



МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

**ПІВНІЧНО-СХІДНИЙ НАУКОВИЙ ЦЕНТР
ТРАНСПОРТНОЇ АКАДЕМІЇ УКРАЇНИ**

**УКРАЇНСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
ЗАЛІЗНИЧНОГО ТРАНСПОРТУ**

**ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ
УКРАЇНСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
ЗАЛІЗНИЧНОГО ТРАНСПОРТУ**

Випуск 183

Харків 2019

УДК 656.2(062)

У Збірнику наукових праць УкрДУЗТ відображені матеріали та наукові розробки вчених і спеціалістів залізничного транспорту, наукових установ і промисловості з вирішення сучасних задач та проблем організації перевезень та управління на транспорті, рухомого складу і тяги поїздів, транспортного будівництва та залізничної колії, автоматики, телемеханіки та зв'язку.

Збірник наукових праць УкрДУЗТ призначений для інженерно-технічних працівників, магістрантів, студентів і науковців залізничного транспорту та промисловості.

З електронною версією збірника можна ознайомитися на сайті: http://www.irbis-nbuv.gov.ua/cgi-bin/irbis_nbuv/cgiirbis_64.exe.

Збірник наукових праць Українського державного університету залізничного транспорту включено до міжнародної наукометричної бази Index Copernicus (Польща).

З реєстрацією збірника можна ознайомитися на сайті <http://jml2012.indexcopernicus.com>.

Google Scholar профіль: <https://scholar.google.com.ua>

Веб-сторінка збірника: <http://znp.kart.edu.ua>

Реферативна база

"Наукова періодика України": <http://csw.kart.edu.ua>

ISSN (p) 1994-7852

ISSN (online) 2413-3795

Свідоцтво про державну реєстрацію КВ № 21515 - 11415ПР від 27.07.2015 р. Друкується за рішенням вченої ради університету, протокол № 2 від 5 березня 2019 р.

Збірник наукових праць Українського державного університету залізничного транспорту включено до списку друкованих (електронних) періодичних видань, що включаються до Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук (Наказ МОН України від 21.12.2015 р. №1328 (додаток 8)).

Редакційна колегія

Головний редактор – Вовк Руслан Володимирович, доктор фізико-математичних наук, професор, УкрДУЗТ

Залізничний транспорт (273)

Пузир В. Г., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Фомін О. В., д.т.н., доцент (ДУІТ, м. Київ)
Путято А. В., д.т.н., доцент (БДУТ, Білорусь)
Горобченко О. М., д.т.н., доцент (ДУІТ, м. Київ)
Дацун Ю. М., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Мартинов І. Е., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Vureika G., dsc, professor (VGTU, Литва)
Михалків С. В., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Ловська А. О., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)

Транспортні технології (275)

Панченко С. В., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Бутько Т. В., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Прохорченко А. В., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Шраменко Н. Ю. д.т.н., професор (ХНТУСГ)
Мороз М. М. д.т.н., професор (КНУ, м. Кременчук)
Кириллова О. В., д.т.н., доцент (ОНМУ, м. Одеса)
Бабаєв М. М., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Лаврухін О. В., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Потапов Д. О., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Ходаківський О. М., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)

Будівництво та цивільна інженерія (192)

Геодезія та землеустрій (193)

Бліхарський З. Я., д.т.н., проф. (НУ Львівська політехніка)
Борзяк О. С., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Ватуля Г. Л., д.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Лобяк О. В., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Орел Є. Ф., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Плугін А. А., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Плугін Д. А., д.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Пушкарьова К. К., д.т.н., професор (КНУБА)
Толмачов С. М., д.т.н., професор (ХНАДУ)
Трикоз Л. В., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Шабанова Г. М., д.т.н., професор (НТУ ХП)
Шмуклер В. С., д.т.н., професор (ХНУМГ)
Fisher Hans-Bertram., dr. ind., professur (Bauhaus-Universität Weimar F.A., Німеччина)
Опанасенко О. В., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)

Механічна інженерія (131, 132, 133)

Астанін В. В., д.т.н., професор (НАУ м. Київ)
Воронін С. В., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Геворкян Е. С., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Ковальова І. М., к.т.н., доцент (НАНБ, Білорусь)
Онопрейчук Д. В., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Стефанов В. О., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Тимофеев С. С., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Тимофеева Л. А., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Федориненко Д. Ю., д.т.н., професор (ЧНТУ, м. Чернігів)

Теплоенергетика (144)

Каграманян А. О., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Мороз В. І., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Фалендиш А. П., д.т.н., професор (УкрДУЗТ)
Грицук І. В., д.т.н., доцент (ХМДА, м. Херсон)
Сотник М. І., д.т.н., доцент (СДУ, м. Суми)
Дешко В. І., д.т.н., професор (НТУ, м. Київ)
Володарець М. В., к.т.н., старш. викл. (УкрДУЗТ)
Бабіченко Ю. А., к.т.н., доцент (УкрДУЗТ)
Pavlenko A., dsc. tech., profesor (KUT, Poland)
Bartoszewicz J., dsc. tech., profesor (PUT, Poland)
Tomaszewski F., phd, profesor (PUT, Poland)

ЗМІСТ

Транспортні технології (275)

- Олійник О. А., Сорока О. О.* Розрахунок ширини мінімального жолоба в симетричному стрілочному переводі при кореневій відстані, більшій за величину ходу шибера стрілочного приводу ($U_n^0 > Ш_p$) 6
- Зінченко С. Г.* Вплив дерегуляції на ефективність роботи морських портів України 14

Механічна інженерія (131, 132, 133)

- Ємельянова І. А., Чайка Д. О., Субота Д. Ю.* Особливості роботи універсального технологічного комплексу малогабаритного обладнання для безопалубного бетонування 25

Теплоенергетика (144)

- Дейнеко А. І., Круковський П. Г., Склярєнко Д. І., Федотов М. М., Тадя О. Ю.* Зниження вологості в тунелях КП «Київський метрополітен» шляхом зміни режимів роботи вентиляційних установок 35

Залізничний транспорт (273)

- Равлюк В. Г.* Дефініція особливостей дуального зносу гальмових колодок вантажних вагонів 46
- Котов М. О., Дробаха В. І.* Підвищення точності обліку та контролю витрат дизельного палива 60
- Тугай Д. В., Шкурпела О. О.* Дослідження асинхронного електроприводу, оптимізованого за критерієм максимізації співвідношення момент–струм 65

Будівництво та цивільна інженерія (192, 193)

- Гоц В. І., Ковальчук О. Ю., Говдун Я. О.* Вплив мінеральних добавок на сульфатостійкість портландцементу 71
- Махінько Н. О.* Імовірнісний розрахунок коефіцієнта критичного фактора для центрально-стиснутих елементів 80
- Золотова Н. М., Склярєв В. О., Супрун О. Ю., Вихров Д. М.* Переваги використання хімічних анкерів на акрилових композиціях для кріплення технологічного устаткування 87
- Азізов Т. Н., Мица О. С.* Методика розрахунку комбінованих балок 95
- Атинян А. О., Буханова К. С., Трикоз Л. В., Камчатна С. М., Пустовойтова О. М.* Вплив попередньої обробки на температуру випалу вермикуліту 106

ТРАНСПОРТНІ ТЕХНОЛОГІЇ (275)

УДК 625.151

РОЗРАХУНОК ШИРИНИ МІНІМАЛЬНОГО ЖОЛОБА В СИМЕТРИЧНОМУ СТРІЛОЧНОМУ ПЕРЕВОДІ ПРИ КОРЕНЕВІЙ ВІДСТАНІ, БІЛЬШІЙ ЗА ВЕЛИЧИНУ ХОДУ ШИБЕРА СТРІЛОЧНОГО ПРИВОДУ ($U_n^0 > Ш_p$)

Старші викладачі О. А. Олійник, О. О. Сорока

CALCULATION OF WIDTH MINIMUM TROUGH ON THE EQUILATERAL SWITCH AT POINT HEEL LENGTH IS MORE THAN THE SIZE OF VALVE LEAF IN THE RAILROAD SWITCH

Senior lecturer O. Oliinyk, senior lecturer O. Soroka

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169367>

Проектування симетричних стрілочних переводів суттєво відрізняється від проектування звичайних односторонніх переводів. При тому особливу увагу потрібно приділяти питанням взаємного розташування відведених вістряків і рамних рейок і визначення розмірів жолобів між ними.

В навчальній і довідковій технічній літературі дуже стисло подано відомості про методичні розрахунки і особливості проектування симетричних стрілочних переводів для різних експлуатаційних умов. У цій статті наводяться деякі розробки з метою виправити вказаний недолік.

Ключові слова: симетричні стрілочні переводи, розрахункові схеми, проектування, мінімальний жолоб між вістряком і рамною рейкою.

In educational and reference literature very briefly presents data on the methodological calculations and design features of symmetric switches for different operational conditions, including for the mainline and industrial transport. This article summarizes some of the developments to remedy this drawback of textbooks.

Equilateral switch is switch with all elements are arranged symmetrically relative to the axis of the main path. Equilateral switches are widely used in marshalling-yard bays stations, because they work in cramped conditions.

Equilateral switch sometimes used when it is necessary to achieve higher speeds on both side of the track. For example, the symmetric transfer switch type R65 frog number 1/11 of the speed limit in the lateral direction 1,75 times greater than for an ordinary switch of the same brand and type.

Equilateral switch or applied straight, or with curved blades. Straight tongue to main station track of industrial transport. On the main paths in symmetric switches used curved tongues.

At design of symmetric railroad switches the condition of easy access of a crest of a wheel without pressing with a non-working part of a crest on a non-working side of the taken-away funnyman in a zone of the minimum trench between the funnyman and a frame rail and also in the funnyman's root has to be provided. To provide impossibility of pressing of wheels the size of the minimum trench between the taken-away funnyman and a frame rail has to be not less than 71 mm.

The traffic safety of trains in a zone of the taken-away funnymen of symmetric railroad switches depends on the rational sizes of trenches between frame rails and the taken-away funnymen.

The design of symmetric turnouts is significantly different from the design of conventional one-way translations. In this regard, special attention should be paid to the issues of the relative position of the laid wings and frame rails and the determination of the size of the gutters between them.

Keywords: *symmetric railroad switches, settlement schemes, design, the minimum trench between the funnyman and a frame rail*

Вступ. Розрахунок ширини жолоба між рамною рейкою і відведеним вістряком, необхідний для виявлення фактичного мінімального розміру цього жолоба $t_{\min \min}$, виконується за умовою безпеки проходу колісних пар по розглядуваній зоні стрілочного переводу, тобто, щоб колеса візків рухомого складу не торкалися відведеного вістряка внутрішньою боковою гранню реборди.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Вивчення і аналіз навчальної і довідкової технічної літератури [1–7] показав, що розрахунки симетричних різносторонніх стрілочних переводів подано дуже стисло, в окремих частинах лише фрагментарно і, як правило, із посиланнями на методику розрахунків звичайних стрілочних переводів, що не є зовсім ідентичними. Тим більше це стосується методик проектування конструктивних вузлів симетричних стрілочних переводів і особливостей їх проектування для різних експлуатаційних умов, у тому числі методики визначення фактичного мінімального жолоба між рамною рейкою і відведеним вістряком.

Мета та задачі досліджень. Метою цієї публікації є надання нової методики розрахунків і проектування симетричних стрілочних переводів. Задачею дослідження є запровадження відсутнього раніше розрахунку мінімального жолоба за одним із двох можливих випадків взаємного розташування рамної рейки та відведеного вістряка ($1 - U_n^0 > Ш_p$; $2 - U_n^0 < Ш_p$).

Основна частина дослідження.

Одним із двох випадків взаємного розташування рамної рейки та відведеного вістряка є такий, коли коренева відстань більша за величину ходу шибера стрілочного приводу ($U_n^0 > Ш_p$, рис. 1).

Для визначення шуканих величин виконаємо деякі допоміжні побудови в кресленні на рис. 1. Проведемо хорду A_1B між коренем вістряка (точка B) і місцем кріплення стрілочної тяги до вістряка (точка A_1).

Максимальна стріла сегмента f_1 від хорди A_1B буде розташована на радіусі-перпендикулярі, що проходить через середину хорди – точку B_1 . На продовженні радіуса-перпендикуляра, проти стріли f_1 позначимо відстань між точками D_1' і D_1 через t_1 – це буде проекція мінімальної відстані $t_{\min-1}^{01}$ на радіус-перпендикуляр.

Другу конкуруючу мінімальну відстань між зовнішньою кромкою вістряка і горизонталлю CQ визначимо проти кінця горизонтальної строжки вістряка, між точками b_1E_1 , і позначимо цю відстань $t_{\min-2}^0$.

Після цього визначаються мінімальні значення усіх конкуруючих жолобів по найкоротшій відстані, тобто по нормалі до середньої лінії MN (рис. 3, 4).

І лише після цього визначається абсолютне мінімальне значення ширини жолоба між відведеним вістряком і рамною

рейкою $(t_{\min\min})^{норм}$ на всій довжині їх взаємного розташування, із порівняння $(t_{\min-1})^{норм}$ і $(t_{\min-2})^{норм}$ та аналізу можливо-

сті наявності менших значень ширини жолоба на усій довжині взаємного розташування відведеного вістряка і рамної рейки.

