed by a longitudinal force constant along the length. In one of them, the position of the deformable intermediate support varies with absolutely rigid end supports. In the other, the intermediate absolutely rigid support moves when one of the end supports has a finite rigidity. In both examples, at a certain value of the rigidity of the deformable support, the main critical force becomes twofold and the rod can lose stability in an infinite number of configurations. Direct calculations performed for these cases show that the shift of the intermediate support leads to the effect described in the article and confirm its results.

Keywords: stability, critical force, buckling mode, perturbation, constraint, change of position.

Introduction. Ensuring reliable operation of engineering structures requires systematic monitoring of their operational characteristics. For structures containing longitudinally compressed rods, some of the most important characteristics are critical forces and the corresponding buckling modes (forms of buckling). They are determined by the entire set of mechanical and geometric parameters of the structure, and it is very important for the designer to be able to control their behavior in connection with certain changes in these parameters. In particular, they depend on the mechanical characteristics and spatial distribution of the constraints existing in the structure. In the proposed work, the relationship of critical forces and corresponding buckling modes with the position of concentrated hinge supports that reinforce the elements of rod structures is investigated. The case of the influence of support displacement on multiple critical forces is especially studied.

Analysis of recent research. One of the ways to increase the stability of engineering structures is to increase their critical forces (hereinafter referred to as CRF), at which buckling of their compressed elements occurs, through the installation and rational placement of constraints [1 – 9]. In this case, the maximum increase in CRFs is often achieved when their multiplicity is achieved through the introduction of additional supports. To do this, the introduced supports must be located exactly at the nodes of the corresponding buckling modes (hereinafter referred to as BM). In this regard, the task of accurately determining both CRFs and BMs, to which extensive literature is devoted [1, 10, 11], is of great importance. At the same time, since the optimal placement of supports cannot always be practically realized, it is important to be able to estimate the result of deviation of the position of the introduced support from the theoretically optimal one. Such problems are the subject of perturbation theory [11 – 15] and can be studied using the general methods developed in it. However, this may leave out important information that reflects the specifics of a particular engineering problem. Therefore, it is important to consider in detail all the features and clearly identify the influence of specific perturbations on the practically important geometric and mechanical characteristics of the studied engineering objects. For a perturbation in the form of a small shift of a concentrated support, these issues in relation to a wide class of rod systems are considered in the article [7], where expressions are presented for the derivatives of the CRFs with respect to the coordinates that determine the position of the supports, both for the case of simple and multiple CRFs. These expressions make it possible to estimate, in a linear approximation, the perturbations of the CRFs as a result of the shift of supports. The question of perturbation of BMs was not considered in [7]. The BMs corresponding to simple CRFs change continuously when the position of the support changes and, to a first approximation, we can assume that they are preserved with small shifts. A more complex problem of perturbations of the BMs corresponding to multiple CRFs is considered in the proposed work.

The purpose and objectives of the study. The goal of the proposed work is to determine the buckling modes of a rod system that are formed by a small shift of a concentrated hinge support that reinforces any of its rods, provided that the corresponding critical force before the shift was multiple and an infinite number of buckling forms corresponded to it. Analytical representations of these forms are sought, allowing us to study and compare their geometric features.

Materials and methodology of the study. The study uses the main results of the mathematical theory of stability of linear elastic rod systems [1], in particular the expansion of their deformed configurations in terms of their buckling forms. A feature of the work is the systematic use of the qualitative results of this theory, describing the effect of introducing constraints and variations in their location on the critical forces of the systems under study [7].

Research results. Preliminary results. This section presents the main results and uses the notation of the paper [7]. We consider a system consisting of straight rods subjected to a compressive longitudinal load arbitrarily distributed along their length. The presence of areas free from compression is allowed.

Notations and assumptions. The following notations and assumptions are used below:

S – an elastic rod system, including specified elastic and rigid constraints that connect points of the system to the ground or stationary bodies.

$S^{(1)}$ – a system formed from S with the imposition of one additional constraint.

$\mathbf{y} = \mathbf{y}(M)$ – displacement (configuration, form) of the system – is a function of point M , which determines the position of point M of the deformed system (in the undeformed state $\mathbf{y} \equiv 0$). It is assumed that the vector $\mathbf{y}(M)$ is perpendicular to the axis of the undeformed rod. It is assumed that with the appropriate choice of coordinate system, the configuration is completely determined by the scalar function $y(x)$, where the coordinate x of the point M is equal to the distance measured along the axis of the corresponding rod, $y(x)$ is the numerical value of the displacement of the point M having the coordinate x .

$\mathbf{q} = \mathbf{q}(M)$ – load – a function of point M , which determines the external force applied to point M ; it is assumed that the forces \mathbf{q} applied to the rod of the system are perpendicular to the axis of the rod.

(\mathbf{q}, \mathbf{y}) – work of load $\mathbf{q} = \mathbf{q}(M)$ on displacement $\mathbf{y} = \mathbf{y}(M)$. If $(\mathbf{q}, \mathbf{y}) = 0$, they say that the load \mathbf{q} is orthogonal to the form \mathbf{y} , or that the load \mathbf{q} is applied at a generalized node of the form \mathbf{y} .

$-C\mathbf{y}$ – a linear operator that determines the internal forces acting on points of the system in position $\mathbf{y}(M)$ (including the reactions of elastic and rigid constraints belonging to the system that connect it to the ground). The "-" sign reflects the usual property of elastic structures – to generate reactions that counteract the deformation that caused them.

$N\mathbf{y}$ – linear operator defining external forces acting along the axis of the corresponding rod of the system. These forces form a system of couples acting on the elements of the system and arising as a result of their turn at displacement $\mathbf{y} = \mathbf{y}(M)$. On segments of the system that do not turn or bend at this displacement ($\mathbf{y} \equiv \text{const.}$), $N\mathbf{y} = 0$.

$(N\mathbf{y}, \mathbf{v}) = (N\mathbf{v}, \mathbf{y})$ – work of forces of the system $N\mathbf{y}$, corresponding to configuration \mathbf{y} , on displacement \mathbf{v} . In particular, for a rod of length ℓ , compressed by a unit axial force constant along its length:

$$(N\mathbf{y}, \mathbf{v}) = \int_0^\ell y'(x)v'(x)dx. \quad (1)$$

Here and below, the prime denotes the derivative with respect to the coordinate.

It is assumed that forces $N\mathbf{y}$ do not cause tension anywhere, but there may be segments free from compression, where $N\mathbf{y} = 0$. Therefore always $(N\mathbf{y}, \mathbf{y}) \geq 0$.

The equation:

$$(C - PN)\mathbf{y} = 0,$$

expresses the equilibrium conditions of a system under the action of systems of forces $-C\mathbf{y}$ and $P \cdot N\mathbf{y}$, where P is a parameter called the compressive force. Its nontrivial solutions $\mathbf{v}_1, \mathbf{v}_2, \dots$, existing for a discrete set $0 \leq P_1 \leq P_2 \leq \dots$ of values of P , constitute a set of BMs, each of which \mathbf{v}_j corresponds to its own value P_j , called CRF,

$$(C - P_j N)\mathbf{v}_j = 0.$$

The forms \mathbf{v}_j are determined up to a constant factor, which is chosen so that the normalization conditions $(N\mathbf{v}_j, \mathbf{v}_j) = 1$ are satisfied. In addition, the orthogonality relations also hold:

$$i \neq j \Rightarrow (N\mathbf{v}_i, \mathbf{v}_j) = 0.$$

These relations make the forms $\mathbf{v}_1, \mathbf{v}_2, \dots$ convenient for constructing a basis in the space of configurations of the system S , but in the general case, in particular at the presence of segments free from compression, these forms are not sufficient to represent an arbitrary configuration as their linear combination and they should be supplemented with forms $\mathbf{w}_1, \mathbf{w}_2, \dots$ in which all compressed segments do not turn and for which $N\mathbf{w}_j \equiv 0$.

If there are no internal hinges in the system and there is at least one external fastening, the configuration of the system, compressed by force P , caused by an arbitrary transverse external load $\mathbf{q} = \mathbf{q}(M)$, with completeness and an appropriate choice of normalized forms \mathbf{w}_j , can be represented in the form of an expansion:

$$\mathbf{y} = \sum (\mathbf{q}, \mathbf{w}_j) \mathbf{w}_j + \sum \frac{(\mathbf{q}, \mathbf{v}_j)}{P_j - P} \mathbf{v}_j. \quad (2)$$

If the load $\mathbf{q} = \mathbf{q}(M)$ is a concentrated shear force applied at a point with coordinate s and directed towards positive $y(x)$, the corresponding scalar representation of the form (2) takes the form:

$$y(x) = \sum w_j(s) w_j(x) + \sum \frac{v_j(s)}{P_j - P} v_j(x). \quad (3)$$

Perturbations of the CRFs at small shifts of a point support. If the system $S^{(1)}$ is formed from S by introducing an elastic or absolutely rigid point hinge support at a point with coordinate s , then, as was noted in [4, 7], the derivative of a simple CRF of the system $S^{(1)}$ equal to P , regardless of its number in the spectrum of CRF, is equal to:

$$P' = \frac{\partial P}{\partial s} = 2 \frac{Ry'(s)}{(Ny, y)}, \quad (4)$$

where R is the magnitude of the reaction of the moving support, positive when it acts in the direction opposite to the positive deflections $y(x)$.

A multiple CRF corresponds to an infinite set of BMs, the dimension of which is equal to the multiplicity of the CRF. Therefore, the expression in equation (4) loses its meaning due to uncertainty $y'(s)$. If in this case the support turns out to be in the node of each of the BMs of the system S corresponding to P , and the multiplicity of P in $S^{(1)}$ remains the same as in S , then, as follows from considerations of [7], $P' = 0$, and equation (4) remains valid, because when the system $S^{(1)}$ buckles under the action of force P along any of the corresponding forms $R = 0$.

If the installation of a support in the node s_0 of each of the BMs v_{kj} of the system S corresponding to its CRF equal to P_k of multiplicity r (in S), $r \geq 1$, led to the formation in $S^{(1)}$ of a new form y corresponding to the same CRF (in this case $R \neq 0$), equation (4) becomes inapplicable because in this case, the shift of the support leads to the appearance of two different simple CRFs P_b and P_a , $P_b < P_k < P_a$, the derivatives of which (one-sided) at $s = s_0$ are determined by the relations ([7]):

$$P'_b + P'_a = \frac{2Ry'(s_0)}{(Ny, y)}, \quad P'_b P'_a = -\frac{R^2}{(Ny, y)} \sum_{j=1}^r v_{kj}^2(s_0), \quad (5)$$

where the notation has the same meaning as in equation (4), $v_{k1}(x), v_{k2}(x), \dots, v_{kr}(x)$ are the BMs of the system S corresponding to its CRF equal to P_k , $v_{k1}(s_0) = v_{k2}(s_0) = \dots = v_{kr}(s_0) = 0$.

Perturbations of the BMs corresponding to multiple CRFs. If, when installing a support of appropriate rigidity in a node s_0 of the form $v_k(x)$ corresponding to the CRF P_k , its multiplicity has increased, $P_{k-1}^{(1)} = P_k$, a new BM appears, which was not in S and which, according to equation (3) may be determined by the relation ([7]):

$$y(x) = -R \left[\sum w_j(s_0) w_j(x) + \sum_{j \neq k} \frac{v_j(s_0)}{P_j - P_k} v_j(x) \right], \quad (6)$$

where R is the magnitude of the reaction of the introduced support, positive when it acts in the direction opposite to the positive deflections $y(x)$. Note that in the expansion in equation (6) there are no members containing the BMs $v_k(x)$ of the system S that respond to P_k . The

orthogonality condition $(Ny, v_k) = 0$ follows from this.

When the support shifts from s_0 to s , the multiplicity of P_k in $S^{(1)}$ decreases and two new CRFs P_b and P_a , $P_b < P_k < P_a$ appears, the larger of which in accordance with equations (3) and (6) corresponds to the BM:

$$-R \left[\sum w_j(s) w_j(x) + \sum_{j \neq k} \frac{v_j(s)}{P_j - P_a} v_j(x) + \frac{1}{P_k - P_a} \sum_{j=1}^r v_{kj}(s) v_{kj}(x) \right],$$

which in the limit at $s \rightarrow s_0$ takes the form:

$$y_a(x) = y(x) + \frac{R}{P'_a} \sum_{j=1}^r v'_{kj}(s_0) v_{kj}(x), \quad (7)$$

where P'_a is the one-sided derivative of P_a with respect to s , calculated at $s = s_0$ from equations (5), $y(x)$ is unperturbed (before the support shift) BM of the system $S^{(1)}$, determined by equation (6).

The perturbed BM corresponding to the smaller CRF P_b is determined similarly,

$$y_b(x) = y(x) + \frac{R}{P'_b} \sum_{j=1}^r v'_{kj}(s_0) v_{kj}(x). \quad (8)$$

From (5), (7) and (8) the equality follows:

$$y'_a(s_0) + y'_b(s_0) = 0.$$

which means that on a moving support the angles of slope of the rod axis for the forms $y_a(x)$ and $y_b(x)$ at the same value of the support reaction are numerically equal, but opposite in direction.

Note also that $y_a(x)$ and $y_b(x)$ from (7) and (8) satisfy the orthogonality condition $(Ny_a, y_b) = 0$.

Forms $y_a(x)$ and $y_b(x)$ give an enough accurate representation of the BMs of the system $S^{(1)}$, if s is close enough to s_0 . At $s \neq s_0$ CRFs P_b and P_a are simple and their derivatives must satisfy equation (4), established for simple CRFs, i.e. following equalities must be satisfied:

$$P'_a = \frac{\partial P_a}{\partial s} \Big|_{s=s_0} = 2 \frac{Ry'_a(s_0)}{(Ny_a, y_a)}, \quad P'_b = \frac{\partial P_b}{\partial s} \Big|_{s=s_0} = 2 \frac{Ry'_b(s_0)}{(Ny_b, y_b)}. \quad (9)$$

To verify the validity of the first of them, we note the validity of the following relations:

$$y'_a(s_0) = y'(s_0) + \frac{R}{P'_a} \sum_{j=1}^r v'^2_{kj}(s_0). \quad (10)$$

From equation (5) next relations follow:

$$\frac{R^2}{P'_a} \sum_{j=1}^r v'^2_{kj}(s_0) = -(Ny, y) P'_b, \quad Ry'(s_0) = (Ny, y) \frac{P'_b + P'_a}{2},$$

whence:

$$Ry'_a(s_0) = Ry'(s_0) + \frac{R^2}{P'_a} \sum_{j=1}^r v'^2_{kj}(s_0) = (Ny, y) \frac{P'_b + P'_a}{2} - (Ny, y) P'_b = (Ny, y) \frac{P'_a - P'_b}{2}. \quad (11)$$

From equation (7) taking into account orthogonality $(Ny, v_{kj}) = 0$ it follows:

$$(Ny_a, y_a) = (Ny, y) + \frac{R^2}{P'^2_a} \sum_{j=1}^r v'^2_{kj}(s_0) = (Ny, y) - (Ny, y) \frac{P'_b}{P'_a} = (Ny, y) \frac{P'_a - P'_b}{P'_a}. \quad (12)$$

Comparing equations (11) and (12), we get the first of the equalities:

$$\frac{2Ry'_a(s_0)}{(Ny_a, y_a)} = P'_a, \quad \frac{2Ry'_b(s_0)}{(Ny_b, y_b)} = P'_b,$$

in full accordance with equation (4). The second one is established in the same way.

We will demonstrate the results obtained using examples.

Example 1. A rectilinear prismatic rod (see Fig. 1) of length ℓ , hinged at the ends on rigid supports and compressed by a longitudinal force constant along the length, is supported by an elastic hinged support in its middle, which is the node of the 2nd BM.

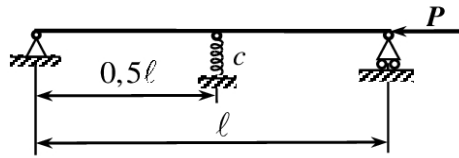


Fig. 1. A rod having a double main CRF at $c = c_{cr} = \frac{16\pi^2 EJ}{\ell^3}$

With a support stiffness coefficient equal to $c_{cr} = \frac{16\pi^2 EJ}{\ell^3}$, where EJ is the bending stiffness

of the rod that is constant along the length, its main CRF becomes double and equal to the $\frac{4\pi^2 EJ}{\ell^2}$ – 2nd CRF of a single-span rod. It corresponds to two linearly independent BMs, defined by the equations ([10]):

$$v_2(x) = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\ell}{2}} \sin\left(\frac{2\pi x}{\ell}\right), \quad (13)$$

$$y(x) = \begin{cases} \left[\sin\left(\frac{2\pi x}{\ell}\right) + \frac{2\pi x}{\ell} \right] \cdot \frac{\ell^3}{16\pi^3 EJ}, & \text{if } x \leq \frac{\ell}{2}, \\ \left[\sin\left(\frac{2\pi(\ell-x)}{\ell}\right) + \frac{2\pi(\ell-x)}{\ell} \right] \cdot \frac{\ell^3}{16\pi^3 EJ}, & \text{if } \frac{\ell}{2} \leq x \leq \ell. \end{cases} \quad (14)$$

The form $v_2(x)$ is shown in Fig. 2 a), $y(x)$ – in Fig. 2 b). In all figures, the distance from the left end of the rod is plotted along a horizontal line and is indicated in fractions of ℓ . Vertically in Fig. 2 b) ordinates $y(x)$ are shown in fractions of $\frac{\ell^3}{\pi^3 EJ}$ at $R = 1$.

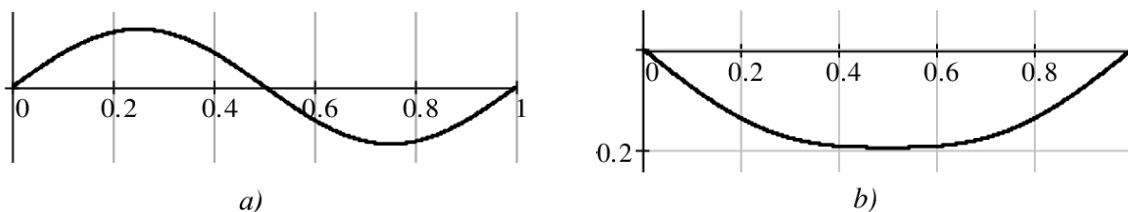


Fig. 2. BMs of the rod shown in Fig. 1, corresponding to its main double CRF

Constant coefficients in equations (13) and (14) are determined by normalization conditions. The form $v_2(x)$ satisfies the condition:

$$(Nv_2, v_2) = \int_0^\ell v_2'^2(x) dx = 1. \quad (15)$$

The form $y(x)$ corresponds to a reaction value of the intermediate support equal to 1. In this case:

$$(Ny, y) = \int_0^\ell y'^2(x) dx = \frac{3}{128} \cdot \frac{\ell^5}{\pi^4 (EJ)^2}.$$

The forms $v_2(x)$ and $y(x)$ also satisfy the orthogonality condition:

$$(Ny, v_2) = \int_0^\ell y'(x)v_2'(x) dx = 0.$$

Due to symmetry of $y(x)$ on the intermediate support $y'(\ell/2) = 0$ (see Fig. 2 b)), from where, according to equation (5) equalities follow:

$$P'_a = -P'_b = \frac{|Rv_2'(\ell/2)|}{\sqrt{(Ny, y)}} = \frac{|v_2'(\ell/2)|}{\sqrt{(Ny, y)}} = \frac{16\pi^2 EJ}{\sqrt{3}\ell^3}.$$

They correspond to two perturbed BMs:

$$\begin{aligned} y_a(x) &= y(x) + \frac{Rv_2'(\ell/2)}{P'_a} v_2(x) = y(x) + \frac{Rv_2'(\ell/2)}{|Rv_2'(\ell/2)|} \sqrt{(Ny, y)} v_2(x) = \\ &= y(x) - \frac{\sqrt{3}\ell^{5/2}}{8\sqrt{2}\pi^2 EJ} v_2(x) = y(x) - \frac{\sqrt{3}\ell^3}{16\pi^3 EJ} \sin\left(\frac{2\pi x}{\ell}\right), \\ y_b(x) &= y(x) + \frac{\sqrt{3}\ell^3}{16\pi^3 EJ} \sin\left(\frac{2\pi x}{\ell}\right). \end{aligned}$$

The forms $y_a(x)$ and $y_b(x)$ are shown in Fig. 3 a) and 3 b) respectively.

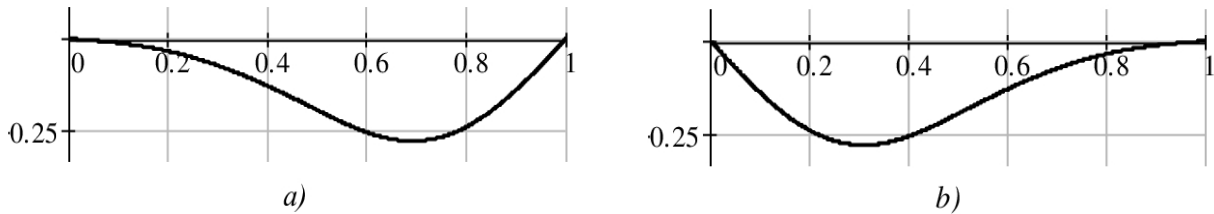


Fig. 3. Perturbed BMs of the rod shown in Fig. 1, corresponding to its main double CRF when the support shifts in the limit at $s \rightarrow s_0 = \ell/2$; a) – $y_a(x)$, b) – $y_b(x)$

Example 2. A two-span rod (Fig. 4) of length ℓ , supported at the ends on hinged supports, one of which is absolutely rigid and the other deformable, is compressed by a longitudinal force constant along the length.

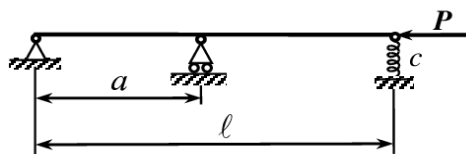


Fig. 4. A rod having a double main CRF at $c = P_2/(\ell - a)$

It has a double main CRF equal to the 2nd CRF P_2 of a single-span rod supported at the ends on absolutely rigid hinge supports, provided that the absolutely rigid intermediate support is located in the node of the 2nd BM of this single-span rod, corresponding to P_2 , and the stiffness coefficient of the end deformable support is equal to $c = P_2/(\ell - a)$, where a is the coordinate of the intermediate support, equal to the distance of the node of the 2nd BM of the single-span rod from the rigid end support.

This CRF corresponds to two linearly independent BMs, one of which $v_2(x)$ is the BM of a single-span rod supported at the ends on absolutely rigid hinged supports which corresponds to its 2nd CRF equal to P_2 , and the second is the semi-curved one ([2, 3, 9]) and is determined by the equalities:

$$u(x) = \begin{cases} 0, & \text{if } x \leq a, \\ v_2(x) - v_2'(a)(x - a), & \text{if } a \leq x \leq \ell. \end{cases} \quad (16)$$

The form $u(x)$ for a prismatic rod of a constant bending stiffness is shown in Fig. 5 a), where the ordinates are indicated in fractions of $\frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\ell}{2}}$ according to the definitions of equations (13) and (16) and normalization of the form $v_2(x)$ by equation (15).

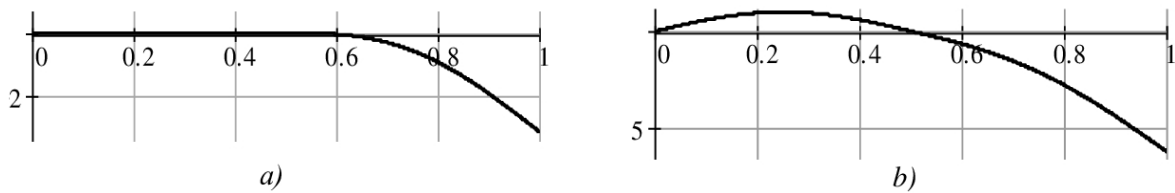


Fig. 5. BMs of the rod shown in Fig. 4 for a prismatic rod of a constant bending stiffness; a) – semi-curved $u(x)$, b) – $y(x)$ orthogonal to $v_2(x)$

Unlike the previous example, the forms $v_2(x)$ and $u(x)$ are not orthogonal. Therefore, to determine the perturbations of the CRFs and BMs, we form their linear combination:

$$y(x) = v_2(x) + \lambda u(x), \quad (17)$$

which will be orthogonal to $v_2(x)$ at

$$\lambda = - \frac{1}{\int_a^\ell v_2'^2(x) dx}.$$

In this case, as calculations show,

$$(Ny, y) = \int_0^\ell y'^2(x) dx = \lambda^2 v_2'^2(a)(\ell - a) - (\lambda + 1).$$

The form $y(x)$ for a constant bending stiffness is shown in Fig. 5 b) in the same units as $u(x)$ in Fig. 5 a).

Since when the rod is buckled according to the form $v_2(x)$, all support reactions are equal to zero, when buckling according to the form $y(x)$ they will be the same as when buckling according to the form $\lambda u(x)$, in which the left end support is not loaded, and the two remaining reactions

form a couple in which the reaction of the end support is equal to $R(\ell) = cy(\ell)$, and the reaction of the intermediate support is equal to:

$$R = R(a) = -cy(\ell) = c\lambda v_2'(a)(\ell - a) = P_2\lambda v_2'(a).$$

Moreover, since $u'(a) = 0$, from equation (17) it follows that $y'(a) = v_2'(a)$. This allows us to write down the equations (5) in the form:

$$P_b' + P_a' = \frac{2q}{Y}, \quad P_b'P_a' = -\frac{q^2}{Y}, \tag{18}$$

where $q = Rv_2'(a) = P_2\lambda v_2'^2(a)$, $Y = (Ny, y)$.

From equation (18) we find:

$$P_a' = q \frac{1 - \sqrt{1+Y}}{Y} = P_2\lambda v_2'^2(a) \frac{1 - \sqrt{1+Y}}{Y}, \quad P_b' = P_2\lambda v_2'^2(a) \frac{1 + \sqrt{1+Y}}{Y}.$$

The corresponding perturbed forms according to equations (7) and (8) are determined by the equalities:

$$y_a(x) = y(x) - (1 + \sqrt{1+Y})v_2(x), \quad y_b(x) = y(x) + (\sqrt{1+Y} - 1)v_2(x). \tag{19}$$

In the case of a rod of a constant cross-section:

$$v_2(x) = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\ell}{2}} \sin\left(\frac{2\pi x}{\ell}\right), \quad \lambda = -2, \quad Y = 5,$$

and perturbed BMs $y_a(x)$ and $y_b(x)$ calculated according to equation (19) take the form shown in Fig. 6 a) and 6 b) respectively.

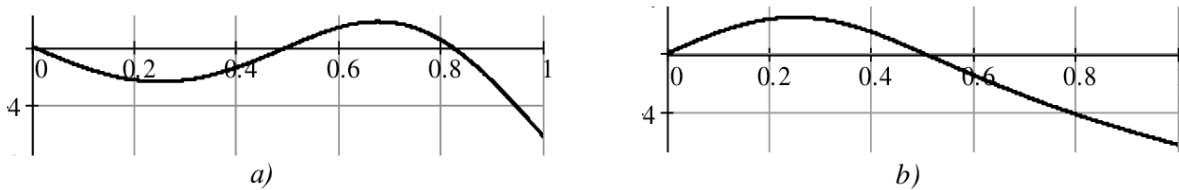


Fig. 6. Perturbed BMs of the rod shown in Fig. 4, corresponding to its main double CRF when the intermediate support is shifted in the limit at $s \rightarrow s_0 = \ell/2$; a) – $y_a(x)$, b) – $y_b(x)$

All calculations in the examples are performed on the basis of known exact analytical expressions for the influence functions of compressed prismatic rods with constant bending stiffness along the length [10].

Conclusions. The results of the article allow, in addition to the perturbations of critical forces caused by small displacement of supports, to obtain information about the appearing buckling forms of rod systems, as well as to establish some of their geometric features. This information can be used in solving various problems related to the design and operation of such systems.

The study made it possible to better understand and quantitatively estimate the influence of changes in the position of constraints on the critical forces and forms of buckling of rod systems. The use of the results presented in the article will make it possible to increase the efficiency of the design and operation of engineering structures containing elements operating under conditions of axial compression. It can be suggested that the ideas and results used in the article can be applied in the future when solving more complex problems of control and optimization of the mechanical characteristics of various engineering structures.

References

- [1] Ya.L. Nudelman, *Metody opredelenia sobstvennykh chastot i kriticheskikh sil dlya sterzhnevyykh sistem*. M. - L.: GTTI, 1949.
- [2] S. Ya. Bekshaev, "Ob optimal'nom raspolzhenii promezhutochnoy opory prodol'no szhatogo sterzhnya", *Visnyk Odes'koji derzhavnoji akademiji budivnyctva ta arkhitektury*, vol. 60, pp. 400 – 406, 2015.
- [3] S.Ya. Bekshaev, "Poluizognutye formy poteri ustojchivosti v zadache optimizacii szhatogo trjohproljotnogo sterzhnya", *Visnyk NTUU "KPI". Ser. Mashinobuduvannya*, 2 (77), pp. 132 – 139, 2016.
- [4] Ya.L. Nudelman, D.M. Giterman, S.Y. Bekshaev, "Vliyanie raspolzheniya uprugih opor na prodol'ny izgib mnogoproliotnogo sterzhnya", *Abstract information on the completed scientific research in the universities of the Ukrainian SSR. Structural mechanics and design of structures*, 7, K.: Vyscha shkola, 1976.
- [5] N. Olhoff, F. I. Niordson, "Some Problems Concerning Singularities of Optimal Beams and Columns", *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik*, B. 59, H. 3, T16–T26, 1979.
- [6] S. Bekshaev, "On the optimal position of the intermediate support of the compressed three-span rod and its qualitative features", *Mechanics and Mathematical Methods*, 4 (1). 96–106. 2022. <https://doi.org/10.31650/2618-0650-2022-4-1-96-106>.
- [7] S. Bekshaev, "Some problems of optimization of rod systems containing compressed elements using additional constraints", *Mechanics and Mathematical Methods*, 4 (2), 83 – 102, 2022. <https://doi.org/10.31650/2618-0650-2022-4-2-83-102>.
- [8] S. Bekshaev, "On the Influence of the Position of Supports on Critical Forces and Buckling Modes of Rod Systems", *X International Conference Actual Problems of Engineering Mechanics. Abstracts of Reports*, 2024, pp. 10 – 13.
- [9] S. Bekshaev, "Semi-curved buckling modes as a result of the optimization of compressed rods", *Bulletin of Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture*, vol. 79, pp. 17-26, 2020. <https://doi.org/10.31650/2415-377X-2020-79-17-26>.
- [10] S. P. Timoshenko, J. M. Gere, *Theory of elastic stability*, 2nd ed. New York: McGraw-Hill, 1961.
- [11] Chai H. Yoo, Sung C. Lee, *Stability of structures: principles and applications*, Elsevier Inc. 2011. ISBN 978-0-12-385122-2, doi:10.1016/B978-0-12-385122-2.10001-6.
- [12] T. Kato, *Perturbation theory for linear operators*, Berlin: Springer, 1980.
- [13] J. W. Strutt (Reyleigh), *Theory of Sound, vol. I*, London: Macmillan and Co., 1877.
- [14] R. Courant and D. Hilbert, *Methods of Mathematical Physics, vol. I*, John Wiley & Sons, Inc., 1989.
- [15] M. Reed, B. Simon, *Methods of Modern Mathematical Physics, vol. IV: Analysis of Operators*, Academic Press, Inc., 1978.

**ПРО ЗБУРЕННЯ ФОРМ ВТРАТИ СТІЙКОСТІ СТРИЖНЕВИХ СИСТЕМ, ЯКІ
ВІДПОВІДАЮТЬ КРАТНИМ КРИТИЧНИМ СИЛАМ, ПРИ ЗМІНІ ПОЛОЖЕНЬ
В'ЯЗЕЙ**

Бекшаєв С.Я.,

s.bekshayev@gmail.com, ORCID: 0000-0002-5752-5321

Одеська державна академія будівництва та архітектури

вул. Дідріхсона, 4, м. Одеса, 65029, Україна

Анотація. Стаття присвячена дослідженню впливу розташування опор стрижневих систем, що містять поздовжньо стиснуті елементи, на їх критичні сили та відповідні форми втрати стійкості. Багато питань, пов'язаних з проектуванням і експлуатацією таких систем,

зокрема із забезпеченням їхньої стійкості, вимагають урахування особливостей цих форм, зокрема розташування їх вузлів, точок екстремумів та ін. Особливу складність представляє випадок кратної критичної сили, для якої форма втрати стійкості не визначена однозначно, оскільки кратній критичній силі відповідає нескінченна кількість форм втрати стійкості. У запропонованій роботі для випадку зосередженої деформовної або абсолютно жорсткої шарнірної опори вивчено, як при малому зсуві опори з кратної критичної сили утворюються дві прості, а з нескінченної множини форм утворюються дві однозначно визначені форми. При цьому суттєво використовуються аналітичні та якісні методи теорії стійкості стрижневих систем, зокрема, відомі теореми про вплив накладання в'язей на їх критичні сили, а також встановлені раніше співвідношення, що визначають похідні від критичних сил по координатам, які визначають положення опор, що переміщуються. Запропоновано аналітичні вирази, які дозволяють описати знов утворені форми при малих зсувах опори в той чи інший бік, з яких, зокрема, випливає, що на опорі, що переміщується, кути нахилу осі стрижня для цих форм при одному і тому ж значенні реакції опори чисельно рівні, але протилежні за напрямком. Висновки статті продемонстровані на конкретних прикладах двопрогонових призматичних стрижнів, стиснутих постійною по довжині поздовжньою силою. В одному з них варіюється положення проміжної опори, що деформується, при абсолютно жорстких крайніх опорах. В іншому переміщується проміжна абсолютно жорстка опора, коли одна з крайніх опор має скінченну жорсткість. В обох прикладах при певному значенні жорсткості деформовної опори основна критична сила стає двократною і стрижень може втрачати стійкість по будь-якій з нескінченної множини конфігурацій. Прямі обчислення, виконані для цих випадків, показують, що зсув проміжної опори призводить до ефекту, описаного у статті, та підтверджують її результати.

Ключові слова: стійкість, критична сила, форма втрати стійкості, збурення, в'язь, зміна положення.

Стаття надійшла до редакції 3.03.2025

This work by Bekshaev S. is licensed under CC BY 4.0

**PRACTICAL ANALYSIS METHOD OF
REINFORCED CONCRETE FRAME STRUCTURES
WITH CONSIDERATION OF CREEP AND CRACKING IN CONCRETE**

¹**Vysochan N.K.**, Ph.D., Associate Professor,
ninavysochan@odaba.edu.ua, ORCID: 0009-0004-4481-2796

¹**Yakymenko Y.A.**, graduate student,
yakimenko@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0003-2034-0849

¹*Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture*
Didrikhsona St., 4, Odessa, 65029, Ukraine

Abstract. The article is devoted to enhancing the practical method of reinforced concrete frame structure analysis with consideration of the creep and cracking processes in concrete. The proposed method is based on the usage of a linearized diagram of a bending moment and curvature relationship for reinforced concrete bending elements. The formulas for evaluation of the bending stiffness of reinforced concrete elements with consideration of creep and cracking of concrete are given. The proposed formulas are based on the linear creep theory that assumes a linear relationship between stresses and elastic deformations as well as between stresses and creep deformations. The algorithm for drawing of linearized diagrams "bending moment vs curvature" for reinforced concrete elements of rectangular cross-section with consideration of creep and cracking is described.

The analysis of portal reinforced concrete frames used in the experimental research of other authors was made to verify the proposed practical method. Experimental research provided tests of frames by the short-term loads for the definition of the bearing capacity and by the long-term loads of the different intensities. According to geometrical dimensions, reinforcement schemes, and materials properties of the experimental frames the linearized diagrams "bending moment vs curvature" were drawn with the usage of the proposed algorithm. Tables with the comparison of bending moments values obtained by the analysis results with values obtained during experimental research are given. Statistic analysis of the ratio of theoretical values of bending moments to experimental values at the action of short-term and long-term loads shows good agreement with differences less than 10%.

Keywords: reinforced concrete, creep, cracking, bending moment, curvature.

Introduction. Concrete, which is the main component of reinforced concrete structures, has physical and mechanical properties that change over time and under the influence of the applied load. Consideration of a concrete creep plays a particularly important role in determining and predicting the stress-strain state of building structures during the restoration, reconstruction and decommissioning of construction facilities. Thus, the development and improvement of practical methods for the analysis of reinforced concrete structures that are applicable for consideration of the processes of cracking and creep in concrete is an important task.

Analysis of Recent Research. The work of many scientists has been devoted to the study of the effect of concrete creep on the stress-strain state [1-12].

Modern works distinguish between the following concrete creep theories:

- The theory of aging.
- The theory of elastic inheritance.
- The theory of hereditary aging.

According to the aging theory, creep deformations depend on stress levels and time. It is assumed that the creep curves corresponding to the loading at different ages are parallel to each other.

The theory of elastic inheritance assumes complete reversibility of creep deformations. In addition, according to this theory, the elastic modulus of concrete has a constant value and does not depend on the age of the concrete. Therefore, the theory of elastic inheritance can be used only for the analysis of structures made of "old" concrete.

The theory of hereditary aging is a combination of the above-mentioned aging theory and elastic inheritance theory, which allows us to characterize the creep processes of concrete most completely.

The contemporary normative documents [13, 14] regulate the determination of only the maximum creep rate at a constant stress level. In this case, it is assumed that creep depends on the duration of the load, concrete class, open surface modulus, and cement class.

Purpose of Research. The purpose of this work is to study the effect of creep and cracking in concrete on the bending moment-curvature diagrams and to improve the analysis method of reinforced concrete frame structures using bending moment-curvature diagrams that allow considering the effect of creep and cracking in concrete.

Research Method. The linear creep theory based on linear relationships between both stresses and elastic strains and between stresses and creep strains is adopted in this paper to consider the influence of time on the physical and mechanical properties of concrete.

In analysis of reinforced concrete structures with creep and cracking consideration, the stiffness of their elements, and thus the behavior of the structure under load, depends on the distribution of internal forces and their changes over time ($t-t_0$).

In this paper, it is assumed:

t – is the current age of concrete for which the stress-strain state of the structure is determined;

t_0 – is the age of concrete at the time of load application.

The time starts from the moment the concrete begins to harden. The term "age of concrete" means the time interval from the beginning of concrete hardening to the considered time (t or t_0).

The stiffness of reinforced concrete structural elements in the case of bending under the proposals outlined in [2, 3], can be determined by the following formulas:

– in the absence of cracks in the concrete:

$$B^*(t) = E_c(t) I_{red} \frac{1 + \rho_f \rho_1 \alpha(t) (1 + \varphi(t, t_0))}{(1 + \varphi(t, t_0)) [1 + \rho_f \alpha(t) (1 + \varphi(t, t_0))]}; \quad (1)$$

where $B^*(t)$ is long-term bending stiffness with the creep consideration of bent reinforced concrete element under the action of the long-term load at the moment of time t ;

$E_c(t)$ is the elasticity modulus of concrete at the moment of time t ;

I_{red} is the reduced moment of inertia of the reinforced concrete element cross-section;

ρ_f is a reinforcement ratio, equal to the ratio of the reinforcement area to the area of concrete, but no more than 0.02;

ρ_1 is the factor that characterizes the geometry of the cross-section, position of reinforcements and stress state;

$\alpha(t)$ is the ratio of the reinforcement elasticity modulus to the elasticity modulus of concrete;

$\varphi(t, t_0)$ is creep coefficient;

– in case of cracks in the concrete:

$$B_L^*(t) = \frac{B^*(t)}{1 + \varphi(t, t_0) \left(\beta_1 + \beta_2 \left(\frac{M_{cre}}{M_L} \right)^2 \right)}, \quad (2)$$

where $B_L^*(t)$ is long-term bending stiffness with the creep and cracking consideration of bent reinforced concrete element under the action of the long-term load at the moment of time t ;

β_1 and β_2 are factors that depend on cross-section parameters;

M_{cre} is a value of the bending moment that causes the first crack;

M_L is the bending moment caused by long-term loads.

The following algorithm for drawing bending moment-curvature diagrams with consideration of the creep and cracking processes is proposed in this article:

1. The following parameters are used as initial: class of concrete C ; amount of air involved ν ; the specific weight of cement dough in the concrete mixture P_T ; relative humidity of the environment W ; the design value of reinforcement compressive strength R_{sk} for the first group of ultimate states; the elasticity modulus of reinforcement E_s ; height h and width b of the cross-section; constant values $c_k = 0.5$ and $k = 1$ applied according to the recommendation [15]; a parameter f_0 that characterizes the curvature of the stress curve in the compressed zone of concrete.

2. The open surface modulus M_0 is calculated according to the given shape and dimensions of the cross-section by the following formula:

$$M_0 = \frac{u}{A}, \quad (3)$$

where u is the perimeter of the cross-section that corresponds with the open surface;

A is a cross-sectional area.

3. According to the applied initial parameters, the table parameters are evaluated from the reference tables given in the recommendation [15] coefficients ν_k and ν_c that depends on the class of concrete in terms of compressive strength; dimensionless coefficient k_c for concretes with coarse aggregate and for fine-grained concretes with quartz sand; parameter s that characterize the influence of elastic properties of aggregate in concrete; coefficient ξ_{3c} that depends on the humidity of the environment; coefficients γ , γ_1 , and ξ_{2c} that depend on the modulus of the open surface; coefficient d that depends on the time of sample loading and the modulus of the open surface.

4. The physical and mechanical properties of concrete at the age of t and t_0 are calculated:

- the cubic strength of concrete $f_{ck,cube}^G(t)$ that is determined in accordance with the recommendations [15] and is based on the strength corresponding to a given class of concrete at the age of $t = 28$ days by the following formula:

$$f_{ck,cube}^G(t) = \left(1 + \frac{23}{55 + C} \cdot \frac{t - 28}{t + 11}\right) C, \quad (4)$$

- the initial elasticity modulus of concrete by formula:

$$E_c(t) = \frac{400s f_{ck,cube}^G(t)}{sP_T + f_{ck,cube}^G(t)}. \quad (5)$$

5. The following geometric properties of the cross-section are determined: the ratio $\alpha(t)$ of the concrete elasticity modulus $E_c(t)$ to the reinforcement elasticity modulus E_s ; the cross-sectional area $A_{red}(t)$ of the reduced section; the first moment of the reduced section $S_{red}(t)$ concerning the axis passing through the lower edge of the section; coordinate of the gravity center of the reduced section $y_{red}(t)$ concerning the axis passing through the lower edge of the section; moment of inertia of the concrete section concerning its central axes I_{c0} ; moment of inertia of concrete section $I_c(t)$ concerning the central axis of the reduced cross-section; moments of inertia of the reinforcement in the stretched $I_s(t)$ and compressed $I_s'(t)$ zones; moment of inertia of the reduced section $I_{red}(t)$ concerning its central axis; coefficient that characterizes the geometry of the cross-section of the element, the location of the reinforcement, and the stress state $\rho_1(t)$; reinforcement ratio of the cross-section ρ_f .

6. The creep rate of concrete at age t under load applied at age t_0 is calculated by the formula:

$$C(t, t_0) = \frac{1}{E_c(t_0)} - \frac{1}{E_c(t)} + C^N(\infty, 28) \xi_{2c} \xi_{3c} \Omega(t_0) f(t - t_0), \quad (6)$$

where $C^N(\infty, 28)$ – is the ultimate value of the creep rate of concrete loaded at the age of 28 days after curing in natural conditions, calculated by the formula:

$$C^N(\infty, 28) = k_c \left[\frac{(W + \nu)}{(C + 4.0)} \right]; \quad (7)$$

$\Omega(t_0)$ – is a function that considers the influence of the concrete aging on the creep rate, evaluated by the formula:

$$\Omega(t_0) = c_k + d \exp(-\gamma t_0); \quad (8)$$

$f(t-t_0)$ – is a function that considers increasing the creep rate with time, evaluated by the formula:

$$f(t-t_0) = 1 - k \exp[-\gamma_1(t-t_0)]. \quad (9)$$

7. The bending moment at which cracking processes are beginning in the reinforced concrete element at age t is calculated:

$$M_{crc}(t) = W_{pl}(t) f_{ctk}(t), \quad (10)$$

where $W_{pl}(t)$ – is the elastic-plastic section modulus;

f_{ctk} – is the characteristic value of the concrete strength in tension.

8. The ultimate value of bending moment that can withstand the cross-section of a reinforced concrete element at age t is calculated:

$$M_u(t) = \frac{f_{ck,prism}(t) b x_{min}^2(t, t_0)}{2 + f_0} + R_{sk} A_{sc} [h - c - x_{min}(t, t_0)], \quad (11)$$

where $f_{ck,prism}(t)$ – is the characteristic value of the prismatic compression strength of concrete at the age t that can be defined by the formula (4) with the usage of the characteristic value of the prismatic compression strength of concrete $f_{ck,prism}$ at age $t = 28$ days instead of concrete class C ;

$x_{min}(t, t_0)$ – is the minimum height of the compressed zone of concrete;

c – is the concrete cover of reinforcement in the tension zone.

9. The long-term bending stiffness with creep consideration $B^*(t)$ of a reinforced concrete element is calculated by formula (1).

10. The long-term bending stiffnesses with creep and cracking consideration $B_L^*(t)$ of a reinforced concrete element are calculated by formula (2). In this case, the stiffnesses at values of long-term bending moments $M_L = M_{crc}(t)$ and $M_L = M_u(t)$ are calculated.