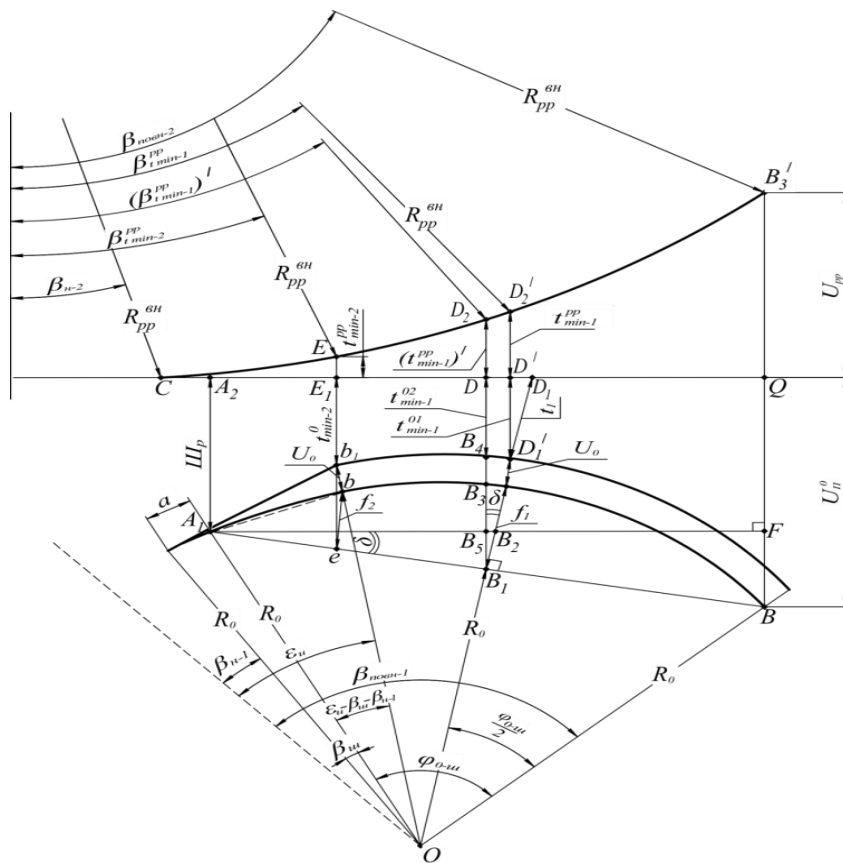


Рис. 1. Схема взаємного розташування рамної рейки і відведеного вістряка при $U_n^0 > Ш_p$

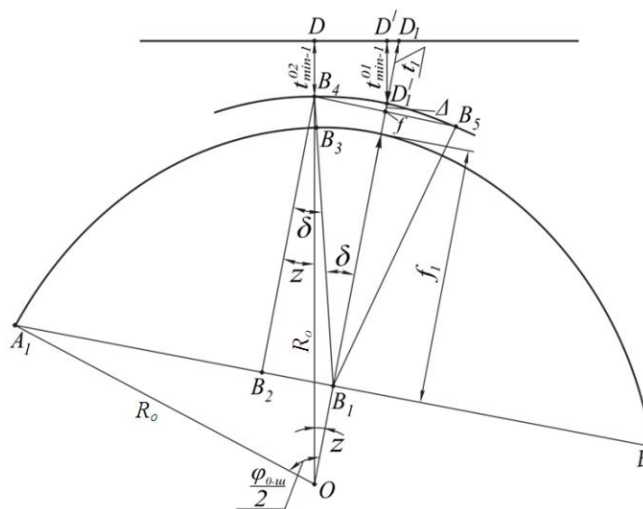


Рис. 2

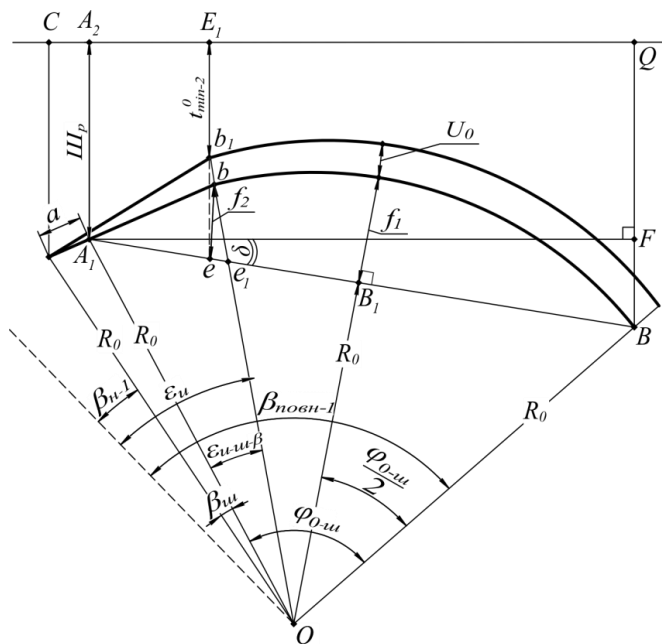


Рис. 3

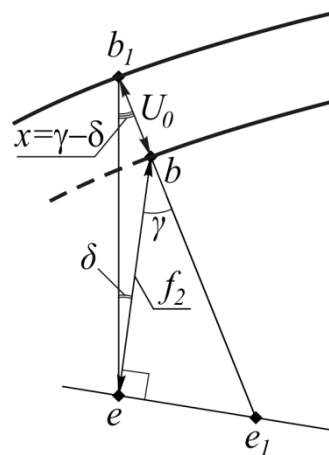


Рис. 4

1-й етап

А) Визначення $t_{\min-1}^{01}$ у перерізі $D_1'D'$

(рис. 1). Перша шукана величина $t_{\min-1}^{01}$ мінімальної відстані від зовнішньої кромки головки вістряка до горизонталі CQ визначається у місці найбільшого вигину вістряка $D'D_1'$:

$$t_{\min-1}^{01} = D_1'D' = t_1 \cdot \cos \delta . \quad (1)$$

Б) Визначення $t_{\min-1}^{02}$ у перерізі B_4D (див. рис. 1 і 2). Друга шукана

величина ($t_{\min-1}^{02}$) визначається у перерізі B_4D :

$$t_{\min-1}^{02} = \frac{U_n^0 + Ш_p}{2} - \frac{(R_0 + U_0) \cdot \sin Z}{\sin \delta} . \quad (2)$$

2-й етап

Визначення $t_{\min-2}^0$ в перерізі b_1E_1 (рис. 1, 3, 4).

Шукана величина $t_{\min-2}^0$ визначається з виразу різниці відрізків E_1e і b_1e (рис. 3, 4):

$$t_{\min-2}^0 = E_1e - b_1e = Ш_p + (\lambda'_v - a) \cdot \operatorname{tg} \delta - U_0 \cdot \cos x - f_2 \cdot \cos \delta . \quad (3)$$

3-й етап

Визначення $t_{\min-1}^{pp}$, $t_{\min-2}^{pp}$ і U_{pp} .

Шукану ординату $EE_1 = t_{\min-2}^{pp}$ можна

визначити з рис. 1, складаючи рівняння відносно ординат:

$$R_{pp}^{6H} \cdot \cos \beta_{H-2} - R_{pp}^{6H} \cdot \cos \beta_{t_{\min-2}^{pp}} = EE_1 = t_{\min-2}^{pp} \quad (4)$$

Далі визначається шукана величина $t_{\min -1}^{pp} = D' D_2'$ з рівняння:

$$R_{pp}^{6H} \cdot \cos \beta_{H-2} - R_{pp}^{6H} \cdot \cos \beta_{t_{\min -1}^{pp}} = D' D_2' = t_{\min -1}^{pp}. \quad (5)$$

З рис. 1 за тією самою методикою визначається третя шукана величина $U_{pp} = QB_3'$.

$$U_{pp} = QB_3' = R_{pp}^{6H} \cdot \cos \beta_{H-2} - R_{pp}^{6H} \cdot \cos \beta_{повн-2}. \quad (6)$$

4-й етап

Визначення шуканих мінімальних значень ширини жолоба між рамною рейкою і відведеним вістряком у розрахункових перерізах $t_{\min -1}$ та $t_{\min -2}$ і абсолютного мінімального жолоба $t_{\min \min}$.

Мінімальна ширина жолоба $t_{\min -1}$ (по вертикалі) в зоні максимального вигину вістряка визначається як сума найменших відстаней від розрахункової горизонталі CQ до вістряка і до рамної рейки (рис. 1):

у перерізі $D_1' D' D_2'$:

$$t_{\min -1} = t_{\min -1}^{01} + t_{\min -1}^{pp}; \quad (7)$$

у перерізі $B_4 D D_2$:

$$(t_{\min -1})' = t_{\min -1}^{02} + (t_{\min -1}^{pp})'. \quad (8)$$

З двох значень $t_{\min -1}$ і $(t_{\min -1})'$ знаходиться найменше:

$$\left. \begin{matrix} t_{\min -1} \\ (t_{\min -1})' \end{matrix} \right\} (\min t_{\min -1})_{(верт)}, \quad (9)$$

і ця найменша ширина жолоба у зоні максимального вигину вістряка приймається як кінцевий шуканий мінімальний жолоб.

Мінімальна ширина жолоба $t_{\min -2}$ проти кінця горизонтальної строжки вістряка (у перерізі $b_1 E_1 E$) визначається як

сума найменших відстаней від розрахункової горизонталі CQ до відведеного вістряка і до рамної рейки:

$$(t_{\min -2})_{верт} = t_{\min -2}^0 + t_{\min -2}^{pp}. \quad (10)$$

Абсолютний мінімальний жолоб $t_{\min \min}$ між рамною рейкою і відведеним вістряком потрібно визначати із порівняння двох знайдених шуканих значень мінімального жолоба $\min t_{\min -1}$ і $t_{\min -2}$, причому ординату абсолютно мінімального жолобу потрібно шукати і визначати не по вертикалях, а по найкоротшій відстані між рамною рейкою і вістряком, тобто по нормалі до робочої грані рамної рейки і внутрішньої грані відведеного вістряка. У зв'язку з тим, що ці два елементи (рамна рейка і вістряк) мають у кожному розрахунковому перерізі різні кути нахилу до розрахункової горизонталі CQ , то найкоротші відстані між цими елементами потрібно визначати по нормалі до умовної середньої лінії жолоба MN (рис. 5), нахил якої до горизонталі потрібно визначати в кожному розрахунковому перерізі, з урахуванням кутів нахилу до горизонталі рамної рейки і вістряка.

Вирішення задачі визначення кутів нахилу середньої лінії жолоба MN до розрахункової горизонталі CQ в кожному розрахунковому перерізі можна виконати методами аналітичної геометрії, розглядаючи основну розрахункову схему (рис. 1) сумісно з детальними розрахунковими

вузлами (рис. 3–6). Розрахунки показують, що загальноперемінний кут нахилу середньої лінії жолоба MN до розрахункової горизонталі CQ у кожному

розрахунковому перерізі буде дорівнювати алгебраїчній півсумі кутів нахилу до горизонталі робочої грані рамної рейки і неробочої грані відведеного вістряка.

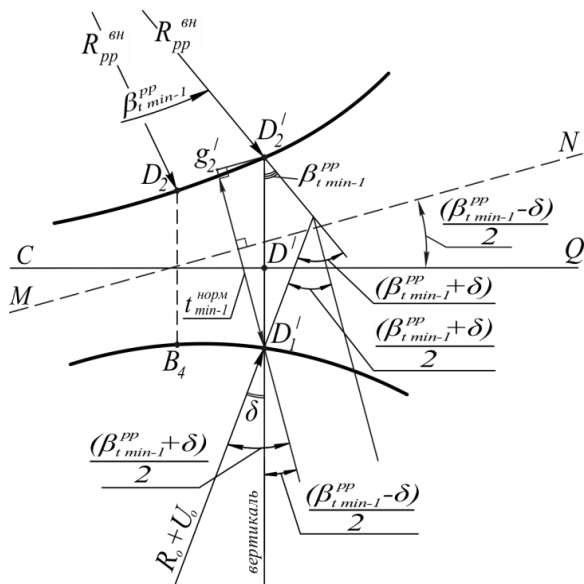


Рис. 5

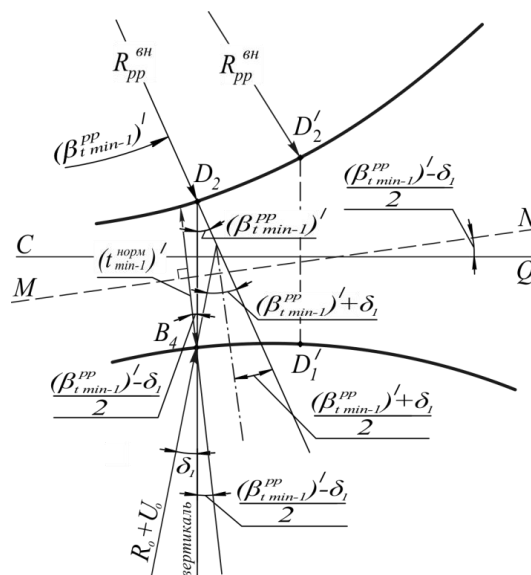


Рис. 6

Кінцеві формули для визначення мінімальної ширини жолоба по нормалі в розрахункових перерізах $D_1'D'D_2'$ і B_4DD_2

(у зоні максимального вигину вістряка) будуть мати вигляд:

у перерізі $D_1'D'D_2'$ (див. рис. 1, 5):

$$(t_{\min-1})_{\text{норм}} = (t_{\min-1})_{\text{верт}} \cdot \cos\left(\frac{\beta_{t_{\min-1}^{\text{pp}}} - \delta}{2}\right) - (t_{\min-1})_{\text{верт}} \cdot \sin\left(\frac{\beta_{t_{\min-1}^{\text{pp}}} - \delta}{2}\right) \cdot \text{tg}\left(\frac{\beta_{t_{\min-1}^{\text{pp}}} - \delta}{2}\right); \quad (11)$$

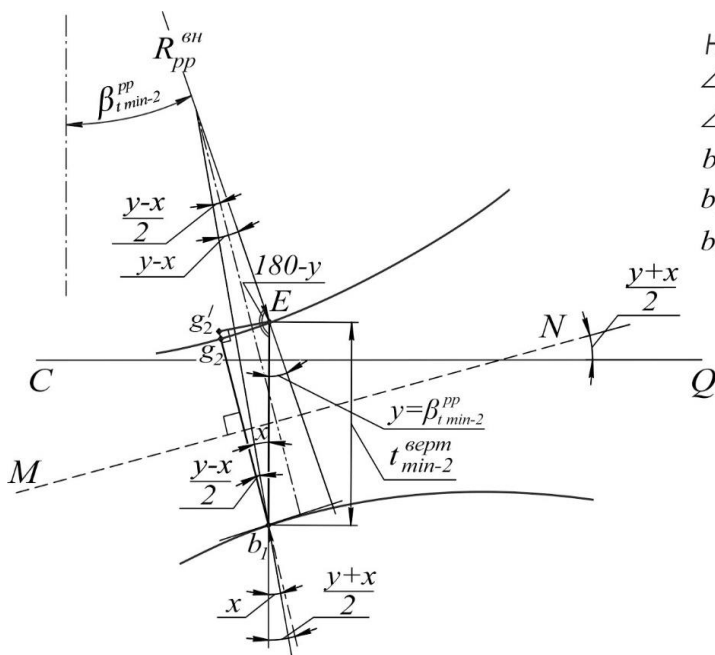
у перерізі B_4DD_2 (див. рис. 1, 6):

$$(t_{\min-1})'_{\text{норм}} = (t_{\min-1})'_{\text{верт}} \cdot \cos\left(\frac{(\beta_{t_{\min-1}^{\text{pp}}})' - \delta_1}{2}\right) - (t_{\min-1})'_{\text{верт}} \cdot \sin\left(\frac{(\beta_{t_{\min-1}^{\text{pp}}})' - \delta_1}{2}\right) \cdot \text{tg}\left(\frac{(\beta_{t_{\min-1}^{\text{pp}}})' - \delta_1}{2}\right). \quad (12)$$

З двох обчислених розрахункових значень потрібно вибрати абсолютно найменшу величину:

$$\left. \begin{matrix} (t_{\min-1})_{\text{норм}} \\ (t_{\min-1})'_{\text{норм}} \end{matrix} \right\} \min (t_{\min-1})_{(\text{норм})}. \quad (13)$$

Формула для визначення мінімальної ширини жолоба в розрахунковому перерізі b_1E (проти кінця бокової строжки вістряка (див. рис. 1, 7)) буде мати інший вигляд у зв'язку з різними кутами нахилу кривизни рамної рейки і вістряка до розрахункового перерізу.



На схемі прийнято:
 $\angle y = \beta_{t \min-2}^{pp}$
 $\angle x = \angle b A_1 e$ (ф-ла 4.215^{II})
 $b_1 E = t_{\min-2}^{верт}$
 $b_1 g_2 = t_{\min-2}^{норм}$
 $b_1 g_2 = b_1 g_2' - g_2 g_2'$

Рис. 7

До основних геометричних параметрів, що позначені на рис. 1–7 та у формулах, входять: β_{n-1} – початковий кут вістряка; $\beta_{повн-1}$ – кут вістряка у корені; ϵ_u – кут у кінці бокової строжки вістряка; R_0 – радіус вістряка; R_{pp}^{6H} – радіус рамної рейки по робочій грані $R_{pp}^{6H} = R_0 - S_{кр}$; U_0 – повна

ширина головки вістрякової рейки; $Ш_p$ – довжина ходу шибера стрілочного переводу; U_p^0 – ордината у корені вістряка.

Визначення ширини жолоба по нормалі в перерізі $b_1 g_2$ проти кінця бокової строжки вістряка $(\cdot) b_1$ слід виконувати за формулою:

$$(t_{\min-2})_{норм} = (t_{\min-2})_{верт} \cdot \cos\left(\frac{y+x}{2}\right) - (t_{\min-2})_{верт} \cdot \sin\left(\frac{y+x}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(\frac{y-x}{2}\right). \quad (14)$$

Тепер можна визначити абсолютно мінімальну ширину жолоба $t_{\min \min}$ між рамною рейкою і відведеним вістряком як найменшу із порівняння трьох раніше визначених величин:

$$\left. \begin{matrix} (t_{\min-1})_{норм} \\ (t_{\min-1})'_{норм} \\ (t_{\min-2})_{норм} \end{matrix} \right\} \rightarrow t_{\min \min}^{розр}. \quad (15)$$

На цьому задачу пошуку та визначення мінімальної розрахункової ширини жолоба $t_{\min \min}^{розр}$ вирішено повністю для схеми відведеного вістряка за рис. 1.

Висновки. Викладена методика дає можливість більш детально і більш точно розраховувати конструкції симетричних стрілочних переводів для магістрального та промислового транспорту. При цьому потрібно враховувати сучасні тенденції удосконалення конструкцій стрілочних переводів [8, 9, 10].

Список використаних джерел

1. Даниленко Е. І. Залізнична колія. Улаштування, проектування і розрахунки, взаємодія з рухомих складом: підруч. для вищ. навч. закл.: у 2 т. Київ: Інпрес, 2010. Т.1. 528 с., Т. 2. 456 с.
2. Шахунянц Г. М. Железнодорожный путь. 3-е изд., перераб. и доп. Москва: Транспорт, 1987. 479 с.
3. Шахунянц Г. М., Волошко Ю. Д., Смирнов М. П., Яковлев В. Ф. и др. Проектирование железнодорожного пути. Под ред. Г. М. Шахунянца. Москва: Транспорт, 1972. 320 с.
4. Альбрехт В. Г., Смирнов М. П., Шульга В.Я. и др. Основы устройства и расчетов железнодорожного пути. Под ред. С. В. Амелина и Т. Г. Яковлевой. Москва: Транспорт, 1990. 367 с.
5. Стрелочные переводы железных дорог Украины. Под ред. д.т.н., проф. Э. И. Даниленко. Киев: Киевский институт ж.-д. транспорта, 2001. 296 с.
6. Амелин С. В. Соединения и пересечения рельсовых путей. Москва: Транспорт, 1968. 268 с.
7. ЦП-0269. Інструкція з улаштування та утримання колії залізниць України. Київ: Укрзалізниця, 2012. 456 с.
8. Говоров В. В., Басовский Д. А. Совершенствование стрелочных переводов для промышленного железнодорожного транспорта. Вестник научно-исследовательского института железнодорожного транспорта. Москва: ВНИИЖТ, 2011. №4. С. 29-32.
9. Радыгин Ю. Н. Совершенствование геометрических, конструктивных параметров и норм содержания стрелочных переводов: дисс... канд. техн. наук. Москва: ВНИИЖТ, 2002. 129 с.
10. Klauser P. E. Assessing the benefits of Tangential-geometry turnouts. Railway Track and Struct, 1991. № 1. P. 21-23.
11. Taylor E. M. Innovations in frog and switch design. Bull. Amer. Railway Eng. Assoc, 1976. №658. P. 652-664.

Олійник Олена Андріївна, старший викладач кафедри залізничної колії та колійного господарства Державного університету інфраструктури та технологій. Тел.: (044) 591-51-47.

Сорока Ольга Олексіївна, старший викладач кафедри залізничної колії та колійного господарства Державного університету інфраструктури та технологій. Тел.: (044) 591-51-47.

Oliinyk Olena, senior lecturer, Department of Railway and Track Facilities, State University of Infrastructure and Technology. Tel.: (044) 591-51-47.

Soroka Olha, senior lecturer, Department of Railway and Track Facilities, State University of Infrastructure and Technology. Tel.: (044) 591-51-47.

Статтю прийнято 07.02.2019 р.

УДК 338.1:656.615

ВПЛИВ ДЕРЕГУЛЯЦІЇ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ РОБОТИ МОРСЬКИХ ПОРТІВ УКРАЇНИ

Канд. екон. наук С. Г. Зінченко

INFLUENCE OF DEREGULATION ON EFFECTIVENESS OF WORK MARINE PORTS OF UKRAINE

PhD (Econ.) S. Zinchenko

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169455>

У статті проаналізовано існуючі підходи до стратегічного розвитку конкурентоспроможності морського транспорту України, зокрема інфраструктури морських портів в умовах дерегуляції їх роботи. Визначено, що такі підходи повинні базуватися на підвищенні обумовленої ефективності, що містить у собі економічну, соціальну, екологічну, функціональну й інші види ефективності роботи транспортних систем морських портів з урахуванням пріоритетності енерго- і ресурсозбереження, захисту довкілля, а також гармонізації з міжнародними вимогами до якості і результативності роботи інфраструктури портів. Розвиток транспортних систем морських портів призводить до необхідності проведення подальших досліджень взаємозв'язків матеріальних, інформаційних та інших логістичних потоків України, а також окремих її регіонів.

Ключові слова: дерегуляція, ефективність, морський порт, конкурентоспроможність.

The article analyzes the existing approaches to the strategic development of the competitiveness of Ukrainian maritime transport, including the infrastructure of sea ports in the context of deregulation of their work. It has been determined that such approaches should be based on increased efficiency, which includes economic, social, ecological, functional and other types of efficiency of the operation of transport systems of seaports, taking into account the priority of energy and resource conservation, environmental protection, as well as harmonization with international requirements to quality and performance of the port infrastructure. The development of transport systems of seaports leads to the need for further research on the interconnections of material, informational and other logistic flows of Ukraine, as well as some of its regions.

The peculiarity of the operation of the port's infrastructure in modern technical, economic and political conditions is that it operates mainly on the basis of increased deregulation of the nomenclature and the number of transported goods.

The capabilities of the seaports are limited: the technical resources that they have in place, the confirmed plans for the carriage of goods, the level of skills of workers, the natural and energy characteristics of the work performed, the technologies used. Of course, all these restrictions, as well as the external influence of state authorities and large customers, are a very significant deregulation factor and source of constant voltage in the work of the ports; affect their functional efficiency, economic and social development, and environmental protection.

In a situation where the development of European transport corridors, especially between the Baltic Sea and the Black Sea, is bypassing Ukraine, the low regional competitiveness of domestic seaports leads to a decline in the competitive position of the country's economy. Growth of cargoes in seaports reduces the deregulation effect, so the large ports of Ukraine under these conditions

work more efficiently. Proceeding from this, it is necessary to concentrate the transshipment of goods in large seaports and to reorient them, while consolidating cargo flows from all regions of Ukraine.

Keywords: *deregulation, efficiency, seaport, competitiveness.*

Вступ. Входження України у світові промислово-транспортні системи потребує аналізу існуючих і розробки нових інноваційних підходів до стратегічного розвитку і конкурентоспроможності її морського транспорту, зокрема інфраструктури морських портів в умовах дерегуляції їх роботи.

Такі підходи повинні базуватися на підвищенні обумовленої ефективності, що містить у собі економічну, соціальну, екологічну, функціональну й інші види ефективності роботи транспортних систем морських портів з урахуванням пріоритетності енерго- і ресурсозбереження, захисту довкілля, а також гармонізації з міжнародними вимогами до якості і результативності роботи інфраструктури портів.

В умовах, коли розвиток європейських транспортних коридорів, особливо між Балтійським і Чорним морями, відбувається в обхід України, низька регіональна конкурентоспроможність вітчизняних морських портів зумовлює зниження конкурентних позицій економіки країни. Одним з таких прикладів є розповсюдження планів відродження Великого шовкового шляху поза кордонами України.

Морські торговельні порти входять до транспортної системи, що обслуговує різні промислові регіони України. Підприємства постійно розвиваються, удосконалюють свою продукцію, стаючи клієнт-орієнтованими в експортно-імпортному відношенні, отримуючи чи відправляючи через морські порти сировину, обладнання чи іншу продукцію [1].

Особливістю роботи інфраструктури морського порту в сучасних техніко-економічних і політичних умовах є те, що він працює здебільшого з урахуванням

підвищеної дерегуляції номенклатури і кількості транспортованих вантажів.

Порти є найважливішими вузлами перевалки вантажів на морський транспорт з прилеглих регіонів і країни в цілому. Ритмічність і дерегуляція роботи морських портів напряму залежать від ефективної діяльності основних галузей країни: машинобудування і металургії, агропромислового і паливно-енергетичного комплексів, від коливання обсягів контейнерних перевезень тощо.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. При дослідженні визначеної проблеми було оброблено аналітичні матеріали журналів «Порти України» за останні 6 років, матеріали сайту Адміністрації морських портів України [2]. Над вирішенням цієї проблеми також працювали А. Ніцевич і Н. Мельникова [4].

Організація систем внутрішніх і зовнішніх транспортних процесів руху логістичних матеріальних потоків між виробниками і споживачами, а також взаємозв'язку між системами, що складають транспортно-технологічний процес, описані в [5]. Компетентісна модель розвитку морських портів проаналізована в [9].

Визначення мети та завдання дослідження. Удосконалення роботи морського транспорту України і підвищення його ефективності при дерегуляції обсягів перевезень вантажів є дуже актуальним у сучасних умовах жорсткої конкурентної боротьби.

При дослідженні цієї проблеми визначені зони виміру дерегуляції обсягів потоків вантажів, що проходять через морські порти України, оцінено інфраструктуру та описано вплив дерегуляційних факторів на конкурентоспроможність портів.

Для досягнення сформульованої мети потрібно вирішити завдання ефективного

розвитку цілісної транспортно-технологічної системи морського порту в умовах глобальних, регіональних і внутрішніх викликів, вплив дерегуляції потоків вантажів на компетентнісну модель.

Основна частина дослідження.

Морські порти не тільки беруть участь у створенні доданої вартості, інновацій і зайнятості робітників, але й впливають на екологію, розвиток території (регіонів) та інших галузей.

Складність у роботі морських портів криється в певній «непередбачуваності» номенклатури й обсягів матеріальних потоків вантажів залежно від вимог споживачів і при цьому вона не залежить певною мірою від спеціалізації портів і напрямків руху вантажів. Стратегічні особливості має й вектор спеціалізації вантажів, що перевозяться (експорт, імпорт, транзит).

Це значною мірою впливає на використання транспортних, складських і

навантажувально-розвантажувальних засобів порту, а також на підтримку енергоозброєності і захисту навколишнього середовища морського порту.

Аналіз роботи основних морських портів України, який було виконано автором згідно з інформацією [2] за даними вантажообігу за 2012–2017 рр., наведено на рис. 1, де показано дерегуляційні зміни потоків вантажів, що виникали за останні 6 років.

Як можна бачити з наведених даних, у цілому вантажообіг морських портів України за останні 6 років знижується. Проте деяким портам все ж таки вдалось збільшити обсяги перевалки вантажів. Так, за рахунок військово-політичної і соціальної ситуації в Україні вантажі з порту Маріуполь частково перевантажуються в порту Бердянськ, частково в Південному та Миколаєві. Це дало можливість згаданим морським портам за 6 років закріпити свої позиції на ринку транспортних послуг.