11. The ultimate values of the element curvature are calculated using the following formulas:

$$\chi_1 = \frac{M_{crc}}{B^*(t)}, \quad \chi_2 = \frac{M_{crc}}{B_L^*(t)}, \quad \chi_3 = \frac{M_u(t)}{B_L^*(t)}. \quad (12)$$

12. Based on the obtained values of the ultimate bending moments $M_{crc}(t)$, $M_u(t)$ and curvatures χ_1, χ_2, χ_3 , a bending moment-curvature diagram is drawn.

Results of Research. To verify the proposed practical method for consideration of creep and cracking processes in concrete, the authors compared the analysis results with the experimental data obtained at the Kyiv National University of Civil Engineering and Architecture by A.Y. Barashikov, L.A. Murashko, and G.M. Reminets [5]. These experimental studies contain information about the testing of U-shaped reinforced concrete frames, the design scheme of which is shown in Fig. 1. There were the following series of frames: RP₂₈ tested by a single short-term load to failure; R0.25 and R0.5 tested by the long-term load of different intensity.

The frames had the following design dimensions in the axes: height $H = 1125$ mm; span length $L = 1500$ mm. The beam had a cross-section of 120×170 mm, and the column had a cross-section of 120×135 mm. Class A-II reinforcement with yield strength $\sigma_y = 338$ MPa and elasticity modulus $E_s = 213000$ MPa was used to reinforce the frame. The columns are reinforced by two rods with a diameter of 10 mm near the inner face and two rods with a diameter of 14 mm near the outer face of the cross-section. The beam is reinforced by two rods with a diameter of 14 mm near the bottom and top faces of the cross-section. In this case, the top reinforcement was located only above the supports on a section of 500 mm in length.

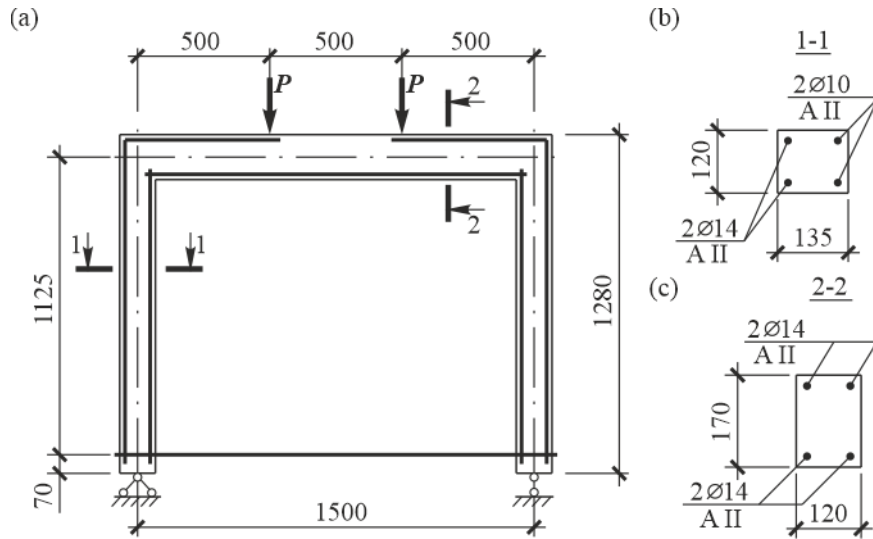


Fig. 1. Design scheme of frames RP₂₈, R0.25 and R0.5:
a – scheme of reinforcements; b – columns cross-section; c – beam cross-section

Samples of the frame RP₂₈ were tested under a single short-term load until failure at the age of 28 days. The prismatic strength of concrete at the time of testing was $f_{cd} = 36.2$ MPa. The test samples were loaded with two concentrated forces applied at a distance of 500 mm from the columns axes. The load was applied to the frame in steps of 5 kN.

Samples of frames R0.25 and R0.5 were used to study the effect of long-term action of load respectively of 10 and 20 kN, applied at the age of 28 days. The duration of the load was up to 293 days.

For the opening of the static indeterminacy of the experimental frames, the force in the tightening was measured using a flat dynamometer. Based on the experimental values of the force in the tightening H , the values of the support M_{sup} and span M_{sp} bending moments were calculated.

The bending moment-curvature diagrams drawn following the algorithm described above were used for the analysis of the experimental frames. The corresponding diagrams for the designed cross-sections of the columns and beam are shown in Figs. 2 and 3.

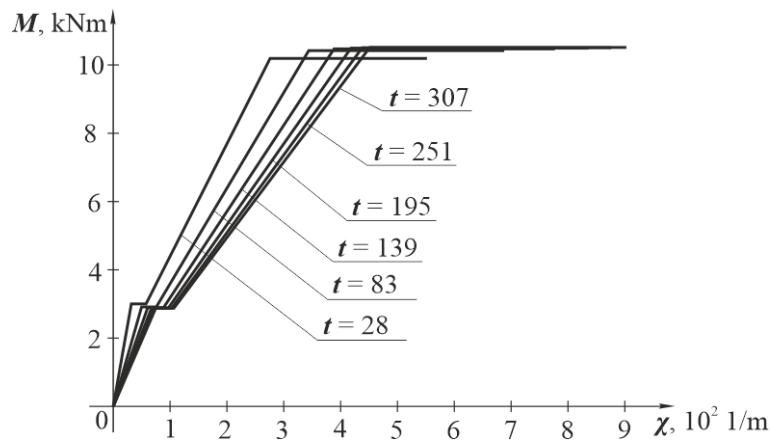


Fig. 2. Bending moment vs. curvature diagram for the column elements

Using a program compiled in the computer mathematics system MATLAB, according to the algorithm for determining the stress-strain state of reinforced concrete frame structures proposed in [5], the above-described reinforced concrete frame RP₂₈ was calculated at each load stage. Table 1 shows a comparison of the experimental values of bending moments with the theoretical ones obtained by analysis with the usage of the bending moment-curvature diagrams drawn according to

the proposed methodology. The table also shows a statistical assessment of the distribution of the ratio of the experimental and theoretical values of bending moments M_{exp}/M_{teor} .

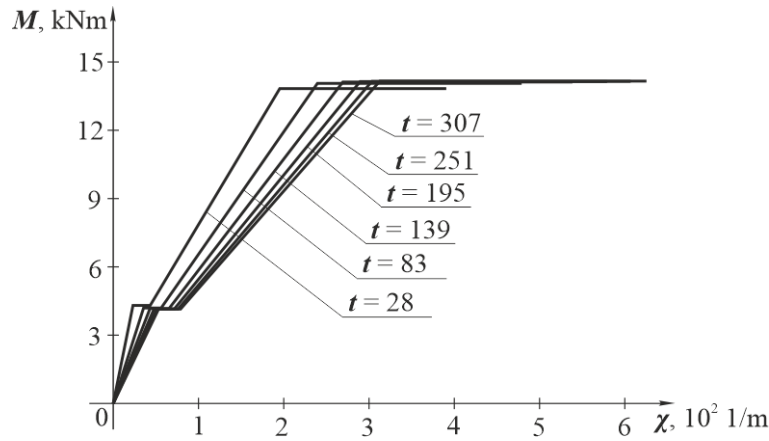


Fig. 3. Bending moment vs. curvature diagram for beam elements

Table 1 – Comparison of experimental and theoretical values of bending moments in the frame series RP₂₈ [5]

P , kN	H^{exp} , kN	M_{sup}^{exp} , kN m	M_{sup}^{teor} , kN m	$\frac{M_{sup}^{exp}}{M_{sup}^{teor}}$	M_{sp}^{exp} , kN m	M_{sp}^{teor} , kN m	$\frac{M_{sp}^{exp}}{M_{sp}^{teor}}$
2	0.298	0.336	0.3513	0.9556	0.6643	0.6487	1.0240
4	0.476	0.533	0.6715	0.7937	1.467	1.3285	1.1043
6	0.796	0.892	1.0072	0.8856	2.108	1.9928	1.0578
8	1.200	1.344	1.343	1.0007	2.656	2.657	0.9996
10	1.961	2.196	1.6787	1.3082	2.804	3.3213	0.8442
15	2.678	2.999	3.1516	0.9516	4.501	4.3484	1.0351
20	3.352	3.754	3.9478	0.9509	6.246	6.0522	1.0320
25	4.360	4.883	4.7715	1.0234	7.617	7.7285	0.9856
30	5.670	6.350	5.5655	1.1410	8.65	9.4345	0.9168
35	6.010	6.731	6.4334	1.0463	10.769	11.0666	0.9731
40	7.118	7.972	7.2438	1.1005	12.028	12.7562	0.9429
45	8.000	8.960	8.6582	1.0349	13.54	13.8418	0.9782
50	9.860	11.043			13.957		
Sample mean, M_x				1.016			0.991
Sample variance, D_x				0.017			0.005
Sample coefficient of variation, C_v				0.129			0.069
Confidence interval		upper limit		1.087			1.028
(at $P = 0.95$)		lower limit		0.945			0.954

Also, using the compiled program, the analysis of the experimental frames R0.25 and R0.5 was performed at load duration of up to 293 days. For frames R0.25, the analysis was performed at a constant load of 10 kN, and for frames R0.5 – 20 kN. Tables 2 and 3 show a comparison of the results of the experimental research and theoretical values of bending moments obtained by the proposed methodology, as well as a statistical assessment of the distribution of the ratio of theoretical and experimental values of bending moments M_{exp}/M_{teor} .

Table 2 – Comparison of experimental and theoretical values of bending moments in the frame series R0.25 under the long-term load of $P = 10$ kN [5]

t , days	H^{exp} , kN	M_{sup}^{exp} , kN m	M_{sup}^{teor} , kN m	$\frac{M_{sup}^{exp}}{M_{sup}^{teor}}$	M_{sp}^{exp} , kN m	M_{sp}^{teor} , kN m	$\frac{M_{sp}^{exp}}{M_{sp}^{teor}}$
0	1.74	1.95	1.6787	1.162	3.23	3.3212	0.973
13	1.72	1.93	1.6665	1.158	3.23	3.3335	0.969
27	1.65	1.85	1.6585	1.115	3.28	3.3415	0.982
41	1.63	1.83	1.6532	1.107	3.27	3.3468	0.977
55	1.63	1.83	1.6494	1.109	3.27	3.3506	0.976
69	1.63	1.83	1.6466	1.111	3.27	3.3534	0.975
83	1.62	1.81	1.6446	1.101	3.28	3.3554	0.978
97	1.62	1.81	1.6430	1.102	3.29	3.3570	0.980
111	1.62	1.81	1.6418	1.102	3.28	3.3582	0.977
125	1.62	1.81	1.6409	1.103	3.28	3.3591	0.976
139	1.62	1.81	1.6402	1.104	3.28	3.3598	0.976
153	1.61	1.80	1.6397	1.098	3.27	3.3603	0.973
167	1.61	1.80	1.6393	1.098	3.27	3.3607	0.973
181	1.61	1.80	1.6390	1.098	3.26	3.3610	0.970
195	1.60	1.79	1.6388	1.092	3.26	3.3612	0.970
209	1.60	1.79	1.6387	1.092	3.26	3.3613	0.970
223	1.60	1.79	1.6386	1.092	3.24	3.3614	0.964
237	1.59	1.78	1.6386	1.086	3.24	3.3614	0.964
251	1.59	1.78	1.6386	1.086	3.24	3.3614	0.964
265	1.59	1.78	1.6386	1.086	3.24	3.3614	0.964
279	1.59	1.78	1.6387	1.086	3.24	3.3613	0.964
293	1.59	1.78	1.6388	1.086	3.24	3.3612	0.964
Sample mean, M_x				1.103			0.972
Sample variance, D_x				0.000409			0.000034
Sample coefficient of variation, C_v				0.0183			0.0060
Confidence interval		upper limit		1.112			0.974
(at $P = 0.95$)		lower limit		1.095			0.969

Conclusions:

1. A practical model of reinforced concrete elements that considers the creep and cracking processes in concrete is proposed.
2. An algorithm for drawing linearized bending moment-curvature diagrams considering creep and cracking processes in concrete is formed.
3. A MATLAB program for drawing linearized bending moment-curvature diagrams considering creep and cracking processes in concrete has been developed.
4. A program in the computer mathematics system MATLAB for the analysis of reinforced concrete frame structures considering concrete cracking has been improved for concrete creep consideration.
5. Results of analysis made by the proposed methodology coincide with the results of experimental research of other authors, with difference of up to 10%.

Table 3 – Comparison of experimental and theoretical values of bending moments in the frame series R0.5 under the long-term load of $P = 20$ kN [5]

t , days	H^{exp} , kN	M_{sup}^{exp} , kN m	M_{sup}^{teor} , kN m	$\frac{M_{sup}^{exp}}{M_{sup}^{teor}}$	M_{sp}^{exp} , kN m	M_{sp}^{teor} , kN m	$\frac{M_{sp}^{exp}}{M_{sp}^{teor}}$
0	3.85	4.31	3.9478	1.092	6.02	6.0522	0.995
13	3.73	4.18	3.8903	1.074	6.11	6.1097	1.000
27	3.73	4.18	3.8471	1.087	5.87	6.1529	0.954
41	3.72	4.17	3.8156	1.093	5.85	6.1844	0.946
55	3.69	4.13	3.7919	1.089	5.85	6.2081	0.942
69	3.65	4.09	3.7734	1.084	5.87	6.2266	0.943
83	3.64	4.08	3.7589	1.085	5.88	6.2411	0.942
97	3.62	4.05	3.7474	1.081	5.9	6.2526	0.944
111	3.57	4.00	3.7381	1.070	5.82	6.2619	0.929
125	3.56	3.99	3.7305	1.070	5.8	6.2695	0.925
139	3.55	3.98	3.7243	1.069	5.81	6.2757	0.926
153	3.48	3.90	3.7193	1.049	5.87	6.2807	0.935
167	3.49	3.91	3.7151	1.052	5.86	6.2849	0.932
181	3.48	3.90	3.7116	1.051	5.85	6.2884	0.930
195	3.41	3.82	3.7087	1.030	5.92	6.2913	0.941
209	3.41	3.82	3.7063	1.031	5.92	6.2937	0.941
223	3.41	3.82	3.7043	1.031	5.92	6.2957	0.940
237	3.41	3.82	3.7027	1.032	5.92	6.2973	0.940
251	3.41	3.82	3.7013	1.032	5.92	6.2987	0.940
265	3.41	3.82	3.7001	1.032	5.92	6.2999	0.940
279	3.41	3.82	3.6992	1.033	5.92	6.3008	0.940
293	3.41	3.82	3.6984	1.033	5.92	6.3016	0.939
Sample mean, M_x				1.059			0.944
Sample variance, D_x				0.000592			0.0003
Sample coefficient of variation, C_v				0.0230			0.0197
Confidence interval		upper limit		1.069			0.952
(at $P = 0.95$)		lower limit		1.049			0.936

References

- [1] I.Ye. Prokopovich, A.F. Yaremenko, P.H. Balduk, "O postroenii zavisimosti mezhdu napriazheniyami i deformatsiyami nelineinoi teorii polzuchesti", *Izvestiia vuzov: stroitelstvo i arkhitektura*, no. 1, pp. 8-9, 1985.
- [2] I.Ye. Prokopovich, I.I. Temnov, V.I. Shatokhin, "O poblizhennom sposobe opredeleniia proshivov zhelezobetonnykh balok pri dlitelnom deistvii nahruzki", *Stroitelnyie konstruktсии*, no. 5, pp. 7-21, 1967.
- [3] I.Ye. Prokopovich, V.A. Zedhenidze, "Ob uchete pereraspredeleniia vnutrennikh usilii v zhelezobetonnykh staticheskii neopredelimykh konstruktсииakh pri dlitelnom deistvii nahruzki", *Stroitelnyie konstruktсии*, no. 19, pp. 95-100, 1972.

- [4] P.D. Shelton, "Creep in concrete shaft linings and its effect on strain measurement" *Int. J. Mining End*, no. 1, pp. 85-90, 1984.
- [5] A.Ya. Barashikov, L.A. Murashko, H.M. Riemiets, *Issledovaniye deformativnosti zhelezobetonnykh ram*. Kyiv: Izdatel'stvo "Budivel'nyk", 1974.
- [6] V.M. Bondarenko, L.I. Borisova, "Osnovnyye printsipy rascheta zhelezobetonnykh staticheskii neopredelimykh konstrukttsii s uchetom nelineinosti deformirovaniya, polzuchesti i nalichiya treshchin", *Stroitel'nyye konstrukttsii*, no. 19, 1972.
- [7] Ya.D. Livshits, S.S. Baranovich, "Opredeleniye zhestkosti elementov staticheskii neopredelimykh zhelezobetonnykh konstrukttsii pri dlitel'no deistvuyushchei nahruzke", *Stroitel'nyye konstrukttsii*, no. 21, pp. 139-146, 1973.
- [8] Z. Zhang, J. Leng, X. Bian, T. Xie, T. Xu, "A refined model for the flexural behavior of reinforced UHPC members under sustained loading", *Journal of Building Engineering*, 93, 109853, 2024. doi.org/10.1016/j.job.2024.109853
- [9] H.A. Kader, S.A. Daud, "Numerical validation of reinforced concrete one-way slabs under long-term loading using nonlinear finite element analysis", *Innovative Infrastructure Solutions*, 9(9), 347, 2024. doi.org/10.1007/s41062-024-01665-5.
- [10] S. Abdulsahab Ali, J.P. Forth, "Time-depended behavior of RC beams under eccentric compined loads as a unit of beam-column joint assemblies made from normal strength concrete without/with CFRP wraps" *Engineering Structures*, 288, 116221, 2023. doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116221.
- [11] B. Baklech, H. Hasan, G. Wardeh, "Analytical Model for the Prediciton of Instantaneous and Long-Term Behavior of RC Beams under Static Sustained Service Loads", *Applied Mechanics*, no. 4(1), pp. 31-43, 2023. doi.org/10.3390/applmech4010003.
- [12] P. Chen, G. Zhang, S. Cao, X. Lv, B. Shen, "Creep and post-creep mechanical properties of reinforced concrete columns" *Journal of Building Engineering*, 63, 105521, 2023. doi.org/10.1016/j.job.2022.105521.
- [13] DSTU-N B EN 1992-1-1:2010 (EN 1992-1-1:2004). Eurocode 2: Design of concrete structures. Part 1-1. General rules and rules for buildings. K.: Minrehionbud Ukrainy, 2012.
- [14] DBN V.2.6-98:2009. Konstrukttsii budynkiv i sporud. Betonni i zalizobetonni konstrukttsii. Osnovni polozhennia. K.: Ministerstvo rozvytku ta terytorii Ukrainy, 2020.
- [15] N.K. Vysochan, "Vplyv protsesiv zvedennia na napruzhenno-deformovanyi stan zalizobetonnykh elementiv nesuchykh system bahatopoverkhovykh budynkiv", dys. ... kand. tekhn. nauk : 05.23.01 / Odeska derzhavna akademiia budivnytstva ta arkhitektury. Odesa, 2020.

**ПРАКТИЧНИЙ МЕТОД РОЗРАХУНКУ
ЗАЛІЗОБЕТОННИХ РАМНИХ КОНСТРУКЦІЙ
З УРАХУВАННЯМ ПОВЗУЧОСТІ ТА ТРІЩИНОУТВОРЕННЯ В БЕТОНІ**

¹**Височан Н.К.**, к.т.н., доцент,
nina_vysochan@odaba.edu.ua, ORCID: 0009-0004-4481-2796

¹**Якименко Ю.А.**, аспірант,
yakimenko@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0003-2034-0849
¹*Одеська державна академія будівництва та архітектури*
вул. Дідріхсона, 4, м. Одеса, 65029, Україна

Анотація. Стаття присвячена вдосконаленню практичного метода розрахунку залізобетонних рамних конструкцій з урахуванням процесів повзучості та тріщиноутворення в бетоні. Запропонований метод заснований на використанні лінеаризованих діаграм взаємозв'язку між згинальним моментом та кривизною залізобетонного елемента, що згинається. Наведено формули для визначення згинальної жорсткості залізобетонних елементів з урахуванням повзучості бетону та тріщиноутворення в ньому. Запропоновані формули базуються на теорії лінійної повзучості, яка передбачає лінійну залежність як між напруженнями і пружними деформаціями, так і між напруженнями та деформаціями повзучості. Описано алгоритм побудови лінеаризованих діаграм «згинальний момент – кривизна» для залізобетонних елементів прямокутного поперечного перерізу з урахуванням повзучості та тріщиноутворення.

Для верифікації запропонованого практичного метода виконано розрахунки П-подібної залізобетонної рами, що використовувалась у експериментальних дослідженнях інших авторів. Експериментальні дослідження передбачали випробування рами короткочасним навантаженням для визначення несучої здатності та тривалим навантаженням різної інтенсивності. За допомогою наведеного алгоритму на підставі геометричних розмірів, схеми армування та властивостей матеріалів дослідних рам побудовані лінеаризовані діаграми «згинальний момент – кривизна» для елементів рамної конструкції, які використовувались в подальших розрахунках. Наведені таблиці порівняння значень згинальних моментів, отриманих за результатами розрахунків, із значеннями отриманими під час експериментальних досліджень. Статистичний аналіз відношення теоретичних значень згинальних моментів до експериментальних, як при короткочасній, так і при тривалій дії навантаження вказує на добрий збіг із різницею менше 10%.

Ключові слова: залізобетон, повзучість, тріщиноутворення, згинальний момент, кривизна.

Стаття надійшла до редакції 3.01.2025

This work by Vysochan N.K., Yakymenko Y.A. is licensed under [CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)

FEATURES OF MODELING REINFORCED CONCRETE PROTECTIVE STRUCTURES BY AN EXPLICIT METHOD IN CALCULATIONS FOR TEMPERATURE FORCE LOAD

Karkhut I.I., Ph.D., Associate Professor,
Karkhoot1@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9205-5118
National University "Lvivska Polytechnica"
12 S. Bandery St., Lviv, 79013, Ukraine

Luchko Y.Y., PhD, professor,
Luchko.diit@gmail.com, ORCID: 0000-0002-3675-0503
Lviv National University of Nature Management
1 Volodymyr Velyky St., Dublyany, 80831, Ukraine

Abstract. Mathematical modeling is currently the basis for approximate methods of calculations and determination of the stress-strain state (SSS) of structures under temperature effects. It allows numerical finite element (FE) methods to obtain valid solutions to many complex problems in cases of force and temperature loads acting on statically indeterminate reinforced concrete structures, including taking into account plastic deformations and non-stationary three-dimensional temperature fields.

The article describes the main stages of explicit modeling of reinforced concrete protective structures under power loads and thermal problem features, based on the capabilities of the LS-DYNA software package. The algorithms of mathematical modeling with a detailed step-by-step justification of the applied dependencies of the explicit method are described. It is indicated that the correct choice of interaction criteria and substantiated models based on the analysis of the structure allows obtaining adequate results of the numerical experiment, confirmed by other researchers. Dependencies are given that allow calculating the function values at a future time step using already known function values at the current step and its derivatives. The calculation of the FE node speeds using the explicit method of integrating dynamic equations is performed using an expression that is an explicit numerical method for solving the dynamic equations. A basic expression is given for calculating the accelerations of FE nodes when performing approximation of time derivatives using the finite difference method.

For a complete set of FE, the fundamental possible displacements of nodes, the generalized equation of conservation of energy of a solid deformable body, which is discretely imposed on the FE mesh, are taken into account.

For the case of temperature loads in fire mode, an approach to solving a thermal problem is presented. It is shown that a substantiated methodology using elements of explicit and implicit methods allows one to correctly solve the posed thermal problem, taking into account the nonlinear deformation of the materials of the reinforced concrete protective structure and spatial temperature fields from the external temperature load.

Key words: explicit integration method, fire load, hexahedral finite element, reinforced concrete structures, thermal problem.

Introduction. The solution to the problem of determining the stress-strain state of reinforced concrete protective structures under the influence of force and temperature loads, variable in time (from fire and local heating by lasers, etc.) is impossible without the use of approximate numerical methods. At the present stage, two classes of them are used: explicit and implicit.

The main difference between them is how the new value of the function at the next point is calculated. Explicit methods are characterized by the calculation of new values of a function solely through the known values of the function and its derivatives at previous points, ease of implementation, which does not require solving systems of equations, and less stability for rigid systems, that is, systems with different time scales. Therefore, explicit methods may require a very

small integration step to ensure accuracy. The main one of this group is the Euler method. Such methods are used to solve simple systems of differential equations.

Analysis of the latest research and publications. Recently, many software packages (LIRA, LS-DYNA) have successfully implemented implicit methods for solving problems with dynamic loads, including temperature loads from fire, seismic loads, etc. For this purpose, new finite elements [1–3] and algorithms implemented in domestic and foreign computer programs are being developed. In mathematical modeling of thermal problems using implicit methods, a new value of a function is calculated from an equation that includes both known values of the function at previous points and an unknown value at the next point. Such methods are much more complex to implement, since they often require solving a system of nonlinear algebraic equations at each integration step, but they allow non-stationary spatial temperature fields to be modeled with sufficient accuracy [4]. In this case, a solution is obtained for rigid systems of differential equations, for which the main criterion is to ensure process stability with lower accuracy. An example of the implementation of both classes of methods under the action of temperature and force loads is the LS-DYNA software package, which allows solving a large group of problems of contact interaction of solid deforming bodies [5–7].

Objective of the work. Using the capabilities of the LS-DYNA software package, develop a version of a substantiated mathematical model of a reinforced concrete protective structure to determine its SSS when concrete with cracks and reinforcement beyond the yield point operate under conditions of emergency force and temperature loads.

Research methodology. An example of the practical application of the capabilities of the specified complex is the solution to the problem of determining the fire resistance limit of the wall of a reinforced concrete storage facility for spent nuclear fuel. A numerical experiment was conducted for the most dangerous cross-section of a precast reinforced concrete structure, the concrete of which was modified with a complex additive Berament A2 [8], which reduces the amount of free water in the pores and increases the protective properties of the material (Fig. 1). Finite element modeling was performed for the fragment and the initial data and parameters of heat exchange processes were specified.

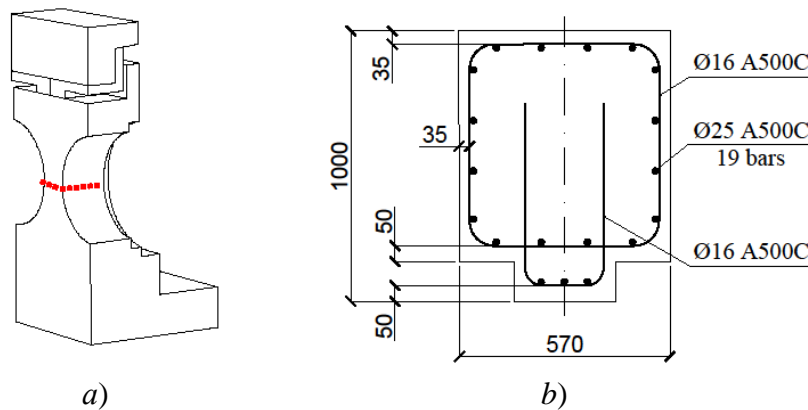


Fig. 1. Fragment of a reinforced concrete load-bearing wall of a protective structure:
a – the most dangerous cross-section of the wall; *b* – reinforcement diagram of the dangerous cross-section

The selected size of the FE and their number ensure high performance of calculations without reducing their accuracy. When specifying the external load, explicit integration methods were used, and when specifying the fire load, a thermal problem was solved.

Results of the study. The LS-DYNA complex includes several resolvers with an explicit type of integration over time. This method of mathematical modeling allows for the numerical solution of differential equations or other mathematical models based on the calculation of function values at individual points in time or space.

For the Euler method with one variable ($y'=f(t, y)$), the value of the function y at the next step

$(t+h)$ of integration is determined through the known values of the function at the previous step (t) and its derivatives with respect to time and the function at this point according to the expression [9]:

$$y_{n+1} = y_n + h \cdot f(t_n, y_n), \quad (1)$$

where: y_{n+1} is the function value at the future time step; y_n is the function value at the current time step; h is the time step; t_n is the time at the current time step; $f(t_n, y_n)$ is the function value f at the point (t_n, y_n) , which is known.

The value of y_{n+1} , at the next time step $(t_{n+1} = t_n + h)$, is calculated in four intermediate steps k_1, k_2, k_3 and k_4 and is determined as follows:

calculation of k_1 :

$$k_1 = h \cdot f(t_n, y_n), \quad (2)$$

calculation of k_2 :

$$k_2 = h \cdot f\left(t_n + \frac{h}{2}, y_n + \frac{k_1}{2}\right), \quad (3)$$

calculation of k_3 :

$$k_3 = h \cdot f\left(t_n + \frac{h}{2}, y_n + \frac{k_2}{2}\right), \quad (4)$$

calculation of k_4 :

$$k_4 = h \cdot f(t_n + h, y_n + k_3), \quad (5)$$

final calculation:

$$y_{n+1} = y_n + \frac{1}{6} \cdot (k_1 + 2k_2 + 2k_3 + k_4), \quad (6)$$

where: h is the time step, t_n is the time at the current step, y_n is the value of the function at the current time step, $f(t, y)$ is the function defining the differential equation, k_1, k_2, k_3, k_4 are intermediate steps that help in calculations.

The calculation of the velocities of the nodes of the FE using the explicit method of integrating dynamic equations is performed using the expression [9–12], which is an explicit numerical method for solving the equations of dynamics:

$$\mathbf{v}^{n+0.5} = (\mathbf{u}^{n+1} - \mathbf{u}^n) / \Delta t^{n+0.5} \Rightarrow \mathbf{u}^{n+1} = \mathbf{u}^n + \Delta t^{n+0.5} \mathbf{v}^{n+0.5}. \quad (7)$$

The displacements of the nodes FE are calculated using the expression:

$$\mathbf{x}^{n+1} = \mathbf{x}^0 + \mathbf{u}^{n+1}. \quad (8)$$

Calculation of the accelerations of the nodes of FE when performing the approximation of time derivatives is the basic expression of the finite difference method:

$$\mathbf{a}^n = (\mathbf{v}^{n+0.5} - \mathbf{v}^{n-0.5}) / \Delta t^n \Rightarrow \mathbf{v}^{n+0.5} = \mathbf{v}^{n-0.5} + \Delta t^n \mathbf{a}^n. \quad (9)$$

When using the expressions written above, equation (1) takes the form:

$$\mathbf{M} \mathbf{a}^n = \mathbf{F}^n; \quad \mathbf{F}^n = \sum_{e=1}^{en} (\mathbf{F}_e^{ext} - \mathbf{F}_e^{int}). \quad (10)$$

When solving a system of linear algebraic equations, the acceleration of nodes FE is calculated by inverting the matrix \mathbf{M} :

$$\mathbf{a}^n = \mathbf{M}^{-1} \mathbf{F}^n. \quad (11)$$

The time step calculation at this stage is carried out using the Courant-Friedrichs-Lewy number, calculated using the expression:

$$\Delta t \leq \Delta t_{crit} = \min \frac{l_e}{c_e}, \quad (12)$$

where: c_e is the value obtained from the dependence: $c_e = \sqrt{E_e/\rho_e}$; l_e is the spatial step of the applied FE mesh.

Mathematical models of dynamics and SSS of the structural system are implemented in the calculation scheme, which takes into account the displacements of a rigid deformable body (RDB), simultaneously with the motion of the deformable one from the time $t = 0$ to a given time t . In the diagram, the RDB in the initial state is marked as Ω_0 . In the initial position, the boundary surface of the body is designated as Γ_0 . At a given time t , the current position and geometric configuration of the RDB is designated by Ω with the boundary surface denoted by Γ . During the period of motion of a body with the initial configuration Ω_0 from the initial position to the position and configuration Ω , existing at the current time, a certain point, having the corresponding set of coordinates X in the initial state and belonging to the region Ω_0 , will move and be localized in the region Ω with a new set of coordinates x .

In order to describe the dynamics of the RDB interaction, the basic equation of motion (Fig. 2) taking into account a set of conservative laws of dynamics is adopted in accordance with the works of Belichko, Bailey, etc. [1-4]. Taking into account the accepted notations, the equation of the impulse balance, adopted as the basic one, has the form:

$$\sigma_{ij,i} + \rho \cdot f_i = \rho \cdot \ddot{x}_i, \tag{13}$$

where: $\sigma_{ij,i}$ is the Cauchy stress tensor of RDB at a given point; ρ – is the density of the material of RDB at a given point; $\rho \cdot f_i$ are the external forces applied to the body at a given point of RDB; \ddot{x}_i is the acceleration of a given point RDB.

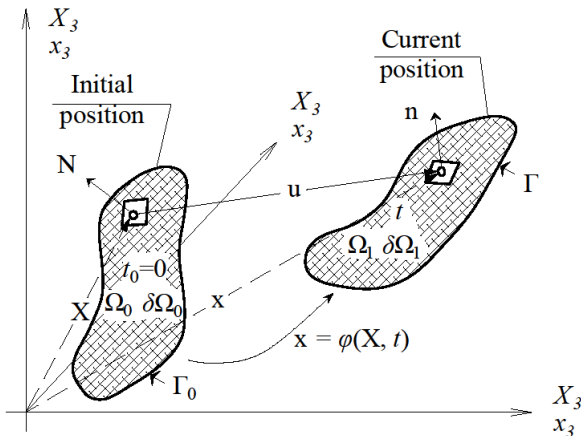


Fig.2. Initial and current position of a solid body deformed during motion

The equation of conservation of RDB mass is written as a dependence:

$$\rho \cdot \det(\mathbf{J}) = \rho_0, \tag{14}$$

where: ρ_0 is the density of the material in the initial state at a given RDB point; $\det(\mathbf{J})$ is the determinant of the predicted tangent matrix.

The equation for the energy balance law is written in terms of kinetic energy and potential internal energy, the sum of which is equal to the sum of the work of external forces.

$$P^{int} + P^{kin} = P^{ext} + P^{heat} \tag{15}$$

Kinetic energy can be determined by the expression:

$$P^{kin} = 0.5 \frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{v} d\Omega. \tag{16}$$

Internal energy is calculated by the relationship:

$$P^{ext} = \int_{\Omega} \mathbf{v} \cdot \rho \mathbf{b} d\Omega + \int_{\Gamma} \mathbf{v} \cdot \mathbf{t} d\Gamma \quad (17)$$

According to the works [1–4], in the absence of a source of thermal energy, the form of the energy conservation equation is as follows:

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho w^{int} + (0.5 \rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{v}) d\Omega = \int_{\Omega} \mathbf{v} \cdot \rho \mathbf{b} d\Omega + \int_{\Gamma} \mathbf{v} \cdot \mathbf{t} d\Gamma \quad (18)$$

The energy balance equation taking into account the deformation of RDB takes the form:

$$\rho \dot{w}^{int} = 0.5 \sigma_{ij} \left[\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right] \quad (19)$$

The limiting conditions for the limitation of the motion of RDB Γ_f are written in the form:

$$\sigma_{ij} n_j = t_i(t), \quad (20)$$

where n_j is the normal to the limiting surface of RDB, which is necessarily directed outward.

To set the limit conditions for the deformation parameters on the boundary surface of RDB, we write the expression:

$$x_i(\mathbf{X}, t) = \bar{x}_i(t) \quad (21)$$

In contact interaction between RDB, we write down the given boundary conditions:

$$(\sigma_{ij}^+ - \sigma_{ij}^-) n_j = 0. \quad (22)$$

For bodies interacting with each other, their current state on virtual displacements δx_i can be written in the form of a work balance equation:

$$\int_{\Omega} [\rho \ddot{x}_i + \sigma_{ij,j} - \rho f_i] \delta x_i d\Omega + \int_{\Gamma_f} [\sigma_{ij} n_j - t_i] \delta x_i d\Gamma + \int_{\Gamma_c} (\sigma_{ij}^+ - \sigma_{ij}^-) n_j \delta x_i d\Gamma = 0. \quad (23)$$

Expression (18) takes on its final form [1–4] after writing the sum of the virtual values of work, which is equivalent to zero, and carrying out the appropriate transformations:

$$\int_{\Omega} \rho \ddot{x}_i \delta x_i d\Omega + \int_{\Omega} \sigma_{ij,j} \delta x_i d\Omega - \int_{\Omega} \rho f_i \delta x_i d\Omega - \int_{\Gamma_f} t_i \delta x_i d\Gamma - \int_{\Gamma_c} t_i^c \delta x_i d\Gamma = 0 \quad (24)$$

The finite element approximation of the main equations of dynamic interaction is implemented using a dependence that describes the interpolation process within the internal limits of the FE space of parameter distributions in the following form:

$$x_i(\mathbf{X}, t) = \bar{x}_i(\mathbf{X}(\xi, \eta, \zeta), t) = \sum_{j=1}^m \phi_j(\xi, \eta, \zeta) x_i^j(t). \quad (25)$$

where m is the number of nodes corresponding to the type and shape of FE; ϕ_j is the shape function in parametric form (parameters ξ, η, ζ); x_i^j is the current coordinate of the FE node on the corresponding axis.

For virtual displacements of a mechanical system for FE, the potential energy is determined from the equation:

$$\delta \Pi_e = \int_{\Omega_e} \rho \ddot{x}_i \Phi_i^e d\Omega + \int_{\Omega_e} \sigma_{ij} \Phi_{ij}^e d\Omega - \int_{\Omega_e} \rho f_i \Phi_i^e d\Omega - \int_{\Gamma_e} t_i \Phi_i^e d\Gamma, \quad (26)$$

where $\Phi_i^e = (\phi_1, \phi_2, \dots, \phi_k)_i^e$.

For the complete set of FE [2], the principle of possible displacements is taken into account. In this case, the general equation of conservation of energy of the RDB, discretized onto the FE mesh, is written by the expression:

$$\sum_{e=1}^{en} \left[\int_{\Omega_e} \rho \ddot{x}_i \Phi_i^e d\Omega + \int_{\Omega_e} \sigma_{ij} \Phi_{ij}^e d\Omega - \int_{\Omega_e} \rho f_i \Phi_i^e d\Omega - \int_{\Gamma_e} t_i \Phi_i^e d\Gamma \right] = 0 \quad (27)$$

In matrix form, expression (24) takes the following form:

$$\sum_{e=1}^{en} \left[\int_{\Omega_e} \rho \mathbf{N}^T \mathbf{N} \mathbf{a}_e d\Omega + \int_{\Omega_e} \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega - \int_{\Omega_e} \rho \mathbf{N}^T \mathbf{b} d\Omega - \int_{\Gamma_e} \mathbf{N}^T \mathbf{t} d\Gamma \right] = 0, \quad (28)$$

where: \mathbf{N} is the matrix of parametric interpolation functions corresponding to the shape and type of the FE; \mathbf{B} is the stiffness matrix; $\boldsymbol{\sigma}$ is the stress vector; \mathbf{a}_e – is the acceleration vector of the FE nodes; \mathbf{b} is the loading vector; \mathbf{t} is the traction force vector..

Eight-node FE massive hexahedral type SOLID (Fig. 3) are adopted for modeling the behavior of reinforced concrete structures from the PC base. The equation for determining the coordinates of the nodes of form (26) for a given FE has the form:

$$x_i(\mathbf{X}, t) = \bar{x}_i(\mathbf{X}(\xi, \eta, \zeta), t) = \sum_{j=1}^8 \phi_j(\xi, \eta, \zeta) x_i^j(t) \quad (29)$$

where ϕ_j is the parametric function of the form for the j -th node of the FE of a given type:

$$\phi_j = 0.125(1 + \xi \xi_j)(1 + \eta \eta_j)(1 + \zeta \zeta_j), \quad (30)$$

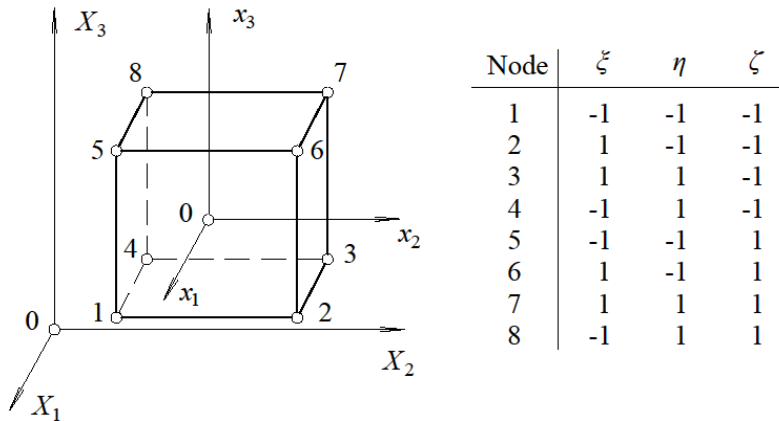


Fig. 3. Geometry of a hexahedral FE of the SOLID type with eight nodes

Parameters ξ_j, η_j, ζ_j are adopted in accordance with the calculation scheme.

The interpolation matrix for this type of FE has the following form:

$$\mathbf{N}(\xi, \eta, \zeta) = \begin{bmatrix} \phi_1 & 0 & 0 & \phi_2 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & \phi_1 & 0 & 0 & \phi_2 & \dots & \phi_8 & 0 \\ 0 & 0 & \phi_1 & 0 & 0 & \dots & 0 & \phi_8 \end{bmatrix} \quad (31)$$

The expression for the stress vector is written as:

$$\boldsymbol{\sigma} = (\sigma_x \quad \sigma_y \quad \sigma_z \quad \tau_{xy} \quad \tau_{yz} \quad \tau_{zx})^T \quad (32)$$

This approach allows taking into account the plastic deformation of the power component of thermal and power loads. To obtain a complete picture of the SSS of a reinforced concrete protective structure, a heat engineering problem is solved.

Method for solving the thermal problem. To solve the problem of temperature distribution of parts of structural systems under the influence of standard fire temperature conditions, a non-stationary differential equation of thermal conductivity is used in the form:

$$c_p(\theta) \rho(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial y} \right), \quad (33)$$

where: $c_p(\theta)$ is the specific heat capacity of concrete, depending on the temperature θ ; $\lambda(\theta)$ is the thermal conductivity coefficient of concrete, depending on the temperature θ ; $\rho(\theta)$ is the density, depending on the temperature θ .

Approximation of the differential heat conduction equation using the FE method is performed using the dependence [5, 13–16]:

$$[\mathbf{C}_e] \{\theta_e\} + [\mathbf{K}_e] \{\theta_e\} = \{Q_e\}. \quad (34)$$

the components of the approximation equation are determined by the following dependencies:

Heat capacity matrix of the FE: $[\mathbf{C}_e] = \rho \cdot C_p \int_V \{\mathbf{N}\} dV$.

Thermal conductivity matrix of the FE: $[\mathbf{K}_e] = \int_V [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] [\mathbf{B}] dV$.

Temperature interpolation matrix in the FE volume: $[\mathbf{B}] = \{\mathbf{L}\} \{\mathbf{N}\} \theta$.

Average temperature in the volume of the FE: $\theta = \{\mathbf{N}\}^T \{\theta_e\}$.

Vector of temperature indicators in the nodes of the FE: $\{\theta_e\}$.

$$[\mathbf{D}] = \begin{pmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & \lambda & 0 \\ 0 & 0 & \lambda \end{pmatrix}.$$

Matrix of thermal conductivity coefficients:

Vector differential operator: $\{\mathbf{L}\} = \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \quad \frac{\partial}{\partial z} \right\}^T$.

The matrix of heat flows on the faces of the FE: $\{Q_e\} = q_w \int_S \{\mathbf{N}\} ds$.

Vector operator of interpolation of parameters in the volume of the FE: $\{\mathbf{N}\}$.

To approximate the non-stationary differential equation of heat conductivity (34) for determining temperature indicators, a system of non-linear algebraic equations is used, which are written in matrix form as the expression:

$$[\mathbf{K}] \{\theta_e\} = \{Q_e\}, \quad (35)$$

де: $[\mathbf{K}]$ is the matrix of equivalent thermal conductivity, depending on all thermophysical characteristics: specific heat capacity, thermal conductivity coefficient and density of materials of parts of structural systems.

Then the system of algebraic nonlinear equations (35) in the most general form:

$$\{P(\theta)\} = \{Q_e\}, \quad (36)$$

where: $\{P(\theta)\}$ is a vector that determines the conditions of internal heat flows in the nodes of the FE and is written according to the values of the heat flux density on the faces of the FE.

The root systems of algebraic nonlinear equations (35) are calculated by iterative procedures of the Newton-Raphson method [2, 3, 5, 10, 13-16]. The purpose of performing these operations is to minimize errors and violations. Symbolically, this algorithm can be represented as follows:

$$\{\Phi\} \equiv \{Q_e\} - \{P(\theta)\} \rightarrow \{0\}. \quad (37)$$

The implementation of the Newton-Raphson method becomes possible when using a truncated Taylor series with a permanent calculation of the error vector remaining in the remainder. This method of implementation allows solving linear algebraic systems of equations to obtain a numerical value at a given iteration step. Under these conditions, the system of equations (37) is written as a matrix equation:

$$[\mathbf{K}_T^{(i-1)}] \{\Delta\theta_e^{(i)}\} = \{Q^{(i)}\} - \{P^{(i)}\}. \quad (38)$$

In compliance with the method described above, we perform equilibrium iterations ($i = 1, 2, 3, \dots$). The result of performing these mathematical operations are new temperature values at the current step, which is achieved by calculating in accordance with the dependence:

$$\{\theta^{(i)}\} = \{\theta^{(i-1)}\} + \{\Delta\theta^{(i)}\} \quad (39)$$

The process of performing iterations continues until an acceptable convergence is achieved, meeting the requirements of the established accuracy of the results. Equation (38) contains the coefficients of the tangent matrix $[\mathbf{K}_T]$. The data are calculated using the expression:

$$[\mathbf{K}_T^{(i-1)}] \equiv \left(\frac{d\{\Phi\}}{d\{\theta\}} \right)_{i-1} \quad (40)$$

To write the vector $\{\Phi\}$ as a truncated Taylor series, the expression below is applicable:

$$\{\Phi^{(i)}\} \cong \{\Phi^{(i-1)}\} + [\mathbf{K}_T^{(i-1)}] \{\Delta\theta^{(i)}\}, \quad (41)$$

where: $\{\Delta\theta^{(i)}\} = \{\theta^{(i)}\} - \{\theta^{(i-1)}\}$ is the temperature increment vector for further iteration.