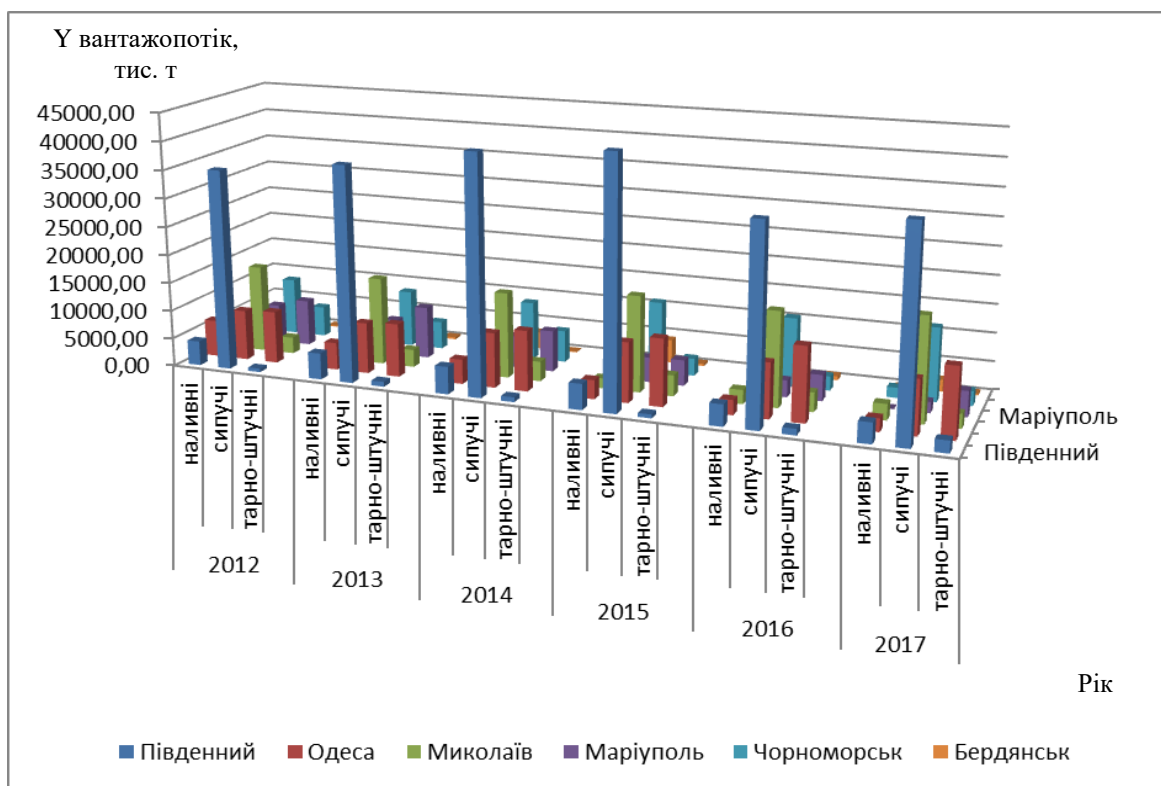


Рис. 1. Графологічний аналіз дерегуляції переробки вантажів різного виду морськими портами України у 2012–2017 рр.

Частина перевалки вантажів з портів Криму була переорієнтована на порти Одеса, Чорноморськ і Херсон, що дало змогу їм у цілому продемонструвати зростання обсягів роботи. Падіння перевезень наливних вантажів в Одеському регіоні пов'язано з припиненням перевалки нафтопродуктів транзитом у країни Європи, Азії тощо.

Частку вантажообігу основних морських портів України в процентному відношенні за видами вантажів у 2017 р. наведено на рис. 2.

За даними рис. 1 побудовано поля резерву підвищення чи зниження обсягів переробки вантажів у морських портах України (рис. 3). За основу взято один з найменших портів (Бердянськ) і

найбільший порт – Південний. Поля резерву повною мірою демонструють можливості транспортних систем морських портів України в умовах дерегуляції.

Зони дерегуляції на рис. 3 окреслені за 2012–2017 рр. межами: зверху – потоків вантажів, що проходять через найбільший порт країни (Південний), і знизу – потоків вантажів, що проходять через Бердянськ – один з найменших портів України.

Верхня межа характеризує максимальне завантаження конкретного порту і більш значні доходи, тому вона названа «оптимістичною». Аналогічно нижня межа зони, що обумовлена роботою морського порту в режимі мінімального завантаження, є «песимістичною».

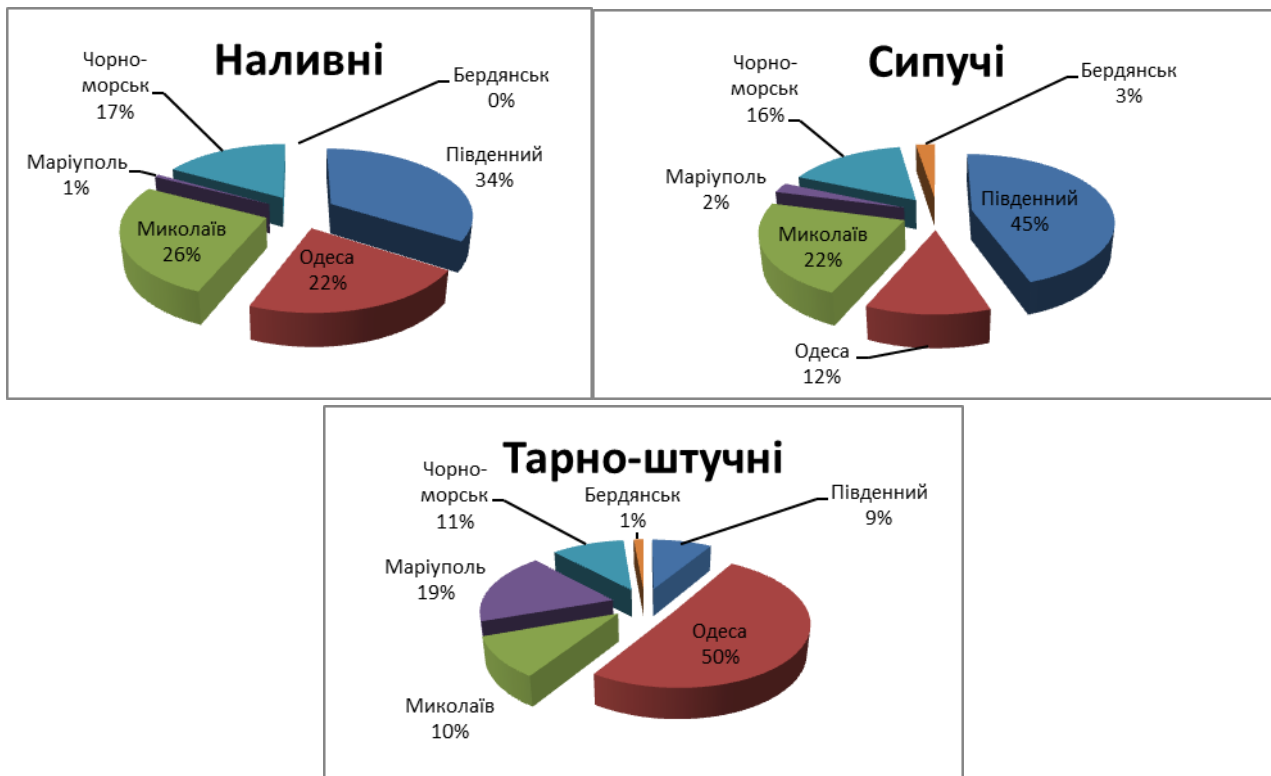


Рис. 2. Аналіз перевалки вантажів у морських портах України за видами вантажів за 2017 р.

Тоді тренд мінімальної зміни вантажопотоків по порту Бердянськ може бути поданий у вигляді [10]

$$Q_{min} = Y_B^n = -374,7x + 2912,9, \quad (1)$$

де x – величина мінімального вантажопотоку, що проходить через порт Бердянськ за останні 6 років.

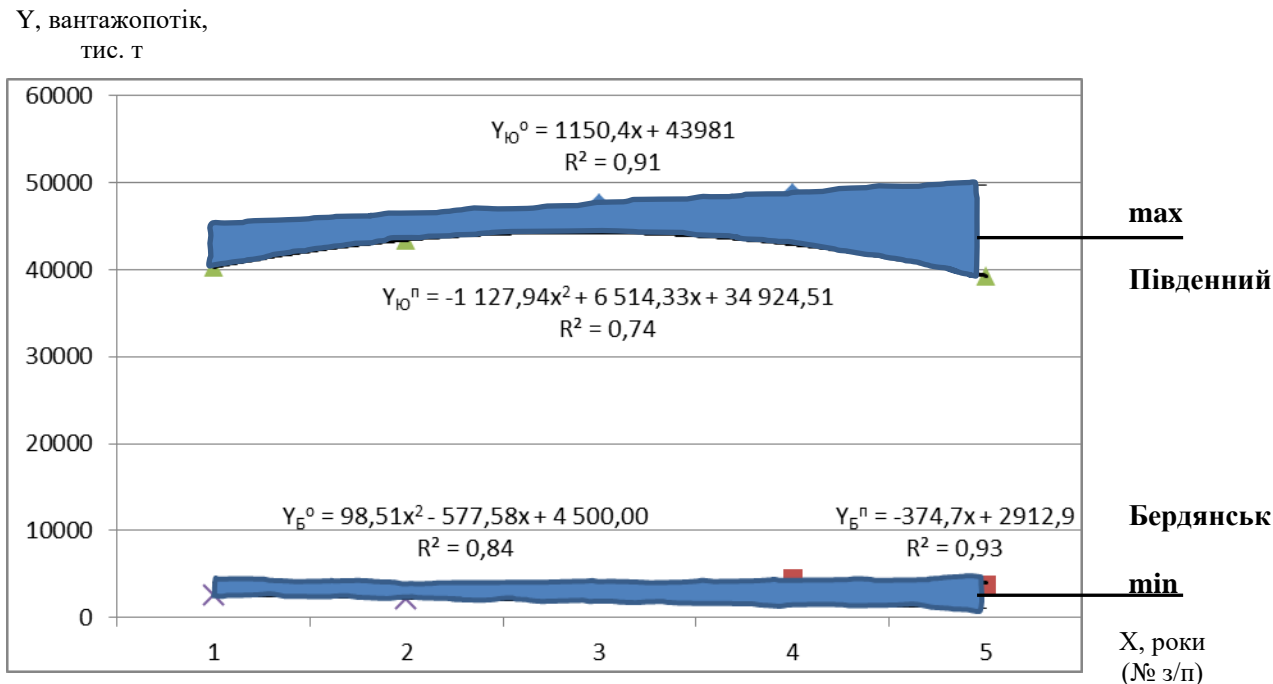


Рис. 3. Поле резерву завантаження деяких морських портів України вантажопотоками різного обсягу за останні 6 років

Оптимістична межа поля резерву, що відповідає максимуму роботи порту Південний, може бути виражена трендом

$$Q_{max} = Y_{Ю^0} = 1150,4x + 43981, \quad (2)$$

де x – величина максимального вантажопотоку, що проходить через порт Південний за останні 6 років.

Можливості морських портів обмежені: технічними ресурсами, що вони мають у наявності, підтвердженими планами заводу вантажів, рівнем кваліфікації робітників, природно-енергетичними характеристиками виконуваних робіт, застосовуваними технологіями. Безумовно, всі ці обмеження, а також зовнішній вплив з боку державних органів і великих клієнтів, є дуже суттєвим дерегуляційним фактором і джерелом постійної напруги в роботі портів. Усе вищезазначене впливає на функціональну ефективність, економічний і соціальний

розвиток портів, охорону навколишнього середовища тощо.

Якщо припустити, що поле допустимих значень розглянутої зони C_d , т, є відносною мірою оцінки роботи морського порту в умовах дерегуляції, тоді величину цієї оцінки можна виразити [3] таким чином:

$$C_d = \int_{t_1}^{t_2} \frac{Q_{max}(x)}{Q_{min}(x)} dx. \quad (3)$$

Потім можна спрогнозувати подальший розвиток транспортної системи морських портів в умовах дерегуляції залежно від розмірів потоків вантажів, що проходять через нього за певний період часу.

Дані рис. 3 показують, що в умовах дерегуляції у відносних показниках коливання (нерівномірність) за обсягами перевалки вантажів великого порту є значно меншим, ніж маленького. Це означає, що великі морські порти України в

складних економічних умовах будуть працювати стабільніше, ніж малі, які в умовах дерегуляції потребують до себе особливої, підвищеної уваги. Тому, аналізуючи роботу морських портів України, бачимо, що оцінка за методикою [3] більше підходить великим портам, як більш ефективним підприємствам з найбільшим ступенем (глибиною) перевалки вантажів.

Коливання вантажопотоків у морських портах протягом менших періодів часу є ще більш значними. Наприклад, на рис. 4 можна побачити нерівномірність завантаження Маріупольського порту протягом одного місяця – квітня у 2017 і 2018 рр.

На динаміці ринку вантажних перевезень, безумовно, позначився і вступ

України у ВТО. Це, наприклад, інтенсифікація зовнішньоторгового обміну, збільшення обсягу транзиту, розвиток термінально-логістичних комплексів (розподільчих центрів), підвищення інвестиційної привабливості підприємств. Розвиток конкуренції у сфері вантажних перевезень, крім об'єктивних чинників, підвищує варіативність економічних і технологічних умов перевезень у масштабах мережі [8]. Конкурентний тиск з боку іноземних транспортних компаній буде спрямований насамперед на сектор приватних операторських компаній, які поки що неспроможні конкурувати з транснаціональними корпораціями.

Вантажопотік,
тис. т

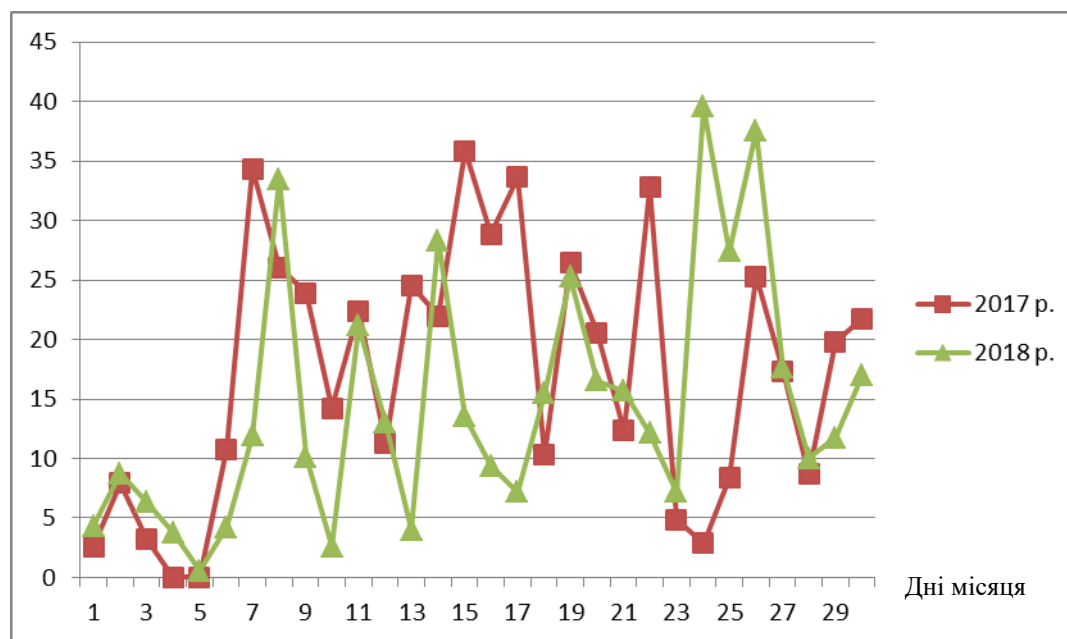


Рис. 4. Графік зміни перевезень вантажів у Маріупольському морському порту щодоби протягом одного місяця – квітня у 2017 і 2018 рр.

При цьому невисока вартість послуг – лише демпінг, який іноземні компанії будуть використовувати деякий час, щоб проникнути на вітчизняний ринок транспортних послуг. У подальшому, по мірі збільшення присутності на нашому

ринку, ціни на послуги іноземних компаній будуть тільки зростати [9].

Перевезення транзитних вантажів дає значні фінансові надходження в економіку будь-якої країни. Дуже важливе значення має транзит для України, як держави, що

стоїть на перехресті важливих товарних потоків (країни Балтії і Північної Європи – Центральна і Західна Азія, Росія і Казахстан – Південна Європа і Північна Африка).

Розглянемо динаміку обсягів перевалки транзитних вантажів через морські порти України за останні 6 років (табл. 1).

Таблиця 1

Динаміка обсягів потоків вантажів, що проходять через морські порти України, за 2012–2017 рр., тис. т

Морський порт	Обсяги транзитних перевезень за роками, тис. т					
	2017	2016	2015	2014	2013	2012
Маріуполь	0,00	0,00	8,30	473,60	1217,51	1635,57
Бердянськ	0,00	0,00	0,00	14,90	23,10	72,30
Білгород-Дністровський	0,00	0,00	0,00	3,03	8,88	3,95
Ізмаїл	1476,15	1314,01	1232,01	1015,95	595,57	935,30
Чорноморськ	797,42	649,60	2161,53	3627,39	4522,63	4946,60
Миколаїв	1220,46	1090,50	1853,69	1936,21	1398,00	2196,60
Одеса	2175,94	2553,91	3784,87	4896,06	4973,56	7434,54
Октябрський	251,43	225,43	742,64	577,60	172,45	29,50
Рені	1092,41	937,95	850,55	1227,63	1304,72	756,00
Скадовськ	0,00	2,10	0,00	4,70	75,98	40,80
Усть-Дунайський	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
Херсон	2,77	17,73	55,82	127,09	186,61	190,51
Південний	4788,40	3537,62	5214,83	6434,66	7794,18	9362,02
ВСЬОГО	11804,98	10328,85	15904,24	20338,82	22273,19	27603,69

За даними табл. 1, обсяги перевалки транзитних вантажів через морські порти України за останні 6 років суттєво зменшились.

Лише окремим портам вдалось відновити і збільшити обсяги перевалки транзитних вантажів, а саме морським портам Дунайського регіону – Ізмаїлу і Рені. В інших портах ситуація з транзитними вантажами є дуже складною, а в чотирьох портах ці вантажопотоки повністю відсутні. У процентному відношенні динаміка вантажопотоків подана в табл. 2.

За даними табл. 2, всі великі морські порти України одеського регіону за останні 6 років втратили не менше 2/3 транзитного вантажопотоку, порт Миколаїв – половину транзиту, а порти, що розташовані на Азовському морі, і Білгород-Дністровський втратили всі транзитні вантажі.

Табл. 1 і 2 складено на підставі даних роботи [2].

Графічно зміни обсягів перевалки в морських портах України за останні 6 років подано на рис. 5.

Таблиця 2

Динаміка обсягів вантажопотоків, що проходять через морські порти України, за 2012–2017 рр., %

Морський порт	Обсяги транзитних перевезень за роками, %					
	2017	2016	2015	2014	2013	2012
Маріуполь	0,00	0,00	0,51	28,96	74,44	100,00
Бердянськ	0,00	0,00	0,00	20,61	31,95	100,00
Білгород-Дністровський	0,00	0,00	0,00	34,12	100,00	44,48
Ізмаїл	100,00	89,02	83,46	68,82	40,35	63,36
Чорноморськ	16,12	13,13	43,70	73,33	91,43	100,00
Миколаїв	55,56	49,64	84,39	88,15	63,64	100,00
Одеса	29,27	34,35	50,91	65,86	66,90	100,00
Октябрьськ	33,86	30,36	100,00	77,78	23,22	3,97
Рені	83,73	71,89	65,19	94,09	100,00	57,94
Скадовськ	0,00	2,76	0,00	6,19	100,00	53,70
Усть-Дунайський	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
Херсон	1,45	9,31	29,30	66,71	97,95	100,00
Південний	51,15	37,79	55,70	68,73	83,25	100,00
ВСЬОГО	42,77	37,42	57,62	73,68	80,69	100,00

Вантажопотік,
тис. т

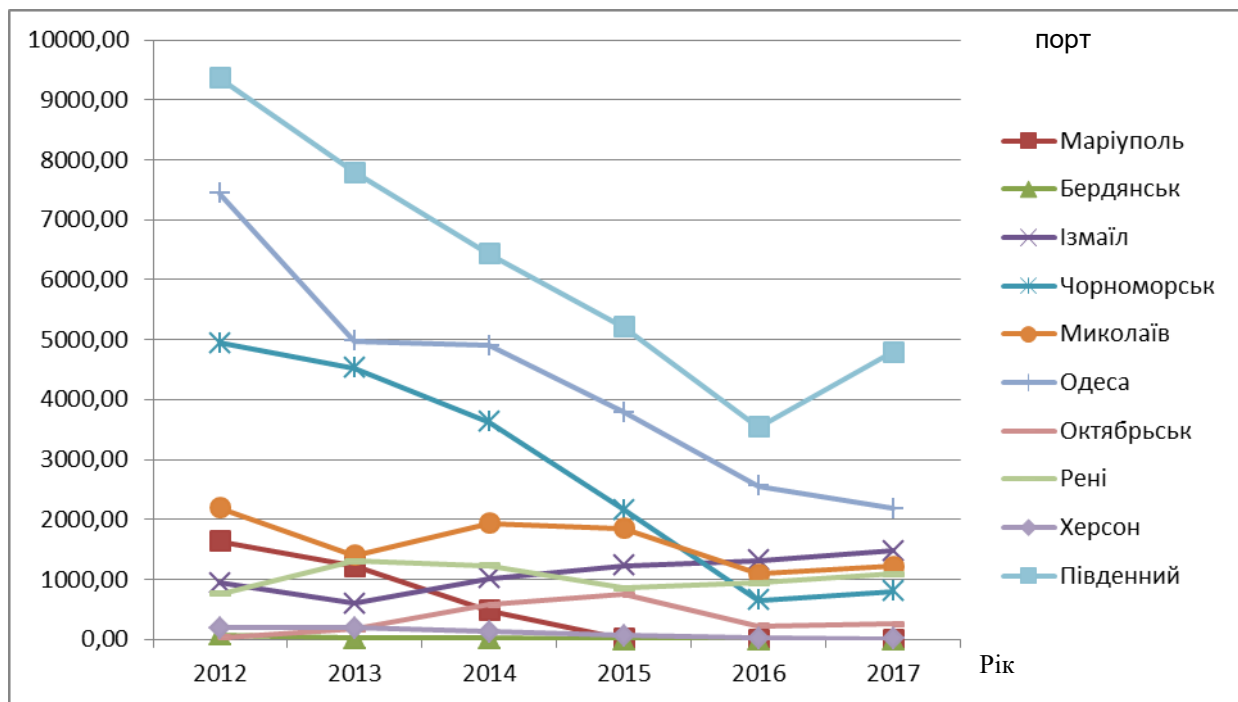


Рис. 5. Графік зміни транзитних перевезень у морських портах України за 2012–2017 рр.

Таким чином, простежуються тенденції дерегуляції транзитних вантажопотоків у морських портах України в період з 2012 по 2017 рр. (рис. 6). Можна

побудувати прогностичні тренди змін (дерегуляції) транзитних вантажопотоків за методикою [3, 10].

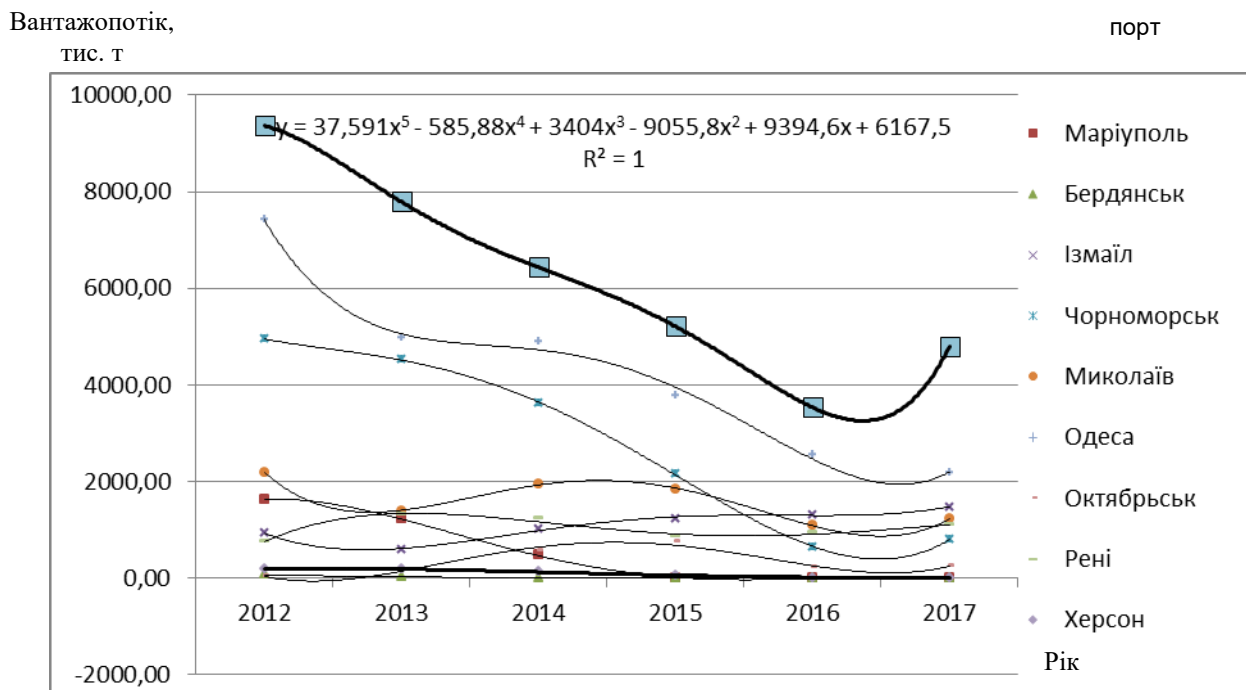


Рис. 6. Тенденції дерегуляції роботи морських портів України по одному напрямку вантажопотоку – транзиту за останні 6 років, по роках (2012–2017)

Виділено тренд зміни вантажопотоку транзитних вантажів морського порту

Південний як найбільшого в Україні, який можна подати у вигляді

$$Y = 37,591x^5 - 585,88x^4 + 3404x^3 - 9055,8x^2 - 9394,6x + 6167,5 . \quad (3)$$

Так, морський порт Бердянськ втратив 448,7 тис. т вантажопотоку та недоотримав портових зборів до кінця 2017 р. в сумі 206 тис. дол. США (5603,2 тис. грн). Маріупольський порт у 2017 р. втратив 705 тис. т вантажопотоку і недоотримав портових зборів коло 3,5 млн грн. Фактично збитки виражаються у втраті вантажопотоку і, як наслідок, недоотриманні портових зборів у морських портах Маріуполь і Бердянськ [11].

Тому Уряд України зараз націлений на залучення інвесторів у портову галузь і вже робить конкретні кроки в цьому

напрямку. Наприклад, компанія R&O Maritime, що на 100 % належить найбільшому світовому портовому оператору DP World Group, у січні 2018 р. почала працювати в Україні, за інформацією прес-служби інвестиційної компанії SD Capital (усі компанії зареєстровані у ОАЕ). Основою для залучення інвесторів у портову галузь є Закон «Про морські порти України» [13].

Зазначається, що R&O Maritime буде надавати буксирні послуги в морському порту Південний – компанія отримала контроль над українською буксирною

компанією LB Shipping. Співінвестором угоди виступила інвестиційна компанія SD Capital [12].

Висновки. Аналіз дерегуляційних тенденцій у морських портах України виявив, що зміни номенклатури й обсягів вантажопотоків суттєво впливають на ефективність роботи транспортної інфраструктури портів. Оцінка дерегуляційних змін потоків вантажів, що проходять через морські порти України, дасть змогу поліпшити їх структуру, обрати раціональний напрямок підвищення ефективності роботи морської галузі.

Зростання потоків вантажів у морських портах знижує дерегуляційний вплив, тому великі порти України в цих умовах працюють більш ефективно. З огляду на це, слід концентрувати перевалку вантажів у великих морських портах і переорієнтуватися на них, при цьому збільшивши вантажопотоки з усіх регіонів України. Розвиток транспортних систем морських портів призводить до необхідності проведення подальших досліджень взаємозв'язків матеріальних, інформаційних та інших логістичних потоків України, а також окремих її регіонів.