Equation (40) contains $\{Q^{(i)}\}$, which is a vector of heat flux values in the FE nodes, which are calculated by overwriting the new values of the external heat flux vector. The latter is set by adding the corresponding temperature increment determined by the specified fire temperature regime and the specified heat exchange coefficients $\{Q_{0n}\}$. When using these data, the following components are updated: the equivalent thermal conductivity matrix $[\mathbf{K}]$, which depends on the temperatures determined at the previous integration step; the equivalent vector of internal heat flux values at the FE nodes $\{P(\theta)\}$, obtained by updating the equivalent thermal conductivity matrix. The parameters are updated by numerical integration of the vector over time using the Euler method according to the dependence:

$$\{\theta_{n+1}\} - \{\theta_n\} = \Delta t_n (1 - \zeta) \{\dot{\theta}_n\} + \Delta t_n \zeta \{\dot{\theta}_{n+1}\}, \quad (42)$$

where: Δt_n is the integration step over time;

ζ is the Euler exponent for the selected integration scheme (the Crank-Nicholson scheme), equal to 0.5.

The matrix of equivalent thermal conductivity $[\mathbf{K}]$ is expressed, taking into account the application of this scheme, by the dependence:

$$[\mathbf{K}] = \frac{1}{\zeta \Delta t_n} [\mathbf{C}_e] + [\mathbf{K}_e], \quad (43)$$

To update the vector of boundary heat fluxes $\{Q(\theta)\}$ according to the Crank-Nicholson scheme, the following dependence is used:

$$\{Q_n(\theta)\} = \{Q_e\} + \frac{1 - \zeta}{\zeta} [\mathbf{C}_e] \{\dot{\theta}_n\} - [\mathbf{K}_e] \{\theta_n\}. \quad (44)$$

When setting the boundary value problem of heat conductivity, the third-order limit conditions and the standard fire temperature regime were used [17, 18]. Based on the results of the numerical experiment on heating a reinforced concrete wall for 180 minutes under the standard fire temperature conditions, the results of temperature distribution in the wall of the protective structure were obtained. Thus, the fire resistance limits of the reinforced concrete wall of the storage facility accepted for the research were determined.

Regularities of changes in the fire resistance limit of a reinforced concrete wall depending on the loading and mass fraction of the Berament A2 additive were established. The graphs identified patterns are given at Fig.4. The graphs of the identified patterns are presented in Fig. 4. They show that the patterns expressing the dependence of the fire resistance limit on the mass fraction of the Berament A2 additive and the load level are linear.

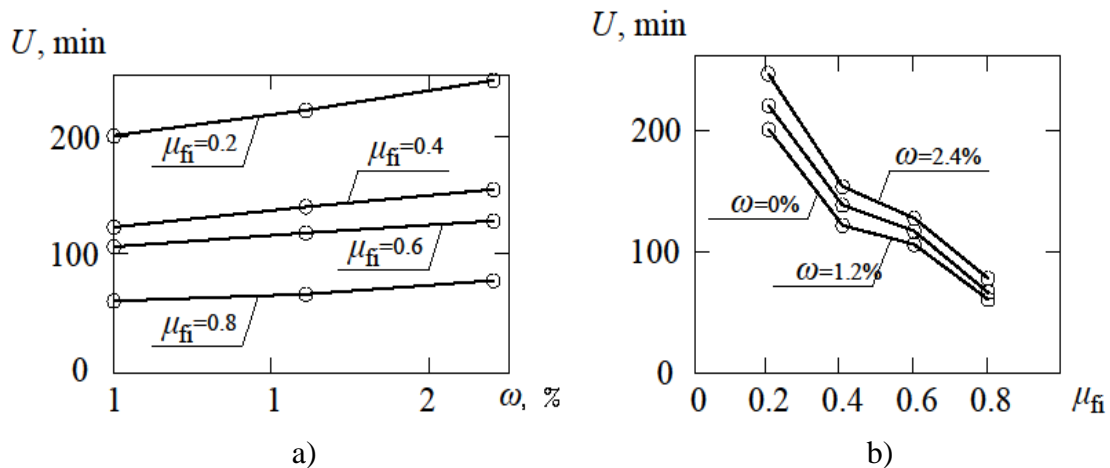


Fig. 4. Graphs of the dependence of the fire resistance limit of a reinforced concrete wall on: a – load factor; b – mass fraction of the additive to concrete Berament A2

In this case, the dependence of the fire resistance limit of a reinforced concrete wall on the mass fraction of the Berament A2 additive is proportional, and the dependence of the fire resistance limit of a reinforced concrete slab on the load level is inversely proportional.

Scientific novelty and practical value. Developed on the basis of the capabilities of the LS-DYNA software package and substantiated mathematical models and algorithms for taking into account the features of the action of emergency thermal power loads on reinforced concrete protective structures, models of the operation of reinforced concrete components with plastic deformations in the reinforcement and cracks in the concrete under the action of such loads allow us to determine the stress-strain state of the structure until the plastic state is reached.

As a result of the experiment, it was established that the fire resistance limit for the boundary state of the thermal insulation capacity does not occur during the established time, and the fire resistance limit for the bearing capacity at a load level of $0.4Q_{max}$ for a reinforced concrete wall was 276 min. The regularities of the dependence of the fire resistance limit of a reinforced concrete wall on the load level and the mass fraction of the Berament A2 additive were revealed, which are linear in nature, and its fire resistance increases with an increase in the mass fraction of the additive from 0 to 2.4%.

Conclusions. The above-stated substantiated methodology using explicit and elements of implicit methods allowed us to correctly solve the problem, taking into account the nonlinear deformation of reinforced concrete structure materials and spatial temperature fields from external temperature load. This approach allows simulating emergency dynamic temperature and force loads on protective structures, such as a drone strike followed by an explosion and others.

References

- [1] I.A. Yakovenko, "Transformatsiynny element, shcho pov'yazuye zalezhnosti mekhaniky ruynuvannya z teoriyeyu zalizobetonu", *Nauka ta budivnytstvo*, no. 4(18), pp. 28–37, 2018. <https://doi.org/10.33644/scienceandconstruction.v18i4.54>.
- [2] LS-DYNA Theory Manual. Livermore Software Technology (Lst), An Ansys Company, California, Michigan, 2022.
- [3] T. Belytschko, R.L. Chiapetta & H.D. Bartel, "Efficient Large Scale Non-Linear Transient Analysis by Finite Elements", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 10 (1976), 1, pp. 579–596.
- [4] C.G. Bailey, "Membrane Action of Slab/Beam Composite Floor Systems in Fire", *Engrg. Struct.*, 26(12), pp. 1691–1703, 2004.

- [5] L. Reese et. al., "Field Tests and Numerical Modeling of Vehicle Impacts on a Boulder Embedded in Compacted Fil", *International Journal of Protective Structures*, vol. 5, no. 4, pp. 435–451, 2014.
- [6] Long T. Phan, Therese P. McAllister, John L. Gross, Morgan J. Hurley, *Best Practice Guidelines for Structural Fire Resistance Design of Concrete and Steel Buildings*. NIST Technical Note, 2010.
- [7] D. Marzougui, C.D. Kan, R. Samaha, C. Cui, L. Nix, "Extended Validation of the Finitel for the 2007 Chevrolet Silverado Pick-Up Truck (MASH 2270kg Vehicle)", *Presented at the Transportation Research Board 92nd Annual Meeting*, Washington, D.C., 2013.
- [8] I. Karkhut and R. Havryshkiv, "Study of the Strength of Concretes Based on M500 Cements with the Addition of Berament A2 at an Early Age", *Lecture Notes in Civil Engineering. Proceedings of CEE 2023*. Springer, 2024. DOI: 10.10007/978-3-031-44935-0-17.
- [9] J.O. Hallquist, *LS-DYNA Theory Manual*. Livermore Software Technology Corporation: California, USA. 2005.
- [10] L. Lim, A.H. Buchanan, P.J. Moss and J-M. Franssen, "Computer Modeling of Restrained Reinforced Concrete Slabs in Fire Conditions", *ASCE Journal of Structural Engineering*, 130:12, pp. 1964–1971, 2004.
- [11] A.S. Sakharov, V.M. Kyslookyi, V.V. Kyrychevskyi, I.A. Altenbakha, *Metod skinchennykh elementiv u mekhanitsi tverdykh til*. Kyiv: Vyshcha shkola, 1982.
- [12] Methode de prevision par le calcul du comportement au feu des structures en beton : Cakier du CSTB, no. 1270, pp. 34–56, 2001.
- [13] A computer program for analysis of structures at elevated temperature conditions. Liege, Belgium. University of Liege, 2022.
- [14] ANSYS, ANSYS 9.0 Manual Set, ANSYS Inc., Southpoint, 275 Technology Drive, Canonsburg, PA 15317, USA.
- [15] Competitive Steel Buildings Through Natural Fire Safety Concept, Draft Final Report. Part 2. Franssen J-M., et al. Luxembourg : Profil Arbed Centre de Recherches, 1999.
- [16] Milke J.A. *Analytical Methods for Determining Fire Resistance of Steel Members*: SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. 3rd ed. Di Nanno, ed., Quincy, Mass.: National Fire Protection Association, 2002.
- [17] S.V. Pozdeev, "Rozvytok naukovykh osnov vyznachennya mezh vohnestiykosti nesuchykh zalizobetonnykh konstruktsiy", dys. ... dokt. tekhn. Nauk: Cherkasy, 2012.
- [18] T.M. Shnal', "Rozvytok naukovykh osnov rozrakhunkovoyi otsinky vohnestiykosti budivel'nykh konstruktsiy za umov vplyvu parametrychnykh temperaturnykh rezhymiv pozhezh", dys. ... dokt. tekhn. Nauk: L'viv, 2019.

ОСОБЛИВОСТІ МОДЕЛЮВАННЯ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ ЗАХИСНИХ СПОРУД ЯВНИМ МЕТОДОМ ПРИ РОЗРАХУНКАХ НА ТЕМПЕРАТУРНОСИЛОВІ НАВАНТАЖЕННЯ

Кархут І.І., к.т.н., доцент,

Karkhoot1@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9205-5118

Національний університет «Львівська політехніка»

вул. С. Бандери, 12, м. Львів, 79013, Україна

Лучко Й.Й., д.т.н., професор,

Luchko.diit@gmail.com, ORCID: 0000-0002-3675-0503

Львівський національний університет природокористування

вул. Володимира Великого, 1, м. Дубляни, 80831, Україна

Анотація. Математичне моделювання сьогодні є основою наближених методів розрахунків та визначення напружено-деформованого стану (НДС) конструкцій при

температурних впливах. Воно дозволяє чисельними методами скінченних елементів (СЕ) отримати обґрунтовані розв'язки багатьох складних задач у випадках дії силових та температурних навантажень на статично невизначені залізобетонні конструкції, в тому числі з врахуванням пластичних деформацій та нестационарних тривимірних температурних полів. В статті описані основні етапи моделювання явним методом залізобетонних захисних споруд при силових навантаженнях та особливості теплової задачі, які базуються на можливостях програмного комплексу LS-DYNA. Описано алгоритми математичного моделювання з детальним покроковим обґрунтуванням застосованих залежностей явного методу. Вказано, що правильний вибір критеріїв взаємодії та обґрунтованих моделей на підставі аналізу конструкції дозволяє отримати адекватні результати чисельного експерименту, які підтверджені іншими дослідниками. Наведені залежності, які дозволяють обчислювати значення функції на майбутньому кроці часу з використанням вже відомих значень функції на поточному кроці та її похідних. Розрахунок швидкостей вузлів СЕ при використанні явного методу інтегрування динамічних рівнянь виконується із застосуванням виразу, який є явним числовим методом розв'язку рівнянь динаміки. Наведено базовий вираз для розрахунку прискорень вузлів СЕ за умов виконання апроксимації похідних за часом методом кінцевих різниць.

Для повного набору СЕ враховано принципові можливі переміщення вузлів, узагальнене рівняння збереження енергії твердого деформівного тіла, яке дискретно накладене на сітку СЕ.

Для випадку дії температурних навантажень в режимі пожежі наведено підхід до вирішення теплової задачі. Показано, що викладена обґрунтована методика з використанням елементів явного та неявного методів дозволяє коректно розв'язати поставлену теплову задачу з врахуванням нелінійного деформування матеріалів залізобетонної захисної конструкції та просторових температурних полів від зовнішнього температурного навантаження.

Ключові слова: явний метод інтегрування, пожежні навантаження, гексаедральний скінченний елемент, залізобетонні конструкції, тепла задача.

Стаття надійшла до редакції 16.02.2025

This work by Karkhut I.I., Luchko Y.Y. is licensed under CC BY 4.0

**ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ БАГАТОШАРОВИХ ПЛИТ ПЕРЕКРИТТЯ
ЗА ДІЇ СТАТИЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ**

¹**Ковров А.В.**, к.т.н, професор,
rektor@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0002-6037-6080

¹**Шеховцов І.В.**, к.т.н, доцент,

¹**Петраш С.В.**, к.т.н, доцент,
svet_lana_petrash@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0002-8567-3962

¹**Овсак І.І.**, здобувач,
usk@ukr.net, ORCID: 0000-0002-1184-4810

¹*Одеська державна академія будівництва та архітектури*
вул. Дідріхсона, 4, м. Одеса, 65029, Україна

Анотація. Останнім часом у практиці будівництва все більшої популярності набувають багатошарові конструкції завдяки своїй економічній ефективності, що в сучасних економічних умовах відіграє першорядну роль. Значний резерв підвищення ефективності використання таких конструкцій – використання незнімної опалубки. Одним із популярних виробників незнімної опалубки із тріскоцементних плит є компанія VELOX, вироби якої знайшли своє широке застосування у малоповерховому будівництві. Тріскоцементні плити – це деревно-цементно-бетонні композиції в «незнімній опалубці» – синтез натуральних матеріалів – каменю та дерева в сучасному вигляді.

Метою цієї статті є дослідження роботи багатошарових плит перекриття, виготовлених із застосуванням елементів незнімної опалубки VELOX, за дії статичного навантаження при різних варіантах кріплення опалубки. Випробування дослідних зразків проводили до появи та розкриття нормальних тріщин у нижній розтягнутій зоні бетону або до перевищення значення прогину критичного значення. На підставі експериментальних та чисельних даних отримано значення руйнівних навантажень та деформацій у дослідних конструкціях.

У процесі проведення випробувань руйнування дослідних зразків відбувалося за класичною схемою руйнування згинальних елементів з роздробленням бетону стиснутої зони та утворенням нормальних тріщин. За результатами випробувань визначено величини відносних деформацій крайніх стиснутих та розтягнутих волокон плити, а також деформації на межі матеріалів (бетону та VELOX), значення прогинів. Побудовано відповідні графіки. Визначена несуча здатність плит, виготовлених із застосуванням елементів незнімної опалубки VELOX з різними варіантами кріплення тріскоцементної плити (дослідні зразки П2, П3), перевищила несучу здатність залізобетонних плит (маркування П1) на 10 та 50 % відповідно.

Застосування на практиці багатошарових комплексних конструкцій вимагає подальшого проведення експериментальних досліджень за цим напрямком, що дозволить знаходити оптимальні конструктивні рішення для споруд із застосуванням конструкцій такого типу.

Ключові слова: багатошарові перекриття, незнімна опалубка, VELOX, руйнівне навантаження, прогини, відносні деформації.

Вступ. Важко уявити сучасне будівництво без залізобетону. Залізобетонні конструкції використовуються при будівництві житла, громадських будівель та споруд, промисловому будівництві, ефективному освоєнні підземного простору, транспортному будівництві, зведенні будівель та споруд, що визначають вигляд міської архітектури.

Останнім часом набувають актуальності багатошарові конструкції, завдяки своїй економічній ефективності. Завдяки доцільному вибору та складу окремих шарів можуть бути створені багатошарові панелі з відмінними статичними та конструктивними властивостями.

Залежно від форми поперечного перерізу, матеріалів та видів обпирання існує велика різноманітність комбінаційних можливостей. Властивості багатошарових панелей переважно залежать від будови їхніх шарів. Спільними для більшості багатошарових панелей є такі властивості як: велика несуча здатність при невеликій власній вазі, висока втомна міцність при змінних навантаженнях, добра звукоізоляція та теплоізоляція в порівнянні із однорідними панелями за однакової маси і жорсткості.

Багатошарові конструкції можуть застосовуватися для різних конструктивних систем будівель. При використанні перекриття з плитною незнімною опалубкою створюється своєрідна залізобетонна шкаралупа, що попередньо укладається на опори. Ця шкаралупа має орієнтовані догори випуски арматури і на неї укладається бетон. Такі перекриття, що застосовуються у цивільному та промисловому будівництві, поєднують переваги збірної конструкції (прискорений монтаж при використанні легкого вантажопідйомного обладнання, створенню гладких стель, що не потребують додаткової штукатурки) та монолітної конструкції (будь-яка форма перекриття в плані, приховані балки та комунікації).

Аналіз останніх досліджень. Дослідженню роботи багатошарових плит перекриття присвячено достатню кількість наукових робіт як в Україні [1-7], так і за кордоном [8-14]. Значний резерв підвищення ефективності використання таких конструкцій – використання незнімної опалубки. Одним із популярних виробників незнімної опалубки із тріскоцементних плит є компанія VELOX, вироби якої знайшли своє широке застосування у малоповерховому будівництві.

VELOX [15] – деревно-цементно-бетонні композиції в «незнімній опалубці» – синтез натуральних матеріалів – каменю та дерева в сучасному вигляді. Технологія монолітного домобудівництва в незнімній опалубці VELOX розроблена в Австрії, де набула широкого поширення. Тріска деревини нетвердих порід, виготовлена з відходів деревообробної промисловості – вихідний натуральний матеріал для виготовлення тріскоцементних плит. Монолітне будівництво за системою VELOX забезпечує ідеальне поєднання теплоізолюючих та теплоакумуючих властивостей, вона дозволяє будувати швидко та без застосування важкої техніки. Ще одна перевага – багатоваріантність використання матеріалів та конструкцій VELOX на будинках різної поверховості, легких дачних будинках, господарських спорудах, реконструкції та ремонті будівель, мансардних поверхах.

Проведений аналіз стану та тенденцій удосконалення будівництва із застосуванням такої технології показує необхідність його подальшого розвитку та вдосконалення.

Мета дослідження. Метою статті є дослідження роботи багатошарових плит перекриття, виготовлених із застосуванням елементів незнімної опалубки VELOX, за дії статичного навантаження при різних варіантах кріплення опалубки та порівняння отриманих значень руйнівних навантажень та деформацій у дослідних конструкціях.

Методика досліджень. В лабораторних умовах були проведені випробування монолітних залізобетонних плит [16] з розмірами перерізу 900×150 мм завдовжки 2000 мм (плити з маркуванням П-1) та аналогічних ним плит із застосуванням елементів незнімної опалубки VELOX, закріпленої до нижньої грані плити (плити з маркуванням П-2 та П-3). Розміри елементів VELOX – 450×35 мм. Дослідні зразки армувалися поздовжньою та поперечною арматурою Ø8A400C. Використовувалися два типи анкерування тріскоцементних плит VELOX: для плит П-2 в якості анкерів застосовувалися шурупи по дереву 3.5×2.5 мм, а в плитах П-3 використовувався гіпсокартонний профіль СД60, площа перерізу якого орієнтовно дорівнює площі поперечного перерізу арматурного стрижня Ø8 мм (при цьому гіпсокартонний профіль був закріплений за допомогою саморізів, встановлених у шаховому порядку). Дослідні зразки наведено на рис. 1.

На етапах виготовлення були проведені випробування матеріалів, що використовуються при виготовленні дослідних зразків багатошарових плит для визначення їх фізико-механічних властивостей (тріскоцементних плит VELOX, арматурних стрижнів, а також зразків бетону).

Схему випробувань зразків наведено на рис. 2. Дослідні зразки випробовувалися як шарнірно-обперті. В якості рухомої шарнірної опори використовувався металевий каток, встановлений між двома пластинами для запобігання процесу зминання. Як шарнірно-нерухомі опори використовувалися ковзанки, в яких не було вільного переміщення. Навантаження передавалось за допомогою домкрата через металеву траверсу ступенями по 5 кН кожна з витримкою по 10 хв.

В процесі випробувань визначалися наявність процесу зминання в тріскоцементній плиті на опорах, прогини багат шарової конструкції в середньому по її довжині перерізу, відносні деформації верхньої та нижньої грані багат шарової плити та на межі матеріалів.

Випробування дослідних зразків проводилися до появи та розкриття нормальних тріщин у нижній розтягнутій зоні бетону або до перевищення значення величини прогину в 1/200 прольоту.

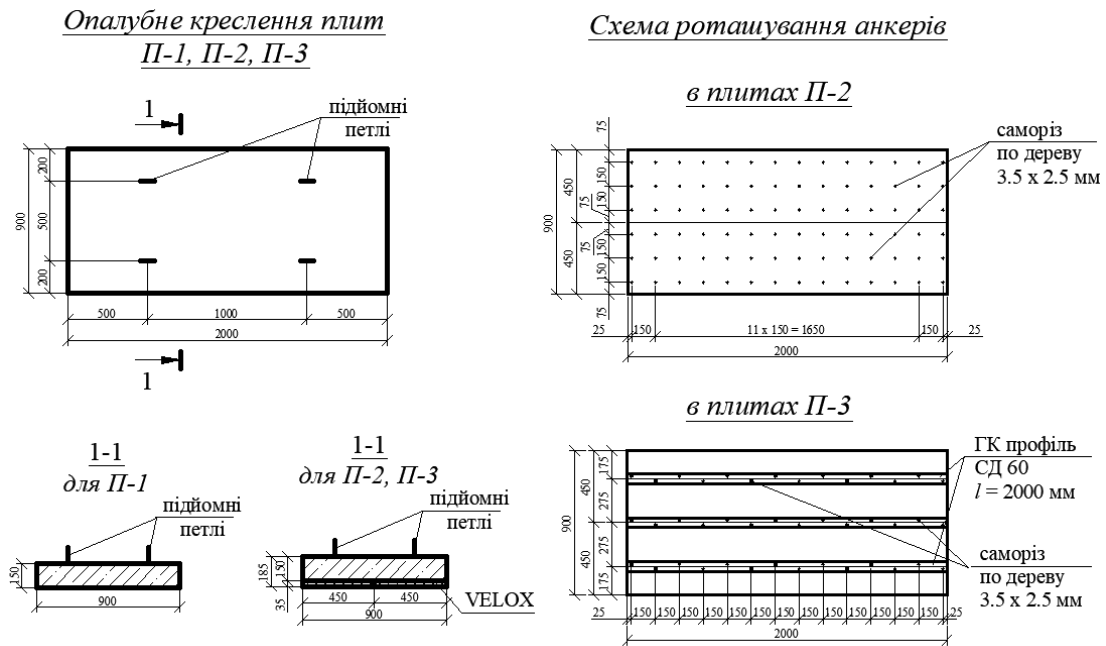


Рис. 1. Дослідні зразки плит П-1, П-2, П-3



Рис. 2. Схема передачі навантаження та місця встановлення приладів при проведенні випробувань зразків

Результати досліджень. Усі плити у процесі випробувань зруйнувалися за нормальним перерізом. Руйнування відбувалося за класичною схемою руйнування згинальних елементів з роздробленням бетону стиснутої зони та утворенням нормальних тріщин. У таблиці 1 наведено середні значення руйнівних навантажень для плит П-1, П-2, П-3.

Таблиця 1 – Середні значення руйнівних навантажень

Маркування плит	Руйнівне навантаження F_u , кН	$F_u / F_u^{П-1} *$
П- 1	45	1,0
П- 2	50	1,11
П- 3	70	1,55

* – в якості $F_u^{П-1}$ прийнято середнє значення руйнівного навантаження для плит П-1.

За результатами випробувань визначено величини відносних деформацій крайніх стиснутих та розтягнутих волокон плити, а також деформації на межі матеріалів (бетону та VELOX), значення прогинів у центральній зоні. Результати у вигляді відповідних графіків наведено на рис. 3...5.

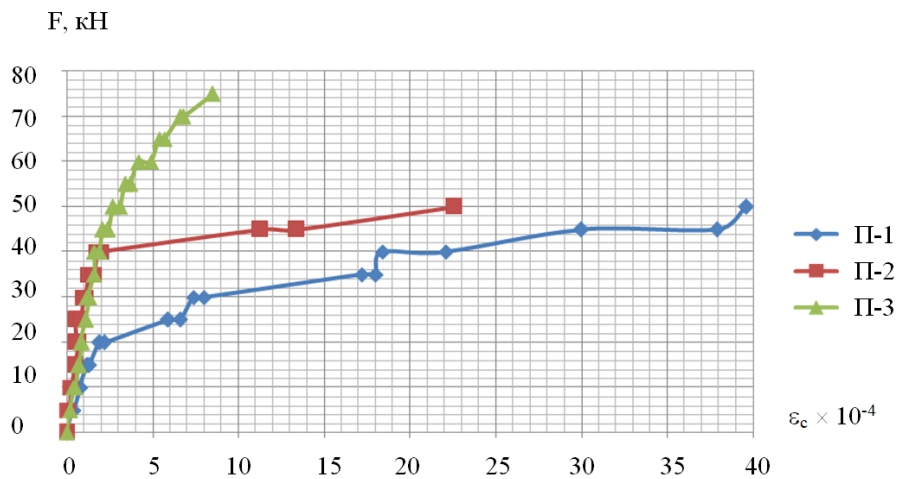


Рис. 3. Залежність $F - \varepsilon_c$ для верхніх волокон плит П-1, П-2, П-3

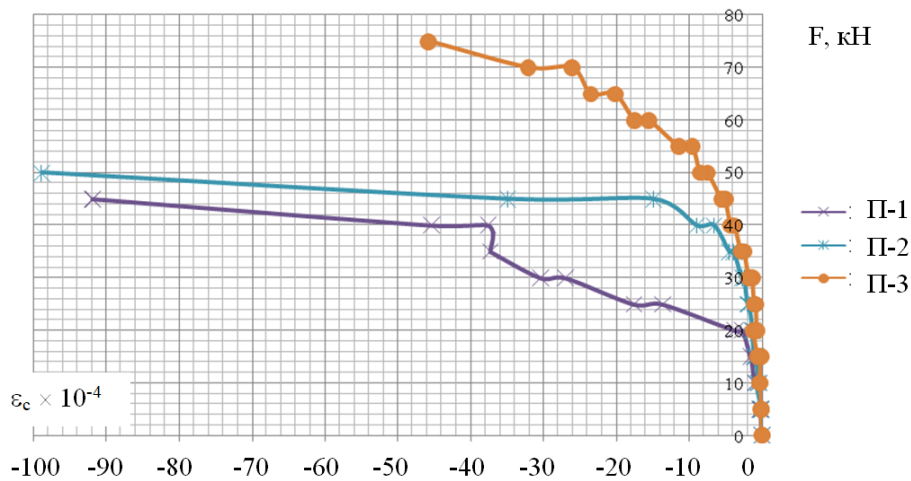


Рис. 4. Залежність $F - \varepsilon_c$ для нижніх волокон плит П-1, П-2, П-3

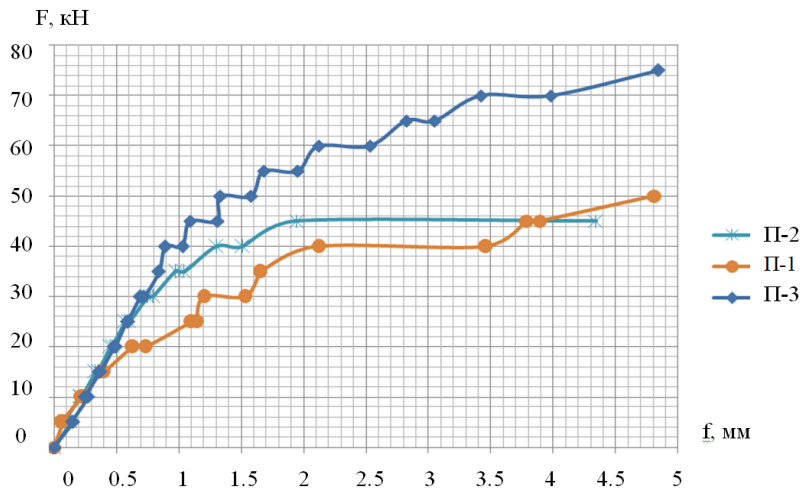


Рис. 5. Залежність $F - f$ для плит П- 1, П- 2, П- 3

Висновки:

1. Проведені експериментальні дослідження роботи багатошарових плит перекриття, виготовлених із застосуванням елементів незнімної опалубки VELOX, за дії статичного навантаження при різних варіантах кріплення опалубки для забезпечення спільної роботи її шару з тілом бетону з метою оцінки можливості її роботи як елемента перекриття.

2. Руйнування дослідних зразків відбувалося за схемою руйнування згинальних елементів з роздробленням бетону стиснутої зони та утворенням нормальних тріщин. За результатами випробувань визначено значення відносних деформацій крайніх стиснутих та розтягнутих волокон плити, а також деформації на межі матеріалів (бетону та VELOX).

3. Несуча здатність плит перекриття з використанням елементів незнімної опалубки (маркування П2 та П3) перевищує несучу здатність залізобетонних плит (маркування П1) на 10 та 50 % відповідно. Значення прогинів у центральній зоні плит при максимальних навантаженнях мають порівняні значення.

4. Застосування на практиці багатошарових комплексних конструкцій вимагає подальшого проведення експериментальних досліджень за цим напрямком, що дозволить знаходити оптимальні конструктивні рішення для споруд із застосуванням конструкцій такого типу.

Література

1. Shmukler V.S. Evolutionist approach in rationalization of building. *ISEC-03 Third International structural Engineering and construction Conference*, Shunan. 2005.
2. Шмуклер В. С. Климов Ю. А., Бурак Н. П. Каркасные системы облегченного типа. Харьков: Золотые страницы, 2008. 336 с.
3. Вознюк Л.І., Рутковська І.З. Проектування і дослідження багатошарових конструкцій. *Сборник научных трудов "Строительство, материаловедение, машиностроение"*. Дніпропетровськ, 2007. Вип. 628. С. 100–104.
4. Вознюк Л.І., Демчина Б.Г., Собчак-Пястка Ю. Випробування керамзитобетонних плит перекриття із ефективними вставками. *Вісник Львівського національного аграрного університету : архітектура і сільськогосподарське будівництво*, 2016. Вип. 17. С. 109–117.
5. Вознюк Л.І., Демчина Б.Г., Дубіжанський Д.І. Дослідження трьохшарових балочних плит на згин. *Вісник Національного університету водного господарства та природокористування*, 2015. Вип.4 (68). С. 232–238.
6. Майборода В.М., Карпюк В.Ф. Трёхслойные железобетонные конструкции. К.: Будівельник, 1990. 144 с.
7. Вознюк Л.І. Несуча здатність та деформативність багатошарових плит перекриття: дис....к-та техн.. наук (д-ра філософії): 05.23.01 / Національний університет "Львівська політехніка". Львів, 2018. 190 с.

8. Schnellenbach-Held M., Ehmann S., Pfeffer K. BubbleDeck. New Ways in Concrete Building, Darmstadt, 1998. Vol.13. P. 93-100.
9. Daniel Ronald Joseph J., Prabakar J., P. Alagusundaramoorthy, Experimental and numerical study on flexural behavior of precast light-weight concrete sandwich panels, *Int. J.Res. Eng. Technol.* 2015. Vol. 4(13). P. 463-467.
10. Benayoune A., Samad A.A.A., Trikha D.N., Abang Ali A.A., Ellinna S. H.M. Flexural behavior of precast concrete sandwich composite panel – experimental and theoretical investigations, *Constr. Build.*, 2008. Vol. 22. P. 580-592.
11. Bush T.D., Wu Z. Flexural analysis of prestressed concrete sandwich panels with truss connectors, 1998. Vol. 43 (5). P. 76-86.
12. Carbonari A., De Grassi M., Di Perna C., Principi P. Numerical and experimental analyses of PCM containing sandwich panels for prefabricated walls. *Energy and Buildings*, 2006. Vol. 38 (5). P. 472-483.
13. Foraboschi, P. Three-layered plate: Elasticity solution. *Compos. Pat B Eng.*, 2014. Vol.60. P. 764-776.
14. Frenzel, M., Curbach, M. Tragverhalten vongeschichteten Deckenelementen aus Normalund Porenleichtbeton. *Beton- und Stahlbetonbau* 111, 2016. Vol. 12. P. 828-839.
15. VELOX. Bau-systeme: веб-сайт. URL: <https://velox.at/en>.
16. ДСТУ Б В.2.6-7-95 (ГОСТ 8829-94). Конструкції будинків і споруд. Вироби будівельні бетонні та залізобетонні збірні. Методи випробувань навантаженням. Правила оцінки міцності, жорсткості та тріщиностійкості. [Чинний від 01.04.1996]. К., Державний комітет України у справах містобудування і архітектури, 1997. 45 с. (Національний стандарт України).

References

- [1] V.S. Shmukler, "Evolutionist approach in rationalization of building", *ISEC-03 Third International structural Engineering and construction Conference*, Shunan. 2005.
- [2] V.S. Shmukler, YU.A. Klimov, N.P. Burak, *Karkasnyye sistemy oblegchennogo tipa*. Khar'kov: Zolotyie stranitsy, 2008.
- [3] L.I. Vozniuk, I.Z. Rutkovska, "Proektuvannia i doslidzhennia bahatosharovykh konstruksii", *Sbornyk nauchnykh trudov "Stroytelstvo, materiyalovedenye, mashynostroenye"*, no. 628, pp. 100–104, 2007.
- [4] L.I. Vozniuk, B.H. Demchyna, Yu. SobchakPiastka, "Vyprobuvannia keramzytobetonnykh plyt perekryttia iz efektyvnymy vstavkamy", *Visnyk Lvivskoho natsionalnoho ahrarnoho universytetu : arkhitektura i silskohospodarske budivnytstvo*, no. 17, pp. 109–117, 2016.
- [5] L.I. Vozniuk, B.H. Demchyna, D.Y. Dubizhanskyi, "Doslidzhennia trokhsharovykh balochnykh plyt na zghyn", *Visnyk Natsionalnoho universytetu vodnoho hospodarstva ta pryrodokorystuvannia*, no. 4(68), pp. 232–238, 2015.
- [6] V.M. Mayboroda V.F. Karpyuk, *Trokhslonnyye zhelezobetonnyye konstruksii*. К.: Budivsel'nik, 1990.
- [7] L.I. Vozniuk, "Nesucha zdatnist' ta deformatyvnyist' bahatosharovykh plyt perekryttia", *dis...k-ta tekhn. nauk (d-ra filosofiyi): 05.23.01, Natsional'nyy universytet "L'vivs'ka politekhnika"*. L'viv, 2018.
- [8] M. Schnellenbach-Held, S. Ehmann, Pfeffer K. BubbleDeck, *New Ways in Concrete Building*. Darmstadt, vol. 13, pp. 93-100, 1998.
- [9] J. Daniel Ronald Joseph, J. Prabakar, P. Alagusundaramoorthy, "Experimental and numerical study on flexural behavior of precast light-weight concrete sandwich panels", *Int. J.Res. Eng. Technol.*, vol. 4(13), pp. 463-467, 2015.
- [10] A. Benayoune, A.A.A. Samad, D.N. Trikha, Ali A.A. Abang, S. H.M. Ellinna, "Flexural behavior of precast concrete sandwich composite panel – experimental and theoretical investigations", *Constr. Build.*, vol. 22, pp. 580–592, 2008.
- [11] T.D. Bush, Z.Wu, "Flexural analysis of prestressed concrete sandwich panels with truss connectors", vol. 43 (5), pp. 76– 86, 1998.
- [12] A. Carbonari, M.De Grassi, C.Di Perna, P. Principi, "Numerical and experimental analyses of PCM containing sandwich panels for prefabricated walls", *Energy and*

- Buildings*, vol. 38 (5), pp. 472–483, 2006.
- [13] P. Foraboschi, "Three-layered plate: Elasticity solution", *Compos. Pat B Eng.*, vol. 60, pp. 764–776, 2014.
- [14] M. Frenzel, M. Curbach, "Tragverhalten vongeschichteten Deckenelementen aus Normalund Porenleichtbeton", *Beton- und Stahlbetonbau 111*, vol. 12, pp. 828-839, 2016.
- [15] VELOX. Bau-systeme: website. [Online]. Available: <https://velox.at/en>. Accessed on: December 10, 2024.
- [16] DSTU B V.2.6-7-95 (HOST 8829-94). Konstruktsiyi budynkiv i sporud. Vyroby budivel'ni betonni ta zalizobetonni zbirni. Metody vyprobuvan' navantazhennyam. Pravyla otsinky mitsnosti, zhorstkosti ta trishchynostiykosti. K.: Derzhavnyy komitet Ukrainy u spravakh mistobuduvannya i arkhitektury, 1997.

EXPERIMENTAL STUDIES OF MULTI-LAYER SLABS UNDER THE ACTION OF STATIC LOAD

¹**Kovrov A.**, PhD., Assistant Professor,
rektor@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0002-6037-6080

Shehovtcov I., PhD., Assistant Professor,

¹**Petrash S.**, PhD., Assistant Professor,
svet_lana_petrash@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0002-8567-3962

¹**Ovsak I.**, competitor,
usk@ukr.net, ORCID: 0000-0002-1184-4810

¹*Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture*
4, Didrikhson str., Odessa, 65029, Ukraine

Abstract. In recent years multilayer structures have become increasingly popular in construction practice due to their cost-effectiveness. In today's economic climate, this factor plays a crucial role. A significant reserve for increasing the efficiency of such structures is the use of fixed formwork. One of the most popular manufacturers of fixed formwork made of wood chip cement slabs is VELOX. The company's products are widely used in low-rise construction. Wood-cement slabs are wood-cement-concrete compositions in 'fixed formwork'. It is a synthesis of natural materials – stone and wood – in a modern form.

The purpose of this paper is to study the performance of multilayer slabs made using VELOX fixed formwork elements with different options for its fastening. The load was static. The tests of the prototypes were carried out until the appearance and opening of normal cracks in the lower tensile zone of concrete or until the deflection exceeded the critical value. Based on the experimental and numerical data the values of destructive loads and deformations in the experimental structures were obtained.

During the tests the destruction of the prototypes occurred according to the classical scheme of destruction of bending elements with the fragmentation of the concrete of the compressed zone and the formation of normal cracks. Based on the test results the values of relative deformations of the extreme compressed and tensile fibres of the slab and the deformation at the interface of materials (concrete and VELOX), deflection values in the central zone were determined. The corresponding graphs were constructed. The bearing capacity of the slabs made using VELOX fixed formwork elements with different options for fixing the aggregate-cement slab (prototypes P2, P3) exceeded the bearing capacity of reinforced concrete slabs (marking P1) by 10 and 50 %, respectively.

The practical application of multilayer complex structures requires further experimental research in this area. This will make it possible to find optimal design solutions for structures using structures of this type.

Keywords: multilayer floors, permanent formwork VELOX, breaking load, deflection, relative deformations.

Стаття надійшла до редакції 4.01.2025

This work by Kovrov A., Shehovtcov I., Petrash S., Ovsak I. is licensed under [CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)

EXPERIMENTAL STUDIES OF WELL CONNECTING RINGS

Surianinov V.M., Assistant Professor,
citykboss@odaba.edu.ua, ORCID: 0009-0006-9620-4287
Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture
st. Didrikhsona, 4, Odesa, 65029, Ukraine

Abstract. A methodology for conducting experimental studies of the bearing capacity and crack resistance of well rings is proposed. Reinforced concrete elements of annular cross-section are used in many engineering structures, such as wells for various purposes, pressure and non-pressure pipes, power line supports, water towers, etc. There are a number of problems in the production and operation of such reinforced concrete structures. First of all, these are technological problems that arise during the manufacture of products due to the difficulties of installing the annular spatial reinforcement frame in the design position. And at the operation stage, especially when it comes to wells, the main problem is crack resistance and the associated moisture resistance. An effective way to solve these problems is dispersed reinforcement of concrete with steel fiber. Assessment of this effectiveness requires additional research, primarily experimental. Such researches are very few, primarily aimed at studying well rings.

A special power platform design was developed and manufactured for testing. It was established that the nature of the ring deformation under the action of a load uniformly distributed along its perimeter can be divided into three stages. At the first stage, up to the load level corresponding to the beginning of crack formation, a linear dependence of the deformation of concrete fibers is observed. The magnitudes of relative deformations are practically the same. At the next two stages of loading, a sharp change in the rate of growth of deformations occurs. The load of the second stage increases by 35%, while the deformations due to the opening of cracks increase by 1.3 times. At the third stage – the stage of destruction – the load decreases (falls) by 4%, and the deformations increase almost twice, again due to the opening of already existing cracks. The results of the study provide an opportunity for further assessment of the influence of dispersed reinforcement of concrete with steel fibers on the bearing capacity and crack resistance of well rings.

Keywords: well ring, concrete, steel fiber concrete, experiment, stand, bearing capacity, deformation, crack resistance.

Introduction. Reinforced concrete elements of circular or annular cross-section are used in many engineering structures, such as wells for various purposes, pressure and non-pressure pipes, power line supports, water towers, etc. There are a number of problems in the production and operation of such reinforced concrete products. The main ones are technological problems that arise during the manufacture of products due to the difficulty of installing the annular spatial reinforcement frame in the design position. And at the operation stage, especially when it comes to wells, the main problem is crack resistance and the associated moisture resistance. It seems that an effective way to solve these problems is dispersed reinforcement of concrete with steel fiber [1, 2].

Analysis of the latest research and publications. Methods of research of concrete and fiber-reinforced concrete wells are the subject of many publications [3-9]. A special place is occupied by wells of cylindrical shape, which from the point of view of structural mechanics are long cylindrical shells. And the main research is devoted to theoretical issues of determining the bearing capacity and crack resistance of such shells. We note the works [10-13].

Design and calculation of wells is regulated by relevant regulatory documents. In our country, this is DSTU B V. 2.6-106: 2010 [14]. In several countries of the former USSR – Armenia, Kazakhstan, Kyrgyzstan – Interstate Standard [15]. In European countries – EN1992-1-4 [16].

Experimental studies of well connecting rings are covered very little, and this small review indicates that this area of work is relevant.

Purpose of the work. The purpose of the work is to develop a methodology for conducting experimental studies of well rings for subsequent assessment of the influence of dispersed reinforcement of concrete with steel fiber on their bearing capacity and crack resistance.

Materials and research methods. The samples were made of concrete and fiber-reinforced concrete. The amount of steel fiber in fiber-reinforced concrete is 1% of the product volume. Preliminary tests were carried out on prisms and cubes, measuring $100 \times 100 \times 400$ mm and $100 \times 100 \times 100$ mm, respectively, aged for 28 days. Two groups of prisms and cubes were made. One was made of ordinary concrete (with large aggregate sizes up to 10 mm) of class C20/25 and the second was made of anchor steel fiber. Each group consisted of nine samples. The prisms and cubes were made in accordance with regulatory documents [17]. The research used methods of mathematical statistics, experimental methods of mechanics, and the strain gage method.

Research results. The research was conducted on two series of circular rings. The first series consisted of rings made of ordinary concrete of class C20/25. When manufacturing the rings of the second series, steel anchor fiber was added to the concrete in a volume of 1% of the total volume of concrete. This volume of fiber was determined as optimal in the process of previous research.

For concreting the ring specimens factory-made metal formwork was used. The height of the rings is $H = 70,5$ cm, the outer diameter is $d_2 = 83$ cm, the inner diameter is $d_1 = 70$ cm. The wall thickness is $\delta = 6,5$ cm (Fig. 1).



Fig. 1. Sample preparation: metal formwork and sample

To test the rings, a special force platform was mounted, the appearance of which is shown in Fig. 2.



Fig. 2. Force platform for testing

The load is applied to the ring under study 1 in two mutually perpendicular directions, which is carried out by two hydraulic jacks with a capacity of 2.500 kNm² and is controlled by exemplary dynamometers 3 of the Tokar system of similar capacity. Uniform loading of the rings in height is ensured by four vertically arranged traverses 5 (Fig. 3).

During the tests, the load, which is simultaneously applied in two mutually perpendicular planes, and the deformations of individual concrete fibers were recorded. The load was applied in steps of 0.1 from the destructive one, the value of which was determined in the process of previous trial tests. Each load step was followed by a five-minute hold. The process of crack formation was monitored between the load steps. The deformations of individual concrete fibers were measured using time-type indicators with a division value of 0.001 mm. The deformation measurement base was 24 cm. Indicators were installed in characteristic zones around the outer perimeter of the ring. The destructive load was taken to be the value at which the ring lost its ability to resist the load.

Fig. 4 presents the relative deformations of four indicators located in the load transfer zones, i.e. in the locations of the traverses (Fig. 3). From the results presented in Fig. 4, it follows that the readings of all indicators located in the middle part of the ring, from the beginning of the load to the failure, change practically according to the same law (synchronously). The latter indicates the uniformity of the load along the perimeter of the ring.