Список використаних джерел

1. Кудрина Л. Вадим Бойченко о средней зарплате в Мариуполе и других актуальных вопросах. *Приазовский рабочий*, 2016. № 104. С. 3.
2. Офіційний сайт Державного підприємства «Адміністрація морських портів України». Розділ «Показники роботи». База даних 2013–2017. URL: <http://uspa.gov.ua/ru/pokazateli-raboty> (дата звернення: 15.02.2019).
3. Рихтер К. Ю. Транспортная эконометрия: пер. с нем. М. : Транспорт, 1982. 317 с.
4. Ницевич А., Мельников Н. Стране нужна стратегия приватизации портов. *Порты Украины*, 2016. № 5. С. 36-37.
5. Берестовой А. М., Зинченко С. Г., Хлопецкая Л. Ф. Проблемы эксплуатации и ремонта объектов транспортно-технологической системы морского порта в условиях его развития. *Судовождение* : Сб. науч. трудов. Одесса, 2016. Вып. 26. С. 175-182.
6. Казанская Л. Ф., Богомолова А. В. Повышение эффективности грузовых перевозок на фоне роста конкуренции. *Социально-экономические проблемы*: сб. Петербург. госуд. ун-та путей сообщения. СПб, 2012. № 4. С. 157–165.
7. Васьков Ю. Ю. Концессия является понятной для всех. – 20 сентября 2012. Сайт ЦФТС. URL: <http://cfts.org.ua/opinions/47670> (дата обращения: 02.03.2018).
8. S. Kwan, Kim. The Korean miracle (1962-1980) revisited: myths and realities in strategy and development. *Kellogg Institute at the University of Notre Dame: Working Paper*, 1991. № 166. P 63.
9. Ільницький Д. О., Зінченко С. Г. Пошук ідеальної моделі транспортно-технологічної системи порту: компетентнісний вимір. *Вісник Одеського національного університету. Серія: Економіка*. Одеса, 2017. Т. 22. Вип. 5 (58). С. 87–97.
10. Зинченко С. Г. Контроллинг эксплуатации и ремонта объектов транспортно-технологической системы морского порта в условиях дерегуляции перевозки грузов и наличия суброгационного оборудования. Мариуполь : ООО «ППНС», 2017. 159 с.
11. На четвертому році спорудження окупантами Керченського мосту Омелян заявив, що будівництво має бути «терміново зупинене». Сайт «Морские бизнес-новости Украины». URL: <http://www.maritimebusinessnews.com.ua/news/news/2017/11/29/30803.html> (дата звернення: 20.12.2017).

12. Мировой портовый оператор зашел в Украину. Сайт «Корреспондент.нет». URL: <https://korrespondent.net/business/companies/3925425-myrovoi-portovyi-operator-zashel-v-ukraynu> (дата обращения: 08.09.2018).

13. Про морські порти України: Закон України від 17.05.2012 р. № 4709-VI. Сайт Верховної Ради України. URL: <http://zakon2.rada.gov.ua/laws/show/4709-17> (дата звернення: 10.01.2019).

14. Как развивать порт: 10 ответов порта Клайпеда. Сайт ЦФТС. URL: http://cfts.org.ua/spetsproekty/kak_razvivat_port_10_otvetov_porta_klaypeda (дата обращения: 01.11.2018).

Зінченко Сергій Георгійович, канд. екон. наук, доцент кафедри управління персоналу та економіки праці
Маріупольського інституту Міжрегіональної академії управління персоналом. Тел.(067) 713-26-38.
E-mail: s-zinchenko@ukr.net. ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7761-7429>.

Zinchenko Sergii, PhD (Econ.), Associate Professor, Department of Personnel Management and Labor Economics of
the Mariupol Institute of the Interregional Academy of Personnel Management. Tel.(067) 713-26-38.
E-mail: s-zinchenko@ukr.net. ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7761-7429>.

Статтю прийнято 27.02.2019 р.

УДК 62-9

**ОСОБЛИВОСТІ РОБОТИ УНІВЕРСАЛЬНОГО ТЕХНОЛОГІЧНОГО КОМПЛЕКТУ
МАЛОГАБАРИТНОГО ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ БЕЗОПАЛУБНОГО БЕТОНУВАННЯ**

Д-р техн. наук І. А. Ємельянова, асист. Д. О. Чайка, асп. Д. Ю. Субота (ХНУБА)

**FEATURES OF THE UNIVERSAL TECHNOLOGICAL SET OF SMALL-SIZED
EQUIPMENT FOR FORMWORKLESS CONCRETING**

**D. Sc. (Tech.) I. A. Emelyanova, assistant lecturer D. O. Chaika,
postgraduate student D. Y. Subota**

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169477>

У статті розглядається технологічний комплект малогабаритного обладнання для безопалубного бетонування з урахуванням впливу на його роботу коефіцієнта заповнення об'єму корпусу бетонозмішувача, який у цьому комплекті прийнято за базову машину.

Запропоновано залежність для визначення коефіцієнта заповнення об'єму корпусу змішувача K_{30} виходячи з особливостей роботи запропонованого комплекту, при роботі якого усі технологічні операції суміщаються у часі. При цьому продуктивність змішувача $P_{техн. бзм}$ дорівнює продуктивності універсального шлангового бетононасоса $P_{техн. бн}$, що є обов'язковою умовою стабільної роботи комплекту.

Надано результати планованого експерименту, який використано при дослідженні залежності $K_{30} = f(d_{шл.}, n_1, n_2, R)$. Обґрунтовано ефективність експлуатації комплекту, що пропонується, з максимальною продуктивністю при забезпеченні $K_{30} = 0,70 \dots 0,71$.

Ключові слова: комплект малогабаритного обладнання, коефіцієнт заповнення об'єму корпусу бетонозмішувача, шланговий бетононасос.

The article deals with the technological set of small-sized equipment for shotcrete works taking into account the influence on its operation of the coefficient of filling the volume of the concrete mixer bin. The concrete mixer in this set is accepted as the base machine.

The kit consist of the dosing unit, the concrete mixer unit, the universal hose concrete pump, the hydraulic drive unit, the control panel, equipment for shotcrete works. The basis for the creation of such a kit is a structural scheme: "the dosing unit - a component weighing bin - a concrete mixer - a receiving tray - a hose concrete pump - a pipeline with a working nozzle that has a ring nozzle".

The first experience of using separate technological kits emphasized their versatility of use directly at the construction site.

In this regard, it is possible to determine their use for:

- transportation of wet building mixes and carrying out of the shotcrete works;
- repair and reconstruction of existing buildings and structures;
- concreting floors, safes;
- carrying out formworkless concreting when laying monolithic reinforced concrete and the manufacture of reinforced concrete structures and products.

The dependence for determining the coefficient of filling the volume of the bin of the mixer K_{30} is proposed based on the peculiarities of the work of the proposed set, in which all technological operations are combined in time.

At the same time, the capacity of the mixer $\Pi_{\text{мехн. бзм}}$ is equal to the capacity of the universal concrete pump $\Pi_{\text{мехн. бн}}$, which is a prerequisite for the stable operation of the kit.

The results of the planned experiment are presented, which is used in the research of the dependence of $K_{30} = f(d_{\text{шт.}}, n_1, n_2, R)$. The efficiency of operation of the offered kit with the maximum productivity at maintenance of $K_{30} = 0,70 \dots 0,71$ is justified.

Keywords: set of small-sized equipment, coefficient of filling the mixer bin volume, hose concrete pump.

Вступ. Безопалубне бетонування ґрунтується на технології торкретування. Сутність методу базується на пошаровому укладанні торкрет-бетону.

З цих позицій заслуговують на увагу комплекти, в склад яких включено обладнання мокрого торкретування, яке забезпечується універсальним безпоршневим шланговим бетононасосом.

Технологічні комплекти малогабаритного обладнання відрізняються від комплексів тим, що характеризуються наявністю загальної рами, на якій розміщені окремі машини, що дають змогу виконання окремих операцій поєднати у часі і суттєво підвищити продуктивність будівельних робіт (до 20...30 %) при зниженні енерговитрат до 20...25 %.

Перший досвід окремих технологічних комплектів підкреслив їх універсальність використання безпосередньо на будівельному майданчику, у зв'язку з цим можна визначити такі галузі їх використання:

- транспортування будівельних сумішей та виконання торкрет-робіт;
- виконання ремонтних робіт та робіт з реконструкції діючих будинків і споруд;
- бетонування підлог, сейфів;
- проведення безопаубного бетонування при укладанні монолітного залізобетону і виготовленні залізобетонних конструкцій і виробів.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. У сучасному будівництві відомі кілька видів бетонних робіт в умовах будівельного майданчика:

- за допомогою знімальної опалубки;
- за допомогою пневматичної незнімальної опалубки;
- при безопаубному бетонуванні.

Для бетонування за допомогою знімальної опалубки використовуються комплекси обладнання на базі автомобільних або стаціонарних поршневих бетононасосів високої продуктивності (4–200 м³/год) [1, 2].

Основними недоліками використання знімальної опалубки є:

- висока трудомісткість використання такої опалубки;
- висока матеріаломісткість;
- складність виготовлення криволінійних конструкцій в умовах будівельного майданчика;
- низька оборотність опалубки;
- необхідність використання обладнання для ущільнення бетонної суміші.

Принцип бетонування за допомогою пневматичної опалубки застосовується в житловому, громадському та промислового будівництві в США і Західній Європі. Відомі планувальні рішення житлових будинків від 30 м² до 600 м², громадських будівель шкіл і церков, концертних залів, складських будівель [3].

При цьому способі бетонна суміш готується в одновальному змішувачі з гідравлічним приводом «The Monolithic Concrete Mixer» на будівельному майданчику і наноситься способом мокрого торкретування на внутрішню поверхню купола. Але для застосування пневматичної опалубки характерні такі недоліки:

- складність створення такої опалубки;

- обмеженість у виборі форм об'єкта, що споруджується;

- підвищена увага до вибору будівельної хімії для забезпечення адгезії мембрани із пінополіуретановим шаром, який дозволяє уникнути відшарування і обвалення шару при зведенні купола.

При безопалубному бетонуванні створюється самонесучий остов, що складається з просторового арматурного каркаса і незнімних вкладишів-пустотоутворювачів, що дає змогу зробити жорстку конструкцію з мінімальними витратами на її виготовлення [4]. Укладання бетонної суміші на каркас здійснюється способом мокрого торкретування з використанням технологічних комплектів малогабаритного обладнання, які складаються із машин-модулів нових конструктивних рішень.

Один із таких комплектів розглядається в цій статті.

Визначення мети та завдання дослідження. Можливість використання пропонованого комплекту малогабаритного обладнання для безопалубного бетонування з максимальною продуктивністю при обґрунтованому значенні коефіцієнта заповнення об'єму робочого простору бетонозмішувача (завантажувального бункера) K_{30} з урахуванням конкретних умов виконання робіт.

Об'єктом досліджень є процеси безопалубного бетонування з використанням технологічного комплекту з максимальною продуктивністю.

Предметом досліджень є технологічний комплект малогабаритного обладнання для безопалубного бетонування.

Завдання дослідження:

1) розкрити конструктивні особливості технологічного комплекту малогабаритного обладнання, який пропонується для використання при безопалубному бетонуванні;

2) знайти залежність для визначення коефіцієнта заповнення об'єму корпусу змішувача в технологічному комплекті за умов, що змішувач є базовою машиною комплекту;

3) провести експериментальні дослідження коефіцієнта заповнення об'єму K_{30} з метою його обґрунтованого попереднього визначення при використанні комплекту з максимально можливою продуктивністю при виконанні будівельних робіт;

4) визначити умови стабільної роботи комплекту малогабаритного обладнання, що розглядається.

Основна частина дослідження. В основу створення комплекту покладено структурну схему: «дозувальний вузол – проміжний бункер – бетонозмішувач – приймальний лоток – універсальний безпоршневий шланговий бетононасос – трубопровід із робочим соплом, який має кільцевий насадок». Наявність робочого сопла дає змогу за допомогою такого комплекту виконувати торкрет-роботи мокрим способом.

Технологічний комплект малогабаритного обладнання для безопалубного бетонування, що подано на рис. 1, складається із дозувального вузла 1, проміжного бункера 2, віддозованих компонентів бетонної суміші, яка буде готуватися, завантажувального бункера (корпусу)-змішувача 3 із робочим органом 4 у вигляді горизонтального стрічково-лопатевого вала, приймального лотка 5 готової бетонної суміші із бункера-змішувача в універсальний безпоршневий шланговий бетононасос 6 [9, 16].

Усе обладнання технологічного комплекту розміщено на загальній рамі 7, яке для виконання торкрет-робіт оснащено соплом 8 із кільцевим насадком. Технологічний комплект може мати як механічний, так і гідравлічний привод. Продуктивність комплекту визначається продуктивністю базової машини. В даному випадку за базову машину прийнято бетонозмішувач, який, як і бетононасос, є

модулем комплексу, і який має працювати за умови $\Pi_{\text{техн.змішувача}} = \Pi_{\text{техн.бетононасос}}$.

Рухомість будівельних сумішей для комплексу $\Pi = 6 \dots 14$ см.

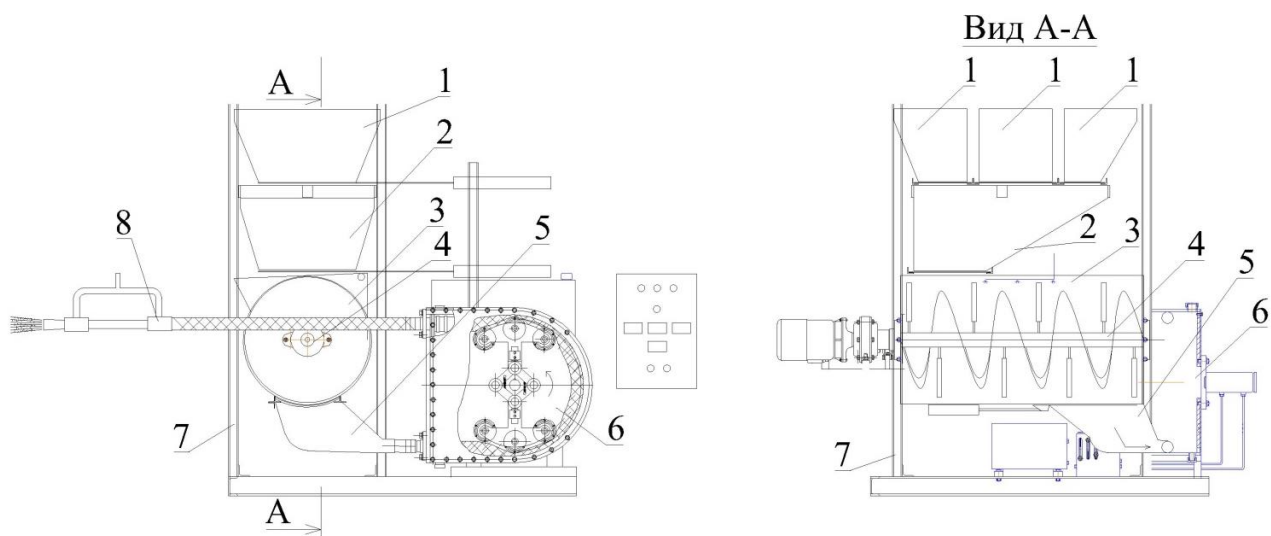


Рис. 1. Технологічний комплект малогабаритного обладнання для безопалубного бетонування при виконанні робіт способом мокрого торкретування

Принцип дії технологічного комплексу малогабаритного обладнання, що пропонується, такий: з дозувального вузла 1 почергово подаються та зважуються в проміжному бункері 2 компоненти суміші, що буде готуватися у змішувачі 3: щебінь, пісок і цемент у відповідній кількості з урахуванням складу бетонної суміші та робочого об'єму корпусу бункера-змішувача. Спочатку перемішуються сухі компоненти суміші, потім безпосередньо у корпус бункера-змішувача подається віддозована порція води [20].

Час завантаження сухими компонентами проміжного бункера 2 збігається з часом приготування порції суміші із раніш завантажених у змішувач складових, а час подачі готової суміші зі змішувача в бетононасос 6 збігається з часом завантаження сумішшю робочого торкрет-сопла, за допомогою якого в цей самий час здійснюється набрызкбетонування поверхні способом мокрого торкретування. На завершальному етапі для забезпечення нормальної роботи

бетононасоса необхідно об'єм суміші у проміжному бункері, в порівнянні з первинним, збільшити на 10...20 %.

Усі технологічні операції суміщені у часі, що дає можливість на 15...20 % скоротити витрати енергії і на 20...25 % підвищити продуктивність будівельних робіт.

Поопераційно увесь технологічний процес автоматизовано. Контролер дозволяє задавати необхідну рецептуру суміші, яку потрібно приготувати [15].

Універсальність технологічного комплексу обладнання визначається його можливостями використання в умовах будівельного майданчика:

- для повноцінного зведення будинків і споруд із монолітного залізобетону при безопалубному бетонуванні;
- виготовлення залізобетонних конструкцій та виробів складної геометричної форми;
- приготування будівельних сумішей різного призначення;

- транспортування рухомих і малорухомих будівельних сумішей.

Результати досліджень. Технологічний комплект малогабаритного обладнання для безопалубного бетонування в умовах зведення будинків і споруд із монолітного залізобетону ефективно може використовуватися при обґрунтованому підході та урахуванні конкретних умов виконання робіт. Продуктивність комплексу залежить від продуктивності його базової машини. У випадку, коли за базову машину комплексу приймається бетонозмішувач, для досягнення його експлуатації із максимальною продуктивністю слід урахувувати коефіцієнт заповнення компонентами суміші робочого об'єму змішувача K_{30} .

Коефіцієнт заповнення об'єму корпусу змішувача K_{30} можна визначити виходячи із умови, що в комплекті продуктивності базових машин-модулів між собою рівні.

У такому випадку для технологічного комплексу малогабаритного обладнання, що пропонується, коефіцієнт заповнення об'єму корпусу змішувача K_{30} при безперервній його роботі визначається як:

$$K_{30} = \frac{S_{шл} \times V_{1cp} \times K_1 \times K_2 \times K_3}{V_{2cp} \times (\epsilon_1 z_1 + \epsilon_2 z_2) \cos \alpha (R - r)}, \quad (1)$$

де $S_{шл}$ – площа перерізу шланга в корпусі бетононасоса;

V_{1cp} – середня швидкість руху бетонної суміші по гнучкому шлангу в корпусі бетононасоса;

K_1, K_2, K_3 – відповідно коефіцієнти, що враховують наявність пульсацій тиску при нагнітанні суміші бетононасосом, умови подачі суміші, надійність роботи бетононасоса;

V_{2cp} – середня швидкість обертання робочого органа змішувача – стрічково-лопатевого вала;

ϵ_1, ϵ_2 – відповідно ширина робочої частини витка стрічки вала (ϵ_1) та лопатки вала (ϵ_2);

z_1, z_2 – відповідно кількість витків стрічки вала та лопаток вала;

$\alpha = \alpha_1 = \alpha_2$ – кут установлення витків стрічки та лопаток на валу відносно його горизонтальної осі [18];

R, r – відповідно максимальний та мінімальний радіуси стрічково-лопатевого вала.

Таким чином, коефіцієнт заповнення об'єму змішувача K_{30} залежить як від конструктивних параметрів модулів технологічного комплексу, так і їх робочих швидкостей, на що слід звертати увагу при розробленні технологічних комплектів малогабаритного обладнання безопалубного бетонування високої ефективності.

Дослідження коефіцієнта заповнення об'єму $K_{30}(Y)$ з метою його обґрунтованого попереднього значення проведено за допомогою планованого експерименту. Як основні незалежні фактори прийнято:

X_1 – діаметр шланга у корпусі безпоршневого бетононасоса d , м;

X_2 – частота обертання ротора бетононасоса n_1 , $хв^{-1}$;

X_3 – частота обертання стрічково-лопатевого вала бетонозмішувача n_2 , $хв^{-1}$;

X_4 – радіус стрічково-лопатевого вала змішувача по торцю лопатки R , м.

Діапазони варіювання змінними подано в табл. 1.

Матриця планування з результатами виконаних розрахунків наведена в табл. 2.

У результаті проведених розрахунків отримано рівняння множинної регресії для чотирьох незалежних факторів:

$$Y_1 = 1.071 + 0.531 \cdot X_2 - 0.811 \cdot X_3 - 0.284 \cdot X_4 + 0.036 \cdot X_1^2 - 0.036 \cdot X_2^2 + 0.426 \cdot X_3^2 - 0.395 \cdot X_2 \cdot X_3 - 0.191 \cdot X_2 \cdot X_4 + 0.207 \cdot X_3 \cdot X_4. \quad (2)$$

Таблиця 1

Діапазони варіювання змінними

Характеристика	Кодове значення фактора	Діаметр шланга d, м	Частота обертання ротора бетононасоса n_1 , xv^{-1}	Частота обертання стрічково-лопатевого вала n_2 , xv^{-1}	Радіус стрічково-лопатевого вала по торцю лопатки R, м
Основний рівень	x_j^0	0.05	45	50	0,23
Інтервал варіювання	Δx_j	0.025	25	30	0,03
Верхній рівень	+1	0.075	70	80	0,26
Нижній рівень	-1	0.025	20	20	0,2
Зоряні точки	-1,414	0.01465	10	8	0,188
	+1,414	0.08535	80	92	0,272

Таблиця 2

Матриця планування

№	Фактори								Функція відгуку
	x_1	Знач.	x_2	Знач.	x_3	Знач.	x_4	Знач.	Y
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	-1	0,025	-1	20	-1	20	-1	0,2	1,087
2	+1	0,075	-1	20	-1	20	-1	0,2	1,087
3	-1	0,025	+1	70	-1	20	-1	0,2	3,806
4	+1	0,075	+1	70	-1	20	-1	0,2	3,806
5	-1	0,025	-1	20	+1	80	-1	0,2	0,272
6	+1	0,075	-1	20	+1	80	-1	0,2	0,272
7	-1	0,025	+1	70	+1	80	-1	0,2	0,951
8	+1	0,075	+1	70	+1	80	-1	0,2	0,951
9	-1	0,025	-1	20	-1	20	+1	0,26	0,597
10	+1	0,075	-1	20	-1	20	+1	0,26	0,597
11	-1	0,025	+1	70	-1	20	+1	0,26	2,091
12	+1	0,075	+1	70	-1	20	+1	0,26	2,091
13	-1	0,025	-1	20	+1	80	+1	0,26	0,149
14	+1	0,075	-1	20	+1	80	+1	0,26	0,149
15	-1	0,025	+1	70	+1	80	+1	0,26	0,523
16	+1	0,075	+1	70	+1	80	+1	0,26	0,523
17	-1,41	0.01465	0	45	0	50	0	0,23	0,709
18	+1,41	0.08535	0	45	0	50	0	0,23	0,709
19	0	0,05	-1,41	10	0	50	0	0,23	0,158
20	0	0,05	+1,41	80	0	50	0	0,23	1,261
21	0	0,05	0	45	-1,41	8	0	0,23	4,432
22	0	0,05	0	45	+1,41	92	0	0,23	0,385
23	0	0,05	0	45	0	50	-1,41	0,188	1,132
24	0	0,05	0	45	0	50	+1,41	0,272	0,486

Продовження табл. 2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
25	0	0,05	0	45	0	50	0	0,23	0,709
26	0	0,05	0	45	0	50	0	0,23	0,709
27	0	0,05	0	45	0	50	0	0,23	0,709
28	0	0,05	0	45	0	50	0	0,23	0,709
29	0	0,05	0	45	0	50	0	0,23	0,709
30	0	0,05	0	45	0	50	0	0,23	0,709
31	0	0,05	0	45	0	50	0	0,23	0,709

На рис. 2 подано графічну залежність K_{30} від частоти обертання ротора бетононасоса, а на рис. 3 – від частоти

обертання стрічково-лопатевого вала змішувача.

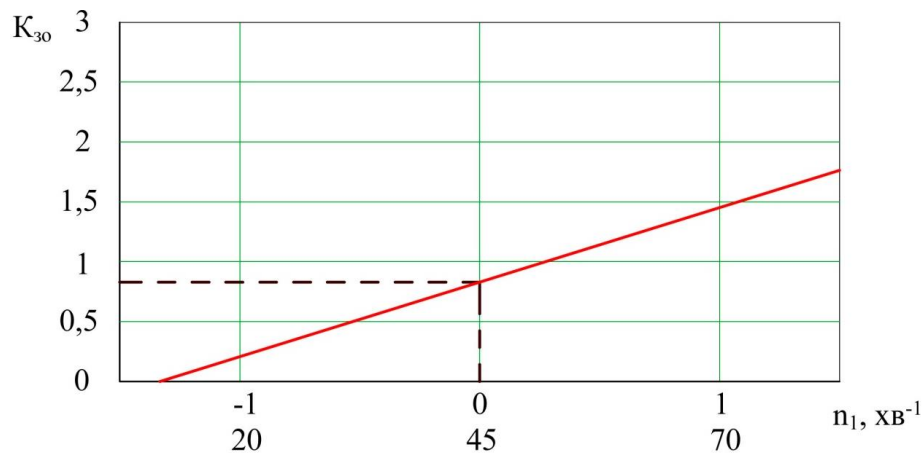


Рис. 2. Залежність коефіцієнта заповнення об'єму корпусу бетонозмішувача від частоти обертання ротора бетононасоса

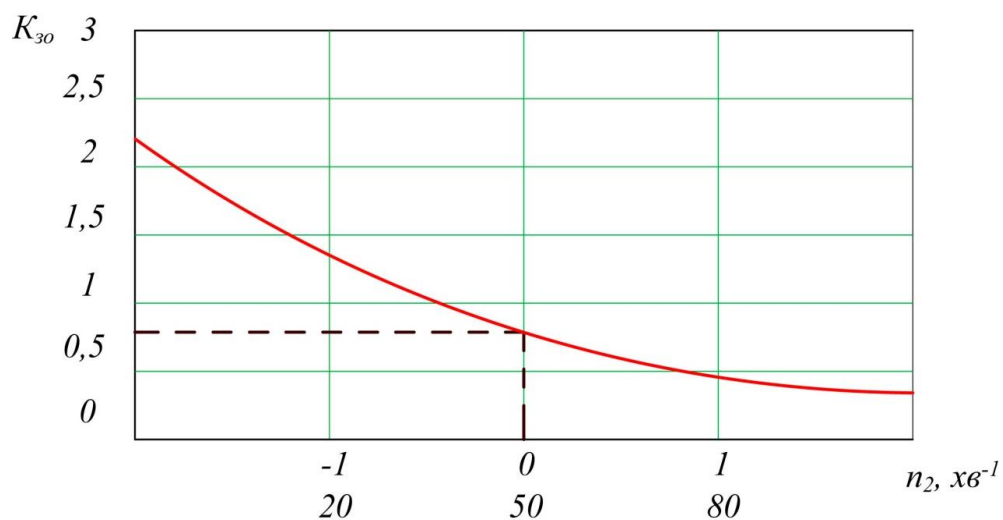


Рис. 3. Залежність коефіцієнта заповнення K_{30} об'єму корпусу бетонозмішувача від частоти обертання його стрічково-лопатевого вала

Характер графічних залежностей свідчить про те, що $K_{30} = f(n_1)$ є у прямій пропорційності від параметра n_1 , у той час, коли $K_{30} = f(n_2)$ обернено пропорційно залежить від n_2 .

Результати досліджень указують на те, що найкращі умови для приготування бетонних сумішей у робочому просторі змішувача одержані при $K_{30} = 0,70 \dots 0,71$.

Аналіз результатів виконаних розрахунків, які подано в табл. 2, та графічних залежностей (рис. 2, 3) показує, що для даного технологічного комплексу малогабаритного обладнання, який подано на рис. 1, найкращі умови експлуатації створюються: при частоті обертання ротора бетононасоса $n_{рбн} = 45 \text{ хв}^{-1}$, частоті обертання стрічково-лопатевого вала змішувача $n_{бзм} = 50 \text{ хв}^{-1}$, радіусі стрічково-лопатевого вала по торцю лопатки $R = 0,23 \text{ м}$. При цьому $K_{30} = 0,70 \dots 0,71$. Розрахунки зроблено при таких незмінних параметрах робочого процесу:

об'єм корпусу бетонозмішувача – $0,08 \text{ м}^3$;

$$e_1 = 0,05 \text{ м};$$

$$e_2 = 0,05 \text{ м};$$

$$z_1 = 4;$$

$$z_2 = 11;$$

$$r = 0,05 \text{ м};$$

$$K_1 = 1,36;$$

$$K_2 = 0,7;$$

$$K_3 = 0,9.$$

З використанням вищевказаних параметрів, як показали результати проведених досліджень, спостерігається стабілізація умов роботи технологічного комплексу. Вказані технологічні параметри та режими роботи комплексу можуть бути рекомендовані для безопалубного бетонування з використанням способу мокрого торкретування. При цьому має бути узгодженість між частотами обертання стрічково-лопатевого вала змішувача та ротора бетононасоса при максимально можливому коефіцієнті

заповнення об'єму K_{30} з урахуванням конкретних умов проведення робіт.