The nature of deformation, shown in Fig. 4, can be divided into three stages. At the first stage, up to the load level of 36 kN, which corresponds to the beginning of crack formation, a linear dependence of the deformation of concrete fibers is observed. The values of relative deformations

are practically the same. At the next two stages of loading (Table 1), a sharp change in the rate of growth of deformations occurs (the angle of inclination of the curves changes significantly). The load of the second stage increases by 35%, while the deformations due to the opening of cracks increase by 1.3 times. At the third stage – the stage of destruction – the load decreases (falls) by 4%, and the deformations increase almost twice, again due to the opening of already existing cracks.

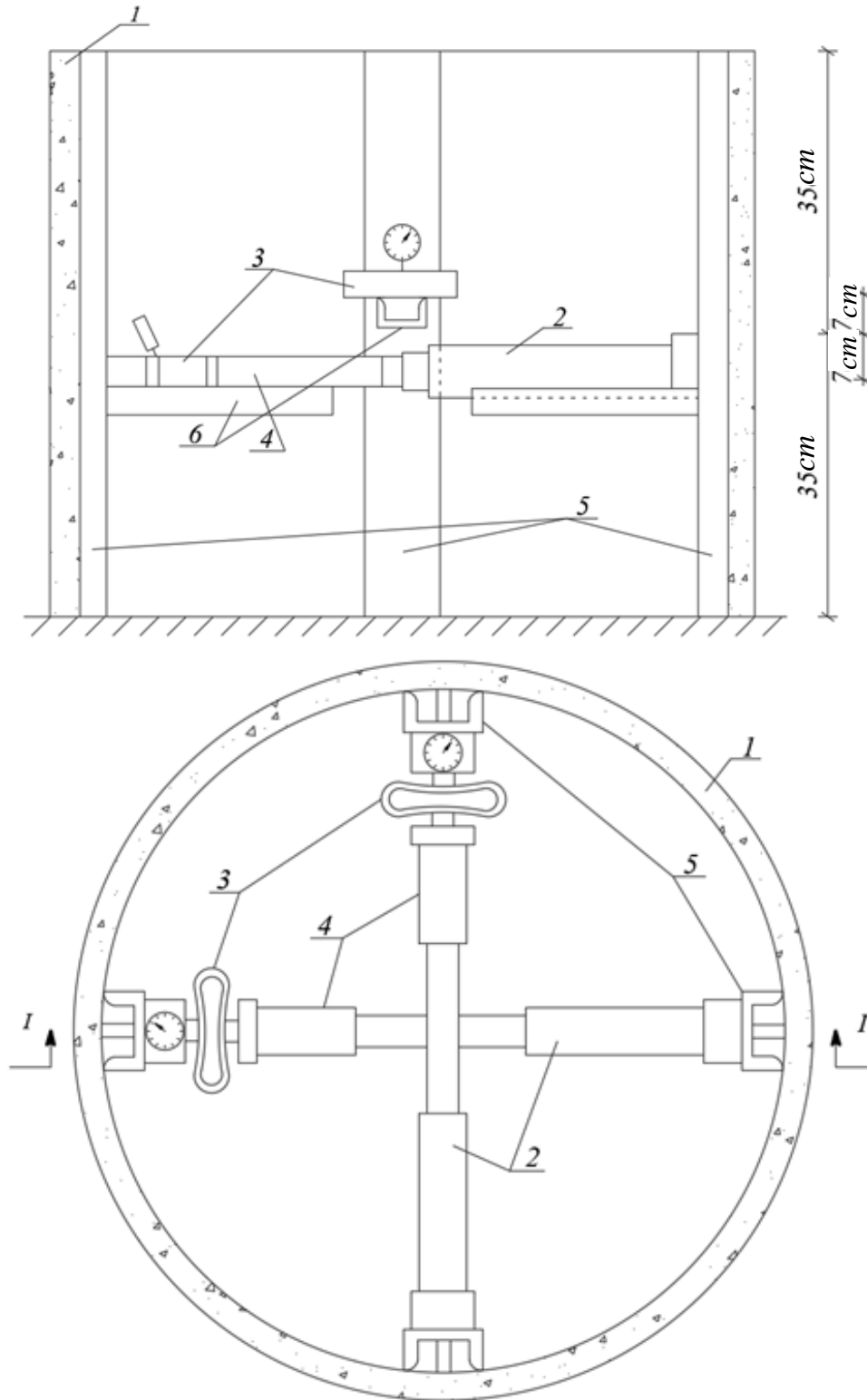


Fig. 3. Power platform diagram:

- 1 – concrete ring; 2 – hydraulic jacks; 3 – dynamometers; 4 – transfer rods; 5 – channels reinforced with plates; 6 – guide rod (channel)

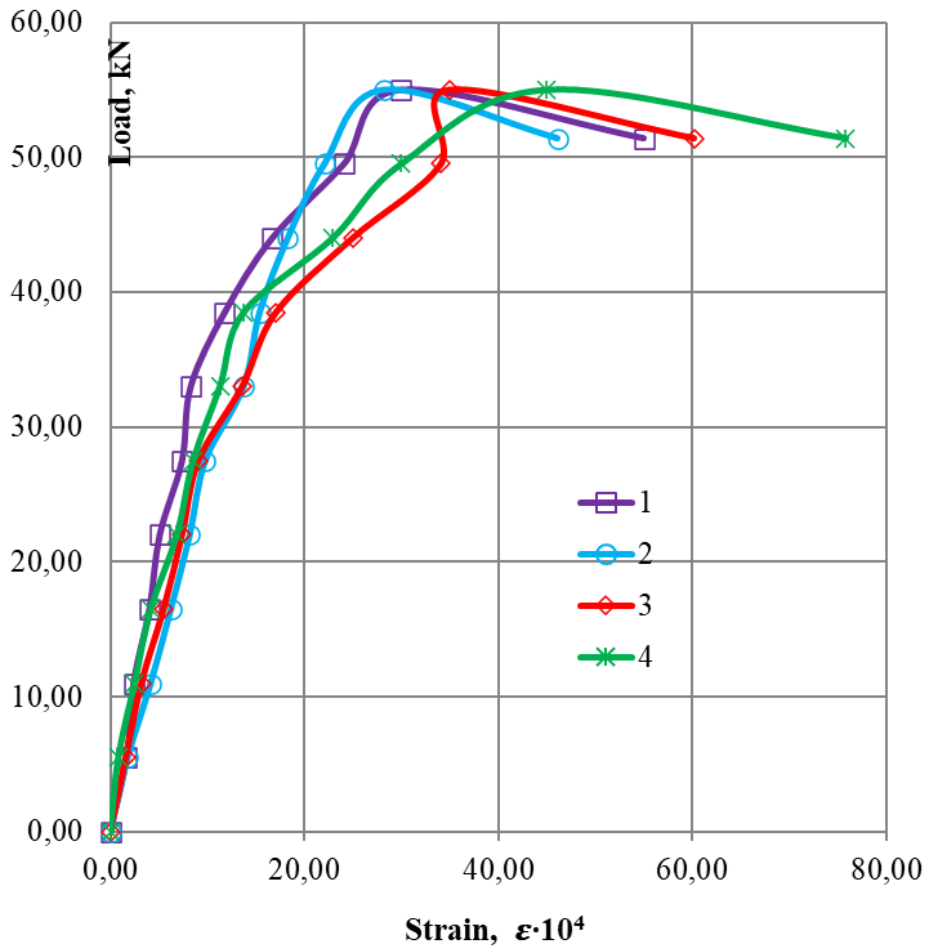


Fig. 4. Graph of the dependence of relative deformation on load

Table 1 – Relative deformation indicators

Load, kN	Indicators performance			
	1	2	3	4
0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
5.50	1.70	1.80	1.60	0.83
11.00	2.40	4.17	3.20	2.50
16.50	4.05	6.25	5.50	4.17
22.00	5.10	8.20	7.40	6.88
27.50	7.40	9.80	9.10	8.54
33.00	8.30	13.75	13.60	11.30
38.50	11.80	15.40	17.10	13.75
44.00	16.70	18.30	25.00	22.92
49.50	24.10	22.08	34.10	30.00
55.00	30.00	28.20	35.00	45.00
51.40	55.00	46.10	60.20	75.80

Conclusions. Thus, a methodology for conducting experimental studies of the bearing capacity and crack resistance of well rings has been proposed. It has been established that the nature of the ring deformation under the action of a load uniformly distributed along its perimeter can be divided into three stages. At the first stage, up to the load level corresponding to the beginning of crack formation, a linear dependence of the deformation of concrete fibers is observed. The

magnitudes of relative deformations are practically the same. At the next two stages of loading, a sharp change in the rate of deformation growth occurs. The load of the second stage increases by 35%, while the deformations due to the opening of cracks increase by 1.3 times. At the third stage, the stage of destruction, the load decreases (falls) by 4%, and the deformations increase almost twice, again due to the opening of existing cracks. The results of the study provide an opportunity for further assessment of the influence of dispersed reinforcement of concrete with steel fibers on the bearing capacity and crack resistance of well rings.

References

- [1] Ž. Kos, S. Kroviakov, V. Kryzhanovskiy, I. Grynyova, "Research of strength, frost resistance, abrasion resistance and shrinkage of steel fiber concrete for rigid highways and airfields pavement repair", *Applied Sciences*, 12(3), 1174, 2022. <https://doi.org/10.3390/app12031174>
- [2] M. Surianinov, S. Neutov, I. Korneieva, Z. Holovata, "Comprehensive Studies of the Mechanical Properties of Fiber Concrete", *Materials Science Forum*, 1140, pp. 39-46, 2024. <https://doi.org/10.4028/p-12xplS>
- [3] C.P. Dick, Y.P. Korkolis, "Mechanics and full-field deformation study of the Ring Hoop Tension Test", *International Journal of Solids and Structures*, 51(18), pp. 3042-3057, 2014. doi:10.1016/j.ijsolstr.2014.04.023
- [4] Anna Szymczak-Graczyk, "Selected aspects of the design and construction of reinforced concrete sunk wells", *Architectura Budownictwo*, 21, 10.22630/ASPA.2022.21.3.21, 2023.
- [5] M.O. Davydenko, "Calculation of the strength of fiber-reinforced concrete elements of a circular section normal to the longitudinal axis using the deformation method", *Scientific Bulletin of the National University of Life and Environmental Management of Ukraine. Series: Technology and Energy of the Agricultural and Industrial Complex*, Issue 196(3), pp. 105-108, 2014.
- [6] O.V. Andryichuk, "Rabota i raschet elementov koltsevoho secheniya stalefybrobetona pru povtornukh nahruzkakh", avtoref. dys. na soyskanie uchenoy stepeny kandydata tekhnicheskyykh nauk po spetsyalnosti 05.23.01 «Stroytelnye konstruktsyy, zdaniya y sooruzheniya». Lvov, 2008.
- [7] O.V. Andriichuk, Ye.M. Babych, *Stalefybrobetonni beznapirni truby: monohrafiia*. Lutsk: RVV Lutskoho natsionalnoho tekhnichnoho universytetu, 2012.
- [8] Ye.M. Babych, S.Ya. Babich, O.V. Andriichuk, "Vplyv bahatorazovykh navantazhen na robotu stalefybrobetonnykh kiltsevykh sektsiinykh elementiv", *Resursozberihaiuchi materialy, konstruktsii, budivli ta sporudy: zbirnyk naukovykh prats*, vol. 20, pp. 125-132, 2010.
- [9] Ye.M. Babich, S.Ya. Babich, *Robota ta rozrakhunok zghynannia stalefybrobetonnykh elementiv: monohrafiia*. Drobyshynets. Lutsk: LNTU, 2012.
- [10] Tanaka Masafumi & Mashita Kazuhiko, "Retrofit strength of concrete cylindrical shells reinforced with single layer under concentrated load", *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, no. 75, pp. 1681-1689, 2010. 10.3130/aijs.75.1681.
- [11] Vladimir Karpov & Alexey Semenov, "Mathematical model of deformation of orthotropic reinforced shells of revolution", *Magazine of Civil Engineering*, no. 40, pp. 100-106, 2013. 10.5862/MCE.40.11.
- [12] Shen Li, Do Kyun Kim, Qing Quan Liang, "Fibre-Based modelling for predicting the progressive collapse of cylindrical shells under combined axial compression and bending moment", *Engineering Structures*, vol. 272, 114988, 2022. doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.114988.
- [13] Rong Li, Meng Yang, Bin Liang, "A new and convenient method for strength evaluation of cracked cylindrical shell based on the ratio of crack tip stresses", *Structures*, vol. 52, pp. 146-157, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2023.03.130>.
- [14] DSTU B V. 2.6-106:2010. *Konstruktsii betonni ta zalizobetonni kolodiaziv kanalizatsiinykh, vodoprovodnykh i hazoprovodnykh merezh*. Kyiv. Minrehionbud Ukrainy. 2011.

- [15] GOST 8020-2016. Betonni ta zalizobetonni konstruktsii kolodiaziv kanalizatsiinykh, vodoprovodnykh i hazoprovodnykh merezh. Tekhnichni umovy. Standartinform. 2017.
- [16] EN 1992-1-4: Eurocode 2: Design of concrete structures.
- [17] DSTU B V.2.7-214:2009. Beton. Metody vyznachennia mitsnosti za dopomohoiu kontrolnykh zrazkiv. K.: Minrehionbud Ukrainy, 2010.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ КОЛОДЯЗНИХ КІЛЕЦЬ

Сур'янінов В.М., асистент,
citykboss@odaba.edu.ua, ORCID: 0009-0006-9620-4287
Одеська державна академія будівництва та архітектури
вул. Дідрихсона, 4, м. Одеса, 65029, Україна

Анотація. Запропоновано методику проведення експериментальних досліджень несучої здатності та тріщиностійкості колодязних кілець. Залізобетонні елементи кільцевого перерізу використовуються в багатьох інженерних спорудах, таких як колодязі різного призначення, напірні та безнапірні трубопроводи, опори ліній електропередач, водонапірні башти тощо. Існує ряд проблем у виробництві та експлуатації таких залізобетонних конструкцій. Перш за все, це технологічні проблеми, які виникають при виготовленні виробів через труднощі встановлення кільцевого просторового арматурного каркаса в проектне положення. А на етапі експлуатації, особливо якщо це стосується колодязів, основна проблема – тріщиностійкість і пов'язана з нею вологостійкість. Ефективним способом вирішення цих проблем є дисперсне армування бетону сталевією фіброю. Оцінка такої ефективності потребує додаткових досліджень, насамперед експериментальних. Таких досліджень, насамперед спрямованих на вивчення колодязних кілець, дуже мало.

Для випробувань була розроблена та виготовлена спеціальна конструкція силової платформи. Встановлено, що за характером деформації кільця під дією навантаження, рівномірно розподіленого по його периметру, можна виділити три етапи. На першому етапі до рівня навантаження, що відповідає початку тріщиноутворення, спостерігається лінійна залежність деформації волокон бетону. Величини відносних деформацій практично однакові. На двох наступних стадіях навантаження відбувається різка зміна швидкості зростання деформацій. Навантаження другого ступеня зростає на 35%, а деформації внаслідок розкриття тріщин збільшуються в 1,3 рази. На третій стадії – стадії руйнування – навантаження зменшується (падає) на 4%, а деформації збільшуються майже вдвічі, знову ж таки за рахунок розкриття вже наявних тріщин. Результати дослідження дають можливість для подальшої оцінки впливу дисперсного армування бетону сталевими фібрами на несучу здатність і тріщиностійкість колодязних кілець.

Ключові слова: колодязне кільце, бетон, сталевієюбетон, експеримент, стенд, несуча здатність, деформація, тріщиностійкість.

Стаття надійшла до редакції 19.01.2025

This work by Surianinov V.M. is licensed under CC BY 4.0

**RESEARCH OF DEFORMATION AND STRENGTH CHARACTERISTICS
OF CONCRETE COLUMNS WITH COMPOSITE REINFORCEMENT**

¹**Pustovoitova O.M.**, PhD, Associate Professor,
oksana_pustov@ukr.net, ORCID: 0009-0003-4774-6686

¹**Gvozdiuk O.A.**, postgraduate,
gvozduksasha@gmail.com, ORCID: 0009-0000-7856-9094

¹*O.M. Beketov National University of Urban Economy*
17, Chernoglazivska str., Kharkiv, 61002, Ukraine

²**Kamchatna S.M.**, PhD, Associate Professor,
kamchatnayasn@gmail.com, ORCID: 0000-0001-5711-4146

²**Trykoz L.V.**, D.Sc., Professor,
lvtrikoz@ukr.net, ORCID: 0000-0002-8531-7546

²**Zvierieva A. S.**, PhD, Associate Professor,
zveirievaAS@kart.edu.us, ORCID: 0000-0002-4832-3760

²*Ukrainian State University of Railway Transport*
7 square Oboronnyi Val, Kharkiv, 61050 Ukraine

Abstract. The article presents the results of experimental studies on the load-bearing capacity of concrete specimens reinforced with a fiberglass shell under axial loading. Cylindrical concrete specimens were reinforced with strip fiberglass reinforcement (SFRP) using a developed winding technology and layer-by-layer bonding with a polymer binder.

The main focus is on studying the influence of lateral pressure, created by the fiberglass shell, on the strength and deformation characteristics of concrete. The experiments demonstrated that the use of a fiberglass shell significantly increases the failure load. For concrete of class C16/20, the failure load increased from 100 kN (without the shell) to 980 kN (with a 4 mm thick shell), which is 9.8 times higher. A similar increase in strength was observed for concretes of other classes (C25/30, C32/40, C50), with the failure load for C50 concrete increasing by a factor of 5.2.

It has been established that the intensity of strength gain depends on the concrete class; however, at high levels of lateral pressure (above 80 MPa), the strengthening coefficient (α) becomes nearly identical for all concrete classes ($\alpha \approx 1.85$). This indicates the similarity of concrete behavior in a fiberglass jacket to its behavior in steel jackets, with the added advantage of fiberglass's high corrosion resistance.

The deformation characteristics of the specimens were also studied. It was shown that the fiberglass jacket not only enhances strength but also improves the deformation properties of concrete, making it more resistant to longitudinal and transverse deformations.

The obtained results confirm that glass fiber-reinforced concrete can be considered a promising structural material for the construction of highly loaded structures. The developed technology for strengthening concrete with a fiberglass jacket opens new possibilities for creating lightweight, durable, and long-lasting structures with low metal consumption and high corrosion resistance.

Keywords: fiberglass jacket, concrete specimens, load-bearing capacity, lateral pressure, deformation characteristics, strengthening coefficient, corrosion resistance.

Introduction. The relevance of research on strengthening concrete structures with fiberglass jackets is driven by the need for modern, lightweight, strong, and durable materials capable of withstanding high loads and operating in extreme conditions. The advancement of technologies and the implementation of composite materials open new opportunities for creating innovative and reliable structures.

The behavior of fiberglass in concrete structures requires detailed study. Experimental data on the influence of fiberglass jackets on the load-bearing capacity and deformation characteristics of

concrete will help develop recommendations for design and construction.

Analysis of Recent Research and Publications. The works of Müller H.S. and Haist M. [1-2] are dedicated to studying the behavior of concrete under triaxial compression using composite materials. The researchers confirmed that fiberglass jackets significantly enhance the strength of concrete, especially under high levels of lateral pressure.

Schmidt-Döhl F. and Rostásy F.S. [3] investigated the durability of concrete structures strengthened with composites in aggressive environments. Their results demonstrated that fiberglass provides high corrosion resistance, which is particularly important for bridges and coastal structures.

Teng J.G. and Chen J.F. [4] developed a methodology for calculating the strength of concrete columns confined with composite jackets, considering different types of loads.

Fukuyama H. and Matsuzaki Y. [5] designed new types of fiberglass jackets with improved mechanical properties, allowing an increase in concrete strength by 50-70%.

The studies conducted by Shui Liu and Xin Wang [6] describe the behavior of concrete columns with combined reinforcement.

The research by Ruitian Xu [7] and Duc Q. Tran, S.M.ASCE [8] demonstrates that the use of CFRP-PVC tubes and steel elements significantly improves the mechanical properties of columns, including their load-bearing capacity and deformation resistance. The advantages of such a design, including lightweight properties, corrosion resistance, and high strength, are also highlighted.

The studies by Chen Chen and Hai Fang [9] show that the use of spiral FRP mesh ties significantly enhances the mechanical properties of concrete columns, including their strength and ductility. The advantages of FRP materials, such as high strength, corrosion resistance, and lightweight properties, are discussed, making them an attractive option for construction applications.

The research conducted by Mostafa Habibpour [10] demonstrates that an increase in the number of FRP layers and their elongation degree significantly improves the mechanical properties of columns, including their strength and deformation resistance. The benefits of using FRP materials for reinforcing reinforced concrete columns, such as high strength, corrosion resistance, and lightweight properties, are also discussed.

The works [11, 12] indicate that hybrid reinforcement (steel-GFRP) combines the advantages of both steel and GFRP reinforcement, providing high strength, ductility, and corrosion resistance. Columns reinforced solely with GFRP exhibit high corrosion resistance but may have limited ductility. Traditional steel-reinforced columns demonstrate high strength and ductility but are susceptible to corrosion.

The conducted review and analysis of both domestic [14, 15] and foreign [1-13] scientific publications have shown that the crack formation process in solid bodies can be controlled. The physical laws governing crack propagation suggest that it is possible to slow down and even stop a rapidly growing crack. The process of crack deceleration should be associated with the energy consumption of fracture. It is known that at low crack propagation speeds, the energy required for plastic deformation at the crack tip is significantly high, while as the speed increases, this energy decreases in inverse proportion to the square of the speed. This makes it possible to control the crack development process. If the crack is slowed down, the forces required for its further propagation increase, and additional energy is needed to accelerate it to the level required for the relaxation of the elastic impulse. If plasticity reaches a certain threshold level, which depends on stress and crack length, fracture ceases.

Overall, the properties of concrete with indirect reinforcement in the form of spirals or solid steel jackets have been significantly studied. However, the mechanism of concrete failure under triaxial compression has not been fully explored. Therefore, the task of determining the load-bearing capacity of a concrete core reinforced with a spiral or a solid steel jacket remains relevant. Solving this problem should contribute to the development of new structural solutions, particularly fiberglass columns.

Purpose of the study. To study the effect of a fiberglass jacket on the load-bearing capacity and deformation characteristics of concrete specimens under axial loading, as well as to assess the effectiveness of using fiberglass strip reinforcement (FSR) for strengthening concrete structures.

The tasks of the research:

To conduct tests on concrete specimens reinforced with a fiberglass jacket to determine their load-bearing capacity under axial load.

To investigate the relationship between the ultimate load and the intensity of lateral pressure created by the fiberglass jacket.

To compare the strength of concrete specimens of different strength classes (C16/20, C25/30, C32/40, C50) with and without a fiberglass jacket.

To analyze longitudinal and transverse deformations of the specimens depending on the magnitude of axial stress and lateral pressure.

To determine the dependence of the reinforcement coefficient (α) on the concrete class and the jacket thickness.

Materials and Research Methods. A column design was proposed, consisting of a concrete core and a pre-stressed fiberglass jacket. This column design is characterized by its relatively low weight, low metal consumption, and high corrosion resistance.

The column is a concrete cylinder, around which fiberglass strip reinforcement (FSR) is wound using the spiral-cross winding method at a specific angle. The winding process follows the previously described technology, ensuring optimal structural performance.

To determine the load-bearing capacity of concrete specimens encased in a fiberglass jacket under axial compressive loading, experimental studies were conducted. The reinforcement of concrete cylinder specimens was carried out by wrapping them with fiberglass strip reinforcement (FSR) on specially designed winding machines, with each layer bonded using a polymer adhesive (ED-20 resin).

A total of 10 test series were conducted, in which the concrete class (ranging from C16/20 to C50) and the thickness of the fiberglass jacket (reinforcement percentage) were varied $\mu = A_{sp}^{CT} / A \cdot 100\%$ $\delta_{CT} = 1,0; 2,0; 3,0; 4,0$ mm, diameters of concrete cores $D=80; 120$ mm, length of samples $l=130; 400; 1200$ mm.

Application of Axial Compressive Load and Experimental Procedure. The axial compressive load was applied stepwise using a hydraulic press P-125. Most specimens were tested until failure. Longitudinal and transverse deformations were measured using dial indicators and resistance strain gauges. The failure of short elements encased in a fiberglass jacket was primarily caused by the rupture of the fiberglass in the circumferential direction.

Experiments aimed at determining the effect of the fiberglass jacket thickness on the failure load of concrete cylinders were conducted using specimens with a diameter of 60 mm and heights of 400 mm and 130 mm. These specimens were wrapped with fiberglass strip reinforcement with a tensile strength of 800 MPa. A total of 60 specimens were manufactured using four different concrete classes: C16/20, C25/30, C32/40, and C50.

The specimens were cast in vertical metal formwork, and the concrete mix was prepared using cement grade 500. To facilitate fixation in the winding machine, a 2 cm diameter central channel was incorporated into the specimens. After winding the fiberglass reinforcement, these internal channels were filled with mortar of the same composition.

The loading process was conducted in 50 N increments, and at each loading stage, boundary and transverse deformations of the specimen were measured.

The stress-strain state of the concrete core confined in a continuous fiberglass jacket formed by winding fiberglass strip reinforcement is illustrated in Figure 1.

The stress-strain state of the concrete core will be fully determined if the contact pressure (p_k) is found. The value of p_k is determined based on the compatibility condition between the deformation of the jacket and the concrete core. The jacket layer is assumed to be unidirectional.

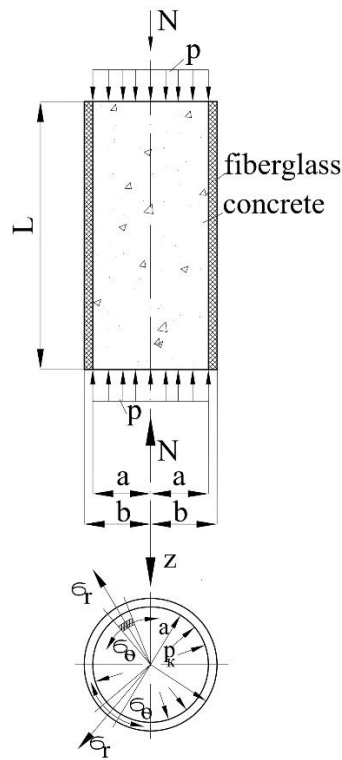


Fig. 1. Stress-Strain State of the Concrete Core Confined in a Continuous Fiberglass Jacket

Figure 2 illustrates the stress-strain state in the jacket layer, where axis 1 coincides with the fiber direction. The orientation angle of the reinforcement tape winding is shown in the rotated axes, and the reinforced layer exhibits anisotropic properties.

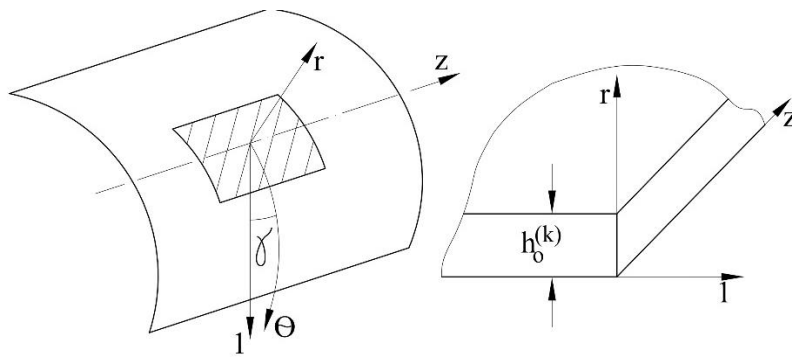


Fig. 2. Stress-Strain State in the Jacket Layer

Research Results. Tests conducted on 400 mm-high specimens showed that when the diameter-to-height ratio was 1:5, it was not possible to determine the full load-bearing capacity of the concrete confined in the fiberglass jacket. The specimens failed due to longitudinal bending. The heterogeneity of the concrete in the specimens likely caused eccentric loading effects as they approached failure load. Consequently, in subsequent tests, the specimen height was reduced to 130 mm.

The graphs in Figure 3 illustrate the dependence of failure load on lateral pressure intensity (fiberglass jacket thickness). The graphs indicate that lateral pressure created in the concrete core by the fiberglass jacket significantly increases the failure load for all tested specimens.

For C16/20 concrete specimens without fiberglass jackets, the failure load under axial compression was $F = 100$ kN. However, for similar concrete specimens with a 4 mm-thick fiberglass jacket (lateral pressure $p = 80$ MPa), the failure load increased to 980 kN, meaning a 9.8-fold strength increase.

A similar strength enhancement was observed for concrete specimens of other classes. For

example, for C50 concrete specimens, within a lateral pressure range of $p = 0$ to 80 MPa, the failure load increased by a factor of 5.2.

These test results highlight an important conclusion: Encasing the concrete core in a fiberglass jacket reinforced with fiberglass tape significantly enhances the axial compressive strength of the specimens.

The rate of strength increase depends on the concrete class. In this regard, concrete specimens confined in a fiberglass jacket share similarities with steel-reinforced concrete specimens.

In addition to high mechanical strength, the fiberglass jacket exhibits excellent corrosion resistance, making it superior to steel jackets in terms of durability.

During the testing of all specimens, longitudinal and transverse deformations were measured. These measurements served two main objectives:

- To study the effect of lateral pressure intensity on the deformation of the specimens.
- To analyze the mechanical properties of concrete under confinement.

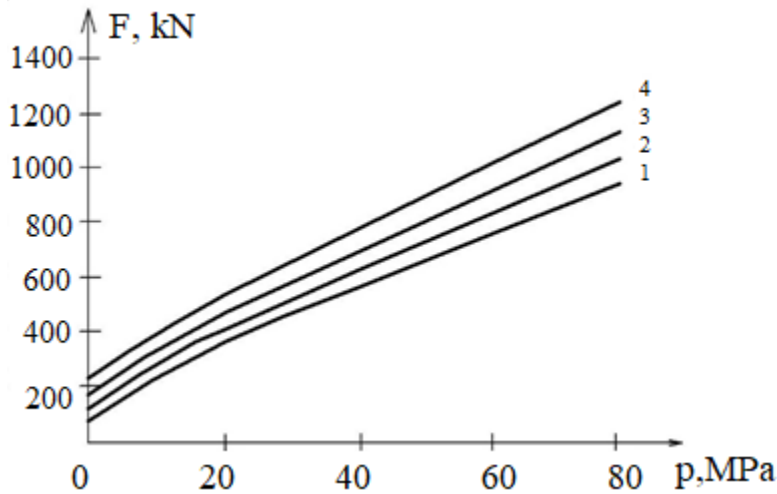


Fig. 3. Dependence of the ultimate load p on the intensity of lateral pressure at the ultimate state: 1 – Concrete class C16/20; 2 – C20/25; 3 – C32/40; 4 – C50

The dependence of longitudinal ε_z and transverse ε_r deformations of centrally compressed concrete cylindrical elements on the magnitude of axial compressive stress was studied using specimens with a diameter of 8 cm, made from concrete classes C16/20, C25/30, C32/40, and C50. Fig. 4 presents the typical deformation graphs obtained from tests on C16/20 concrete specimens.

The efficiency of a steel jacket is commonly evaluated using a coefficient, which, according to different authors, varies. Some researchers suggest that this coefficient is not a constant value, with its range fluctuating between 1 and 5.

The coefficient for fiberglass-reinforced concrete specimens was determined using the following formula:

$$\alpha = \frac{F_p - F_0}{A_T \cdot \sigma_0},$$

where:

F_p – ultimate load of the specimen with the jacket;

$F_0 = A_0 \cdot f_{ck}$ – ultimate load of the concrete core (without the jacket);

$F_p - F_0$ – force carried by the specimen in the ultimate state due to the effect of the jacket;

A_T – cross-sectional area of the jacket;

f_{ck} – strength of the reference concrete without the jacket;

σ_0 – ultimate tensile strength of the jacket material.

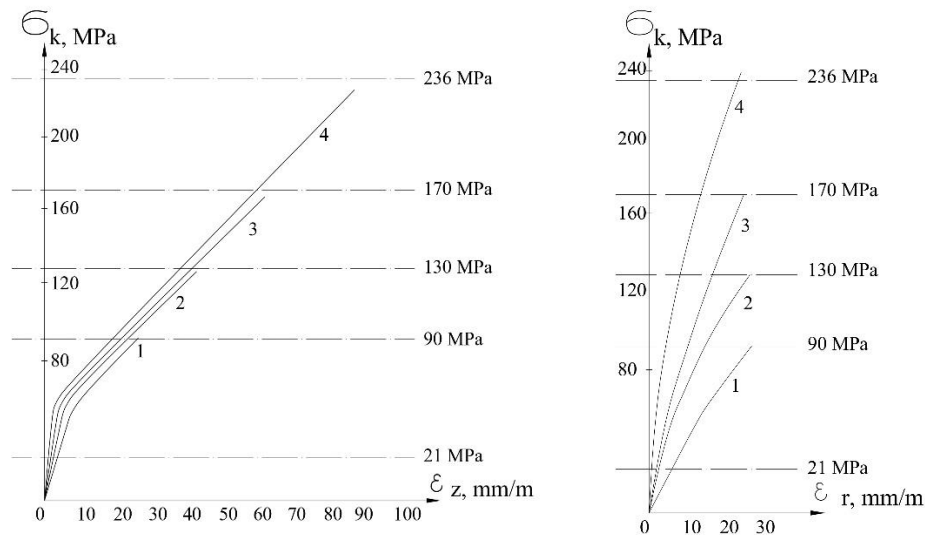


Fig. 4. Graphs of longitudinal ε_z and transverse ε_r deformations of centrally compressed concrete cylindrical elements with a fiberglass jacket:
1 – 5 layers of LSPA; 2 – 10 layers; 3 – 15 layers; 4 – 20 layers

Based on the research results, it was established that the coefficient α depends on two main factors:

The lateral pressure p , exerted on the concrete by the fiberglass jacket. The class of concrete.

The strength of the jacket is determined by the magnitude of lateral pressure p_{pp} exerted by the jacket in the ultimate state, which was calculated using the formula:

$$p = \sigma_0 \frac{\delta}{r},$$

where:

σ_0 – ultimate tensile strength of the fiberglass reinforcement;

r – radius of the specimen cross-section;

δ – wall thickness of the fictitious tube.

The dependence of the coefficient α on lateral pressure was determined based on test results of specimens with a diameter of 8 cm. The magnitude of the lateral pressure exerted by the jacket was varied by adjusting the number of layers of fiberglass tape. The coefficient α was determined for specimens made of four concrete classes: C16/20, C25/30, C32/40, and C50.

The dependence of coefficient α on lateral pressure p is shown in Fig. 5.

The dependence of coefficient α on the concrete class is observed only in jackets of low strength, where α ranges from 1.8 to 2.7 (Figure 5). As the jacket strength increases, this dependence almost disappears, and the coefficient α stabilizes at approximately 1.85 for all tested specimens.

The theoretical dependence of the strength enhancement coefficient (α) on the level of lateral pressure, which aligns with experimental results and allows for the prediction of the behavior of concrete confined in a fiberglass jacket under various load types, is calculated using the following formula:

$$\alpha = 8,91p^{-0.358} - \frac{F_0}{A_T \cdot \sigma_T}.$$

From the graph (Figure 5), it is evident that at high levels of triaxial compression, different materials tend to exhibit a similar failure pattern, whereas at low compression levels, their failure characteristics can vary significantly.

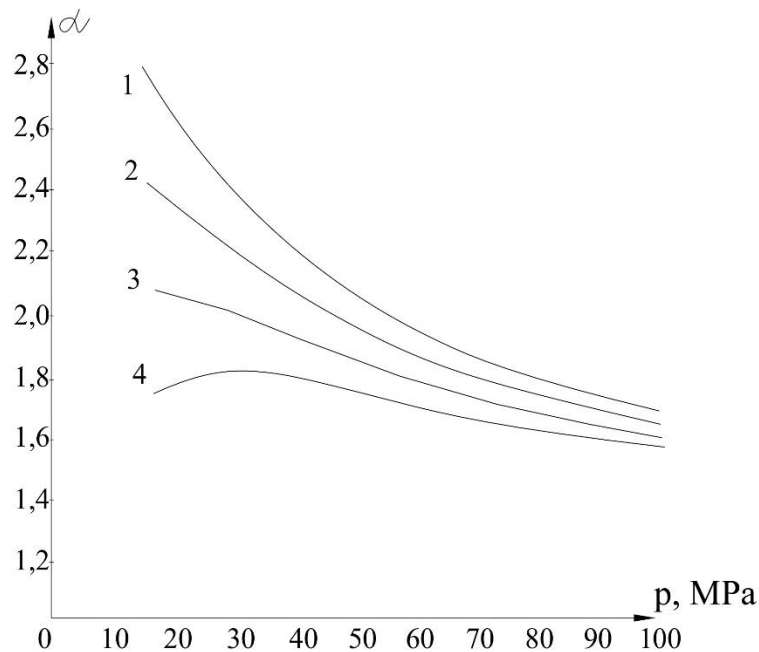


Fig. 5. Dependence of the effectiveness coefficient (α) of the fiberglass jacket on lateral pressure (p): 1 – Concrete class C16/20; 2 – C20/25; 3 – C32/40; 4 – C50

Conclusions:

1. It has been established that the use of a fiberglass jacket significantly increases the load-bearing capacity of concrete specimens. For example, for C16/20 concrete, the failure load increased from 100 kN to 980 kN (by a factor of 9.8) when a 4 mm-thick jacket was applied.

2. The rate of strength increase depends on the concrete class. At low levels of lateral pressure, the strength enhancement coefficient (α) varies from 1.8 to 2.7, depending on the concrete class. However, at high pressure levels (above 80 MPa), this coefficient becomes nearly identical for all concrete classes ($\alpha \approx 1.85$).

3. Deformation studies have shown that the fiberglass jacket not only enhances strength but also improves the deformation properties of concrete specimens, making them more resistant to both longitudinal and transverse deformations.

4. The fiberglass jacket demonstrates high mechanical strength and corrosion resistance, making it more advantageous compared to traditional steel jackets.

5. A theoretical relationship between the strength enhancement coefficient (α) and lateral pressure has been derived, confirming the experimental data and allowing for predicting the behavior of concrete confined in a fiberglass jacket under various loads.

6. The research results confirm that fiberglass-reinforced concrete (GFRP-confined concrete) can be considered a promising structural material for highly loaded structures, due to its high strength, low weight, and corrosion resistance.

References

- [1] E. Cosenza, G. Manfredi, A. Nanni, *Composites in Construction: A Reality*. Proceedings, International Workshop. Capri: Italy. 2015.
- [2] E. Nigro, G. Cefarelli, A. Bilotta, G. Manfredi, E. Cosenza, "Fire resistance of concrete slabs reinforced with FRP bars, experimental results and numerical simulations on the thermal field". *Composites Part B: Engineering*, 42 (6), 1751–1763, 2011. doi:<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2011.02.026>.
- [3] F. Schmidt-Döhl, F.S. Rostásy, "A model for the calculation of combined chemical reactions and transport processes and its application to the corrosion of mineral-building materials", *Cem. Concr. Res.*, 29, 1039–1045, 2016. <https://doi.org/10.1016/S0008->

- 8846(99)00087-3.
- [4] J.G Teng, J.F Chen, "Behaviour and strength of FRP-strengthened RC structures: a state-of-the-art review", *Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Structures and Buildings*, 2013. DOI:10.1680/stbu.2013.156.1.51.
- [5] H. Fukuyama, Y. Matsuzaki, K. Nakano, Y. Asato, "Structural performance of beam – 2elements with PVA-ECC. High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 3 (HPFRCC 3)", *RILEM Publications S.A.R.L., Cachan*, 531–542, 2011.
- [6] Shui Liu, Xin Wang, Yulin Zhou, Yahia M. S.Ali, Jian Ding, Zhishen Wu. "Experimental and Numerical Study of Concrete Columns Reinforced with BFRP and Steel Bars under Eccentric Loading", *Journal of Composites for Construction*, 29 (2), 2025. <https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/JCCOF2.CCENG-4849>.
- [7] Ruitian Xu, Zongping Chena, Fan Ning, "Axial compression mechanism and numerical analysis of CFRP-PVC tube and I-shaped steel composite confined concrete column", *Construction and Building Materials*, 461, 2025. <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0950061825000789>.
- [8] Duc Q. Tran, Suman Neupane, P. Chris, "Pantelides Seismic Analysis of Precast and Post-Tensioned Column-to-Footing Connections with Steel–GFRP Bars and GFRP Spirals", *Journal of Composites for Construction*, 29 (2), 2025. <https://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/JCCOF2.CCENG-5031>.
- [9] Chen Chena, Hai Fanga, Yun Mook Limb, Honglei Xiec, Jiye Chend, Ji Woon Park, "Experimental and numerical studies on compressive behavior of winding FRP grid spiral stirrups confined circular concrete columns", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 191, 2025. <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S1359835X2500003X>.
- [10] M. Habibpour, J. Asgari Marnani, A. Arabzade, A. Ghasemi, "Experimental and numerical investigation of RC column strengthening by FRPs with different numbers of layer and elongation under eccentric loading", *Structural Engineering and Mechanics*, 93, 135-145, 2025. <https://www.technopress.org/content/?page=article&journal=sem&volume=93&num=2&ordernum=5>.
- [11] M. Tavakol, H. Haji Kazemi, "Comparative assessment of concrete columns reinforced with hybrid steel-GFRP, GFRP, and steel bars under cyclic lateral loading", *Structures*, 71, 2025. <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S235201242402188X>.
- [12] O. Alajarmeha, A. Manalao, B. Benmokraneb, W. Ferdousa, A. Mohammeda, R. Abousninaa, M. Elchalakanic, A. Edood. "Behavior of circular concrete columns reinforced with hollow composite sections and GFRP bars", *Marine Structures*, 72, 2020. <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0951833920300794>.
- [13] G.B. Maranan, A.C. Manalo, B. Benmokrane, W. Karunasena, P. Mendis, "Behavior of concentrically loaded geopolymer-concrete circular columns reinforced longitudinally and transversely with GFRP bars", *Engineering Structures*, 117, 422-436, 2018. Available at: <http://dx.doi.org/10.1018/j.engstruct.2018.03.036>
- [14] L.V. Trykoz, S.M. Kamchatnaya, O.M. Pustovoitova, A.O. Atynian, "The Investigation of Prestressed Pressure Pipes Reinforced with Fiberglass", *Plastic International Journal of Engineering Research in Africa*, 36, pp. 1-11, 2018.
- [15] L.V. Trykoz, S.M. Kamchatnaya, O.M. Pustovoitova, A.O. Atynian, "Reinforcement of composite pipelines for multipurpose transportation", *IX International Scientific Conference Vi International Symposium of young researchers. Transport problems Silesia university of technology faculty of transport*, 69-81, 2018.

**ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕФОРМАЦІЙНИХ І МІЦНІСНИХ ХАРАКТЕРИСТИК
БЕТОННИХ КОЛОН ПРИ КОМПОЗИТНОМУ ПОСИЛЕННІ**¹**Пустовойтова О.М.**, к.т.н., доцент,

oksana_pustov@ukr.net, ORCID: 0009-0003-4774-6686

¹**Гвоздюк О.А.** аспірант,

gvozduksasha@gmail.com, ORCID: 0009-0000-7856-9094

¹*Харківський національний університет міського господарства ім. О.М. Бекетова*
вул. Маршала Бажанова, 17, Харків, 61002, Україна²**Камчатна С.М.**, к.т.н., доцент,

kamchatnayasn@gmail.com, ORCID: 0000-0001-5711-4146

²**Трикоз Л.В.**, д.т.н., професор,

lvtrikoz@ukr.net, ORCID: 0000-0002-8531-7546

²**Зверєва А. С.**, к.т.н., асистент,

zveirivaAS@kart.edu.us, ORCID: 0000-0002-4832-3760

²*Український державний університет залізничного транспорту*
майдан Оборонний Вал, 7, м. Харків, 61050

Анотація. У статті представлені результати експериментальних досліджень несучої здатності бетонних зразків, посиленіх склопластиковою обоймою, при дії осьового навантаження. Бетонні зразки-циліндри були армовані стрічковою склопластиковою арматурою (ЛСПА) з використанням розробленої технології намотування та пошарового обклеювання полімерним сполучним.

Основну увагу приділено вивченню впливу бокового тиску, що створюється склопластиковою обоймою, на міцність та деформаційні характеристики бетону. Експерименти показали, що застосування склопластикової обойми значно підвищує руйнівне навантаження. Для бетону класу С16/20 руйнівне навантаження збільшилося зі 100 кН (без обойми) до 980 кН (з обоймою товщиною 4 мм), що у 9,8 рази вище. Аналогічне зростання міцності спостерігалось для бетонів інших класів (С25/30, С32/40, С50), при цьому для бетону класу С50 руйнівне навантаження зросло в 5,2 рази.

Встановлено, що інтенсивність наростання міцності залежить від класу бетону, проте при високих рівнях бічного тиску (понад 80 МПа) коефіцієнт посилення (α) стає практично однаковим для всіх класів бетону ($\alpha \approx 1,85$). Це свідчить про схожість поведінки бетону в склопластиковій обоймі з його поведінкою в сталевих обоймах, але з перевагою у вигляді високої стійкості корозійної склопластику.

Також досліджено деформаційні характеристики зразків. Показано, що склопластикова обойма не тільки підвищує міцність, але й покращує деформаційні властивості бетону, роблячи його більш стійким до поздовжніх та поперечних деформацій.

Отримані результати підтверджують, що склопластбетон може розглядатися як перспективний матеріал для будівництва високонавантажених споруд. Розроблена технологія посилення бетону склопластиковою обоймою відкриває нові можливості для створення легких, міцних та довговічних конструкцій з низькою металоємністю та високою корозійною стійкістю.

Ключові слова: склопластикова обойма, бетонні зразки, несуча здатність, бічне тиск, деформаційні характеристики, коефіцієнт посилення, корозійна стійкість.

Стаття надійшла до редакції 25.02.2025

This work by Pustovoitova O.M., Gvozdiuk O.A., Kamchatna S.M., Trykoz L.V., Zvierieva A.S.
is licensed under CC BY 4.0

MECHANOCHEMICAL ACTIVATION OF MIXED BINDER AND ITS EFFECT ON CONCRETE PROPERTIES¹**Davidchuk V.G.**, graduate student,

oldsnakes19@gmail.com, ORCID: 0009-0001-5425-4327

¹**Barabash I.V.**, Doctor of Technical Sciences, Professor,

dekansti@ukr.net, ORCID: 0000-0003-0241-4728

¹*Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture*
st. Didrikhsona, 4, Odesa, 65029, Ukraine

Abstract. The issues considered in the article are related to the determination of the combined effect of mechanochemical activation of Portland cement and its consumption, ground quartz sand, superplasticizer (hereinafter SP) and amorphous microsilica (hereinafter MS) on the strength and abrasion resistance of concrete. The effect of partial replacement of Portland cement with ground quartz sand was studied, the consumption of which in the mixed binder varied in the range from 0 to 40%. The consumption of MS in the mixed binder varied in the range from 0 to 10%, and the consumption of SP – from 0 to 1% of the Portland cement mass. The consumption of Portland cement in the concrete mix varied in the range from 350 to 450 kg/m³. The activation period of the binder was 180 sec. The obtained experimental results indicate the possibility of varying the recipe and technological factors to increase the strength of concrete and reduce the consumption of Portland cement in the concrete mix.

The obtained experimental data indicate a significant effect of mechanochemical activation of the mixed binder on the strength of concrete. Of the listed factors, the greatest effect on the compressive strength of concrete is exerted by the consumption of ground sand and SP in the mixed binder. The addition of ground quartz sand (40%) to the mixed binder causes a decrease in the strength of concrete from 35.1 MPa to 22.5 MPa (by 35.9%) at the grade age. An increase in the consumption of SP (up to 1%) in the mixed binder causes an increase in the strength of concrete from 17 MPa to 28 MPa (by 64.7%) at the early stages of hardening and from 35.1 MPa to 49.7 MPa (by 41.6%) at the grade age.

The use of MS (10%) in the composition of the mixed binder provides a relatively insignificant increase in strength (6.5%) at the early stages of curing and (4.6%) at the grade age compared to the control.

The use of mechanical activation provides an increase in concrete strength by 62.4% (at the early stages of hardening) and 25.1% (at the grade age) compared to the control. The combined effect of mechanical activation (180 sec), addition of ground quartz sand (40%), MS addition (10%) and an increase in the consumption of SP (1%) in the composition of the mixed binder (Portland cement consumption 350 kg/m³) causes an increase in the compressive strength of concrete (8,), a decrease in concrete abrasion from 0.33 (40% ground sand) to 0.21 g/cm² and a decrease in Portland cement consumption from 350 kg/m³ (control) to 189 kg/m³ (by 46%).

Keywords: mechanical activation, Portland cement, ground quartz sand, superplasticizer, microsilica, concrete.

Introduction. Portland cement remains the most expensive component of concrete manufacturing technology, which is explained by the peculiarities of its production. In this regard, ways to reduce the consumption of cement in the composition of concrete, provided that the specified strength is ensured, are becoming increasingly relevant. A promising method for improving the physical and mechanical characteristics of hardened composites is the mechanochemical activation of a mixed binder using active and inert mineral additives. The issues considered in the article are related to determining the combined effect of both the mechanochemical activation of a mixed binder

and the consumption of Portland cement, ground quartz sand, SP and MS in it on the strength and abrasion of concrete based on it.

Analysis of the latest research and publications. One of the key tasks in the technology of producing mixed cements is to create optimal combinations of Portland cement with mineral additives. The presence of mineral additives in the composition of the mixed binder increases the potential of concrete based on it. [1-3]. In this regard, the replaceable part of Portland cement with mineral additives [4, 5] contributes to both the economic efficiency of concrete production and the production of concrete with improved properties [6-8].

Various methods have been created to improve the properties of mortar and concrete based on it [9], among which the use of mechanochemical activation of the binder is promising [10, 11]. Among the existing methods for activating the hydration processes of cement compositions, high-speed turbulent mixers are widely used [12]. Activation in a turbulent mixer helps to increase the mobility of the mixture, which allows to reduce the amount of mixing water.

The use of surfactants in the technology of manufacturing resource-saving construction concretes helps to reduce the excess of mixing water, which leads to an increase in the strength of concrete based on them [13–16]. The use of such ultrafine additives as MS contributes to a denser packing of concrete components due to the microscopic size of its particles [17]. The addition of MS to a mixed binder increases adhesion and reduces the porosity of the contact zone of the filler with the binder [18].

It is expected that the use of mechanochemical activation of a mixed binder with the addition of ground quartz sand, MS and SP will lead to a decrease in the consumption of Portland cement while simultaneously increasing the strength and reducing the abrasion of concrete based on it.

Objectives and tasks. The aim of the work is to determine the effect of mechanochemical activation of a mixed binder in the presence of SP on the compressive strength and abrasion resistance of concrete.

Materials and research methods. The mobility of the concrete mixture on the mixed binder was taken as such that it provided a cone settlement of 3–4 cm. Quartz sand was ground to a specific surface of 300 m²/kg. The activation of the mixed binder compositions was carried out in an aqueous medium, in a turbulent high-speed mixer for 180 sec.

Portland cement PC II/A-K(SH-V)-500R (specific surface area 505 m²/kg) was used as a binder. Polycarboxylate superplasticizer Relaxol – Super PC was used as a surfactant. Ground quartz sand (specific surface area 300 m²/kg) and MS (specific surface area 20.000 m²/kg) were used to replace cement. Concrete mix on non-activated binder (Portland cement consumption 350 kg/m³) without addition of ground quartz sand, SP and MS was used for control. The composition of concrete mix (control) included Portland cement (350 kg/m³), quartz sand from Mkr = 2.5 (720 kg/m³) and crushed granite of fractions 5–20 mm (1235 kg/m³).

The separate and combined influence of mechanical activation of mixed binder, consumption of Portland cement, ground quartz sand, SP and MS in it on the strength of concrete was estimated by testing concrete cubes with an edge of 10 cm for compression at the age of 3, 7 and 28. The influence of the presented factors on the abrasion of concrete was estimated by testing concrete cubes with an edge of 7.07 cm on the abrasion circle LKI-2 at the age of 28 days of hardening.

A four-factor planned experiment was conducted to determine the effect of variable factors on the strength of samples and abrasion. The plan of the four-factor experiment and the compositions of concrete mixtures (per 1 m³ of concrete) for making samples is presented in Table 1.

Research results. Table 1 shows the variable factors of the four-factor experiment, namely: a) Portland cement consumption in concrete mix – X₁ (400±50 kg/m³); b) ground sand consumption in mixed binder – X₂ (20±20%); c) MS consumption – X₃ (5±5%); d) SP concentration – X₄ (0.5±0.5%). The choice of factors is associated with the possibility of ensuring the strength of samples above 35 MPa.

According to the compositions of concrete mixtures given in Table 1, concrete cubes with an edge of 10 cm were tested for compression at the age of 3, 7 and 28 days of hardening. The experimental plan and the strength indicators of concrete for compression (responses) are given in Table 2.

Table 1 – Four-factor experiment plan and concrete mix compositions (per 1 m³ of concrete)

Comp. numb.	Factor levels				Portland cement, kg/m ³	Ground quartz sand, kg/m ³	Quartz sand, kg/m ³	Granite crushed stone, kg/m ³	MS, kg/m ³	SP, kg/m ³
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄						
1	0	0	0	0	304	80	705	1205	16	1.52
2	-	-	-	-	350	0	720	1235	0	0
3	-	+	+	+	189	140	720	1235	21	1.9
4	+	-	+	+	405	0	690	1165	45	4.05
5	+	+	-	+	270	180	690	1165	0	2.7
6	+	+	+	-	243	180	690	1165	27	0
7	0	+	-	-	240	160	705	1205	0	0
8	0	-	+	-	360	0	705	1205	40	0
9	0	-	-	+	400	0	705	1205	0	4
10	+	0	-	-	360	90	690	1165	0	0
11	-	0	+	-	252	70	720	1235	28	0
12	-	0	-	+	280	70	720	1235	0	2.8
13	+	-	0	-	427.5	0	690	1165	22.5	0
14	-	+	0	-	199.5	140	720	1235	10.5	0
15	-	-	0	+	332.5	0	720	1235	17.5	3.32
16	+	-	-	0	450	0	690	1165	0	2.25
17	-	+	-	0	210	140	720	1235	0	1.05
18	-	-	+	0	315	0	720	1235	35	1.58

Table 2 – Experimental design and compressive strength of concrete at the age of 3, 7 and 28 days

Comp. numb.	Responses					
	R_{COM}^C , MPa			R_{COM}^M , MPa		
	3 days	7 days	28 days	3 days	7 days	28 days
1	23.7	33.2	45.8	33.7	45.3	56.6
2	17	23.2	35.3	27.5	35.2	43.8
3	15.5	22.4	33.8	25.3	33.7	41.6
4	36.9	48.5	65.3	45.6	61.8	77.7
5	20.8	27.1	42	32.2	42.8	52.6
6	12.7	21.3	32.5	24.4	32.1	40.3
7	12.1	19.2	27.1	21.3	27.6	33.5
8	19.4	26.3	40.9	30.5	40.7	50.4
9	33.1	41.2	55.7	37.9	51.5	65.4
10	17.9	24.8	37.3	27.9	37.1	45.7
11	12.4	21.9	32	24.3	32.1	40.6
12	22.1	29.8	42.7	31.2	41.3	50.5
13	20.9	28.9	45.6	34.2	43.2	55
14	8.7	15.3	23.4	17.7	22.8	28.7
15	27.2	34.2	50.2	40.1	48.6	60.1
16	30.4	39.9	58.2	41.4	52.6	67.8
17	14.1	22.6	29.5	19.5	30.2	36.4
18	25.6	33.8	47.5	35.6	45.1	56.4

Note: R_{COM}^C – compressive strength of concrete on non-activated binder on the 3rd, 7th and 28th day;

R_{COM}^M – compressive strength of concrete on mechanically activated binder on the 3rd, 7th and 28th day.

Experimental statistical models reflecting the influence of variable composition factors on the compressive strength of concrete at 28 days of hardening, on non-activated (1) and mechanically activated (2) binders, are presented on the models:

$$R_{com}^{cont28} = 45.8 + 5.3X_1 - 0.0X_1^2 - 0.6X_1X_2 + 0.2X_1X_3 + 1.0 X_1X_4 - 8.1X_2 - 1.4X_2^2 + 0.3X_2X_3 - 1.5X_2X_4 + 1.1X_3 + 0.1X_3^2 + 0.1X_3X_4 + 6.9X_4 - 3.7X_4^2 \quad (1)$$

$$R_{com}^{mech28} = 56.6 + 6.4X_1 - 0.4X_1^2 - 0.1X_1X_2 + 0.4X_1X_3 + 1.6 X_1X_4 - 8.9X_2 - 2.3X_2^2 + 0.3X_2X_3 - 1.0X_2X_4 + 1.7X_3 - 0.4X_3^2 + 0.4X_3X_4 + 8.0X_4 - 4.0X_4^2 \quad (2)$$

Note: R_{com}^{mech28} – strength of concrete based on mechanically activated binder, MPa; R_{com}^{cont28} – strength of concrete on non-activated binder, MPa.

The analysis of mathematical models (1, 2) show that, according to the values of the coefficients for the variable factors, the greatest influence on the compressive strength of concrete for the grade age of hardening is exerted by the consumption of ground sand and SP in the mixed binder.

The effect of the amount of ground sand and the concentration of SP on the strength of the concrete is confirmed by the experimental data, which are graphically reflected in Fig. 1, 2 (factor X_1 is at level -1).

For concrete on non-mechanically activated binder at the age of 3 days, Fig. 1, an increase in SP consumption from 0 to 1% (factors X_1 , X_2 and X_3 are at level -1) ensures an increase in concrete strength from 17 MPa to 28 MPa, i.e. by 64.7%. At the age of 7 days, an increase in SP consumption contributes to an increase in concrete strength from 23.1 MPa to 35.1 MPa, i.e. by 52%. At the brand age, there is an increase in concrete strength from 35.1 MPa to 49.7 MPa, i.e. by 41.6%. This allows us to state that the use of SP provides the greatest (of the factors used) increase in concrete strength at the early stages of hardening. For more distant hardening periods, the effect of SP on concrete strength decreases and does not exceed 41.6% at the age of 28 days.

An increase in the consumption of ground quartz sand in the binder causes a decrease in the strength of concrete. For 3-day-old concrete on a non-mechanically activated binder, Fig. 1, an increase in the consumption of ground sand from 0 to 40% (factors X_1 , X_3 and X_4 are at level -1) leads to a decrease in the strength of concrete from 17 MPa to 9.4 MPa, i.e. by 44.7%. At the age of 7 days, an increase in the consumption of ground sand leads to a decrease in the strength of concrete from 23.1 MPa to 17.1 MPa, i.e. by 26%. At the grade age, an increase in the consumption of ground sand leads to a decrease in the strength of concrete from 35.1 MPa to 22.5 MPa, i.e. by 35.9%. Thus, it can be stated that the greatest impact on the decrease in the strength of concrete due to the introduction of ground sand into the binder occurs at the early stages of hardening.

An increase in the MS consumption in the binder causes an insignificant increase in the concrete strength. For 3-day-old concrete on a non-mechanically activated binder, Fig. 1, an increase in the MS consumption from 0 to 10% (factors X_1 , X_2 and X_4 are at the level of -1) provides an increase in the concrete strength from 17 MPa to 18.1 MPa, i.e. by 6.5%. At the age of 7 days, an increase in the concrete strength is observed from 23.1 MPa to 24.3 MPa, i.e. by 5.2%. At the grade age, the increase

in concrete strength due to the introduction of MS does not exceed 4.6% (from 35.1 MPa to 36.7 MPa).

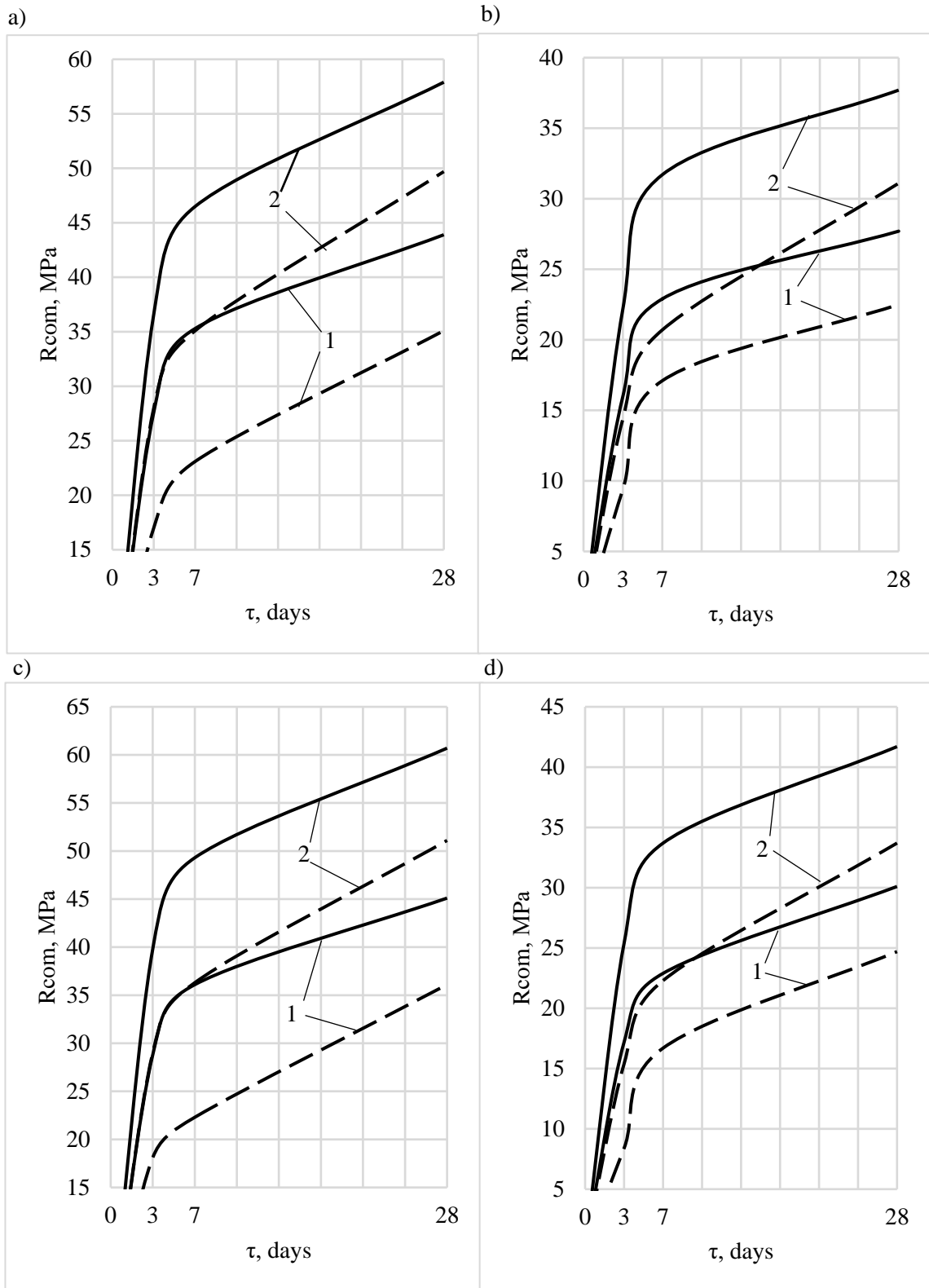


Fig. 1. The influence of curing time on the strength of concrete:

a, b – content of ground sand in the binder 0 and 40%, respectively, content of microsilica 0%;
 c, d – content of ground sand in the binder 0 and 40%, respectively, content of microsilica 10%;

----- – solution on mechanically activated (for 180 sec) binder;

----- – solution on non-activated binder (control);

1, 2 – superplasticizer consumption 0 and 1% respectively (from the mass of the cement)

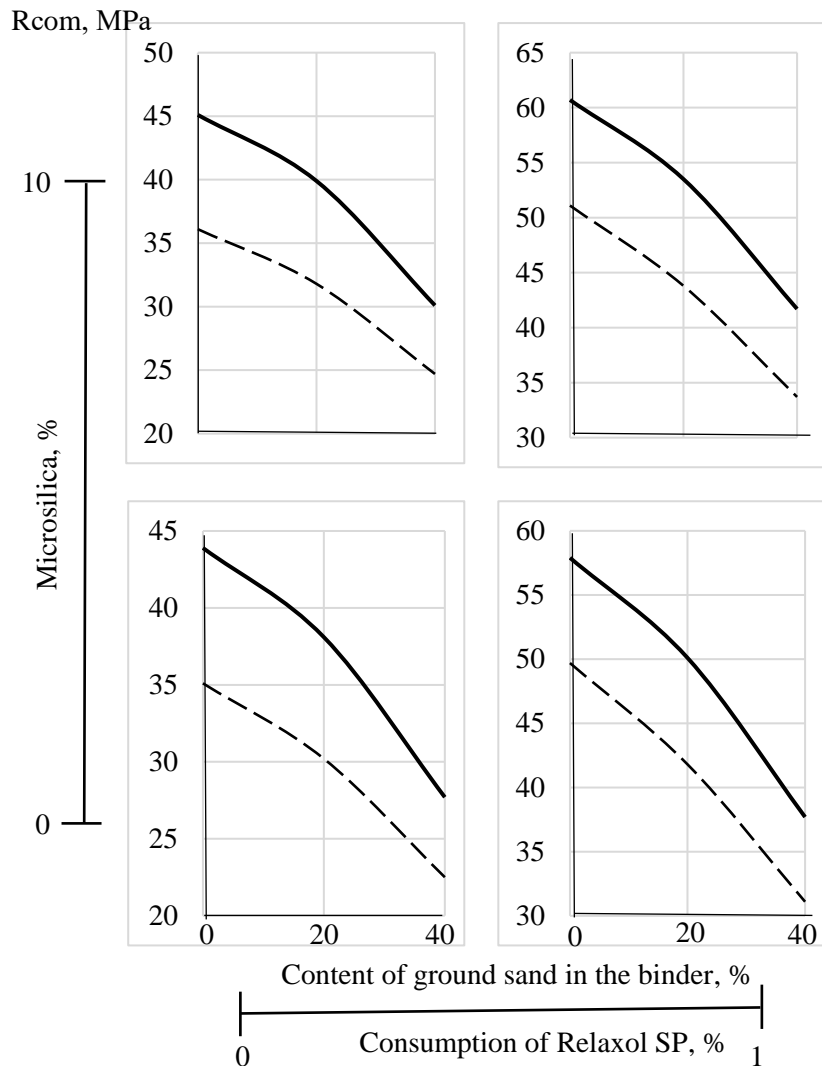


Fig. 2. The influence of the consumption of ground quartz sand and the concentration of SP in the binder on the compressive strength of concrete at 28 days of age:

----- – solution on mechanically activated binder;
 - - - - - solution on non-activated binder (control)

Mechanical activation of the binder leads to an increase in the strength of concrete. It should be noted that the use of mechanical activation of the binder allows to increase the intensity of hydration processes and significantly increase the strength of the final product. This allows to do without additional methods of increasing the strength of concrete during the strength gain process [19]. The effect of mechanical activation for old concrete, Fig. 2, is on average 22% increase in strength (compared to the strength of concrete on a non-activated binder). For 3-day-old concrete, Fig. 1, the use of mechanical activation for 180 sec (factors X_1 , X_2 , X_3 and X_4 are at level -1) provides an increase in strength from 17 MPa to 27.6 MPa, i.e. by 62.4%. At 7-day age, mechanical activation provides an increase in concrete strength from 23.1 MPa to 35.3 MPa, i.e. by 52.8%. At grade age, an increase in concrete strength is observed from 35.1 MPa to 43.9 MPa, i.e. by 25.1%.

The experimental data shown in Fig. 1, 2 indicate that the combined action of mechanical activation of the mixed binder, the introduction of SP and MK into its composition causes an increase in the strength of concrete from 35.1 MPa (control) to 41.7 MPa (activation, factors X_2 , X_3 and X_4 are at level 1), i.e. by 18.8%, and reduces the consumption of Portland cement from 350 kg/m³ to 189 kg/m³ (by 46%).

As for the influence of variable factors on the abrasion of concrete, in accordance with the compositions of concrete mixtures given in Table 1, a test was carried out on concrete cubes with an edge of 7.07 cm on an abrasion circle at the age of 28 days of hardening. The experimental design and average values of concrete abrasion are shown in Table 3.

Table 3 – Experimental design and concrete abrasion

Com. num.	Factor levels				Control			Mechanical activation of mixed binder		
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	mass of samples, g		Abrasion, g/cm ²	mass of samples, g		Abrasion, g/cm ²
					before abrasion	after abrasion		before abrasion	after abrasion	
1	0	0	0	0	826	819	0.15	838	832	0.12
2	-	-	-	-	808	797	0.22	817	807	0.2
3	-	+	+	+	822	810	0.24	836	825	0.21
4	+	-	+	+	816	811	0.11	824	820	0.09
5	+	+	-	+	820	809	0.21	829	820	0.17
6	+	+	+	-	821	808	0.25	827	826	0.21
7	0	+	-	-	817	802	0.3	822	810	0.25
8	0	-	+	-	807	799	0.17	816	819	0.15
9	0	-	-	+	814	807	0.14	818	813	0.11
10	+	0	-	-	805	796	0.19	813	805	0.16
11	-	0	+	-	833	822	0.23	845	834	0.22
12	-	0	-	+	808	798	0.19	821	812	0.17
13	+	-	0	-	808	800	0.17	816	809	0.14
14	-	+	0	-	828	811	0.33	840	827	0.27
15	-	-	0	+	812	804	0.16	822	815	0.14
16	+	-	-	0	801	793	0.15	809	803	0.12
17	-	+	-	0	824	810	0.29	831	818	0.26
18	-	-	+	0	815	806	0.18	818	811	0.15

Experimental statistical models reflecting the influence of variable composition factors on the abrasion resistance of concrete on the 28th day of hardening, on non-activated (1) and mechanically activated (2) binders, are presented on the models:

$$\begin{aligned}
 G^{\text{cont}28} = & 15.1 - 2.8X_1 + 1.5X_1^2 - 0.5X_1X_2 - 0.3X_1X_3 + 0.1 X_1X_4 \\
 & + 4.5X_2 + 3.7X_2^2 - 0.3X_2X_3 - 0.7X_2X_4 \\
 & - 1.2X_3 + 0.3X_3^2 - 0.2X_3X_4 \\
 & - 3.1X_4 + 1.0X_4^2
 \end{aligned} \tag{3}$$

$$\begin{aligned}
 G^{\text{act}28} = & 12.3 - 2.9X_1 + 1.8X_1^2 - 0.5X_1X_2 + 0.0X_1X_3 + 0.1 X_1X_4 \\
 & + 3.7X_2 + 2.5X_2^2 - 0.3X_2X_3 - 0.3X_2X_4 \\
 & - 0.9X_3 + 1.1X_3^2 - 0.3X_3X_4 \\
 & - 2.9X_4 + 1.2X_4^2
 \end{aligned} \tag{4}$$

Note: $G^{\text{act}28}$ – abrasion resistance of concrete on mechanically activated binder, g/cm²; $G^{\text{cont}28}$ – abrasion resistance of concrete on non-activated binder, g/cm².

Analysis of mathematical models (3, 4) show that, according to the values of the coefficients for the variable factors, the greatest influence on the abrasion of concrete at the grade age of hardening is exerted by the consumption of ground sand (X_2). The influence of individual variable factors (X_1 , X_2 , X_3 and X_4) on the abrasion of concrete at the grade age of hardening in the minimum and maximum zones both on the mechanically activated mixed binder and on the non-activated mixed binder is presented in single-factor graphical dependencies, Fig. 3.

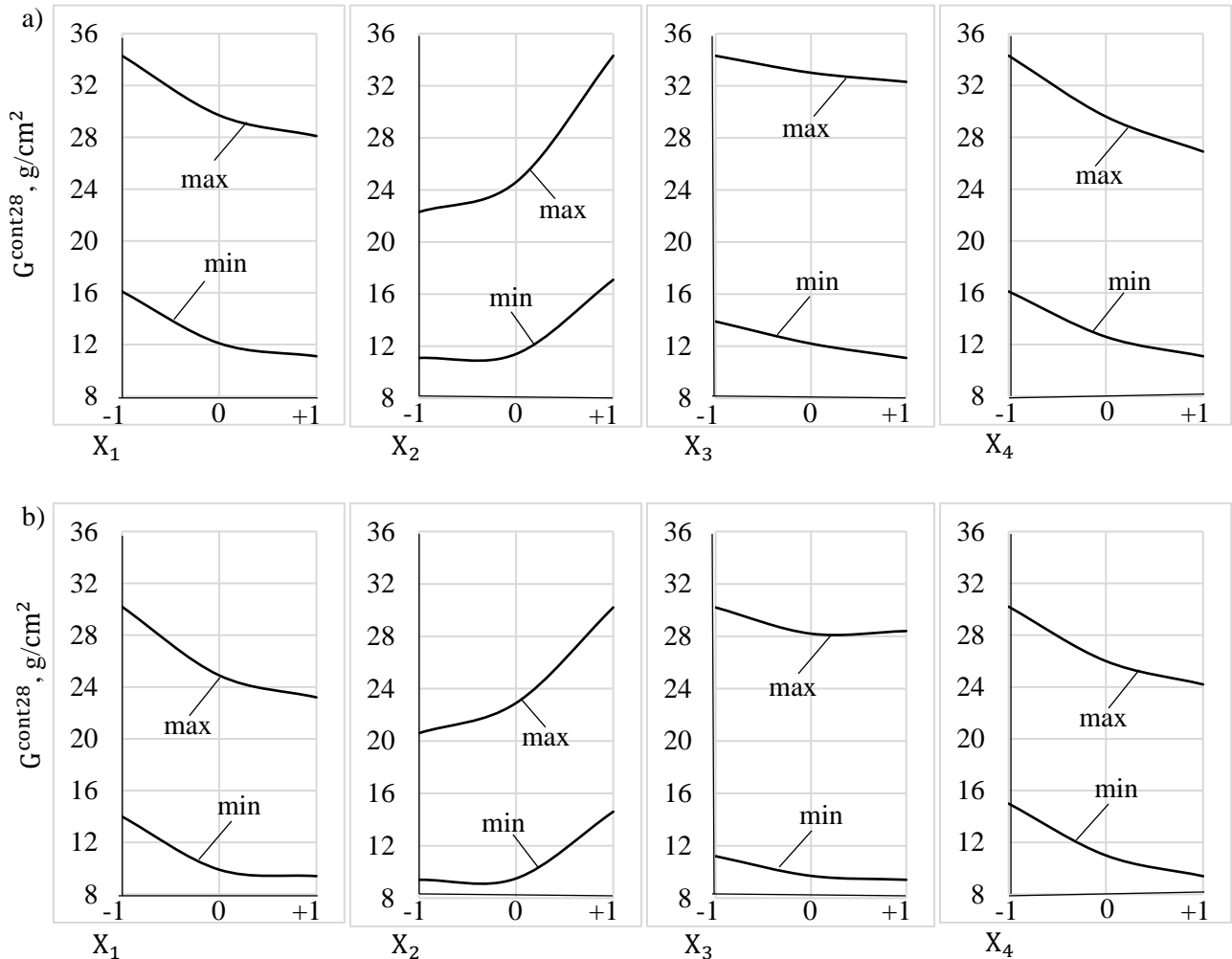


Fig. 3. The influence of variable factors (X_1 , X_2 , X_3 and X_4) on the abrasion of concrete:
 a – solution on non-activated binder (control);
 b – solution on mechanically activated (for 180 sec) binder

An increase in the consumption of ground sand from 0 to 40% (of the cement mass) in the mixed binder causes an increase in abrasion in the maximum zones from 0.22 to 0.34 g/cm² (control) and from 0.2 to 0.3 g/cm² (mechanical activation for 180 sec). In the minimum zones, an increase in the consumption of ground sand in the mixed binder causes an increase in abrasion from 0.11 to 0.17 g/cm² (control) and from 0.09 to 0.15 g/cm² (mechanical activation for 180 sec).

The second factor influencing concrete abrasion is the consumption of Portland cement (X_1) in the mixed binder. An increase in Portland cement consumption from 350 to 450 kg/m³ in concrete causes a decrease in abrasion in the maximum zones from 0.34 to 0.28 g/cm² (control) and from 0.3 to 0.23 g/cm² (mechanical activation 180 sec). In the minimum zones, an increase in Portland cement consumption in concrete causes a decrease in abrasion from 0.16 to 0.11 g/cm² (control) and from 0.14 to 0.09 g/cm² (mechanical activation 180 sec).

The next factor in terms of impact on concrete abrasion is the concentration of SP (X_4) in the mixed binder. Addition of SP to the composition of concrete mix has a useful compacting effect and allows to

reduce the number of pores in the finished concrete. The use of SP makes it possible to reduce the use of fibers and modifiers to increase resistance to abrasion (the effect is achieved both from the combined use of some of them) [20, 21]. An increase in the concentration of SP in the mixed binder causes a decrease in abrasion in the maximum zones from 0.34 to 0.27 g/cm² (control) and from 0.3 to 0.24 g/cm² (mechanical activation for 180 sec). In the minimum growth zones, the concentration of SP causes a decrease in abrasion from 0.16 to 0.11 g/cm² (control) and from 0.15 to 0.09 g/cm² (mechanical activation for 180 sec).

The last factor influencing the concrete abrasion is the consumption of MS (X₃) in the mixed binder. An increase in the consumption of MS in the mixed binder causes a decrease in abrasion in the maximum zones from 0.34 to 0.32 g/cm² (control) and from 0.3 to 0.28 g/cm² (mechanical activation for 180 sec). An increase in the concentration of SP in the minimum zones causes a decrease in abrasion from 0.13 to 0.11 g/cm² (control) and from 0.11 to 0.09 g/cm² (mechanical activation for 180 sec).

Thus, the use of mechanical activation and mineral additives allows one to obtain a more uniform and compacted structure of the binder, which helps to improve the resistance to abrasion of concrete.

Conclusions:

1. The combined effect of mechanical activation (180 sec), addition of ground quartz sand (40%), MS additive (10%) and increase in SP consumption (1%) in the composition of the mixed binder (Portland cement consumption 350 kg/m³) causes an increase in the compressive strength of concrete from 35.1 MPa (control) to 41.7 MPa (by 18.8%) and reduces Portland cement consumption from 350 kg/m³ (control) to 189 kg/m³ (by 46%). The reduction in Portland cement consumption occurs (mainly) due to the introduction of ground sand into its composition (up to 40%), the negative impact of which on the strength of concrete is compensated by the use of mechanical activation and SP.

2. The combined effect of the above factors in the composition of the mixed binder (portland cement consumption 350 kg/m³) causes a decrease in concrete abrasion from 0.33 (40% ground sand) to 0.21 g/cm². The greatest influence on concrete abrasion at the grade age of hardening is exerted by the consumption of ground sand in the composition of the mixed binder, which is compensated by the combined effect of other factors (mechanical activation, MC and SP).

References

- [1] L.I. Dvorkin and others, *Efektivni tehnologiyi betoniv i rozchiniv iz zmichennyam tehnogennoyi sirovini*. Monografiya. Rivne: NUVGP, 2017.
- [2] R.F. Runova, Yu.L. Kosovsky, *Tehnologiya modifikovanih budivelnih rozchiniv*. Kiyiv: KNUBA, 2007.
- [3] M.A. Sanitsky, T.P. Kropivnitskaya, V.M. Gevyuk, *Klinkerno-efektyvni tsementy ta betony shvydkoho tverdinnia*. Monohrafiia. Lviv: TOV «Prostir-M, 2021.
- [4] V. I. Gots, *Betoni ta budivelni rozchini*. Kiyiv: UVPK Eks Ob, 2003.
- [5] S.V. Koval, *Modeling and optimization of the composition and properties of modified concrete*. Odessa: Astroprint, 2012.
- [6] N.V. Kondratieva, "Nanotekhnolohii u vyrobnytstvi budivelnykh materialiv", *Budivnytstvo Ukrainy*, no. 6, pp. 2-9, 2012.
- [7] A.V. Usherov-Marshak, A.V. Kabus, "Funkcionalno-kinetichnij analiz vplivu dobavok na tverdinnia cementu", *Neorganichni materiali*, vol. 52, no. 4, pp. 479-484, 2016. doi.org/10.1134/S0020168516040129
- [8] B.G. Rusin, *Visokofunkcionalni betoni na osnovi portlandcementiv, modifikovanih ultradispersnimi mineralnimi dobavkami*: avtorec. dis. na zdobuttya nauk. st. k.t.n. za spec. 05.23.05. Nacionalnij universitet "Lvivska politehnika". Lviv, 2014.
- [9] V.N. Vyrovoy, *Kompozicijni budivelni materiali ta konstrukciyi. Struktura, samoorganizaciya, vlastivosti*. Odesa: Vid-vo "TES", 2010.

- [10] M.V. Shpyrko, T.M. Dubov, "Doslidzhennya vplivu elektromagnitnoyi aktivaciyi koncentrovanoyi cementnoyi suspenziyi na vlastivosti cementnogo kamenyu ta betonu", *Visnik PDABA*, no. 2, pp. 102-107, 2020.
- [11] L.I. Dvorkin, O.L. Dvorkin, Yu.V. Garnitsky, *Modifikovani zolovmisni suhi budivelni sumishi dlya muruvalnih ta klejovih rozchiniv*. NUVGP. Rivne, 2013.
- [12] A.G. Maslov, Yu.S. Salenko, E.V. Stukota, "Rozrobka ustanovki dlya vibromehanichnoyi obrobki budivelnih sumishej", *Visnik Harkivskogo nac. avtodor. un-tu*, vol. 57, pp. 59-62, 2012.
- [13] Łażniewska-Piekarczyk, Beata & Miera, Patrycja & Szwabowski, Janusz, "Plasticizer and Superplasticizer Compatibility with Cement with Synthetic and Natural Air-Entraining Admixtures", *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 245, no. 3, 2017. doi.org/10.1088/1757-899X/245/3/032094
- [14] Linbo Jiang, Zhi Wang, Xueliang Gao, "Effect of nanoparticles and surfactants on properties and microstructures of foam and foamed concrete", *Construction and Building Materials*, vol. 411, 2024. doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.134444
- [15] Mehran Khan, Majid Ali, "Effect of super plasticizer on the properties of medium strength concrete prepared with coconut fiber", *Construction and Building Materials*, vol. 182, pp. 703-715, 2018. doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.150
- [16] Kligys, Modestas & LAUKAITIS, Antanas, "The Influence of Some Surfactants on Porous Concrete Properties", *Materials Science*, vol. 13, no. 4, pp. 310-316, 2007.
- [17] Nilforoushan, Mohammad, "The Effect of Micro Silica on Permeability and Chemical Durability of Concrete Used in the Corrosive Environment", *Iranian journal of chemistry & chemical engineering-international english edition*, vol. 24, no. 2, pp. 31-37, 2005. doi.org/10.30492/ijcce.2005.8122
- [18] Ehsan Hosseinzadehfard, Behnam Mobaraki, "Investigating concrete durability: The impact of natural pozzolan as a partial substitute for microsilica in concrete mixtures", *Construction and Building Materials*, vol. 419, 2024. doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.135491.
- [19] Ram, Shobha & Dengri, Abhinav & Kumar, Rahul, "Assessment of Compressive Strength in Ordinary Portland Cement Concrete: A Study of Curing Methods and Duration", *Evergreen*, vol. 11, 2024. doi.org/10.5109/7183321.
- [20] Huang, Baoshan & Shu, Xiang & Dong, Qiao, "Laboratory Evaluation of Abrasion Resistance of Portland Cement Pervious Concrete", *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 697, 2011. doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000210.
- [21] Xinhua Cai, Zhen He, Shengwen Tang, Xiaorun Chen, "Abrasion erosion characteristics of concrete made with moderate heat Portland cement, fly ash and silica fume using sandblasting test", *Construction and Building Materials*, vol. 127, 2016. doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.09.117.

МЕХАНОХІМІЧНА АКТИВАЦІЯ ЗМІШАНОГО В'ЯЖУЧОГО ТА ЇЇ ВПЛИВ НА ВЛАСТИВОСТІ БЕТОНУ

¹Давідчук В.Г., аспірант,

oldsnakes19@gmail.com, ORCID: 0009-0001-5425-4327

¹Барабаш І.В., д.т.н., професор,

dekansti@ukr.net, ORCID: 0000-0003-0241-4728

¹Одеська державна академія будівництва та архітектури
вул. Дідріхсона, 4, Одеса, 65029, Україна

Анотація. Розглянуті у статті питання пов'язані з визначенням сумісного впливу механохімічної активації портландцементу та його витрати, меленого кварцового піску, суперпластифікатора (в подальшому СП) та аморфного мікрокремнезему (в подальшому МК) на міцність та стиранисть бетону. Досліджувався вплив часткової заміни портландцементу

меленим кварцовим піском, витрата якого у змішаному в'язучому варіювалася в діапазоні від 0 до 40%. Витрата МК у змішаному в'язучому варіювалася в діапазоні від 0 до 10%, а витрата СП – від 0 до 1% маси портландцементу. Витрата портландцементу у складі бетонної суміші варіювалася в діапазоні від 350 до 450 кг/м³. Термін активації в'язучого складав 180 сек. Одержані експериментальні результати свідчать про можливість варіювання рецептурно-технологічних факторів для підвищення міцності бетону та зниження витрати портландцементу в складі бетонної суміші.

Одержані експериментальні дані свідчать про значний вплив механохімічної активації змішаного в'язучого на міцність бетону. Із перерахованих факторів найбільший вплив на міцність бетону на стиск надає витрата меленого піску та СП у складі змішаного в'язучого. Добавка меленого кварцового піску (40%) до складу змішаного в'язучого викликає зниження міцності бетону з 35,1 МПа до 22,5 МПа (на 35,9%) в марочному віці. Зростання витрати СП (до 1%) у складі змішаного в'язучого викликає підвищення міцності бетону з 17 МПа до 28 МПа (на 64,7%) на ранніх термінах тверднення та з 35,1 МПа до 49,7 МПа (на 41,6%) в марочному віці. Використання МК (10%) у складі змішаного в'язучого забезпечує відносно незначне зростання міцності (6,5%) на ранніх термінах тверднення та (4,6%) у марочному віці в порівнянні з контролем.

Використання механоактивації забезпечує зростання міцності бетону на 62,4% (на ранніх термінах тверднення) та 25,1% (у марочному віці) в порівнянні з контролем. Сумісна дія механоактивації (180 сек), добавки меленого кварцового піску (40%), добавки МК (10%) та збільшення витрати СП (1%) у складі змішаного в'язучого (витрата портландцементу 350 кг/м³) викликає зростання міцності бетону на стиск з 35,1 МПа (контроль) до 41,7 МПа (на 18,8%), зниження стираності бетону від 0,33 (40% меленого піску) до 0,21 г/см² та зниження витрати портландцементу з 350 кг/м³ (контроль) до 189 кг/м³ (на 46%).

Ключові слова: механоактивація, портландцемент, мелений кварцовий пісок, суперпластифікатор, мікрокремнезем, бетон.

Стаття надійшла до редакції 27.02.2025

This work by Davidchuk V.G., Barabash I.V. is licensed under CC BY 4.0

THE INFLUENCE OF THE AMOUNT OF POLYPROPYLENE FIBER AND SUPERPLASTICIZER ON THE STRENGTH OF CONCRETES FOR RIGID ROAD SURFACES AND TRANSPORT STRUCTURES

¹**Kroviakov S.O.**, Doctor of Engineering, Professor, skrovyakov@ukr.net, ORCID: 0000-0002-0800-0123

¹**Hedulian D.Yu.**, graduate student, hedulian@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0003-1754-6854

¹**Hedulian S.I.**, Ph.D., Associate Professor, shedulian@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0002-4634-6168

¹*Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture*
4, Didrichson street, Odessa, 65029, Ukraine

Abstract. The article presents an analysis of the influence of the amount of polypropylene fiber, cement and polycarboxylate-type superplasticizer on the strength characteristics of concrete for rigid road surfaces and transport structures. Portland cement PC II/A-Sh-500R-N, polypropylene fiber Baumesh with a fiber length of 36 mm and a diameter of 0.68 mm, and polycarboxylate-type superplasticizer MC-PowerFlow 3200 were used.

A 3-factor experiment was conducted in which the following composition factors were varied: the amount of Portland cement, 300 to 380 kg/m³; the amount of polypropylene fiber Baumesh, 2.5 to 3.5 kg/m³; the amount of superplasticizer, 1.0 to 1.6% of the cement mass. The compressive strength of fiber-reinforced concretes was determined at the age of 3 and 28 days, and the tensile strength at the age of 28 days. All studied concrete mixtures had equal mobility class P2.

The influence of varied factors on the W/C ratio of mixtures was assessed. The amount of Portland cement has the greatest influence on this indicator. Increasing the dosage of superplasticizer from 1.0% to 1.6% allows reducing the W/C ratio by 8-24%. The amount of polypropylene fiber has a limited effect on the W/C ratio.

The amount of Portland cement has the greatest influence on the compressive strength of the studied fiber-reinforced concretes. When the dosage of binder is increased from 300 kg/m³ to 380 kg/m³, the strength of fiber-reinforced concretes at the age of 3 increases by 74-80%, the strength at the project age increases by 38-47%. Increasing the amount of superplasticizer provides an increase in compressive strength at an early age by 10-12%, at a project age by 12-14%. Increasing the amount of reinforcing fibers from 2.5 to 3.5 kg/m³ at a high content in the mixture of binder and plasticizer does not significantly affect. By increasing the amount of fiber at a low amount of cement and superplasticizer, the early and project compressive strength of fiber-reinforced concretes increases insignificantly.

By increasing the dosage of the binder to 380 kg/m³, the tensile strength of fiber-reinforced concretes increases by 9-12%. A similar increase in tensile strength at bending is achieved by increasing the dosage of the superplasticizer from 1.0 to 1.6%. The nature of the influence of polypropylene fiber on this strength indicator is nonlinear. An increase in strength by 9-12% is observed with an increase in fiber dosage from 2.5 kg/m³ to 3.0 kg/m³ both at high and low amount of binder and superplasticizer. It has been established that in general, from the point of view of achieving the highest compressive and tensile strength when bending, it is rational to introduce Baumesh polypropylene fiber in an amount of about 3.0 kg/m³ and MC-PowerFlow 3200 additive in an amount of 1.5-1.6% of the cement mass.

Keywords: road surface, polypropylene fiber, superplasticizer, strength, planned experiment.

Introduction. Disperse reinforcement is a well-known method that allows to improve the properties important for concrete road surfaces and transport structures. Due to the use of fiber, it is

possible to reduce the thickness of road surfaces without losing their bearing capacity and increase the service life. The use of dispersed reinforcement allows to improve the tensile strength, frost resistance and wear resistance of concrete, which has a positive effect on the durability of road surfaces and transport structures [1-3].

The crack resistance characteristics of dispersed reinforced concrete (fiber concrete) are significantly different from conventional concrete. Dispersed reinforcement helps to reduce the risk of cracking [4-8], which is one of the main causes of the failure of concrete structures. The fibers are distributed in the volume of concrete, which holds individual structural blocks together and prevents the expansion of cracks. Cracks occur at the maximum load level, they have a homogeneous distribution in the matrix structure and develop with a smaller opening compared to regular concrete [9]. This shows the effectiveness of the use of dispersed reinforcement in road pavement and transport structures and the relevance of research aimed at the development of fiber concretes for the transport industry.

Analysis of recent research and publications. As shown in [10-12], dispersed reinforcement provides a reduction in shrinkage that occurs during the hardening process of concrete. This is especially important for large areas where significant cracks can occur, for example, hard coatings. According to the results of research [13], the relative deformation index of the studied samples of concretes dispersed reinforced with polypropylene fiber in comparison with concrete without fiber is reduced by 26%. In addition, the stabilization of shrinkage deformation of concrete with dispersed reinforcement is reduced to 22 days, and for unreinforced concrete this process lasts 32 days.

Disperse reinforcement provides increased resistance of fiber concrete to aggressive environments, such as salt solutions, moisture, low temperatures. Basalt and polypropylene fibers are chemically inert, so dispersion-reinforced concrete with this composition is used in construction where high corrosion resistance is required [13-16].

The use of reinforcing fibers increases the tensile strength and impact toughness of concrete, making it more resistant to mechanical loads, improves the workability of the concrete mixture, which allows achieving better density and uniformity in the material. Depending on the type of dispersed reinforcement, the compressive strength indicators increase by an average of 12% compared to concrete without fibers, and the tensile strength indicators increase by 35% [10, 17].

When constructing rigid road surfaces, steel, polypropylene, basalt and glass fibers are most actively used for dispersed reinforcement of concrete today [1, 3, 5, 13, 18-21]. Thus, in the studies of L. Y. Dvorkin [22] on the assessment of the influence of basalt fiber on the strength characteristics of concrete, an increase in the tensile strength of concrete by 55% and an increase in compressive strength by 16% were recorded. In the work [23] using polypropylene fiber, a slight increase in the compressive strength of concrete was noted, and the tensile strength during bending with the introduction of 1 kg/m^3 of polypropylene fiber increased by 40%.

Previous experimental studies of the properties of fiber-reinforced concrete [24, 25] have shown that the use of dispersed reinforcement with polypropylene fiber allows to increase the tensile strength of concrete in bending and the corrosion resistance of concrete in fact no less than the use of steel fiber. At the same time, from an economic point of view, the use of polypropylene fiber is much more expedient.

However, in previous experimental studies, the issue of changing the efficiency of fiber use when varying the amount of cement and superplasticizer was not studied. This is important considering that the work of dispersed reinforcement in the structure of the composite material significantly depends on its adhesion to the cement-sand matrix [26].

The objective of this study is to determine the effect of the amount of polypropylene fiber and polycarboxylate-type superplasticizer on the strength of concrete for hard road surfaces and transport structures.

Materials and Methods. The following materials were used for manufacturing fiber concrete:

- Portland cement PC II/A-Sh-500R-N produced by YuGcement (branch of PJSC Dykerhoff Cement Ukraine);
- Baumesh polypropylene fiber manufactured by LLC "BAUTEKH-UKRAINE" with a fiber

length of 36 mm and a diameter of 0.68 mm;

- polycarboxylate type superplasticizer MC-PowerFlow 3200 manufactured by MC-Bauchemie Müller GmbH & Co. KG (Germany);
- granite crushed stone of fraction 5-20 mm;
- washed quartz sand with a particle size modulus of 2.5.

The experiment was conducted according to the optimal 3-factor 15-point plan [27]. The following factors of the composition of fiber-reinforced concrete for hard road surfaces and transport structures were varied:

- X_1 , amount of Portland cement, 300 to 380 kg/m³;
- X_2 , amount of Baumesch polypropylene fiber, 2.5 to 3.5 kg/m³;
- X_3 , amount of superplasticizer MC-PowerFlow 3200, 1.0 to 1.6% of the cement mass.

This choice of variable factors and the range of their variation was due to the results of previous experimental studies of the properties of fiber-reinforced concretes [24, 25].

To determine the compressive strength of concrete, cube specimens measuring 10×10×10 cm were tested according to [28], and to determine the tensile strength during bending, beam specimens measuring 10×10×40 cm were tested.

The plan of the implemented 3-factor experiment and the compositions of the studied fiber-reinforced concretes are given in Table 1.

Table 1 – Experimental plan and compositions of the investigated fiber-reinforced concretes

Composition No.	Factor levels			Concrete composition, kg/m ³					
	X_1 Portland cement	X_2 Baumesch fiber	X_3 additive MC-PowerFlow 3200	Portland cement	Crushed stone	Sand	Fiber X Mesh	additive MC-PowerFlow 3200	Water
1	-1	-1	-1	300	1115	895	2.5	3	150
2	-1	-1	1	300	1115	910	2.5	4.8	125
3	-1	0	0	300	1115	905	3.0	3.9	137
4	-1	1	-1	300	1115	890	3.5	3	154
5	-1	1	1	300	1115	905	3.5	4.8	134
6	0	-1	0	340	1110	850	2.5	4.42	138
7	0	0	-1	340	1110	840	3	3.40	148
8	0	0	0	340	1110	848	3	4.42	137
9	0	0	1	340	1110	856	3	5.44	132
10	0	1	0	340	1110	847	3.5	4.42	138
11	1	-1	-1	380	1105	809	2.5	3.8	147
12	1	-1	1	380	1105	820	2.5	6.08	138
13	1	0	0	380	1105	814	3	4.94	142
14	1	1	-1	380	1105	808	3.5	3.8	148
15	1	1	1	380	1105	818	3.5	6.08	139

Results of the Study. During the experimental studies, data were obtained on the compressive strength at the age of 3 and 28 days, the tensile strength at the age of 28 days of fiber-reinforced concrete samples for hard road surfaces and transport structures, as well as W/C mixtures of equal mobility, which are given in Table 2.

Table 2 – Compressive strength at the age of 3 and 28 days (MPa), tensile strength in bending at the age of 28 days (MPa) and W/C of the mixtures of the tested fiber-reinforced concretes

Composition No.	Compressive strength at the age of 3 days $f_{ck.cube3}$	Compressive strength at the age of 28 days $f_{ck.cube28}$	Tensile strength when bending f_{ctk}	W/C
1	20.43	43.13	6.00	0.500
2	30.77	54.33	6.00	0.417
3	27.71	58.67	6.10	0.457
4	30.24	50.87	5.50	0.513
5	32.30	44.00	6.20	0.447
6	30.77	61.67	5.40	0.406
7	36.58	58.13	5.40	0.435
8	42.91	66.73	7.22	0.403
9	43.28	66.33	7.60	0.388
10	41.48	65.73	6.55	0.406
11	49.40	71.47	6.60	0.384
12	45.43	71.53	8.00	0.363
13	42.40	62.13	6.50	0.374
14	41.53	66.00	6.45	0.389
15	46.60	66.80	6.35	0.366

Since all the studied concrete mixtures had the same mobility class P2, their water consumption and W/C ratio depended on the composition of the fiber concrete. According to the data obtained at 15 experimental points, an experimental-statistical (ES) model [27] of the influence of composition factors on the W/C of the mixture was constructed:

$$\begin{aligned}
 W/C = & 0.405 - 0.046x_1 + 0.010x_1^2 - 0.004x_1x_2 + 0.013x_1x_3 \\
 & + 0.005x_2 \pm 0x_2^2 + 0.002x_2x_3 \\
 & - 0.024x_3 + 0.006x_3^2
 \end{aligned} \tag{1}$$

According to this EC model, single-factor diagrams were constructed, reflecting the influence of 3 varied composition factors on the W/C index of mixtures in the zones of extremes (the largest and smallest values of the index), shown in Fig. 1.

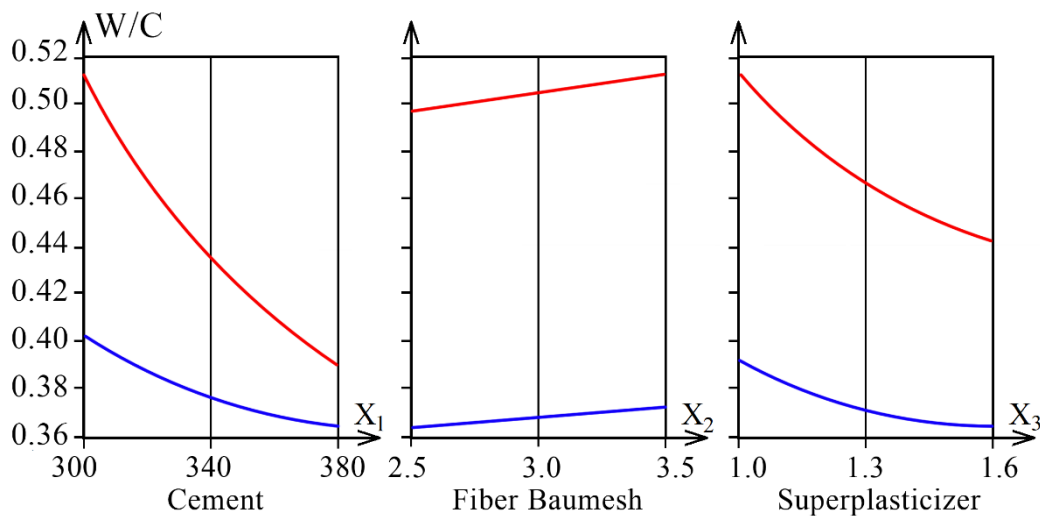


Fig. 1. Influence of varied composition factors on W/C mixtures of equal mobility in the zones of minimum and maximum values

Their analysis shows that within the factor space of this series of experiments, the amount of Portland cement has the greatest influence on the level of the W/C index of equal mobility mixtures. The content of the superplasticizer additive, due to its water-reducing principle of action, exhibits a similar effect in terms of the scale of the W/C reduction in the minimum zone, and in the maximum zone, when the dosage is increased from 1.0% to 1.6%, it reduces the W/C from 0.51 to 0.44. The amount of polypropylene fiber has a limited influence on the W/C index.

Early strength is important for concretes of hard road surfaces and transport structures. This indicator largely determines the shrinkage of concrete and the possibility of carrying out subsequent technological operations [3]. The influence of varied composition factors on the early compressive strength of fiber-reinforced concrete at the age of 3 days is described by the EC model (2), according to which single-factor dependences of the influence of factors in the zone of extrema are constructed (Fig. 2).

$$f_{ck.cube3} \text{ (MPa)} = 39.00 + 8.69x_1 - 2.03x_1^2 - 2.94x_1x_2 \pm 0x_1x_3 \pm 0x_2 \pm 0x_2^2 \pm 0x_2x_3 + 2.31x_3 \pm 0x_3^2 \quad (2)$$

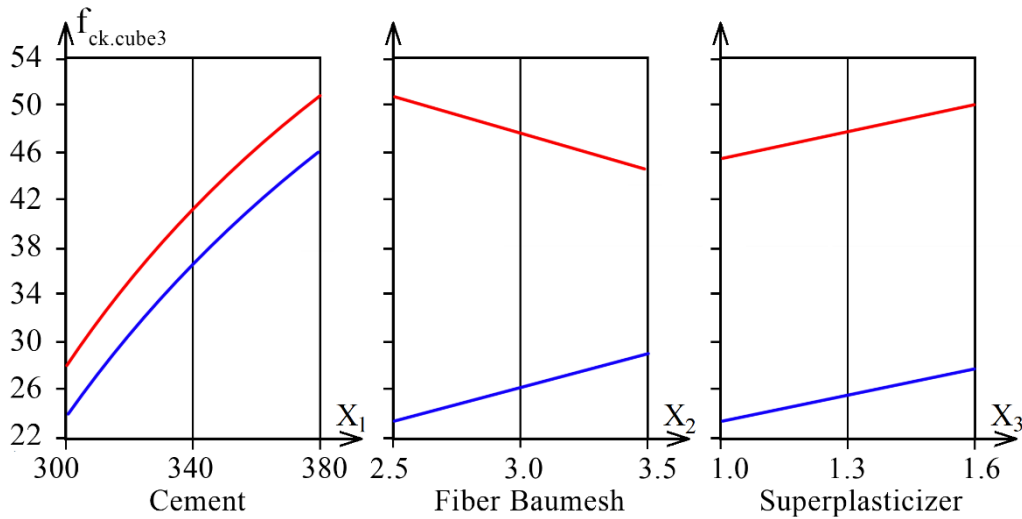


Fig. 2. The influence of varied composition factors on the compressive strength of fiber-reinforced concrete at the age of 3 days in the zones of minimum and maximum values

As can be seen from the diagrams, the amount of Portland cement has the greatest influence on the value of the $f_{ck.cube3}$ indicator. Increasing the dosage of the binder from 300 kg/m³ to 380 kg/m³ increases the early strength of the studied fiber-reinforced concretes by 74-80%. The increase in the early compressive strength with an increase in the amount of superplasticizer is linear and within the factor space of the experiment provides an increase in this indicator by 10-12%. Increasing the amount of reinforcing fibers from 2.5 to 3.5 kg/m³ with a high content in the mixture of Portland cement and plasticizer leads to a slight decrease in the $f_{ck.cube3}$ indicator, which can be explained by the difficulty of uniform distribution of fibers in a highly filled binder and admixture-modified concrete mixture. With an increase in the amount of polypropylene fiber in the zone of minimum values, that is, with a smaller amount of cement and superplasticizer, the early strength, on the contrary, increases insignificantly.

The influence of varied composition factors on the compressive strength of fiber-reinforced concrete at the age of 28 days $f_{ck.cube28}$ describes the EC model (3), according to which single-factor dependences of the influence of composition factors are constructed (Fig. 3).

$$f_{ck.cube28} \text{ (MPa)} = 63.72 + 8.91x_1 - 4.61x_1^2 \pm 0x_1x_2 \pm 0x_1x_3 \pm 0x_2 \pm 0x_2^2 - 2.20x_2x_3 + 1.56x_3 \pm 0x_3^2 \quad (3)$$

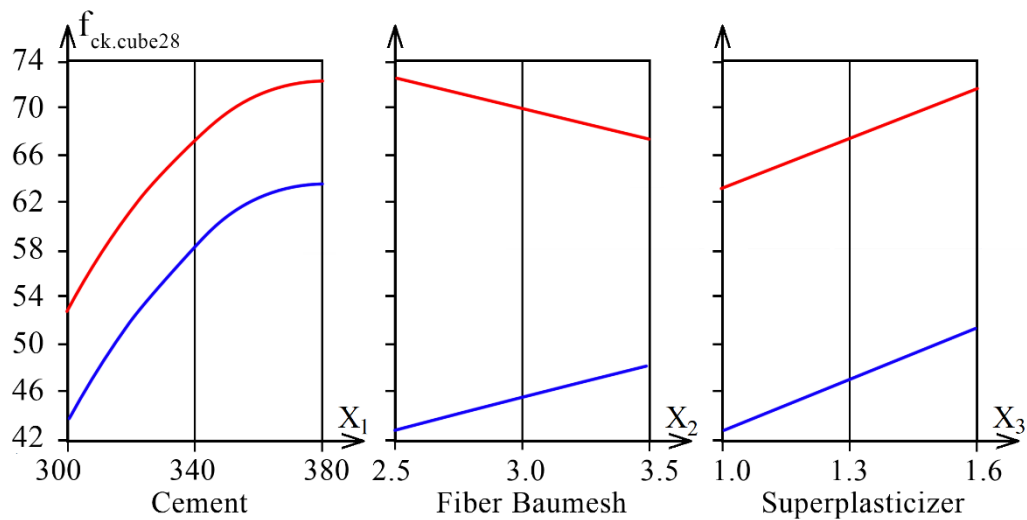


Fig. 3. The influence of varied composition factors on the compressive strength of fiber-reinforced concrete at the project age in the zones of minimum and maximum values

Analysis of the EC model (3) and the diagram shows that the strength of fiber-reinforced concretes at the project age of the samples increases to the greatest extent with an increase in the amount of Portland cement. This effect is nonlinear and changing the dosage of the binder from 300 to 340 kg/m³ has a greater effect than from 340 to 380 kg/m³. Increasing the dosage of the superplasticizer within the factorial space of the experiment while reducing the water consumption of the mixture also linearly provides an increase in the strength index by approximately 12-14%. The introduction of polypropylene fiber at a dosage of the binder at the level of 300 kg/m³ and a low content of the superplasticizer additive, as in the case of early strength, retains a linear character and reveals an increase in strength by 8%.

The influence of varied composition factors of fiber-reinforced concrete on the tensile strength of the material at the age of 28 days f_{ctk} is described by the EC model (4), according to which single-factor dependences of the influence of composition factors are constructed (Fig. 4).

$$f_{ctk} \text{ (MPa)} = 6.68 + 0.36x_1 \pm 0x_1^2 \pm 0x_1x_2 \pm 0x_1x_3 \pm 0x_2 \pm 0.48x_2^2 \pm 0x_2x_3 + 0.37x_3 \pm 0x_3^2 \quad (4)$$

For road surfaces, the tensile strength in bending is one of the most important physical and mechanical indicators [7, 13]. By increasing the dosage of the binder to 380 kg/m³ both in the minimum and maximum zones, the tensile strength of fiber-reinforced concrete in bending increases by 9-12%. A similar increase in the tensile strength in bending is achieved by increasing the dosage of the superplasticizer from 1.0 to 1.6%. The nature of the influence of polypropylene fiber on this strength indicator is nonlinear. The increase is observed with an increase in the dosage of fibers from 2.5 kg/m³ to 3.0 kg/m³ both at high and low amount of binder and superplasticizer.

Thus, the analysis of the influence of the amount of polypropylene fiber and superplasticizer on the strength of concrete for hard road surfaces and transport structures showed that, in general, from the point of view of achieving the highest compressive and tensile strength during bending, it is rational to introduce Baumes polypropylene fiber in an amount of about 3.0 kg/m³ and MC-PowerFlow 3200 additive in an amount of 1.5-1.6% of the cement mass.

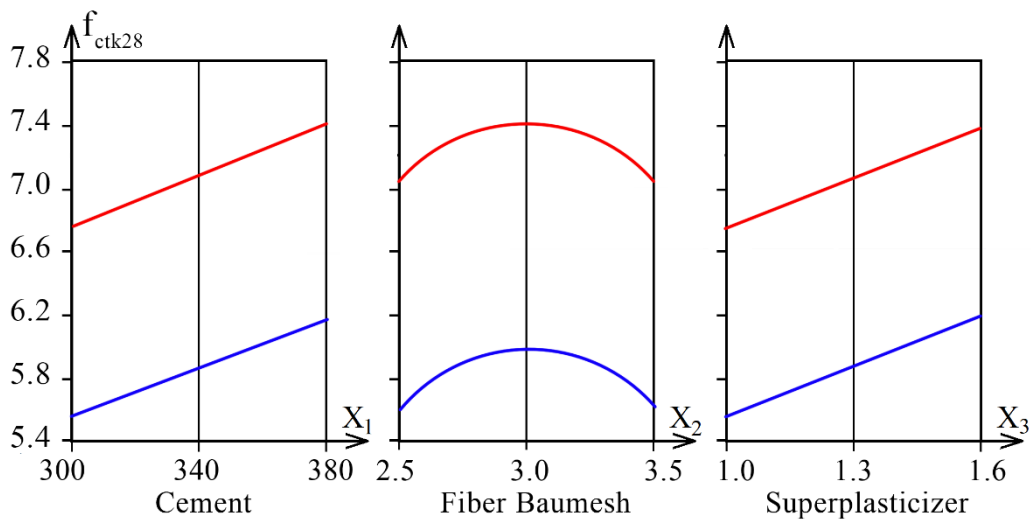


Fig. 4. The influence of varied composition factors on the bending tensile strength of fiber-reinforced concrete in the zones of minimum and maximum values

Conclusions and Prospects for Further Research. As a result of experimental studies, data were obtained on the change in the strength indicators of concrete for hard road surfaces and transport structures depending on the amount of polypropylene fiber and polycarboxylate-type superplasticizer.

It was established that changing the amount of Baumesht reinforcing fibers within the factor space of the experiment does not significantly affect the compressive strength of fiber-reinforced concrete. An increase in the amount of polypropylene fiber from 2.5 to 3.5 kg/m³ at a binder dosage of 300-340 kg/m³ and a superplasticizer additive content of 1-1.3% causes an increase in compressive strength by 4-8%. With the maximum amount of binder and superplasticizer, an increase in the amount of fiber above 2.5 kg/m³, on the contrary, slightly reduces the compressive strength of concrete.

The tensile strength of fiber-reinforced concrete during bending is expected to increase with an increase in the amount of Portland cement. The increase in the amount of superplasticizer also has a positive effect on the value of f_{ctk} . At the same time, increasing the amount of fiber from 2.5 to 3.0 kg/m³ also effectively increases the tensile strength of concrete in bending. This effect is observed both at high and low amounts of binder and superplasticizer.

In the future, it is planned to investigate the wear resistance and frost resistance of fiber concretes modified with a superplasticizer additive, and also, taking into account the analysis of the obtained experimental data on the compressive and tensile strength in bending, it is planned to determine the possibility of increasing the efficiency of using reinforcing polypropylene fibers by changing the mixing conditions at the stage of preparing the mixture.

References

- [1] A. Vaitkus, J. Gražulytė, O. Šernas, M. Karbočius, R. Mickevič, "Concrete Modular Pavement Structures with Optimized Thickness Based on Characteristics of High-Performance Concrete Mixtures with Fibers and Silica Fume", *Materials*, 14, 3423, 2021. <https://doi.org/10.3390/ma14123423>.
- [2] J. Santhosh, S. Samal, V. Ganesh, D. Pavani, R. Sridhar, "Experimental investigation on the effect of polypropylene fibers with respect to the fatigue behavior of rigid pavement", *Lecture Notes in Civil Engineering*, 207, 383–395, 2022. https://doi.org/10.1007/978-981-16-7509-6_31.
- [3] Ž. Kos, S. Kroviakov, A. Mishutin, A. Poltorapavlov, "An experimental study on the properties of concrete and fiber-reinforced concrete in rigid pavements", *Materials*, 16 (17), 5886, 2023. <https://doi.org/10.3390/ma16175886>.

- [4] Yu. Turba, S. Solodkyi, "Pidvyshchennia trishchynostiikosti dyspersno armovanykh polipropilenovoiu fibroiu betoniv tekhnolohichnymy chynnykamy", *Visnyk Odeskoi derzhavnoi akademii budivnytstva ta arkhitektury*, vyp. 66, pp. 99–105, 2017.
- [5] Yu. Turba, S. Solodkyi, "Crack resistance of concretes reinforced with polypropylene fiber", *Lecture Notes in Civil Engineering*, 100, 474–481, 2020. https://doi.org/10.1007/978-3-030-57340-9_58.
- [6] U. Marushchak, N. Sydor, S. Braichenko, M. Hohol, "Effect of Dry–Wet Cycles on Properties of High Strength Fiber-Reinforced Concrete", *Lecture Notes in Civil Engineering*, 438, 265–272, 2024. https://doi.org/10.1007/978-3-031-44955-0_27.
- [7] S. Drobyshynets, M. Kyrychuk, "Perspektyvy vykorystannia stalefibrobetonu v dorozhnomu budivnytstvi", *Suchasni tekhnolohii ta metody rozrakhunkiv u budivnytstvi*, vyp. 6., pp. 90–98, 2017.
- [8] N. Zajchenko, S. Lahtarina, "Samouplotnyayushchiesya betony, dispersnoarmirovannye polimernymi voloknami", *Resursoekonomni materialy, konstrukcii, budivli ta sporudi*, 22, 63–70, 2011.
- [9] N. Liang, S. Geng, J. Mao, X. Liu, X. Zhou, "Investigation on cracking resistance mechanism of basalt-polypropylene fiber reinforced concrete based on SEM test", *Construction and Building Materials*, 411, 134102, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.134102>.
- [10] Y. Luchko, Yu. Bodnar, "Trishchynostiikist betoniv z pozytsii mekhaniky ruinuvannia (ohliad)", *Suchasni tekhnolohii, materialy i konstruktсии v budivnytstvi*, no. 2, pp. 46–53, 2022. <https://doi.org/10.31649/2311-1429-2022-2-46-53>.
- [11] U. Sheikh, C. Avani, K. Aditya, "Finite element analysis of high-strength concrete pavement made with the addition of fibres", *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 1110, 012025, 2023. <https://doi.org/10.1088/1755-1315/1110/1/012025>.
- [12] V. Kryzhanovskiy, C. Umbach, J. Orłowsky, B. Middendorf, M. Auras, P. Grillich, "Denkmalkonforme Instandsetzung der Beton-Glas-Fenster der St.-Mauritius-Kirche", *Bautechnik*, 101(5), 299–308, 2024. <https://doi.org/10.1002/bate.202300117>.
- [13] O. Doroshenko, Yu. Doroshenko, "Dyspersno-armovanyi beton – nadiinyi ta efektyvnyi material dlia transportnoho budivnytstva", *Transportnoe stroitelstvo Ukrainy*, no. 5, pp. 16–20, 2007.
- [14] N. Liang, J. Mao, R. Yan, X. Liu, X. Zhou, "Corrosion resistance of multiscale polypropylene fiber-reinforced concrete under sulfate attack", *Case Studies in Construction Materials*, 16, e01065, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2022.e01065>.
- [15] K. Krayushkina, T. Khymerik, O. Skrypchenko, I. Moshkovskiy, V. Pershakov, "Investigation of fiber concrete for road and bridge building", *Procedia Engineering*, vol. 187, pp. 620–627, 2017.
- [16] S. Tolmachev, E. Belychenko, A. Brazhnyk, "Sposoby zashchyty dorozhnykh betonov pry deistvyy ahressyvnykh faktorov", *Visnyk Odeskoi derzhavnoi akademii budivnytstva ta arkhitektury*, no. 62, pp. 176–181, 2016.
- [17] K. Krayushkina, T. Khymerik, A. Bieliatynskiy, "Basalt fiber concrete as a new construction material for roads and airfields", *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 708, 012088, 2019. <https://doi.org/10.1088/1757-899x/708/1/012088>.
- [18] N. Chusai, P. Jitsangiam, T. Suwan, "Mechanical Performance of Steel-Fiber-Incorporated Rubberized Concrete for Rigid Pavement Applications", *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, vol. 1332, no. 1, pp. 012003, 2024. <https://doi.org/10.1088/1755-1315/1332/1/012003>.

- [19] M. Nasir, M. Taher, "Mechanical Properties of Rigid Pavements Incorporating Different Percentage of Steel Fiber", *Journal of Advanced Research in Applied Mechanics*, vol. 113, no. 1, pp. 152–161, 2024. <https://doi.org/10.37934/aram.113.1.152161>.
- [20] W. Yang, "Damage prediction and long-term cost performance analysis of glass fiber recycled concrete under freeze-thaw cycles", *Case Studies in Construction Materials*, vol. 21, e03795, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2024.e03795>.
- [21] Z. Li, "Influence of basalt fiber and polypropylene fiber on the mechanical and durability properties of cement-based composite materials", *Journal of Building Engineering*, 109335, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2024.109335>.
- [22] L. Dvorkin, Ye. Babych, V. Zhytkovskyi, *Vysokomitsni shvydkotverdnuichi betony ta fibro betony*, Rivne, NUVHP, 2017.
- [23] J. Bosnjak, A. Sharma, K. Grauf, "Temperature-dependent behavior of fiber reinforced concrete", *19 Internationale Baustofftagung*, Tagungsbericht, Weimar, 2015, pp. 1236–1243.
- [24] Ž. Kos, S. Kroviakov, V. Kryzhanovskyi, D. Hedulian, "Strength, frost resistance, and resistance to acid attacks on fiber-reinforced concrete for industrial floors and road pavements with steel and polypropylene fibers", *Materials*, 15(23), 8339, 2022. <https://doi.org/10.3390/ma15238339>.
- [25] S. Kroviakov, V. Kryzhanovskyi, D. Hedulian, "Comparison of the Corrosion Resistance of Fiber-Reinforced Concrete with Steel and Polypropylene Fibers in an Acidic Environment", *Construction Materials*, 5(1), 6, 2025. <https://doi.org/10.3390/constrmater5010006>.
- [26] S. Lin, T. Kanstad, S. Jacobsen S., G. Ji, "Bonding property between fiber and cementitious matrix: A critical review", *Construction and Building Materials*, vol. 378, pp. 131169, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131169>.
- [27] T. Lyashenko, V. Voznesenskiy, *Composition-process fields methodology in computational building materials science*, Astroprint, 2017.
- [28] DSTU B V.2.7-214:2009. Budivelni materialy. Betony. Metody vyznachennia mitsnosti za kontrolnomy zrazkamy. Nats. standart Ukrainy. Kyiv: DP NDIBK, Minrehionbud Ukrainy, 2010.

ВПЛИВ КІЛЬКОСТІ ПОЛІПРОПІЛЕНОВОЇ ФІБРИ І СУПЕРПЛАСТИФІКАТОРУ НА МІЦНІСТЬ БЕТОНІВ ЖОРСТКИХ ДОРОЖНІХ ПОКРИТТІВ ТА ТРАНСПОРТНИХ СПОРУД

¹Кровяков С.О., д.т.н., професор,
skrovyakov@ukr.net, ORCID: 0000-0002-0800-0123

¹Гедулян Д.Ю., аспірант,
hedulian@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0003-1754-6854

¹Гедулян С.І., к.т.н., доцент,
shedulian@odaba.edu.ua, ORCID: 0000-0002-4634-6168

¹Одеська державна академія будівництва та архітектури
вул. Дідріхсона, 4, м. Одеса, 65029, Україна

Анотація. У статті наведено аналіз впливу кількості поліпропіленової фібри, цементу і суперпластифікатору полікарбосилатного типу на міцнісні характеристики бетонів для жорстких дорожніх покриттів та транспортних споруд. Використовувались портландцемент ПЦ ІІ/А-ІІІ-500Р-Н, поліпропіленова фібра Baumesh з довжиною волокон 36 мм і діаметром 0,68 мм, суперпластифікатор полікарбосилатного типу MC-PowerFlow 3200.

Проведений 3-х факторний експеримент, у якому варіювалися наступні фактори складу: кількість портландцементу, від 300 до 380 кг/м³; кількість поліпропіленової фібри Baumesh, від 2,5 до 3,5 кг/м³; кількість суперпластифікатору, від 1,0 до 1,6% від маси цементу. Визначалася міцність фібробетонів на стиск у віці 3 та 28 діб, міцність на розтяг при згині у віці 28 суток. Всі досліджувані бетонні суміші мали рівну рухомість П2.

Оцінено вплив варійованих факторів на В/Ц сумішей. Найбільший вплив на даний показник має кількість портландцементу. Збільшення дозування суперпластифікатору з 1,0% до 1,6% дозволяє знизити В/Ц на 8–24%. Кількість поліпропіленової фібри має обмежений вплив на В/Ц.

Кількість портландцементу має найбільший вплив на міцність досліджених фібробетонів на стиск. При збільшенні дозування в'язучого з 300 кг/м³ до 380 кг/м³ міцність фібробетонів на 3 добу збільшується на 74–80%, міцність у проєктному віці збільшується 38–47%. Збільшення кількості суперпластифікатору забезпечує зростання міцності на стиск у ранньому віці на 10–12%, у проєктному віці на 12–14%. Збільшення кількості армуючих волокон з 2,5 до 3,5 кг/м³ при високому вмісті у суміші в'язучого та пластифікатору впливає не суттєво. За рахунок збільшення кількості фібри при невисокій кількості цементу та суперпластифікатору рання і проєктна міцність фібробетонів на стиск несуттєво зростає.

За рахунок збільшенні дозування в'язучого до 380 кг/м³ міцність фібробетонів на розтяг при згині зростає на 9–12%. Аналогічне зростання міцності на розтяг при згині досягається при збільшенні дозування суперпластифікатору з 1,0 до 1,6%. Характер впливу поліпропіленової фібри на цей показник міцності є нелінійним. Підвищення міцності на 9–12% спостерігається при зростанні дозування волокон з 2,5 кг/м³ до 3,0 кг/м³ як при високих так і при низьких кількостях в'язучого та суперпластифікатору.

Встановлено, що в цілому з точки зору досягнення найбільшої міцності на стиск і на розтяг при згині раціональним є введення поліпропіленової фібри Baumesh у кількості близько 3,0 кг/м³ та добавки MC-PowerFlow 3200 у кількості 1,5-1,6 % від маси цементу.

Ключові слова: дорожнє покриття, поліпропіленова фібра, суперпластифікатор, міцність, планований експеримент.

Стаття надійшла до редакції 23.02.2025

This work by Kroviakov S.O., Hedulian D.Yu., Hedulian S.I. is licensed under [CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)

ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-СТАТИСТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ВПЛИВУ СКЛАДУ НА МОРОЗОСТІЙКІСТЬ ФІБРОБЕТОНІВ ПОКРИТТІВ АВТОМОБІЛЬНИХ ДОРІГ

¹Лапіна О.І., к.т.н., доцент,
o.i.lapina@ukr.net, ORCID: 0000-0002-40818187

¹Фіногенов О.І., аспірант,
finogenov@ogasa.org.ua, ORCID: 0009-0005-3631-4786

¹Одеська державна академія будівництва та архітектури
вул. Дідріхсона, 4, м. Одеса, 65029, Україна

Анотація. В кліматичних умовах України найбільшим деструктивним впливом на структуру бетону жорстких покриттів автомобільних доріг є повторювані цикли заморожування та відтаювання.

У цій роботі експериментально досліджено ефективність включення волокон дисперсної арматури для підвищення морозостійкості фібробетонів, модифікованих пластифікатором. Використовувалися бетонні суміші з вмістом портландцементу від 300 кг/м³ до 380 кг/м³. Дисперсне армування проводили за допомогою синтетичних макроволокон Fiber X Mesh з орієнтованого кополімеру поліпропілену у вигляді скручених жорстких волокон довжиною 39 мм. Вміст фібри варіювався від 0 до 3,0 кг/м³. Бетонні суміші модифікували пластифікатором на базі лігносульфонату Sika® Plastiment®-1230. Вміст пластифікатора варіювався від 0,6 до 1,0% від маси цементу. Склади експериментальних сумішей коригувалися з врахуванням необхідності забезпечення їх рівної рухомості S1 (при ОК = 2–3 см). Експериментальні дослідження проводили за 3-х факторним оптимальним планом.

Визначалися розміри, маса та міцність на стиск контрольних зразків фібробетонів та зразків після заморожування та відтаювання. Результати експериментальних даних дали можливість оцінити вплив складу бетонних сумішей на морозостійкості цементобетонних покриттів. Результати показали, що фібробетон вигідно відрізняється від неармованого бетону, маючи приблизно на 50 циклів більшу в порівнянні з ним морозостійкість. Підвищення кількості пластифікатором Sika® Plastiment®-1230 з 0,6 до 0,9-1,0% від маси цементу також позитивно впливає на рівень морозостійкості. Приблизно на 50 циклів підвищується морозостійкість бетонів при збільшенні дозування портландцементу з 300 до 360-380 кг/м³. Отримані експериментальні результати дають підставу зробити висновок, що дисперсне армування та модифікування пластифікатором бетонів грають істотну роль в їх здатності чинити опір морозному руйнуванню при використанні в дорожньому будівництві. Експериментально-статистичне моделювання дозволило обрати оптимальні складі модифікованого фібробетону. Використання бетонів з такими складом дозволить отримувати високу техніко-економічну ефективність при використанні в цементобетонних покриттях автомобільних доріг.

Ключові слова: покриття автомобільних доріг, модифікований фібробетон, поліпропіленова фібра, морозостійкість.

Вступ. В останній час на автомобільних дорогах України змінився склад руху та підвищилася вантажопідйомність автотранспорту [1]. Перспективним у відповідності до сучасного технічного стану дорожніх конструкцій, фактичного складу, інтенсивності та динамічності руху транспортних потоків є будівництво автомобільних доріг з цементобетонними покриттями. Великий вплив на довговічність і працездатність цементобетонних покриттів надають кліматичні умови. Більшість території нашої країни знаходиться в помірно-континентальному кліматі, з м'якою зимою і з мінливою погодою. Проведений аналіз кліматичних умов [2], а також розраховані дорожньо-кліматичні графіки

для окремих областей, показали що продовж весняно-осіннього періоду, спостерігаються часті та значні перепади температур від мінусових значень до позитивних і назад. Здатність бетонних покриттів витримувати певну кількість циклів поперемінного заморожування та відтаювання у водонасиченому стані без значних пошкоджень та деформації внутрішньої структури конструкції характеризується морозостійкістю бетонів. Тому дослідження морозостійкості є важливим показником якості жорстких покриттів автомобільних доріг.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Існує декілька основних причин зниження показників морозостійкості бетону. Основний параметр, що впливає на морозостійкість – пористість бетону. Чим більше порожнеч у міжзерновому просторі, тим вища ймовірність руйнування матеріалу після заморожування та відтаювання. Вода, потрапляючи всередину бетонної конструкції, переходить в інший агрегатний стан, розширюючись приблизно на 10-12%, що руйнує внутрішню структуру. Водночас знижується міцність бетону та здатність витримувати динамічні впливи. Тому при проектуванні складів бетонів необхідно прагнути до зменшення порового простору в бетоні [3, 4]. Існує також іншим метод підвищення морозостійкості – застосування повітрявтягуючих добавок. Проте як правило при їх використанні знижується міцність бетону.

Ще один важливий параметр, що впливає на стійкість до частих перепадів температур – водонепроникність. Чим вищий цей параметр, тим менше вологи потрапляє всередину конструкції як на стадії твердіння, так і під час подальшої експлуатації. Відповідно, чим менше вологи, тим нижче ймовірність промерзання бетону та порушення цілісності внутрішньої структури [5, 6]. Як показано у дослідженнях, проведених під керівництвом С.О. Кровякова [7], ефект викликаний від використання фібри у комплексі з раціональною кількістю пластифікатора позитивно впливає на розподіл пор у бетоні за розмірами, що у свою чергу позитивно позначається на морозостійкості фібробетонів по відношенню до бетонів.

Отримання бетонів стійких до знакозмінних температур успішно вирішується використанням жорстких бетонних сумішей, модифікованих комплексними добавками різного функціонального призначення. Сумісне використання пластифікаторів та поліпропіленової фібри знижує пористість та підвищує водонепроникність цементного каменю. Разом зі збільшенням класу бетону за морозостійкістю підвищуються й інші фізико-механічні характеристики [8, 9]. Важливим питанням при будівництві цементобетонних покриттів, є економія найбільш витратних за вартістю матеріалів при виробництві бетонних суміші. Економія цементу у виробництві бетону досягається удосконаленням проектних рішень. Потужним засобом зниження витрат цементу є хімічні добавки. Так, використання пластифікаторів дозволяє зменшити витрати цементу на 15...20% без погіршення властивостей бетону [7]. Значна економія цементу може бути досягнута при оптимізації складів бетонних сумішей.

Комплексне застосування вказаних шляхів може значно покращити якість та довговічність бетонних покриттів автомобільних доріг, що експлуатуються в кліматичних умовах з знакозмінними температурами.

Метою даного дослідження є аналіз впливу складу фібробетону на морозостійкість цементобетонного покриття. Завданнями дослідження були: розробка, організація та проведення експерименту з вивчення морозостійкості модифікованих бетонів та фібробетонів з поліпропіленовою фіброю; оцінка впливу складу бетонів та фібробетонів на морозостійкість; вибір оптимальних складів морозостійких бетонів та фібробетонів.

Матеріали та методика дослідження. В експериментальному дослідженні при розрахунку складів бетонних і фібробетонних сумішей враховані вимоги та умови проектування дорожнього одягу жорсткого типу [10].

Для приготування експериментальних сумішей використано портландцемент СРН ПЦ II/A-III 500 P-N. Кількість цементу в експерименті варіювалося від 300 до 380 кг/м³. В якості крупного заповнювача використано щебінь фракції 5-20 мм, а в якості дрібного заповнювача використано кварцовий пісок з модулем крупності 2,4. Дисперсне армування виконано структурним синтетичним макроволокном Fiber X Mesh з орієнтованого кополімеру поліпропілену у вигляді скручених жорстких волокон довжиною 39 мм, оброблених спеціальним складом, який поліпшує

адгезію з бетонним розчином. Вміст фібри варіювався від 0 до 3,0 кг/м³, що дозволило отримати серію неармованих еталонних зразків. Підвищення часу збереження рухливості бетонної суміші забезпечено використанням пластифікатора на базі лігносульфонату Sika® Plastiment®-1230. Вміст пластифікатора варіювався від 0,6 до 1,0% від маси цементу, що відповідало рекомендаціям виробника добавки. З врахуванням вимог для влаштування жорстких дорожніх одягів [11-13], рухомість всіх бетонних сумішей була рівною S1 (при ОК = 2 – 3 см). Склади експериментальних сумішей коригувалися з врахуванням необхідності забезпечення їх рівної рухомості.

Експеримент проводився за оптимальним 15-ти точковим 3-х факторним планом [14]. План експерименту і склади 15-ти досліджених бетонів і фібробетонів наведені у таблиці 1. Перехід від натурних до кодованих значень рівнів варійованих факторів виконано за типовою процедурою.

Таблиця 1 – План експерименту і склади досліджених бетонів і фібробетонів

№ складу	Рівні факторів			Склад бетону (кг/м ³)					
	X1 Портландцемент	X2 Фібра Fiber X Mesh	X3 Добавка Sika® Plastiment®-1230	Портландцемент	Щебень	Пісок	Фібра Fiber X Mesh	Добавка Sika® Plastiment®-1230	Вода
1	-1	-1	-1	300	1230	825	0	1,80	132
2	-1	-1	1			840	0	3,00	118
3	-1	0	0			833	1,5	2,40	123
4	-1	1	-1			815	3,0	1,80	138
5	-1	1	1			829	3,0	3,00	126
6	0	-1	0	340	1210	792	0	2,72	138
7	0	0	-1			784	1,5	2,04	142
8	0	0	0			788	1,5	2,72	136
9	0	0	1			793	1,5	3,40	132
10	0	1	0			788	3,0	2,72	136
11	1	-1	-1	380	1190	751	0	2,28	149
12	1	-1	1			760	0	3,80	142
13	1	0	0			752	1,5	3,04	146
14	1	1	-1			746	3,0	2,28	153
15	1	1	1			753	3,0	3,80	147

Як видно з таблиці 1, для досягнення рівної рухомості всіх бетонних сумішей S1 (при ОК = 2 – 3 см) склад бетону та головне вміст води змінювалися. Наприклад, для складів з мінімальним вмістом цементу і відсутністю дисперсного армування №1 та №2 при зростанні кількості піску в складі суміші з 825 кг/м³ до 840 кг/м³ збільшення пластифікуючої добавки з 1,8 кг/м³ до 3,0 кг/м³ дозволяє зменшити кількість води в суміші з 132 л/м³ до 118 л/м³, тобто забезпечує зниження В/Ц. Збільшення кількості фібри з 1,8 кг/м³ до 3,0 кг/м³ (склади № 3-№ 5) викликає необхідність збільшення кількості води. Збільшення кількості цементу в складі суміші (з 300 кг/м³ до 380 кг/м³) викликає зменшення В/Ц при коригуванні кількості щебеню з 1230 кг/м³ до 1190 кг м³, та вмісту піску в середньому до 751 кг/м³ – 760 кг/м³. Наприклад, в складі № 14 при максимальному вмісті фібри 3,0 кг/м³ та мінімальному вмісті пластифікатора 2,28 кг/м³, вміст води складає 153 л/м³. Наявність в складах великої кількості води може негативно вплинути на морозостійкість, так як при твердінні буде утворюватися велика

кількість капілярів, що в свою чергу, збільшить водопоглинання та зменшить морозостійкість. Тому важливим є визначення раціональної кількості пластифікатору з точки зору забезпечення мінімального В/Ц суміші.

Дослідження міцності даних бетонів і фібробетонів проводилось під керівництвом проф. С.О. Кровякова [15, 16]. На даному етапі роботи для всіх досліджених складів бетонів і фібробетонів визначалися морозостійкість відповідно до [17]. Для дослідження показників міцності на стиск виготовлялись зразки-куби з довжиною ребра 100 мм [18]. Зразки випробувалися серіями. Масу зразків визначено з похибкою не більше 0,1 %. Контрольні зразки бетону перед випробуванням на міцність, а основні зразки перед заморожуванням, насичено водою температурою $(18 \pm 2)^\circ\text{C}$. Для насичення зразки занурювали у рідину на 1/3 їх висоти на 24 год, далі рівень рідини підвищують до 2/3 висоти зразка і витримують у такому стані ще 24 год, після чого зразки повністю занурюють у рідину на 48 год таким чином, щоб рівень рідини був вищий за верхню грань зразків не менше ніж на 20 мм. У проміжний строк випробування контролювали стан зразків: з'явлення тріщин, відколів, злущування поверхні. З'явлення зазначених дефектів під час експерименту не виявлено. Час витримання, при одночасному заморожуванні в морозильній камері зразків складав 4 год, розморожування – 4 год.

Результати досліджень. Під час експериментальних досліджень вимірювали дані щодо розмірів, маси та міцності на стиск контрольних складів бетонів та фібробетонів з різним вмістом цементу, поліпропіленової фібри та пластифікатору. Бетони з мінімальною кількістю фібри і пластифікатору мали меншу міцність на стиск та найбільшу її втрату після заморожування та відтаювання. Відповідно характеризувалися меншою морозостійкістю. Дисперсне армування збільшує стійкість структури бетонів до знакозмінних температур.

У таблиці 2 наведені отримані результати визначення морозостійкості досліджених бетонів і фібробетонів.

Таблиця 2 – Морозостійкість досліджених бетонів та фібробетонів

№ складу	Рівні факторів			F, марка морозостійкості
	X1 Портландцемент	X2 Фібра Fiber X Mesh	X3 Добавка Sika® Plastiment®-1230	
1	-1	-1	-1	100
2	-1	-1	1	150
3	-1	0	0	150
4	-1	1	-1	150
5	-1	1	1	200
6	0	-1	0	150
7	0	0	-1	150
8	0	0	0	200
9	0	0	1	200
10	0	1	0	200
11	1	-1	-1	150
12	1	-1	1	200
13	1	0	0	250
14	1	1	-1	200
15	1	1	1	250

За результатами дослідження побудована трифакторна експериментально-статистична модель (1), графічна інтерпретація якої показана у вигляді впливу факторів у зоні мінімуму і максимуму (рис. 1).

$$\begin{aligned}
 F(\text{цикли}) = & 191 + 30x_1 + 11x_1^2 \pm 0x_1x_2 \pm 0x_1x_3 \\
 & + 25x_2 - 14x_2^2 \pm 0x_2x_3 \\
 & + 25x_3 - 14x_3^2
 \end{aligned}
 \quad (1)$$

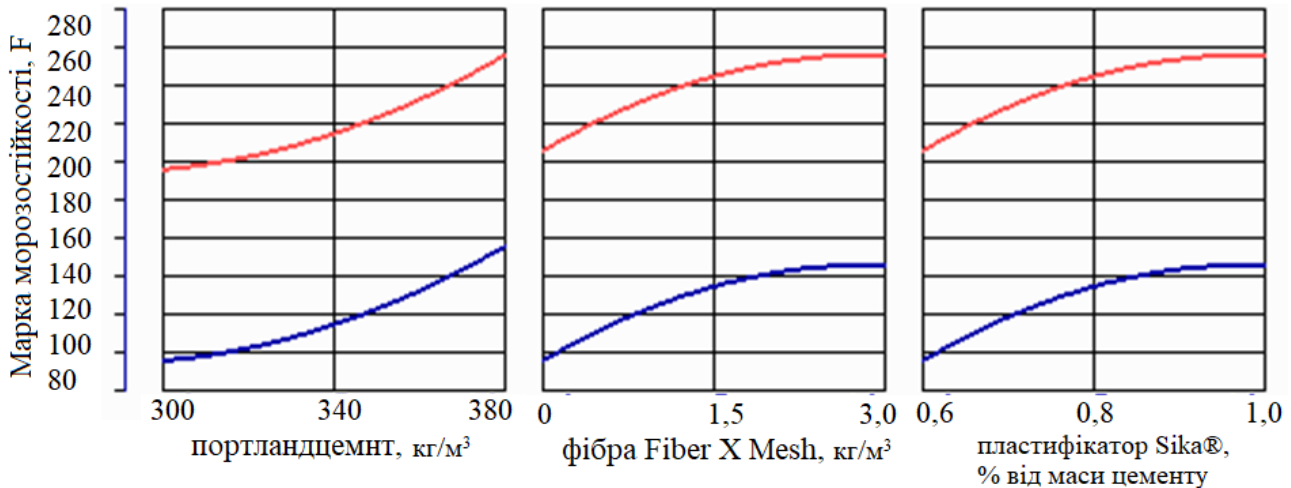


Рис. 1. Вплив складу бетонів та фібробетонів на морозостійкість у зоні екстремумів

Аналіз діаграм дозволяє сказати, що зміна вмісту цементу від 300 до 320 кг/м³ викликає незначне зростання морозостійкості. Збільшення вмісту цементу до 380 кг/м³ призводить до збільшення марки бетону за морозостійкістю на 50-70 циклів і має найбільший вплив. Проте, з економічної погляду, це не ефективний спосіб керування властивостями бетонів, тому що в умовах великої матеріаломісткості будівництва автомобільних доріг негативно вплине на вартості об'єкту. Введення фібри збільшує морозостійкість на 50-60 циклів. Причому, ефект від вмісту фібри носить не лінійний характер і підвищення її у складі понад 2,8 кг/м³ практично не збільшує морозостійкість. Аналогічний характер має зміст пластифікатора. Якщо при зміні вмісту від 0,6 до 0,9 % від маси цементу морозостійкість збільшується на 50-60 циклів заморожування та відтаювання, то подальше збільшення дозування пластифікатора практично не позначається на морозостійкості. Це говорить про високу ефективність застосування поліпропіленової фібри та пластифікатора для вирішення задачі підвищення довговічності бетонів дорожніх покриттів.

За результатами дослідження, використовуючи кубічну діаграму (рис. 2), запропоновано раціональні склади фібробетонів із поліпропіленовою фіброю у кількості 2,5 кг/м³ та пластифікатором у кількості 0,9%, які можуть бути використані для цементобетонних покриттів автомобільних доріг.

Враховуючи неоднозначний вплив складу бетонної суміші на показники якості бетону та фібробетону, необхідно проведення подальших досліджень з оптимізації їх складу з врахуванням економічних чинників, що стане темою подальших досліджень.

Висновки. За трифакторним оптимальним планом виконано експериментальне дослідження морозостійкості бетонів і фібробетонів жорстких дорожніх покриттів, особливістю якого було коригування складів сумішей з врахуванням необхідності забезпечення їх рівної рухомості. Найбільший вплив на рівень морозостійкості бетонів надає кількість портландцементу. Збільшення його вмісту у складі з 300 до 380 кг/м³ збільшує рівень морозостійкості на 50-70 циклів.

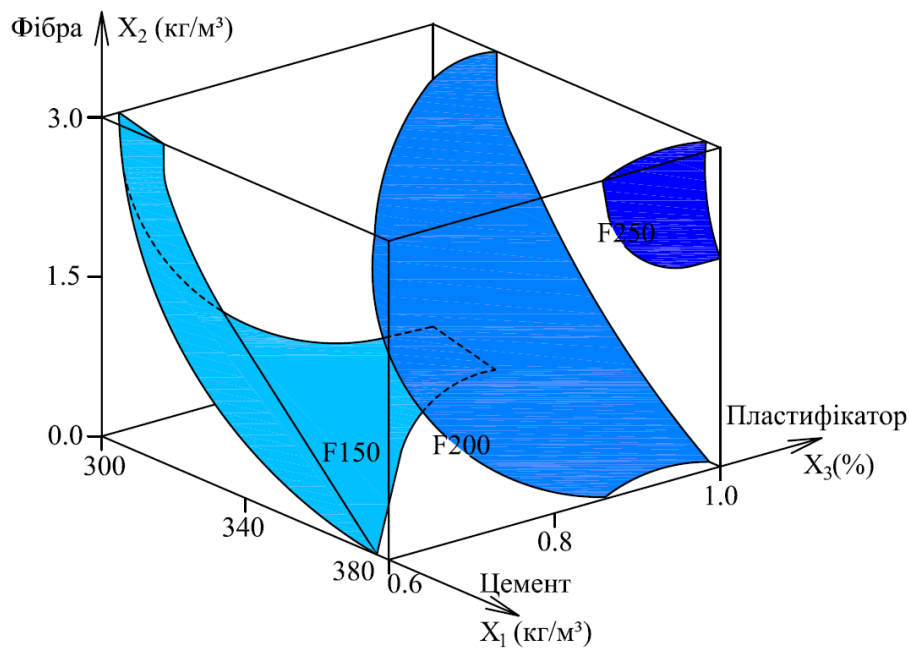


Рис. 2. Вплив варійованих факторів складу на морозостійкість досліджених бетонів та фібробетонів

За результатами аналізу розрахованої експериментально-статистичної моделі можна зробити висновок, що найбільшу кількість циклів заморожування та відтаювання без втрати міцності та маси більш визначеної стандартом (250 цикли) витримують бетони при максимальній кількості цементу 380 кг/м³, вмісті поліпропіленової фібри Fiber X Mesh – 2,5-3,0 кг/м³ та пластифікатору на базі лігносульфонату Sika® Plastiment®-1230 – 0,9-1,0 % від маси цементу, що буде відповідати марці F250. Вплив фібри та пластифікатора носить не лінійний характер. Введення фібри від 0 до 2,8 кг/м³ збільшує морозостійкість на 50-60 циклів. Збільшення вмісту фібри від 2,8 кг/м³ до 3,0 практично не збільшує морозостійкість. Аналогічний характер має зміст пластифікатора. При зміні вмісту добавки від 0,6 до 0,9 % від маси цементу морозостійкість збільшується на 50-60 циклів заморожування та відтаювання. Подальше збільшення дозування пластифікатора практично не позначається на морозостійкості. Отримані результати показують високу ефективність застосування поліпропіленової фібри та пластифікатора як технологічних прийомів підвищення морозостійкості бетонів.

Література

1. Про внесення зміни до п.2 : Постанова Кабінету Міністрів України від 09.02. 2022 № 105. *Офіційний вісник України*. 2022. № 16. С. 860.
2. ДСТУ-Н Б В.1.1-27:2017. Захист від небезпечних геологічних процесів, шкідливих експлуатаційних впливів, від пожежі. Будівельна кліматологія. [Чинний від 2017-02-01]. К.: Мінрегіонбуд України, 2016. 127 с. (Національний стандарт України).
3. Дворкін Л.Й., Дворкін О.Л., Чорна І.В. Композиційні в'язучі низької водопотреби, що містять цементний пил. *Вісник Одеської державної академії будівництва та архітектури*. Одеса, Зовнішрекламсервіс, 2012. Вип. 48. С. 121–129.
4. Матяш А.В., Толмачев С.Н., Кондратьєва И.Г., Вялых А.Ю. Взаимосвязь воздуходержания бетонной смеси и морозостойкости бетона. *Науковий вісник будівництва. Харківський національний університет будівництва та архітектури*. Харків, 2010. Вип. 57. С. 195-202.

5. Nili M., Azarioon A., Danesh A. et al. Experimental study and modeling of fiber volume effects on frost resistance of fiber reinforced concrete. *International Journal of Civil Engineering*, 2018, 16, 263–272. <https://doi.org/10.1007/s40999-016-0122-2>.
6. Zeng H., Zhang J., Li Y. et al. Mechanical Properties and Microstructure of Basalt Fiber Reinforced Concrete Under the Single-Side Salt-Freezing–Drying–Wetting Cycles. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 2022, 16, 44. <https://doi.org/10.1186/s40069-022-00535-7>.
7. Kos Ž., Kroviakov S., Mishutin A., Poltorapavlov A. An experimental study on the properties of concrete and fiber-reinforced concrete in rigid pavements. *Materials*, 2023, 16 (17), 5886 <https://doi.org/10.3390/ma16175886>.
8. Kos Ž., Kroviakov S., Kryzhanovskiy V., Grynyova I. Research of Strength, Frost Resistance, Abrasion Resistance and Shrinkage of Steel Fiber Concrete for Rigid Highways and Airfields Pavement Repair. *Applied Sciences*, 2022, 12, 1174. <https://doi.org/10.3390/app12031174>.
9. Солодкий С.Й., Ковальчик П.І. Вплив морозної деструкції на тріщиностійкість дорожнього бетону. *Вісник НУ “Львівська політехніка”*. Львів, 2013. Вип. 54. –С.402-405.
10. ДБН В.2.3-4:2015. Автомобільні дороги. Частина І. Проектування. Частина ІІ. Будівництво. [Чинний від 2016-04-01]. К.: Мінрегіонбуд України, 2015. 113 с. (Державні будівельні норми України).
11. ДСТУ-Н Б В.2.6-218:2016. Настанова з проектування та виготовлення конструкцій з дисперсноармованого бетону. [Чинний від 2017-04-01]. К.: ДП «УкрНДНЦ», 2016. 45 с. (Національний стандарт України).
12. ДСТУ 8858:2019. Суміші цементобетонні дорожні та цементобетон дорожній. Технічні умови. [Чинний від 2020-07-01]. К.: ДП «УкрНДНЦ», 2019. 34 с. (Національний стандарт України).
13. ГБН В.2.3-37641918-557:2016. Автомобільні дороги. Дорожній одяг жорсткий. Проектування. [Чинний від 2017-04-01]. К.: Мінінфраструктури України, 2016. 75 с. (Галузеві будівельні норми).
14. Вознесенский В.А., Ляшенко Т.В., Огаков Б.Л. Численные методы решения строительно-технологических задач на ЭВМ: підручник / за ред.. В.А.Вознесенського. К.: Вища школа, 1989. 328 с.
15. Kroviakov S.O., Fiohenov O.I. Comparison of the effectiveness of superplasticizers in concretes for rigid pavement. *Modern construction and architecture*, 2024, 8, 65-71. <https://doi.org/10.31650/2786-6696-2024-8-65-71>
16. Кровяков С.О., Фіногенов О.І., Ігнатенко А.В. Вплив кількості поліпропіленової фібри і лігносульфонатного пластифікатору на В/Ц бетонної суміші і ранню міцність бетону. *Матеріали міжнародної науково-технічної конференції «Моделювання та оптимізація будівельних композитів»*. Одеса: ОДАБА, 2024, С. 55-58
17. ДСТУ Б В.2.7-47-96. Будівельні матеріали. Бетони. Методи визначення морозостійкості. Загальні вимоги. [Чинний від 1997-04-01]. К.: Держкоммістобудування, 1997. 9 с. (Державний стандарт України).
18. ДСТУ Б В.2.7-114-2002. Будівельні матеріали. Суміші бетонні. Методи випробувань. [Чинний від 1997-07-01]. К.: (НДІЗБ), 2002. 27 с. (Державний стандарт України).

References

- [1] Pro vnesennia zmin do p.2 : Postanova Kabinetu Ministriv Ukrainy vid 09.02.2022 № 105, *Ofitsiyni visnyk Ukrainy*, no. 16, 2022.
- [2] DSTU-N B V.1.1-27:2017. Zakhyst vid nebezpechnykh heolohichnykh protsesiv, shkidlyvykh ekspluatatsiinykh vplyviv, vid pozhezhi. Budivselna klimatolohiia. К.: Minrehionbud Ukrainy, 2016.

- [3] L.I. Dvorkin, O.L. Dvorkin, I.V. Chorna, "Kompozytsiini viazhuchi nyzkoi vodopotreby, shcho mistiat tsementnyi pyl", *Visnyk Odes'koi derzhavnoi akademii budivnytstva ta arkhitektury*, vyp. 48. Chastyna I, pp. 121–129, 2012.
- [4] A.V. Matiash, S.N. Tolmachev, Y.H. Kondrateva, A.U. Vialykh, "Vzaymosviaz vozdukhosoderzhanyia betonnoi smesy y morozostoikosty betona", *Naukovyi visnyk budivnytstva. Kharkivs'kyi natsionalnyi universytet budivnytstva ta arkhitektury*, vyp. 57, pp. 195-202, 2019.
- [5] M. Nili, A. Azarioon, A. Danesh, et al, "Experimental study and modeling of fiber volume effects on frost resistance of fiber reinforced concrete", *International Journal of Civil Engineering*, vol. 16, pp. 263–272, 2018. <https://doi.org/10.1007/s40999-016-0122-2>.
- [6] H. Zeng, J. Zhang, Y. Li, et al., "Mechanical Properties and Microstructure of Basalt Fiber Reinforced Concrete Under the Single-Side Salt-Freezing–Drying–Wetting Cycles", *International Journal of Concrete Structures and Materials*, vol. 16, p. 44, 2022. <https://doi.org/10.1186/s40069-022-00535-7>.
- [7] Ž. Kos, S. Kroviakov, A. Mishutin, A. Poltorapavlov, "An experimental study on the properties of concrete and fiber-reinforced concrete in rigid pavements", *Materials*, 16 (17), p. 5886, 2023. <https://doi.org/10.3390/ma16175886>.
- [8] Ž. Kos, S. Kroviakov, V. Kryzhanovskiy, I. Grynyova, "Research of Strength, Frost Resistance, Abrasion Resistance and Shrinkage of Steel Fiber Concrete for Rigid Highways and Airfields Pavement Repair", *Applied Sciences*, 12, p. 1174, 2022. <https://doi.org/10.3390/app12031174>.
- [9] S.I. Solodkyi, P.I. Kovalchuk, "Vplyv moroznoi destruktsii na trishchynostiikist dorozhnogo betonu", *Visnyk NU "Lvivs'ka politehnika"*, vol. 54, pp. 402-405, 2013.
- [10] DBN V.2.3-4:2015. Avtomobilni dorohy. Chastyna I. Proektuvannia. Chastyna II. Budivnytstvo. K.: Minrehionbud Ukrainy, 2015.
- [11] DSTU-N B V.2.6-218:2016. Nastanova z proektuvannia ta vyhotovlennia konstruktsii z dyspersnoarmovanoho betonu. K.: DP «UkrNDNTS», 2016.
- [12] DSTU 8858:2019. Sumishi tsementobetonni dorozhni ta tsementobeton dorozhnii. Tekhnichni umovy. K.: DP «UkrNDNTS», 2019.
- [13] HBN V.2.3-37641918-557:2016. Avtomobilni dorohy. Dorozhnii odiah zhorstkyi. Proektuvannia. K.: Mininfrastruktury Ukrainy, 2016.
- [14] V.A. Voznesenskyi, T.V. Liashenko, B.L. Ohakov, *Chyslennye metody resheniya stroytelno-tekhnolohycheskykh zadach na EVM*. K.: Vyshcha shkola, 1989.
- [15] S.O. Kroviakov, O.I. Finohenov, "Comparison of the effectiveness of superplasticizers in concretes for rigid pavement", *Modern construction and architecture*, 8, pp. 65-71, 2024. <https://doi.org/10.31650/2786-6696-2024-8-65-71>.
- [16] S.O. Kroviakov, O.I. Finohenov, A.V. Ihnatenko, "Vplyv kilkosti polipropilenovoi fibry i lihnosulfonatnoho plastyfikatoru na V/TS betonnoi sumishi i ranniu mitsnist betonu", *Materialy mizhnarodnoi naukovo-tekhnichnoi konferentsii «Modeliuvannia ta optymizatsiia budivelnykh kompozytiv»*. Odesa: ODABA, 2024, p. 55-58.
- [17] DSTU B V.2.7-47-96. Budivelni materialy. Betony. Metody vyznachennia morozostiikosti. Zahalni vymohy. K.: Derzhkommistobuduvannia, 1997.
- [18] DSTU B V.2.7-114-2002. Budivelni materialy. Sumishi betonni. Metody vyprobuvan. K.: NDIZB, 2002.

ANALYSIS AND EXPERIMENTAL STATISTICAL MODELING OF THE COMPOSITION EFFECT ON THE FROZEN RESISTANCE OF FIBRE CONCRETES FOR ROAD PAVEMENTS

¹**Lapina O.I.**, PhD, Associate Professor,
o.i.lapina@ukr.net, ORCID: 0000-0002-40818187

¹**Finohenov O.I.**, graduate student,
finogenov@ogasa.org.ua, ORCID: 0009-0005-3631-4786

¹*Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture*
Didrihsona st., 4, Odessa, 65029, Ukraine

Abstract. In the climatic conditions of Ukraine, the most destructive effect on the structure of concrete pavements of hard roads is the repeated cycles of freezing and thawing.

In this work, the effectiveness of the inclusion of dispersed reinforcement fibers to increase the frost resistance of plasticizer-modified fiber-reinforced concrete was experimentally investigated. Concrete mixes with a Portland cement content of 300 kg/m³. to 380 kg/m³ were used. Dispersed reinforcement was carried out using Fiber X Mesh synthetic microfibers made of oriented polypropylene copolymer in the form of twisted hard fibers with a length of 39 mm. The fiber content varied from 0 to 3.0 kg/m³. The concrete mixtures were modified with a lignosulfonate-based plasticizer Sika® Plastiment®-1230. The plasticizer content varied from 0.6 to 1.0% of the cement weight. The compositions of the experimental mixtures were adjusted considering the need to provide their equal mobility S1 (at OK = 2 - 3 cm). Experimental studies were conducted according to a 3-factor optimal plan.

The dimensions, weight, and compressive strength of the control samples of fiber-reinforced concrete and samples after freezing and thawing were determined. The results of the experimental data made it possible to assess the effect of the composition of concrete mixtures on the frost resistance of cement concrete pavements. The results showed that fiber concrete compares favorably with unreinforced concrete, having about 50 cycles more frost resistance compared to it. Increasing the amount of Sika® Plastiment®-1230 plasticizer from 0.6 to 0.9-1.0% of the cement weight also has a positive effect on the frost resistance level. The frost resistance of concrete increases by about 50 cycles when the dosage of Portland cement is increased from 300 to 360-380 kg/m³. The obtained experimental results make it possible to conclude that the dispersed reinforcement and plasticizer modification of concrete play a significant role in their ability to resist frost damage when used in road construction. The experimental and statistical modeling allowed selecting the optimal compositions of modified fiber concrete. The use of concretes with such compositions will allow obtaining high technical and economic efficiency when used in cement concrete pavements of highways.

Keywords: road pavement, modified fiber concrete, polypropylene fiber, frost resistance.

Стаття надійшла до редакції 5.03.2025

This work by Лапіна О.І., Фіногенов О.І. is licensed under [CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)

ВОГНЕТРИВКІСТЬ ТА ПОЖЕЖОБЕЗПЕЧНІСТЬ ЕКО-АРБОЛІТОБЕТОНУ

¹Шинкевич О.С., д.т.н., професор,
elena_shinkevich@ukr.net, ORCID: 0000-0002-2842-1785

¹Закаблук С.С, аспірант,
engcons@ukr.net, ORCID: 0009-0006-2207-554X

¹Одеська державна академія будівництва та архітектури
вул. Дідріхсона, 4, м. Одеса, 65029, Україна

Анотація. У статті розглянуто вогнестійкість і пожежну безпеку арболітобетону – сучасного екологічного будівельного матеріалу, що поєднує властивості бетону та деревини.

Метою дослідження було визначення рівня його стійкості до високих температур та можливості підвищення пожежної безпеки шляхом модифікації складу. Експериментальні випробування проводилися в лабораторних умовах із використанням газового пальника, що створював полум'я температурою 1400°C. Зразки розміром 500×500×100 мм витримували вогневий вплив протягом 120 секунд із фіксацією змін поверхні кожні 30 секунд. Дослідження проводилося як для звичайного еко-арболітобетону, так і для зразків, оброблених поліфункціональним модифікатором.

Результати експерименту показали, що необроблений арболітобетон належить до класу вогнестійкості Г1, не підтримує горіння, але зазнає певних термічних пошкоджень. Максимальна глибина обвуглення складала менше 1 мм, що свідчить про його високу термічну стійкість у короткостроковому впливі вогню. Водночас зразки, оброблені поліфункціональним модифікатором, не показали ознак обвуглення та можуть бути віднесені до класу Г0 – негорючих матеріалів.

Отримані результати підтверджують ефективність застосування поліфункціональних модифікаторів для підвищення вогнестійкості арболітобетону. Завдяки просоченню модифікатором антипіренні властивості поширюються на всю товщину матеріалу, що робить його більш безпечним для будівництва фасадів та інших конструкцій з підвищеними вимогами до пожежної безпеки.

Практична значущість дослідження полягає у можливості впровадження арболітобетону з покращеними антипіренними властивостями у сучасне будівництво, що сприятиме підвищенню рівня пожежної безпеки будівель. Це дозволить удосконалити нормативну базу та сприятиме поширенню еко-арболітобетону як перспективного будівельного матеріалу з покращеними пожежозахисними характеристиками.

Ключові слова: арболітобетон, вогнестійкість, пожежна безпека, негорючий матеріал, поліфункціональний модифікатор, будівельні конструкції, вогневі випробування.

Вступ. Арболітобетон є одним із перспективних будівельних матеріалів, що поєднує високу міцність, низьку теплопровідність, екологічність та доступність. Завдяки поєднанню деревних наповнювачів із цементною основою, цей матеріал широко застосовується у житловому будівництві. Однак, незважаючи на численні переваги, його пожежна безпека залишається важливим фактором для розширення сфери використання.

У даній роботі досліджено вогнестійкість арболітобетону шляхом експериментального випробування впливу високих температур (1400°C) на зразки матеріалу, які містять окрім відходів деревообробки, цементу, вапна, ще й гідрофобізатор та поліфункціональний модифікатор. Цей фактор значно поліпшує антипіренні властивості еко-арболітобетону в порівнянні зі звичайним арболітобетоном. Детальніший склад еко-арболітобетону є «Ноу-хау» авторів. Проаналізовано ступінь пошкодження матеріалу через визначені інтервали часу та визначено клас вогнестійкості. Використання поліфункціонального модифікатора дозволяє підвищити

вогнестійкість матеріалу до класу Г0, що робить його негорючим та придатним для застосування у фасадних системах та інших конструкціях із підвищеними вимогами до пожежної безпеки.

Результати даного дослідження можуть бути використані для вдосконалення нормативної бази щодо застосування арболітобетону [1], а також для розробки нових технологій його модифікації, спрямованих на підвищення пожежної безпеки будівельних конструкцій [2, 3].

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Останні дослідження у сфері вогнестійкості арболітобетону зосереджені на покращенні його пожежних характеристик через модифікацію складу та використання антипіренних добавок. Еко-арболітобетон є сучасним будівельним матеріалом, що поєднує високу міцність із екологічною безпечністю. Одним із ключових параметрів для його застосування в будівництві є вогнетривкість та пожежобезпечність [4, 5]. Жартовський С.В. досліджував застосування водних вогнебіозахисних речовин для целюлозовмісних матеріалів, що дозволяє зменшити їхню горючість та підвищити стійкість до займання [4]. У своїй попередній роботі він розглядав екологічні аспекти вогнезахисту деревини, підтверджуючи ефективність комплексних антипіренних засобів [5].

Ковальський В.М. аналізував вогнестійкість арболітобетону в сучасному будівництві, вказуючи на необхідність покращення його термічної стабільності [6]. Іваненко О.П. у своїх дослідженнях довів, що застосування спеціальних антипіренних добавок значно знижує ризик займання арболітових матеріалів [7].

Попередні дослідження нашого авторського колективу та колег [2, 8] підтверджують, що використання поліфункціональних модифікаторів та гідрофобизаторів значно підвищує вогнестійкість арболітобетону, забезпечуючи його відповідність найвищим класам пожежної безпеки.

Базовим стандартом, що регламентує методи випробувань на вогнестійкість є ДСТУ EN 1363-1:2023 [9]. Нормативні документи ДСТУ EN (2014, 2016, 2024) встановлюють сучасні вимоги до випробувань на вогнестійкість, що сприяє вдосконаленню будівельних конструкцій із високими антипіренними властивостями [10, 11].

Відмінність еко-арболітобетону від арболітобетону в технології його виробництва та модифікації комплексних відходів деревини поліфункціональним модифікатором, який забезпечує гідрофобні, антипіренні властивості та біологічну стійкість еко-арболітобетону [12-16, 8].

Мета дослідження. Метою даного дослідження є визначення рівня термостійкості арболітобетону та можливостей підвищення його пожежної безпеки шляхом модифікації складу. Особлива увага приділяється аналізу впливу високих температур на структуру матеріалу та ефективності застосування поліфункціональних модифікаторів для покращення вогнестійкості.

Матеріали та методика дослідження. Для досягнення цієї мети були проведені експериментальні випробування в лабораторних умовах із використанням газового пальника, який створював полум'я температурою 1400°C. Зразки еко-арболітобетону розміром 500×500×100 мм піддавалися вогневому впливу протягом 120 секунд, а їхній стан фіксувався кожні 30 секунд. Такий підхід дозволив детально проаналізувати динаміку змін матеріалу під впливом екстремальних температур.

Дослідження охоплювало як звичайний еко-арболітобетон, так і зразки, поверхню модифікованого еко-арболітобетону, що дало змогу порівняти їхню термостійкість і оцінити ефективність запропонованих удосконалень. Аналіз отриманих результатів сприяє розробці нових рецептур арболітобетону з покращеними характеристиками, що підвищує його пожежну безпеку та довговічність. Це особливо важливо для сучасного будівництва, де вогнестійкість конструкцій є одним із ключових факторів забезпечення безпеки житлових та промислових об'єктів.

Дослідження проводилися на вогневому стенді лабораторії випробувань будівельних матеріалів ТОВ «МАЕСТРО ТЕХНОЛОГІЙ», м. Київ, з використанням газового пальника, що забезпечував вплив відкритого полум'я температурою 1400°C.

Методика включала такі етапи: зразки закріплювали у випробувальній установці та піддавали впливу газового факела. Вплив полум'я здійснювався протягом 120 секунд із фотофіксацією змін поверхні кожні 30 секунд.

Реєструвалися такі параметри: візуальні зміни поверхні (обвуглення, спучування, утворення тріщин); глибина пошкодження (за допомогою мікрометричного вимірювання після випробувань) та час займання (якщо мав місце).

Вогнестійкість конструкції в Євросоюзі визначається за стандартом ISO 5659 якому відповідають вітчизняні ДСТУ EN 1363-1:2014, ДСТУ EN 1364-1:2014, ДСТУ EN 1363-1:2023 тощо [9-11]. Дослідження проведені методом контрольованого термічного впливу з використанням газового пальника, що дозволило визначити рівень вогнетривкості матеріалу та можливість його застосування для зовнішнього фасадного оздоблення [17].

Для випробування на вогнетривкість був виготовлений зразок розміром 500×500×100 мм. Щільність зразка 450 кг/куб м. Зразок був витриманий 60 діб у приміщенні з температурою 24°C та вологістю повітря 65-70%. Після чого зразок був окантований швелером з оцинкованої сталі, з однієї сторони поверхню оброблений поліфункціональним модифікатором та поміщений на стенд вогневих іспитів. Вогневий вплив задавався газовим пальником в центр зразка на протязі 120 с з фотофіксацією через кожні 30 с. Температура факела газового пальника 1400°C.

Результати дослідження. Аналіз отриманих даних засвідчив, що звичайний еко-арболітобетон має недостатню термостійкість при впливі високих температур. Уже після 60 секунд випробувань на його поверхні з'явилися мікротріщини та перші ознаки обвуглення, що свідчить про початок деструкції матеріалу (рис. 1). При збільшенні часу впливу до 120 секунд відбулося значне руйнування структури: з'явилися глибші тріщини, а частина поверхневого шару втратила цілісність (рис. 2). Це підтверджує, що традиційний склад арболітобетону має низьку стійкість до високотемпературного навантаження.

Водночас зразки поверхньомодифікованого еко-арболітобетону продемонстрували суттєво вищу термостійкість. Навіть після повного циклу випробувань вони зберегли цілісність структури, а кількість тріщин та ступінь обвуглення були значно нижчими порівняно з немодифікованими зразками (рис. 3). Це свідчить про ефективність застосування спеціальних домішок у підвищенні вогнестійкості арболітобетону.

Отримані результати підтверджують, що модифікація складу еко-арболітобетону спеціальними добавками дозволяє значно покращити його пожежну безпеку. Це відкриває нові можливості для використання такого матеріалу у будівництві житлових, промислових та комерційних об'єктів, де підвищена вогнестійкість є критично важливим фактором. Таким чином, удосконалення складу еко-арболітобетону є перспективним напрямком для забезпечення безпечних та екологічно сталих будівельних технологій.

На рис. 4 видно, що після вогневого впливу 120 секунд (1400°C) зразки еко-арболітобетону без додаткової обробки мають несуттєве (менше 1 мм) пошкодження вглиб матеріалу, а зразок з додатковим обробленням поліфункціональним модифікатором (частковий аналог ФСТ-1) [5] не має пошкоджень еко-арболітобетону. Має місце пучення поліфункціонального модифікатора з отриманням жаростійких сфер різного діаметру [12].



Рис. 1. Поверхні зразків еко-арболітобетону до іспитів (без обробки та з обробкою поліфункціональним модифікатором)

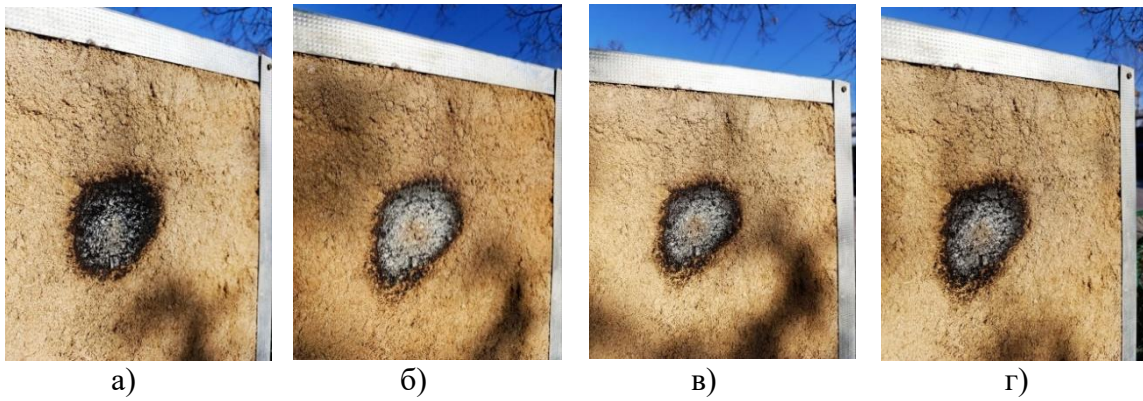


Рис. 2. Зразки необробленого еко-арболітобетону через 30, 60, 90 та 120 секунд впливу газового факелу 1400°C
а – 30 сек, б – 60 сек, в – 90 сек г – 120 сек

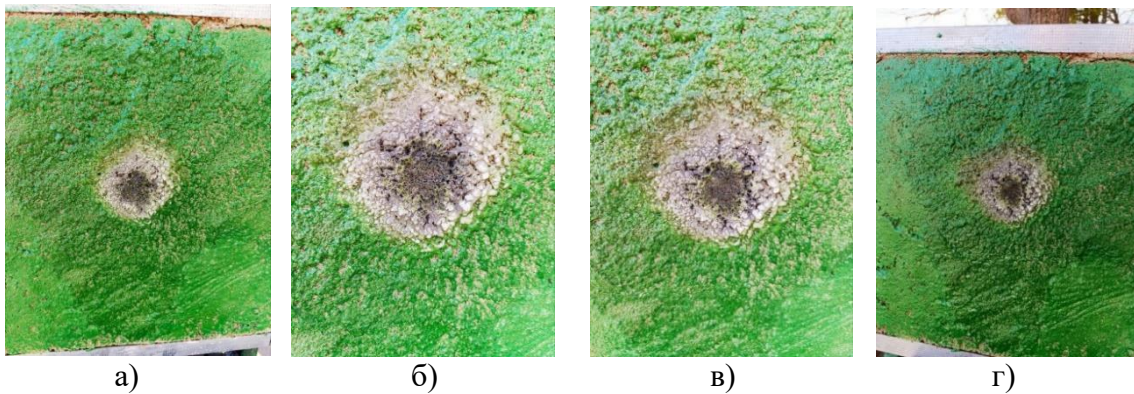


Рис. 3. Зразки обробленого поліфункціональним модифікатором еко-арболітобетону через 30, 60, 90 та 120 секунд впливу газового факелу 1400°C
а – 30 сек, б – 60 сек, в – 90 сек г – 120 сек



Рис. 4. Зразки еко-арболітобетону після вогневого впливу 120 секунд, 1400°C

Висновки. Еко-арболітобетон продемонстрував високу стійкість до впливу високих температур та може бути класифікований як матеріал класу вогнестійкості Г1, оскільки не підтримує горіння та має обмежену здатність до обвуглення. Дослідження показали, що після короткотривалого впливу відкритого вогню (1400°C) матеріал не розповсюджує полум'я, а максимальна глибина пошкодження становить менше 1 мм. Це свідчить про достатню термостійкість матеріалу, що дозволяє застосовувати його у конструкціях із підвищеними вимогами до пожежної безпеки. Завдяки здатності витримувати високі температури без втрати механічних властивостей, матеріал забезпечує стабільність і надійність конструкцій навіть за екстремальних умов. Це відкриває можливості для його широкого застосування у

промислового та комерційному будівництві, сприяючи підвищенню загальної безпеки і довговічності об'єктів [18].

Застосування поліфункціонального модифікатора значно підвищує вогнестійкість еко-арболітобетону. Оброблені зразки продемонстрували повну негорючість і можуть бути віднесені до класу Г0, що дозволяє застосовувати їх у фасадних системах та інших будівельних елементах, де пожежна безпека є критично важливою. Цей ефект досягається за рахунок утворення на поверхні матеріалу термостійкого шару, що перешкоджає доступу кисню та мінімізує тепловий вплив на внутрішні шари.[4] Механічні та фізичні характеристики арболітобетону були предметом досліджень, в яких було виявлено, що арболітобетон має низьку щільність та хороші теплоізоляційні властивості, але його механічна міцність є нижчою порівняно з традиційними будівельними матеріалами, що обмежує його використання в несучих конструкціях, але робить його придатним для ненесучих стін та ізоляційних застосувань [19].

Одним із ключових факторів підвищення антипіренних властивостей еко-арболітобетону є використання спеціально розробленого лужного гідрофобизатора ПГК-50М-4. Завдяки глибокому проникненню в структуру матеріалу, цей компонент забезпечує рівномірний розподіл вогнезахисних властивостей по всій товщі бетону, що значно покращує його термостійкість. Просочення деревинного наповнювача та мінеральних складових сприяє утворенню термостабільних зв'язків, які запобігають руйнуванню структури при дії високих температур.

Отримані результати підтверджують ефективність застосування модифікованого еко-арболітобетону у будівництві пожежостійких конструкцій. Однак, висновки дослідження мають попереднє рекомендаційне значення та потребують подальшої перевірки відповідно до міжнародних стандартів ISO 5659, а також національних нормативів ДСТУ EN 1363-1:2014 та ДСТУ EN 1364-1:2014 [10, 12].

Майбутні дослідження будуть зосереджені на вдосконаленні рецептури еко-арболітобетону, оптимізації технології його виробництва та проведенні сертифікаційних випробувань для підтвердження його відповідності найвищим класам вогнестійкості. Зокрема, важливим напрямом є дослідження довготривалого впливу високих температур та можливості використання матеріалу в умовах реальних пожежних навантажень. Це дозволить удосконалити нормативну базу та сприятиме поширенню еко-арболітобетону як перспективного будівельного матеріалу з покращеними пожежозахисними характеристиками.

Література

1. Нові стандарти ДСТУ щодо випробувань вогнестійкості несучих конструкцій, URL: <https://dzplatforma.com.ua/news/70494-novi-standarti-dstu-dlya-viprobuvannya-nesuchikh-budivelnikh-konstruktsiy-na-vognestiykist> (дата звернення: 12.01.2025).
2. Закаблук С.С., Шинкевич О.С., Луцкін Є.С., Городецька Т.О., Мищенко В.М. Дослідження жорсткого дорожнього бетону на міцність з додаванням нейтральних та лужних гідрофобизаторів та базальтової фібри. *Гідротехнічне і транспортне будівництво: матеріали міжн. наук.-практ. конф.* Одеса, 2023. С. 59-61.
3. Закаблук С.С., Тимошенко О.В., Шинкевич О.С. Особливості випробувань арболітобетонів на міцність при стиску при різній щільності. Розвиток будівництва та житлово-комунального господарства в сучасних умовах: *матеріали VII всеукр. наук.-практ. інтернет-конф.* Київ, 2024. С. 243-245.
4. Жартовський С.В. Розвиток наукових основ протипожежного захисту об'єктів з пожежним навантаженням із целюлозовмісних матеріалів водними вогнебіозахисними речовинами. К.: Український науково-дослідний інститут цивільного захисту, 2018. 482 с.

5. Жартовський С.В. Екологічні аспекти вогнезахисту деревини і тканин комплексним засобом ФСГ-1. *Вісник Львівського державного університету безпеки життєдіяльності*. 2010. № 4. частина 1. С. 106–111.
6. Ковальський В.М. Вогнестійкість арболітобетону в сучасному будівництві. К.: Видавництво "Будівельна наука", 2019. 256 с.
7. Іваненко О.П. Дослідження вогнезахисних властивостей арболітових матеріалів. Л.: Техніка, 2020. 198 с.
8. Закаблук С.С., Линник Д.С. Влияние современных гидрофобизаторов на энергоэффективный эоарболитобетон. *Моделювання та оптимізація будівельних композитів: матеріали міжн. наук.-практ. конф.* Одеса, 2020. С. 155-157.
9. ДСТУ EN 1363-1:2023. Випробування на вогнестійкість. Частина 1. Загальні вимоги (EN 1363-1:2020, IDT). [Чинний від 2024-03-01]. К.: ДП «УкрНДНЦ», 2023. 64 с. (Національний стандарт України).
10. ДСТУ EN 13501-1:2016. Пожежна класифікація будівельних виробів і будівельних конструкцій. Частина 1. Класифікація за результатами випробувань щодо реакції на вогонь. [Чинний від 2016-09-01]. К.: ДП «УкрНДНЦ», 2016. 64 с. (Національний стандарт України).
11. ДСТУ EN 1364-1:2014. Випробування на вогнестійкість. Ненесучі елементи. Частина 1. Стіни (EN 1364-1:2015, IDT). [Чинний від 2015-01-01]. К.: ДП «УкрНДНЦ», 2014. 16 с. (Національний стандарт України).
12. Жартовський С.В. Технічні методи аудиту пожежної безпеки об'єктів з дерев'яними будівельними конструкціями. *Науковий вісник НЛТУ України*. Львів, 2018. Вип. 28.1. С. 85–90.
13. Nowak J. Fire Resistance of Wood-Cement Composites in Modern Construction. Warsaw, Publishing House "Engineering Progress", 2018. 220 p.
14. Müller H. Brandschutz von Holz-Beton-Verbundwerkstoffen. Berlin, Verlag "Bautechnik". 2017. 210 p.
15. Закаблук С.С., Шинкевич О.С. Новий теплозвукоізоляційний матеріал «ЕКОДРЕВ» з відходів деревообробки. *IX Міжнародний з'їзд екологів*. Вінниця. 2024. С. 235-239.
16. Закаблук С.С., Міщенко В.М., Шинкевич О.С. Гідрофобізація продукцією торгівельної марки «ГІДРОСПЕЦЕФЕКТ» - надійний засіб захисту цивільних та промислових споруд. *Проблеми та перспективи розвитку будівельного комплексу м. Одеси: IV всеукраїнська науково-практична конференція*. Одеса. 2024. С. 128-137.
17. Fernández M. Resistencia al fuego de materiales compuestos de madera y cemento. Madrid, Editorial "Ingeniería y Construcción". 2019. 230 p.
18. Solberg G. Building with Papercrete and Paper Adobe. 2nd ed. New Mexico: Remedial Planet Communications, 1999. 150 p.
19. Coppola L., Coffetti D., Crotti E., Gazzaniga G., Pastore T., & Buoso A. Mechanical and Physical Characterization of Papercrete as New Eco-Friendly Construction Material. *Applied Sciences*, 11(3). 1011. 2021. URL: https://www.mdpi.com/2076-3417/11/3/1011?utm_source=chatgpt.com

References

- [1] Novi standarty DSTU, shchodo vyprobuvan vohnostiikosti nesuchykh konstruktsii. [Online]. Available: <https://dzplatforma.com.ua/news/70494-novi-standarti-dstu-dlya-viprobuvannya-nesuchikh-budivelnikh-konstruktsiy-na-vognestiykist>.
- [2] S.S. Zakabluk, O.S. Shynkevych, Ye.S. Lutskin, T.O. Horodetska, V.M. Myshchenko, "Doslidzhennia zhorstkoho dorozhnoho betonu na mitsnist z dodavanniam neitralnykh ta luzhnykh hidrofobyzatoriv ta bazaltovoi fibry", *Hidrotekhnichne i transportne budivnytstvo: materialy mizhn. nauk.-prakt.CONF.* Odesa, 2023. pp. 59-61
- [3] S.S. Zakabluk, O.V. Tymoshenko, O.S. Shynkevych, "Osoblyvosti vyprobuvan arbolitobetoniv na mitsnist pry stysku pry riznii shchilnosti", *Rozvytok budivnytstva ta*

- zhytlovo-komunalnoho hospodarstva v suchasnykh umovakh: materialy VII vseukr. nauk.-prakt. internet-konf.* Kyiv, 2024. pp. 243-245.
- [4] S.V. Zharkovskiy, *Rozvytok naukovykh osnov protytopozhezhnogo zakhystu ob'ektiv z pozhezhnym navantazhenniam iz tseliulozovmishnykh materialiv vodnymy vohnebiozakhysnymy rehovynamy.* Kyiv: Ukrainyskiy naukovy-doslidnyi instytut tsyvilnoho zakhystu, 2018.
- [5] S.V. Zharkovskiy, "Ekolohichni aspekty vohnezakhystu derevyny i tkan yn kompleksnym zasobom FSG-1", *Visnyk Lvivskoho derzhavnogo universytetu bezpeky zhyttiediialnosti*, no. 4, part 1, pp. 106-111, 2010.
- [6] V.M. Kovalskiy, *Vohnestykist arbolitobetonu v suchasnomu budivnytstvi.* Kyiv: Budivelna nauka, 2019.
- [7] O.P. Ivanenko, *Doslidzhennia vohnezakhysnykh vlastyvostei arbolitovykh materialiv.* Lviv: Tekhnika, 2020.
- [8] S.S. Zakabluk, D.S. Lynnyk, "Vliianie sovremennykh gidrofobizatorov na enerhoeffektivnyi ekoarbolitobeton", *Modeliuvannia ta optymizatsiia budivelnykh kompozytiv: materialy mizhn. nauk.-prakt. konf.* Odesa, 2020. pp. 155-157.
- [9] DSTU EN 1363-1:2023. Vyprobuvannia na vohnestykist. Chastyna 1. Zahalni vymohy (EN 1363-1:2020, IDT). Kyiv: DP "UkrNDNC", 2023.
- [10] DSTU EN 13501-1:2016. Pozhezhna klasyfikatsiia budivelnykh vyrobiv i budivelnykh konstruksii. Chastyna 1. Klasyfikatsiia za rezultaty vyprobuvan shchodo reaktsii na vohon. Kyiv: DP "UkrNDNC", 2016.
- [11] DSTU EN 1364-1:2014. Vyprobuvannia na vohnestykist. Nenesuchi elementy. Chastyna 1. Stiny (EN 1364-1:2015, IDT). Kyiv: DP "UkrNDNC", 2014.
- [12] S.V. Zharkovskiy, "Tekhnichni metody audytu pozhezhnoi bezpeky ob'ektiv z derevianymy budivelnymy konstruksiiamy", *Naukovoho visnyk NLTU Ukrainy*, Issue 28.1, pp. 85-90, 2018.
- [13] J. Nowak, *Fire Resistance of Wood-Cement Composites in Modern Construction.* Warsaw, Publishing House "Engineering Progress". 2018.
- [14] H. Müller, *Brandschutz von Holz-Beton-Verbundwerkstoffen.* Berlin, Verlag "Bautechnik". 2017.
- [15] S.S. Zakabluk, O.S. Shinkevych, "Novyi teplozvukoizoliatsiinyi material "EKODREV" z vidkhodiv derevoobrobky", *IX Mizhnarodnyi ziizd ekolohiv*, Vinnytsia, 2024. pp. 235-239.
- [16] S.S. Zakabluk, V.M. Myshchenko, O.S. Shinkevych, "Hidrofobizatsiia produktsii torhivelnoi marky "HIDROSPETSEFEKT" - nadiinyi zasib zakhystu tsyvilnykh ta promyslovykh sporud", *Problemy ta perspektyvy rozvytku budivelnoho kompleksu m. Odesy: IV vseukrainska naukovy-praktychna konferentsiia.* Odesa, 2024. pp. 128-137.
- [17] M. Fernández, *Resistencia al fuego de materiales compuestos de madera y cemento.* Madrid, Editorial "Ingeniería y Construcción". 2019.
- [18] G. Solberg, *Building with Papercrete and Paper Adobe.* 2nd ed. New Mexico: Remedial Planet Communications, 1999.
- [19] L. Coppola, D. Coffetti, E. Crotti, G. Gazzaniga, T. Pastore, & A. Buoso, "Mechanical and Physical Characterization of Papercrete as New Eco-Friendly Construction Material", *Applied Sciences*, 11(3), 1011, 2021. [Online]. Available: https://www.mdpi.com/2076-3417/11/3/1011?utm_source=chatgpt.com

FIRE RESISTANCE AND FIRE SAFETY OF ECO-ARBOLITE CONCRETE

¹**Shynkevych O.S.**, Doctor of Engineering, Professor,
elena_shinkevich@ukr.net, ORCID: 0000-0002-2842-178

¹**Zakabluk S.S.**, graduate student,
engcons@ukr.net, ORCID: 0009-0006-2207-554X

¹*Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture*
Didrikhson St., 4, Odesa, 65029, Ukraine

Abstract. The article examines the fire resistance and fire safety of arbolite concrete – a modern eco-friendly building material that combines the properties of concrete and wood.

The aim of the study was to determine its resistance to high temperatures and the possibility of enhancing fire safety through composition modification. Experimental tests were conducted in laboratory conditions using a gas burner producing a flame at 1400°C. Samples measuring 500×500×100 mm were exposed to fire for 120 seconds, with surface changes recorded every 30 seconds. The study included both untreated arbolite concrete and samples treated with a multifunctional modifier.

The results showed that untreated arbolite concrete belongs to fire resistance class G1, does not support combustion, but undergoes certain thermal damage. The maximum charring depth was less than 1 mm, indicating high thermal stability under short-term fire exposure. Meanwhile, the samples treated with a multifunctional modifier showed no signs of charring and were classified as class G0–non-combustible materials.

These findings confirm the effectiveness of using multifunctional modifiers to improve the fire resistance of arbolite concrete. Due to the modifier impregnation, fire-resistant properties extend throughout the entire thickness of the material, making it safer for use in facades and other structures with high fire safety requirements.

The practical significance of this study lies in the potential application of arbolite concrete with enhanced fire-resistant properties in modern construction, contributing to increased fire safety in buildings. This will allow improving the regulatory framework and will promote the spread of eco-arbolite concrete as a promising building material with improved fire protection characteristics.

Keywords: arbolite concrete, fire resistance, fire safety, non-combustible material, multifunctional modifier, building structures, fire testing.

Стаття надійшла до редакції 7.03.2025

This work by Шинкевич О.С., Закаблук С.С. is licensed under CC BY 4.0

VALIDATION OF POROUS CONSTRUCTIONS OF FILTER STRUCTURES

¹**Progulny V.**, D.Sc., Professor,
varkadia@ukr.net, ORCID: 0000-0001-8310-3823

¹**Grachov I.**, Senior Lecturer,
giawork@ukr.net, ORCID: 0000-0002-4173-4452

²**Maslii O.**, D.Sc., Professor,
mon2369@ukr.net, ORCID: 0000-0003-2809-2763

¹*Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture*
4, Didrikhson str., Odessa, 65029, Ukraine

²*Odesa Military Academy*
10, Fontanskadoroga str., Odessa, 65009, Ukraine

Abstract. Rapid filters are important in technological schemes for purifying natural waters. They provide the required water quality, useful capacity of water treatment plants, as well as required technical and economic value. One of the main structural elements of filters is the wash water drainage system.

The authors outlined the basic requirements for diverter systems, namely, uniform collection of wash water from the filter area and prevention of entrainment of the filter medium during washing. The article discusses two design options that fully meet these requirements: horizontal gutters with inclined meshes on their upper edges and porous polymer concrete pipes. The article provides data indicating that inclined grids and porous polymer concrete prevent grains of filter medium with a size of 0.5 mm from penetrating. Such medium is most commonly encountered in filtration structures of domestic drinking water supply systems.

An experimental comparison of porous and mesh devices in systems for removing wash water from rapid filters was carried out by comparing their relative coefficients of hydraulic resistance.

It has been established that the coefficients of hydraulic resistance of polymer concrete and mesh initially increase with further stabilization. At the same time, their maximum relative values differ significantly from each other: coefficients of hydraulic resistance for polymer concrete $\bar{C} = 5.4$; for mesh $\bar{\xi}_c = 2110$.

The result of the conducted experiments shows that the head loss in polymer concrete during filtration under conditions of suspended medium is approximately four times lower than in the mesh due to the clogging of mesh cells with sand particles, confirming the advantages of porous polymer concrete.

Keywords: porous structures, mesh devices; rapid filter, hydraulic resistance coefficient.

Introduction. Mesh and porous structures are widely used in water supply facilities. Water intake and treatment facilities are the main elements in the water supply system, ensuring the reliability and cost-effectiveness of systems, as well as the required water quality [1]. Therefore, the water supply system must be effectively shielded from various pollutants entering it from the source, including algae, sediments, plankton, debris, as well as juvenile fish [2-5].

For preliminary mechanical water purification from debris, water intake structures are equipped with meshes (flat or rotating), as well as porous cartridges [6]. In water intake wells, mesh or porous filters are installed in sandy aquifers to collect water from underground sources [7]. To retain algae and plankton in water treatment plants, drum meshes and microfilters are used [8], as well as porous tubular structures [9].

Rapid filters are essential in the technological systems of water treatment plants that provide domestic and drinking water supply to towns. Their operation significantly influences water quality, useful capacity, and the technical-economic value of the water treatment plant [10].

The filter operates as follows: during filtration, raw water moves from top to bottom, passing

through the filter medium, being collected by the drainage-distribution system, and then directed to further facilities.

During backwashing, water flows in the reverse direction from bottom to top, is distributed evenly over the filter area by the filter's drainage system, passes through the filter medium, and is discharged outside the filter using wash water collection systems. It should be noted that the filter medium is weighed during backwashing, and smaller particles get in the upper part, often leading to their entrainment. According to the operation data of rapid filters, load loss can reach 10-15% annually; it has to be systematically replenished, thus increasing operating expenses and, consequently, the water cost.

In this regard, one of the main structural elements of rapid filters, which determine their regular technological operation and economic indicators, is the backwash water discharge devices [11], which are subject to the following requirements:

- ✓ Uniform collection of backwash water from the filter area.
- ✓ Sufficient mechanical strength.
- ✓ Prevention of load entrainment.
- ✓ Absence of progressive clogging with suspension and loading.
- ✓ Reliability and durability.
- ✓ Cost-effectiveness.

Porous and mesh devices have been found to have wide applications in the operational practice of rapid water purification filters.

Let us consider designs for draining wash water from rapid filters with horizontal gutters, the edges of which are equipped with inclined meshes and a system of porous pipes (Fig. 1).

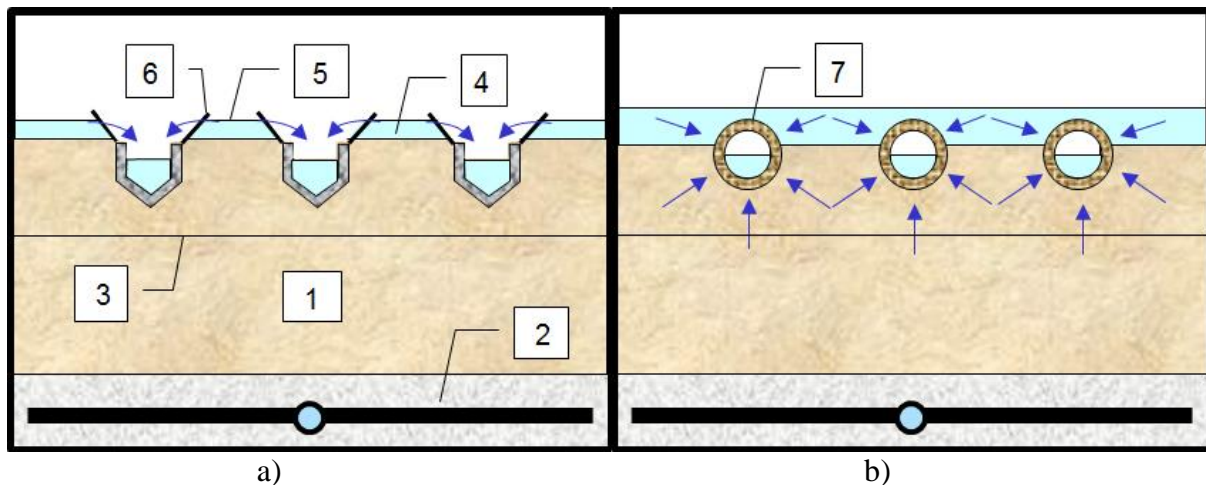


Fig. 1. Diagram of wash water drainage structures:

a – horizontal gutters with inclined meshes; b – porous pipes:

- 1 – filter media; 2 – drainage; 3 – loading level during filtering; 4 – level of suspended load during washing; 5 – water level during backwashing; 6 – mesh; 7 – porous pipe

Porous polymer concrete can be used as the material for manufacturing porous pipes. It is composed of gravel or crushed stone and epoxy resin of the "ED – 16" or "ED – 20" brand with a polyethylene polyamine hardener, approved by sanitary authorities for use in domestic and drinking water supply systems. This material has high strength characteristics, increased chemical resistance to aggressive water treated with reagents, and prevents biofouling during extended periods of operation. As can be seen from Fig. 1, when washing the filter, meshes and porous pipes are partially immersed in a layer of suspended loading, and therefore they should not allow particles of the filter material to slip through and prevent them from being carried away outside the filter.

To achieve this, the mesh cell sizes should be selected 0.1 mm smaller than the minimum diameter of the filter media grains, which in domestic drinking water supply systems typically measure 0.5 mm and are commonly encountered in water purification practices. Therefore, the mesh cell size should be approximately 0.4 mm.

The particle size of the filler of porous polymer concrete, which is located in the suspended layer of media (to ensure its non-collapsibility), is determined based on the size of the particles of the filter media according to the corresponding ratio derived in the study [12]. $D'_{av}/d_{min} = 5 - 7.5$. D'_{av} is an average diameter of porous polymer concrete filler. d_{min} is the minimum diameter of the filter media.

In order to achieve the task, the thickness of the porous polymer concrete layer can be chosen in the range of 25–30 mm. Therefore, for media with a minimum particle size of 0.5 mm, the average diameter of the porous polymer concrete filler will be 2.5–3.5 mm, corresponding to an average pore diameter of 0.7–1.3 mm, although it may be slightly larger. This assumption is based on the fact that the direction and cross-section of the pore channels vary chaotically throughout the thickness of the porous polymer concrete. It prevents the penetration of media particles into the porous layer. This is one of the main advantages of porous materials compared to the use of meshes, where the openings must be smaller than the size of the retained particles.

The above confirms that the choice is relevant of structures and comparison of their hydraulic characteristics during operation are relevant.

Goals and Objectives. This research aims to compare the dynamics of clogging between porous concrete and mesh, ensuring the non-collapsibility of particles with a size of 0.5 mm used in filtration structures.

Materials and Methods of Research. The studies were conducted on a laboratory setup consisting of a pipe with a diameter of 50 mm and a height of 300 mm (Fig. 2). The setup was filled with quartz sand with a particle size of 0.5–1.6 mm, and a drainage disk made of porous polymer concrete was placed at the bottom. The lateral surface of the setup was equipped with an inspection window with glass to observe the media level.

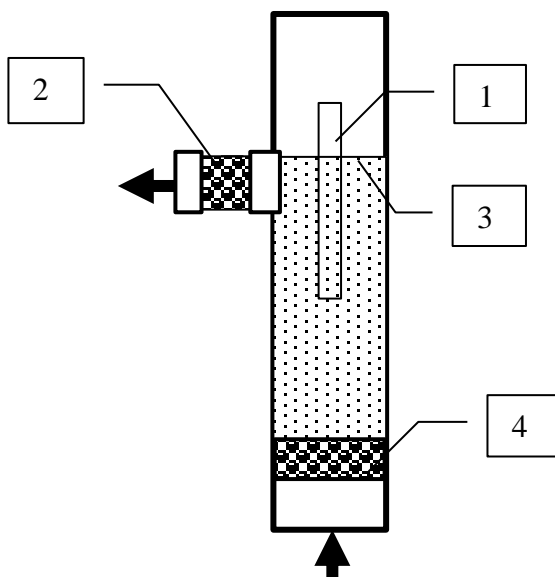


Fig. 2. Scheme of the laboratory setup:

- 1 – inspection window; 2 – test sample;
3 – level of suspended media; 4 – drainage

mesh were studied. In the second stage, their clogging by suspended media particles was investigated. As shown in [13, 14], the coefficient of hydraulic resistance of porous polymer concrete can be determined from a single-term power formula:

$$\Delta h = C \delta_n v^{2-n} V_f^n, \quad (1)$$

Δh – pressure loss in a porous sample, cm;

δ_n – sample thickness, cm;

v – kinematic viscosity of water, cm^2/s ;

V_f – filtration speed, cm/s ;

C – the coefficient, which depends on the granulometric composition of the filler of polymer concrete and the degree of density of its packing (the coefficient C also takes into account the clogging

of pores by sand particles);

n – exponent, which can be taken equal to 1.67 (at Reynolds numbers $Re = V_f d / \nu = 15-200$).

The following formula [15] was used to determine the coefficient of hydraulic resistance of the mesh ζ_c :

$$\zeta_c = k_{Re} \zeta_{pr}. \tag{2}$$

This formula is valid under the condition $50 < Re < 10^3$, where k_{Re} is the coefficient determined from the graph [14] depending on the Reynolds number.

ζ_{pr} is the coefficient determined by the formula:

$$\zeta_{pr} = 1.3(1 - \bar{f}) + (1/\bar{f} - 1)^2, \tag{3}$$

\bar{f} is the ratio of the total area of all openings in the mesh to the cross-sectional area of the test sample. $\Sigma f_{op}/f_{semp} = 0.4$. Then $\zeta_{pr} = 3.03$.

When $Re < 50$, the coefficient ζ_c can be obtained using the formula [14]:

$$\zeta_c = 22/Re + \zeta_{pr}. \tag{4}$$

The Reynolds number is determined by the formula:

$$Re = w_{op} \delta_w / \nu, \tag{5}$$

w_{op} is the velocity in the openings of the mesh, in cm/s, which is determined by the formula:

$$Re = \frac{V_{semp} \cdot f_{semp}}{\Sigma f_{op}}, \tag{6}$$

V_{semp} is the water filtration rate through the sample (2.7–3.0), in cm/s; δ_w the wire thickness (0.016 cm); ν the coefficient of kinematic viscosity of water in cm²/s, assumed depending on the water temperature (when $t_w = 10^\circ\text{C}$, $\nu = 0.0131$).

Thus, the Re number will be 8.2 – 9.2, therefore, to determine the initial resistance coefficient of the grid ζ_o , one should use the expression (4):

$$\zeta_o = 22/8.2 + 3.03 = 5.72.$$

Results of the Research. Initially, the hydraulic characteristics of samples made of porous polymer concrete and mesh were studied to obtain initial coefficients of hydraulic resistance. The experiments were conducted in a laboratory setup (Fig. 2). The results of the experiments are presented in the graphs (Fig. 3 and Fig. 4).

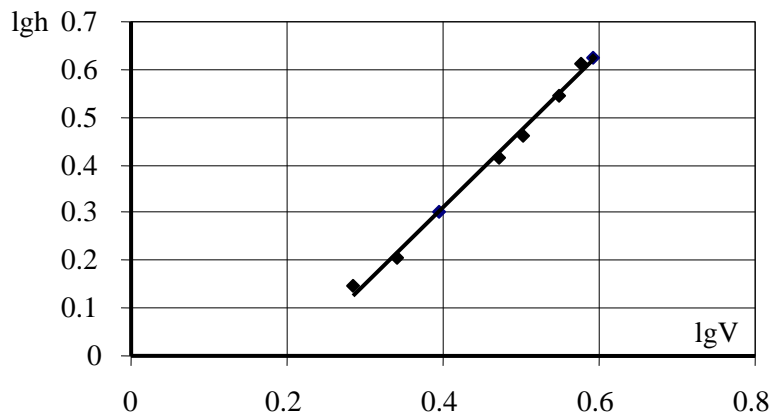


Fig. 3. Dependence of pressure loss on filtration rate in polymer concrete

It should be noted that the experimental study of the hydraulic characteristics of the mesh was carried out in the range of filtration speeds of 7 – 32 cm/s (Fig. 4), which is significantly greater than in the range under study. This was due to the fact that in a given speed range of 2.7 – 3.0 cm/s, the pressure loss in the grid did not exceed 1 mm, which created a significant measurement error.

The next stage of experimental research involved comparing the clogging dynamics with sand between porous polymer concrete and the mesh. For this purpose, the laboratory setup was loaded

with quartz sand ranging in size from 0.5 to 1.6 mm. The tests were conducted sequentially, first with the mesh sample and then with the polymer concrete sample. When water was supplied from bottom to top, the loading was approximately 40% weighed down.

A necessary condition for the experiment was the positioning of the samples within the layer of suspended load and maintaining the specified filtration velocity. Simultaneously, control over the sediment transport was carried out.

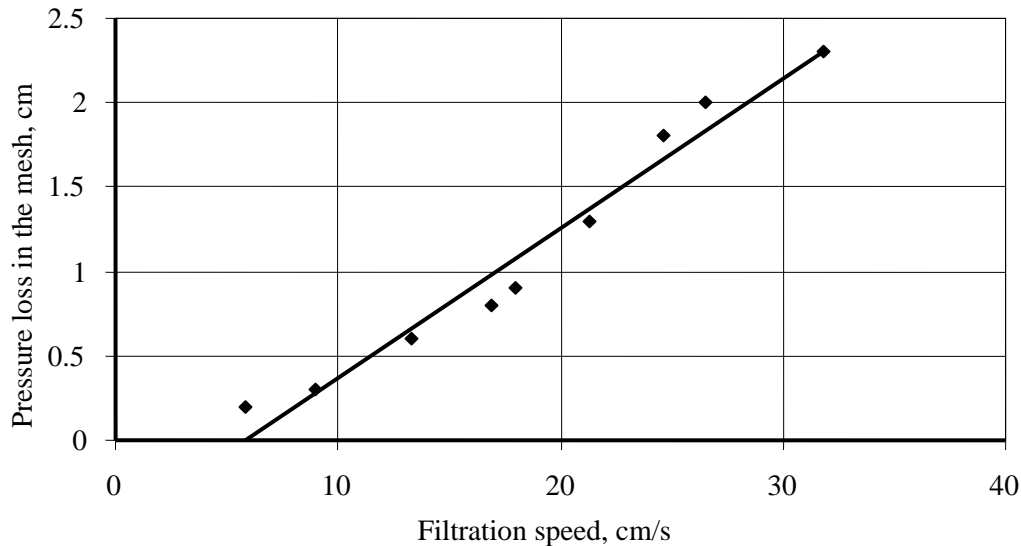


Fig. 4. Dependence of pressure loss on filtration speed in the mesh

The dynamics of changes in the coefficient of hydraulic resistance of porous polymer concrete, denoted as C , over time were analyzed by the dependence $\bar{C} = C/C_0 = f(t)$. C_0 is the initial coefficient of hydraulic resistance. The variation of the mesh resistance coefficient (denoted as $\bar{\xi}_c$) over time was tracked by the dependence $\bar{\xi}_c = \xi_c/\xi_{c0} = f(t)$. The results of the experiments are presented in graphs (Fig. 5 and Fig. 6).

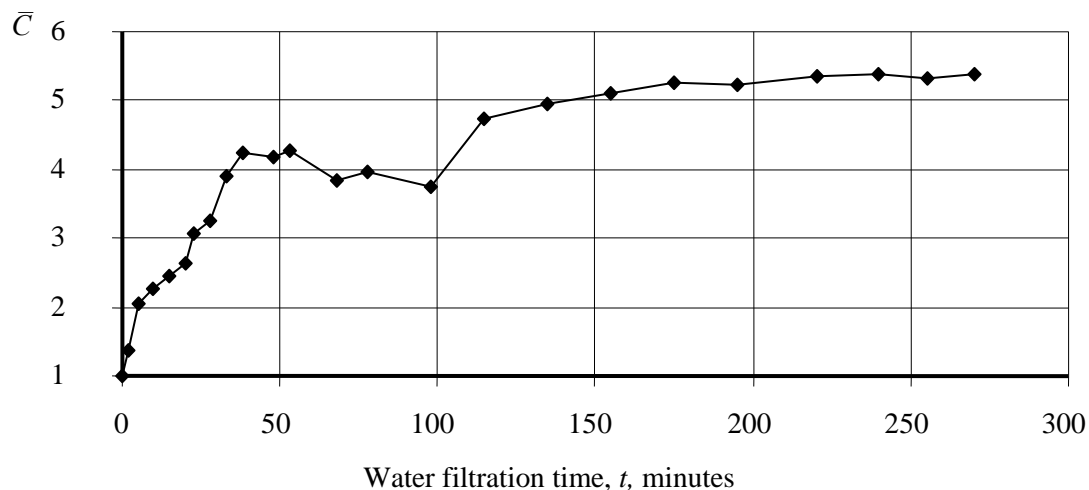


Fig. 5. Variation of polymer concrete resistance over time

The analysis of the obtained results allows us to conclude that the relative coefficients of hydraulic resistance of porous polymer concrete and the mesh initially increase, followed by stabilization, and further growth is not observed: in the first case, after 150 minutes of filtration, and in the second case, after 200 minutes of filtration. There was no loss of filter media in both cases.

At the moment of stabilization, the values of the resistance coefficients significantly differ from each other and are as follows:

- For polymer concrete: $\bar{C} = 5.4$.
- For the mesh: $\bar{\xi}_c = 2110$.

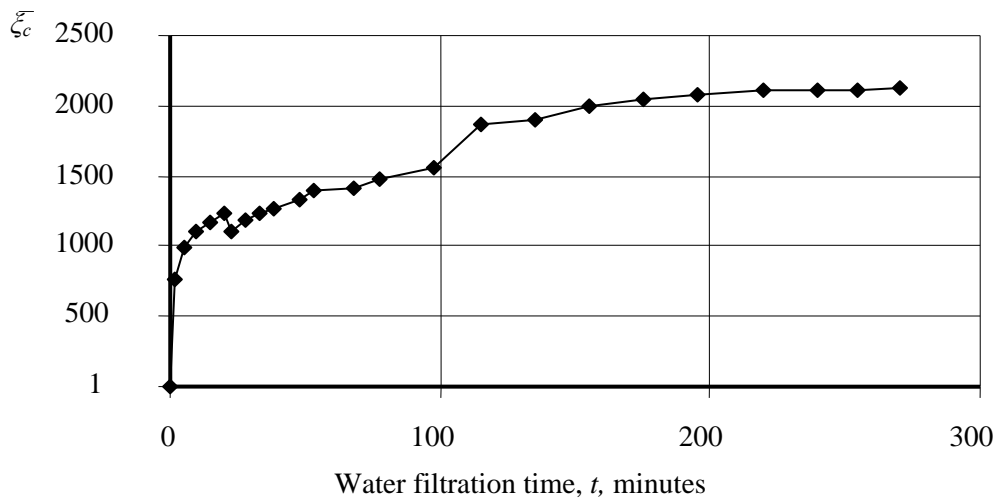


Fig. 6. Variation of the mesh resistance coefficient over time

It should be noted that the growth of coefficients \bar{C} and $\bar{\xi}_c$ at the initial moment of time occurs unevenly: the coefficient $\bar{\xi}_c$ reaches significant values already in the first minutes of filtration. This is due to the fact that the suspended load is pressed against the mesh by the water flow, sharply increasing its resistance ($\bar{\xi}_c = 1100$). In the subsequent stages, there is a relatively smooth increase in the coefficient $\bar{\xi}_c$, which is associated with the fact that the finest sand particles get lodged in the mesh cells. This fact was visually confirmed at the end of the experiment. It was observed that some sand remained trapped in the mesh cells. The increase in the resistance coefficient of porous polymer concrete is attributed to some penetration of load particles into the pores of the filler; however, this increase is substantially lower than that observed in the mesh.

On the graph (Fig. 7), the change in head losses in porous polymer concrete and the mesh is shown depending on the volume of filtered water at a filtration rate of 2.7 cm/s.

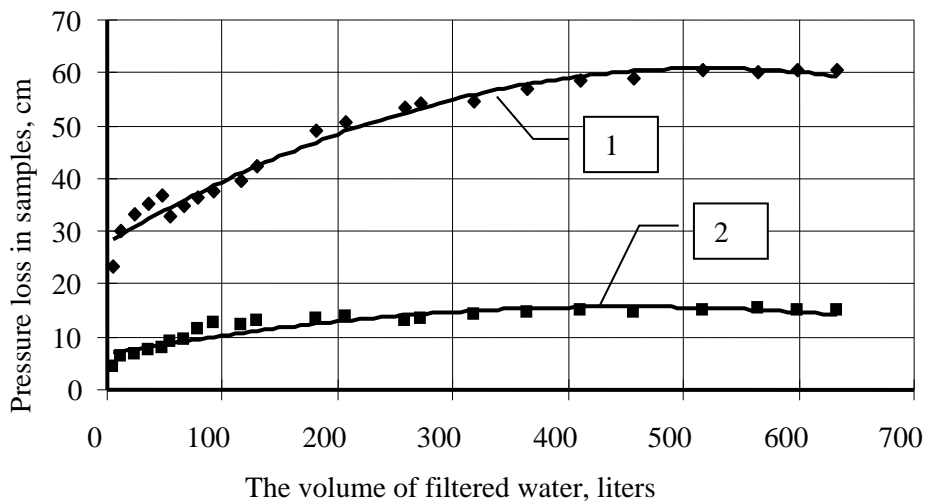


Fig. 7. Relationship between pressure losses and water volume:
1 – in the mesh; 2 – in the polymer concrete

As can be seen from the graph, the pressure loss in the mesh exceeds the pressure loss in polymer concrete by approximately 4 times.

Conclusions:

The hydraulic resistance of samples made of porous polymer concrete was studied for filler sizes ranging from 2.5 to 10 mm. It was established that the relationship between pressure losses in

the samples and velocity can be described by a single-term power formula, which was used to develop engineering calculation methods.

The dynamics and extent of clogging of porous polymer concrete and the mesh with sand have been studied. It was found that the hydraulic resistance coefficients of polymer concrete and the mesh initially increase, followed by stabilization. However, their maximum relative values significantly differ from each other:

– For polymer concrete: $\bar{C} = 5.4$.

– For the mesh: $\bar{\xi}_c = 2110$.

As a result of the conducted experiments, it was found that the pressure losses in polymer concrete during filtration under suspended load conditions are approximately four times lower than those in the mesh. Visual observation confirmed that the mesh cells become clogged with sand particles. This confirms the advantages of porous polymer concrete.

The task of further research is to develop an engineering methodology for calculating advanced porous structures of filtration facilities and their industrial testing.

References

- [1] S.M. Epoyan, V.D. Kolotilo. *Vodopostachannya ta ochistka prirodniy vod.* Kharkiv : "Faktor", 2015.
- [2] A.K. Strelkov, "Zagryazneniye vodoyemov poverkhnostnym stokom", *Vodosnabzheniye i sanitarnaya tekhnika*, vol. 12, 2015.
- [3] T.V. Kolesnikova, "Zashchita beregovykh vodozaborov ot popadaniya v nikh mekhanicheskikh vklyucheniy", *Vestnik IrGTU*, vol. 1, pp. 168-171, 2014.
- [4] G. M. Matthews, "Improved bypass and collection system for protection of juvenile salmon and steelhead trout at lower granite dam", *Mar. Fish. Serv.*, vol. 39, pp. 10-24, 2007.
- [5] A. A. Kozhevnikov, N. A. Naumenko, "Analiz shiriny graviynoy obsypki graviynykh filtrov burovykh skvazhin", *Sb. nauch. trudov PMITTIP*, vol. 21, pp. 70-74, 2018.
- [6] V. Progulny, N. Hurinchyk, I. Grachov, K. Borysenko, "Porous constructions of water intake structures", *Vestnik Odesskoy gosudarstvennoy akademii stroitel'stva i arkhitekturi*, vol. 81, pp. 149-155, 2020. <https://doi.org/10.31650/2415-377X-2020-81-149-155>.
- [7] I. V. Mikheyeva, "Vodnyye ob'yekty i sostoyaniye vodosnabzheniya na territorii YUFO", *Materialy KH Mezhdunar. nauch.-prakt. konf.*, 2017, pp. 145-155.
- [8] P.A. Grabovskiy, U.A. Gorb, "Poristaya trubchataya konstruktsiya dlya predvaritel'noy ochistki vod", *Visnik Odeskoi derzhavnoi akademii budivnitstva ta arkhitekturi*, vol. 19, pp. 119-123, 2012.
- [9] P.A. Grabovskiy, G.M. Larkina, "Intensifikatsiya vodoochistnykh filtrov", *Vodosnabzheniye i vodootvod*, vol. 6, pp. 38-48, 2016.
- [10] S. Epoyan, A. Karahiaur, V. Volkov, S. Babenko, "Research into the influence of vertical drainage elements on the operational efficiency of rapid filters", *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, vol. 1(10), pp. 62–69, 2018. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.123559>.
- [11] V.I. Progulny, M.V. Ryabkov, "Obosnovaniye vybora polimerbetonnogo drenazha v fil'trakh s plavayushchey zagruzkoy", *Visnyk Odeskoi derzhavnoi akademii budivnitstva ta arkhitektury*, vol. 59, pp. 106-110, 2015.
- [12] V.I. Progulny, M.V. Ryabkov, "Podbor krupnosti zapolnitelya poristogo polimera betona v penopolisterol'nykh fil'trakh", *Nauchno-tekhnicheskyy sbornik "Problemy vodosnabzheniya, vodootvedeniya i gidravliki"*, vol. 26, pp.77-82, 2016.
- [13] V. Progulny, M. Ryabkov, K. Borysenko, I. Grachov, "Theoretical and experemential study of mud injection porous drainage in filters with floating loading", *TEHNIČKI GLASNIK (Technical journal) – Varaždin* (Croatia), vol. 12, pp. 231-235, 2018.
- [14] V. Progulny, N. Hurinchyk, I. Grachov, I. Karpov, K. Borysenko, "Mathematical Model of Fast Filters Drainage Work with Floating Load", *5th International Scientific and*

Practical Conference "Innovative Technology in Architecture and Design". Kharkiv, 2023. pp. 040020-1- 040020-7.

- [15] A. Kravchuk, G. Kochetov, O. Kravchuk, "Improving the calculation of collecting perforated pipelines for water treatment structures", *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, vol. 6, no. 10(108), pp. 23–28, 2020.
- [16] S. Epoyan, A. Karahiaur, V. Volkov, S. Babenko, "Research into their fluence of vertical drainage elements on the operation alefficiency of rapid filters", *Eastern-European Journal of Enterprise Technology*, no. 1/10 (91), pp. 62-69, 2020.
- [17] B. Schultz, D. DeWrachien, "Irrigation and drainage systems research and development in the 21st century", *Irrigation and Drainage*, vol.51, no. 4, pp. 311-327, 2021.

ОБГРУНТУВАННЯ ВИБОРУ ПОРИСТИХ КОНСТРУКЦІЙ ФІЛЬТРОВАЛЬНИХ СПОРУД

¹Прогульний В.Й., д.т.н., професор,
varkadia@ukr.net, ORCID: 0000-0001-8310-3823

¹Грачов І.А., ст. викладач,
giawork@ukr.net, ORCID: 0000-0002-4173-4452

²Маслій О.М. д.т.н., професор,
mon2369@ukr.net, ORCID: 0000-0003-2809-2763

¹Одеська державна академія будівництва та архітектури
вул. Дідрихсона, 4, м. Одеса, 65029, Україна

²Військова академія
вул. Фонтанська дорога, 10, м. Одеса, 65009, Україна

Анотація. Швидкі фільтри є важливим елементом у технологічних схемах очищення природних вод. Вони забезпечують необхідну якість води, корисну продуктивність водоочисних споруд та техніко-економічні показники. Одним із основних конструктивних елементів фільтрів є системи відведення промивної води.

Авторами сформульовані основні вимоги до відвідних пристроїв, а саме – рівномірний збір промивної води з площі фільтра та запобігання винесення фільтруючого завантаження при промиванні. У статті розглянуті два варіанти конструкцій, які цілком відповідають цим вимогам: горизонтальні жолоби, на верхніх кромках яких встановлені похилі сітки або пористі полімербетонні труби.

Зазначається, що сітки та труби при промиванні частково занурені в шар зваженого завантаження і стикаються з найбільш дрібними частинками, що підвищує ймовірність їх винесення. Наводяться дані, що забезпечують запобігання проникненню зерен фільтруючого завантаження крупністю 0,5 мм, яка найчастіше зустрічається у фільтрувальних спорудах систем господарсько-питного водопостачання через похилі сітки та пористий полімербетон.

Виконано експериментальне зіставлення пористих та сітчастих пристроїв у системах відведення промивної води з швидких фільтрів шляхом порівняння їх відносних коефіцієнтів гідравлічного опору. Встановлено, що коефіцієнти гідравлічного опору полімербетону та сітки спочатку зростають, а потім настає стабілізація. При цьому їх максимальні відносні значення суттєво відрізняються один від одного: для полімербетона – 5,4; для сітки – 2110.

В результаті проведених дослідів встановлено, що втрати напору в полімербетоні при фільтруванні в умовах зваженого шару приблизно в чотири рази менше, ніж у сітці через заклинювання сіток частинками піску, що підтверджує переваги пористого полімербетону.

Ключові слова: пористі конструкції, сітчасті пристрої, швидкий фільтр, коефіцієнт гідравлічного опору, пісок.

Стаття надійшла до редакції 08.01.2025

This work by Progulny V., Grachov I., Maslii O. is licensed under CC BY 4.0

ВИМОГИ ДО ОФОРМЛЕННЯ СТАТЕЙ у збірнику наукових праць “Сучасне будівництво та архітектура”

До опублікування у фаховій збірці наукових праць приймаються раніше не опубліковані наукові статті, із зазначеною нижче **тематикою публікацій**:

1. Архітектура.
2. Будівельні конструкції.
3. Будівельні матеріали та технології.
4. Гідротехнічне та транспортне будівництво.
5. Інженерні мережі та обладнання.
6. Основи та фундаменти.
7. Технологія та організація будівельного виробництва.

Стаття повинна відповідати тематиці збірника, публікуватися вперше і включати такі елементи:

- актуальність та постановку проблеми у загальному вигляді, її зв'язок із важливими науковими чи практичними завданнями;
- аналіз останніх досліджень і публікацій, у яких представлено вирішення даної проблеми і на які спирається автор; виділення невирішених раніше частин загальної проблеми, яким присвячується дана стаття;
- формулювання мети статті (постановка завдання);
- виклад основного матеріалу дослідження з повним обґрунтуванням отриманих наукових результатів;
- висновки з даного дослідження і перспективи подальшого розвитку у даному напрямку;
- список літератури.

Загальні вимоги до оформлення тексту

Статті подаються в електронному вигляді файлом Word 97 – 2003 в форматі .doc. Назва файлу має містити номер тематики публікації та прізвище першого автора (наприклад, 5 Іванов.doc).

Статті подаються українською чи англійською мовою і друкуються мовою оригіналу.

Текстова частина статті набирається на аркушах формату **A4** шрифтом **Times New Roman 12 пт** через одинарний інтервал, вирівнюється по ширині сторінки, поля по 2 см з усіх боків, абзацний відступ – 1,0 см. **Обсяг статті 7-16 повних сторінок разом з анотаціями.**

Структура статті:

- *індекс УДК* (вирівняно по лівому краю без абзацного відступу, прописний, напівжирний);
- *назва статті* (відцентрована, усі літери прописні, напівжирні, переноси не допускаються);
- *прізвище, ініціали всіх авторів, науковий ступінь, вчене звання* (вирівняно по правому краю, прізвище – напівжирний; ступінь і звання – рядковий);
- *повна назва вищого навчального закладу чи організації* (курсив, вирівняно по правому краю; якщо автори з різних навчальних закладів, то кожен автор з окремого рядка);

- *електрона пошта* (вирівняно по правому краю та поряд унікальний номер ORCID);
- *анотації до статті* (абзацний відступ, назва напівжирна, анотації пишуться двома мовами: українською і англійською).

Текст першої анотації пишеться мовою основного тексту статті та повинен бути **не менш як 1800 знаків**.

Текст другої анотації, якщо видання не є повністю англійськомовним, кожна публікація не англійською мовою супроводжується анотацією англійською мовою обсягом **не менш як 1800 знаків**. Якщо видання не є повністю українськомовним, кожна публікація не українською мовою супроводжується анотацією українською мовою обсягом **не менш як 1800 знаків**. Друга анотація розміщується в кінці статті після списку літератури на англійській мові.

Дві анотації повинні коротко повторювати структуру статті, що включає вступ, мету, методику, результати, висновок. Машинний переклад **не дозволяється**.

- *ключові слова* (міжрядковий інтервал не робиться, абзацний відступ, назва напівжирна, текст ключових слів не більше 6–8 слів).

Назва статі, прізвище і ініціали, науковий ступінь, вчене звання, місце роботи, анотація і ключові слова – повторюються українською та англійською мовами.

Між рядками з індексом УДК, назвою статі, прізвищем авторів, анотацією, основним текстом і переліком літератури, літературою на англійській мові та другою анотацією одинарний інтервал.

- *Основний текст статті*.

Структура основного тексту статті згідно з постановою ВАК України № 7-05/1 від 15.01.2003 р. (Бюлетень ВАК України №1, 2003 р.) повинна мати такі необхідні елементи (*назви структурних елементів в тексті статті потрібно виділити напівжирно*):

- вступ (постановка проблеми у загальному вигляді та її зв'язок з важливими науковими чи практичними завданнями);

– аналіз останніх джерел досліджень і публікацій, у яких започатковано розв'язання проблеми (бажано, щоб це був аналіз останніх публікацій у фахових журналах) і на які опирається автор, виділення не розв'язаних раніше частин загальної проблеми, яким присвячується стаття;

- постановка мети та завдання (формулювання мети та завдань досліджень);

– матеріали та методи дослідження (опис використаних матеріалів та методів дослідження проблеми, що розглядається у статті);

– основний матеріал і результати (виклад основного матеріалу дослідження з повним обґрунтуванням отриманих наукових результатів);

– висновки (наукова новизна, наукове та практичне значення результатів дослідження, перспективи подальших наукових розроблень);

– *література* (відцентрована, напівжирна; посилання в тексті подають у квадратних дужках [2]; список літератури наводиться відповідно порядку посилань у тексті згідно з ДСТУ 8302:2015 та записується в стовпчик; написання «Джерела інформації», «Перелік літератури» **не допускається**). Бібліографічний список наводиться мовою оригіналу та транслітерується. Кількість посилань на літературні джерела у статті повинно бути не менше 15 джерел. Особлива увага приділяється сучасним англійськомовним статтям, зокрема індексованих WoS або Scopus.

– *бібліографічний список (References)*. Для відтворення українських власних назв засобами англійської мови при перекладі публікації англійською мовою застосовується транслітерація. Найменування організацій та установ, що не перекладаються на англійську мову, також транслітеруються. Транслітерація прізвищ авторів виконується залежно від мови оригіналу джерела відповідно до вимог Постанови Кабінету Міністрів України від 27.01.2010 р. № 55 «Про впорядкування транслітерації українського алфавіту латиницею». Бібліографічний список повинен бути оформлений з використанням стилю *IEEE STYLE* згідно з «Міжнародним стилем цитування та посилання в наукових роботах», Київ, 2016.

Таблиці слід виконувати в редакторах Word без заливання. Кожна таблиця має бути надрукована з відповідним заголовком та нумерацією після першого посилання на неї.

Ширина таблиць не повинна перевищувати поля сторінки. Шрифт в таблиці повинен відповідати шрифту статті.

Формули мають бути виконані в редакторі формул *Equation 3.0* чи *MathType* з використанням тільки загальноприйнятих шрифтів (Times New Roman; Symbol). Кожна формула набирається як один об'єкт, нумерація формул арабськими цифрами справа в дужках вирівняна по ширині сторінки.

Рисунки (діаграми, фото), подаються у чорно-білому, кольоровому варіанті або у градаціях сірого кольору після першого посилання на них; мають бути згруповані та являти собою один графічний об'єкт; мати нумерацію та підпис позначення ось координат. Розміри підписів на рисунку повинні відповідати шрифту Times New Roman 12 пт.

Разом зі статтею подаються:

– відомості про автора (авторська довідка): прізвище, ім'я, по батькові (повністю); вчене звання, вчений ступінь; посада, місце роботи; контактні адреси й телефони; поштова адреса, на яку надсилати примірник збірника

– рецензія на статтю, якщо автором є аспірант без співавторів з вченим ступенем та вченим званням.

Статті, які не відповідають наведеним вимогам, до розгляду не приймаються.

Подані матеріали підлягають додатковому рецензуванню членами редколегії або провідними фахівцями за науковими напрямками, тому можуть бути повернені авторам на доопрацювання.

Остаточне рішення щодо публікації статті приймає редакційна колегія видання.

Відхилений оригінал не повертається.

Оплата здійснюється тільки після підтвердження прийняття статті до друку.

Вартість публікації статті **1100 грн**. Збірник виходить 4 рази на рік щоквартально, в кінці кожного кварталу. Статті необхідно надсилати до 1 числа останнього кварталу (наприклад, якщо збірник виходить в кінці червня, то статті приймаються до 1 червня). Але прийом статей може закінчитись раніше вказаного терміну, якщо буде набрано необхідну кількість сторінок.

Матеріали надсилати за адресою:

Редакція «Сучасне будівництво та архітектура»

Одеська державна академія будівництва та архітектури,

вул. Дідрихсона, 4

м. Одеса, 65029, Україна

Контактна особа: Антонюк Надія Романівна

тел. роб. (048) 70-00-608

e-mail: visnuk_odaba@ogasa.org.ua

Сайт збірника: <http://visnyk-odaba.org.ua/>

Платіжні реквізити:

Центр НТТМ по АБ, код **21028281**,

МФО **320478**, Р/р **UA 10320478000026009924861812** в ПАТ АБ «Укргазбанк»,

Призначення платежу: «Сучасне будівництво та архітектура, ПІБ першого автора»

Просимо після відправлення матеріалів обов'язково зателефонувати або зв'язатися електронною поштою, щоб упевнитися в отриманні матеріалів та рішенні редакційної колегії щодо публікації статті.

Наукове видання

СУЧАСНЕ БУДІВНИЦТВО ТА АРХІТЕКТУРА

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ

**Випуск № 11
березень 2025**

Головний редактор *Вировой В.М.*

Технічний редактор *Антонюк Н.Р.*

Підписано до друку 24.03.2025 р.
Формат 60×84/8. Папір офсетний. Гарнітура Times.
Цифровий друк. Ум.-друк. арк. 14,53.
Наклад 100 прим. Зам. №20-29Е

Видавець і виготовлювач:

Одеська державна академія будівництва та архітектури

Свідоцтво ДК № 4515 від 01.04.2013 р.

Україна, 65029, м. Одеса, вул. Дідріхсона, 4.

тел. (048) 729-85-34, e-mail: rio@odaba.edu.ua

Надруковано в авторській редакції з готового оригінал-макету
в редакційно-видавничому відділі ОДАБА