Таким чином, технологічний комплект, що розглядається, може використовуватися в умовах будівельного майданчика з максимальною продуктивністю ($K_{30} \rightarrow 1$) при злагодженій роботі змішувача та бетононасоса, які входять у комплект як модулі.

Проведені дослідження дають можливість виважено та обґрунтовано підійти до впровадження запропонованого технологічного комплексу у будівництво, використовуючи усі можливості для його експлуатації із максимальною продуктивністю, на яку суттєвий вплив має коефіцієнт заповнення об'єму корпусу бетонозмішувача масою компонентів суміші, що є робочим середовищем для виконання безопалубного бетонування.

Висновки:

1. Пропонується новий високоефективний технологічний комплект малогабаритного обладнання для безопалубного бетонування.

2. Доведено вплив коефіцієнта заповнення об'єму корпусу змішувача на продуктивність технологічного комплексу.

3. Визначено найкращі умови для стабільної роботи запропонованого технологічного комплексу обладнання при $K_{30} = 0,70 \dots 0,71$ з відповідною продуктивністю: частота обертання ротора бетононасоса $n_1 = 45 \text{ хв}^{-1}$, частота обертання стрічково-лопатевого вала змішувача $n_2 = 50 \text{ хв}^{-1}$, радіус стрічково-лопатевого вала по торцю лопатки $R = 0,23 \text{ м}$.

4. Суміщення усіх технологічних операцій у часі при використанні нового технологічного комплексу малогабаритного обладнання дає змогу:

- скоротити на 15...20 % витрати енергії;

- підвищити продуктивність будівельних робіт на 20...25 %.

Список використаних джерел

1. Технические характеристики автобетононасосов Putzmeister. URL: <http://www.putzmeister.ru/betononasosy-harakteristiki/> (дата обращения: 12.02.2019).
2. Торкрет установки. URL: http://aliva.pro/torkret_ustanovki/ (дата звернення: 12.02.2019).
3. The Monolithic Dome : URL: <https://www.monolithic.org/domes> (дата звернення: 12.02.2019).
4. Бугаевский С. А. Способ возведения элементов зданий криволинейной формы. *Науковий вісник будівництва*. Харків, 2015. Т. 80, № 2. С. 116-126.
5. Kyle A. Riding, JanVosahlik, DimitriFeys, TravisMalone, Will Lindquist. Best practices for concrete pumping.: A Report on Research. №. K-TRAN: KSU-14-2. Desember 2016. Kansas : Department of Transportation, 2016. 122 p.
6. Stefan Jacobsen, Jon Håvard Mork, Siaw Foon Lee, Lars Haugan Pumping of concrete and mortar – State of the art. COIN Project report 5. : SINTEF Building and Infrastructure, 2008. 46 p.
7. Myoungsung Choi, Chiara F. Ferraris, Nicos S. Martys, Van K Bui, H.R. Trey Hamilton, Didier Lootens. Research Needs to Advance Concrete Pumping Technology : NIST Technical Note 1866, May 2015. 30 p.
8. Емельянова И. А., Задорожный А. А., Гузенко С. А., Меленцов Н. А. Двухпоршневые растворобетононасосы для условий строительной площадки : монография. Харьков : Тимченко А.Н., 2011. 196 с.
9. Пат.112585 України. Універсальний шланговий бетононасос: F04 B43/12 (2006.01), F04 B15/02 (2006.01). Опубл. 26.09.2016, Бюл. № 18.
10. Емельянова И. А., Чайка Д. О. Беспоршневые универсальные бетононасосы нового конструктивного решения с гидравлическим приводом для условий строительной площадки. *Збірник наукових праць українського державного університету залізничного транспорту*. Харків, 2016. Вип. 159. С. 33–39.
11. Emeljanova I., Andrenko P., Chayka D. Determination of Capacities of Concrete mix transportation by Universal Hydraulic Hose concrete pumps under the conditions of construction site. *Norwegian Journal of development of the International Science. Technical Science*. Oslo, 2017. Vol. 1, № 3. P. 84–90.
12. Емельянова И. А., Чайка Д. О. Оцінка надійності безпоршневого шлангового універсального бетононасоса на стадії його проектування. *Збірник наукових праць українського державного університету залізничного транспорту*. Харків, 2016. Вип. 162. С. 5–11.
13. Налимов В. В., Чернова Н. А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. Москва : Наука, 1965. 340 с.
14. Грифф М. И., Олитский В. С., Ягудаев Л. М. Транспорт для строительного комплекса. Автобетоносмесители. Автобетононасосы. Стационарные бетононасосы: справочник; под общ. ред. М. И. Гриффа. Москва : АСВ, 2007. Вып. 12. 296 с.
15. Бетоносмеситель с самогрузкой CARMIX ONE. URL : https://carmix.pro/carmix/carmix_one (дата обращения: 14.02.2019).
16. Emeljanova I., Virchenko V., Chayka D. Wet shotcrete process using a new set of small-sized equipment for concreting formless computer simulation: *International Journal of Engineering and Technology (UAE)*, 2018. Vol. 7 (3.2). P. 97–101.
17. Емельянова И. А., Чайка Д. О., Кабанец Д. С. Створення технологічного комплексу малогабаритного обладнання з безпоршневим бетононасосом для умов будівельного

майданчика. *Комунальне господарство міст. Технічні науки та архітектура*: наук.-техн. зб. Харків, 2017. Вип. 137. С. 98–103.

18. Emeljanova I, Blazhko V., Shatobhin V., Chayka D., Kabanets D. Features of creation of universal technological sets of the small-sized equipment for conditions of a building site. *Науковий вісник будівництва*. Харків, 2017. Т. 90, № 4. С. 136–145.

19. Ємельянова І. А., Чайка Д. О., Субота Д. Ю., Мачуга О. С. Універсальний технологічний комплект малогабаритного обладнання для повноцінного 3d друкування об'єктів будівництва. *Науковий вісник будівництва*. Харків, 2018. Т. 91, № 1. С. 165–170.

20. Першина С. В., Каталымов А. В., Однолько В. Г., Першин В. Ф. Весовое дозирование зернистых материалов: науч. изд. Москва : Машиностроение, 2009. 260 с.

21. Емельянова И.А., Шевченко В. Ю., Асанов В. В. Оборудование для приготовления и уплотнения фибробетонных смесей : монография. Харьков : Тим Паблиш Груп, 2015. 124 с.

Ємельянова Інга Анатоліївна, д-р техн. наук, професор кафедри механізації будівельних процесів Харківського національного університету будівництва та архітектури. Тел.+38-050-325-26-84.

E-mail:emeljanova-inga@ukr.net.

Чайка Денис Олегович, асистент кафедри механізації будівельних процесів Харківського національного університету будівництва та архітектури. Тел.+38-097-912-29-91. E-mail:d.chayka93@gmail.com.

Субота Дмитро Юрійович, аспірант кафедри механізації будівельних процесів Харківського національного університету будівництва та архітектури. Тел.+38-067-78-79-427. E-mail: dm.subota@gmail.com.

Emeljanova Inga Anatolievna, D. Sc. (Tech.), professor, Department of Mechanization of Construction Processes of the Kharkov National University of Construction and Architecture. Тел.+38-050-325-26-84.

E-mail:emeljanova-inga@ukr.net.

Chayka Denis Olegovich, assistant lecturer, Department of Mechanization of Construction Processes of the Kharkov National University of Construction and Architecture. Тел.+38-097-912-29-91.

E-mail:d.chayka93@gmail.com.

Subota Dmytro Yuriyovych, postgraduate student, Department of Mechanization of Construction Processes of the Kharkov National University of Construction and Architecture. Тел.+38-067-78-79-427.

E-mail: dm.subota@gmail.com.

Статтю прийнято 01.03.2019 р.

ТЕПЛОЕНЕРГЕТИКА (144)

УДК 697.92: 697.95

**ЗНИЖЕННЯ ВОЛОГОСТІ В ТУНЕЛЯХ КП «КИЇВСЬКИЙ МЕТРОПОЛІТЕН»
ШЛЯХОМ ЗМІНИ РЕЖИМІВ РОБОТИ ВЕНТИЛЯЦІЙНИХ УСТАНОВОК**

Старш. наук. співроб. А. І. Дейнеко, д-р техн. наук П. Г. Круковський,
мол. наук. співроб. Д. І. Скляренко, М. М. Федотов, канд. техн. наук О. Ю. Тадля

**REDUCTION OF HUMIDITY IN TUNNELS OF KIEV METROPOLITEN, BY
CHANGING THE OPERATION MODES OF VENTILATION INSTALLATIONS**

**A. I. Deineko, D. Sc. (Tech.) P. G. Krukowsky, D. I. Skliarenko, M. M. Fedotov,
PhD (Tech.) O. Yu. Tadlia**

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169636>

У статті проаналізовано експериментальні значення відносної вологості тунельного повітря службових з'єднувальних гілок КП «Київський метрополітен» при роботі тунельної вентиляції відповідно до діючих графіків. Для дотримання нормованого значення вологості тунельного повітря запропоновано зміну режимів роботи вентиляційних установок упродовж літнього періоду: з видалення на нагнітання. Експериментально підтверджено зниження вологості тунельного повітря при ввімкненні рекомендованого режиму роботи вентиляційних установок.

Ключові слова: відносна вологість, повітря, мікроклімат, тунель, гілка, метрополітен.

The implementation of the operation modes of the ventilation system in accordance with the current schedules of the service interconnect lines (SIL) of the Kiev Metro consists of forcing air into the tunnels from the stations in the summer period.

The humidity of the tunnel air of the SIL between the Klovska-Maydan Nezalezhnosti-Khreshchatyk metro stations from April to October from 2005 to 2018 exceeds the permissible value of 75 % and sometimes reaches 100 % (fog).

The high humidity of the tunnel air significantly accelerates the processes of destruction of the rim walls of the tunnels and the corrosion of expensive equipment of the power supply system, which can cause a short circuit of the SIL electrical equipment and stop the movement of trains in the nearest worker lines.

The main reason for the high humidity of SIL tunnels in the summer period, as evidenced by the experimental data, is that the tunnel air from metro stations has higher an average absolute humidity at 2 g/kg compared to the air that is delivered from the ventilation tunnels in the SIL tunnels. Therefore, to reduce the relative humidity of the SIL tunnels air, has been proposed to delivery air from the environment into the tunnels, and not from the metro stations.

The analysis of the change in the average monthly value of the relative air humidity from April to August during the delivery of air from the environment into the tunnels has been carried out and it has been established that the relative humidity of the SIL tunnels air will not exceed the permissible value of 75 %.

In the existing schedules of the operation modes tunnel ventilation of SIL tunnels of the Kyiv Metro during the summer period recommended changing the operating modes of the ventilation units so that ambient air is forced into the SZG tunnels by ventilation units 115 and 229, and air from the tunnels is carried out by station fans. Approbation of the recommended operation modes of the ventilation systems was carried out, which led to a decrease in the humidity of the tunnel air in the range from 50 to 75 %.

Keywords: *relative humidity, air, microclimate, tunnel, branch, metro.*

Вступ. Розбудова міста Київ у мегаполіс спричинила зростання кількості населення, унаслідок чого постійно збільшується величина пасажиропотоку комунального підприємства (КП) «Київський метрополітен», яка на цей час становить близько 1,7 млн осіб/дн, що суттєво відрізняється від проектного значення. Зростання кількості пасажирів метрополітену призводить до збільшення виділення вологи в тунельному повітрі метрополітену і відповідно до підвищення навантаження на систему тунельної вентиляції, яка має забезпечувати нормоване значення відносної вологості тунельного повітря не більше 75 % [1]. За даними В. Я. Цодікова [2] була проведена оцінка виділення вологи від пасажирів: при середньому значенні пасажиропотоку 1816 осіб/год на одній станції метрополітену при диханні та потовиділенні від пасажирів за 18 год робочого дня виділяється вологи 3270 кг/дн (182 кг/год або 1200 т/р.). Крім того, у тунельне повітря додатково надходить волога від випаровування води при вологому прибиранні станцій (кожні 20 хв), митті тунелів (1 раз на рік – 15 т/км), протікання води через нещільності оправи стінок тунелів (постійно), калюж колійних лотків (постійно). Унаслідок інтенсивного виділення вологи в тунельному повітрі службових з'єднувальних гілок (СЗГ) між станціями метрополітену (ст. м.) Кловська–Майдан Незалежності–Хрещатик (рис. 1) з квітня по жовтень від 2005 по 2018 рр. спостерігається рівень вологості, вищий за

нормований: лежить у межах 85–95 % та іноді сягає 100 % (явище туману).

Реконструкція системи тунельної вентиляції СЗГ, що полягала у встановленні вентиляційних установок Zitron, останній раз була проведена у 2005 році та на основі рекомендацій проектною організацією було складено нові графіки роботи системи тунельної вентиляції для кожної з ліній метрополітену (червона – Святошинсько-Броварська лінія, зелена – Сирецько-Печерська лінія і синя – Куренівсько-Червоноармійська лінія), дотримання якого не вирішило проблеми високої вологості тунелів СЗГ.

Таким чином, у сучасних умовах постає постійна потреба в дотриманні нормованої вологості тунельного повітря, оскільки високе значення відносної вологості тунельного повітря значно пришвидшує процеси руйнування стінок оправи тунелів та корозії дорогого обладнання системи електропостачання, що у свою чергу призводить до зростання грошових витрат з бюджету метрополітену на ремонти та заміну обладнання відповідно. Найбільших збитків через високу вологість тунельного повітря може завдати коротке замикання електрообладнання СЗГ, що у свою чергу може стати причиною зупинки руху потягів на найближчих ділянках робочих колій.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Відомі такі фізичні методи зниження вологості: асиміляції, адсорбції та конденсації [3].

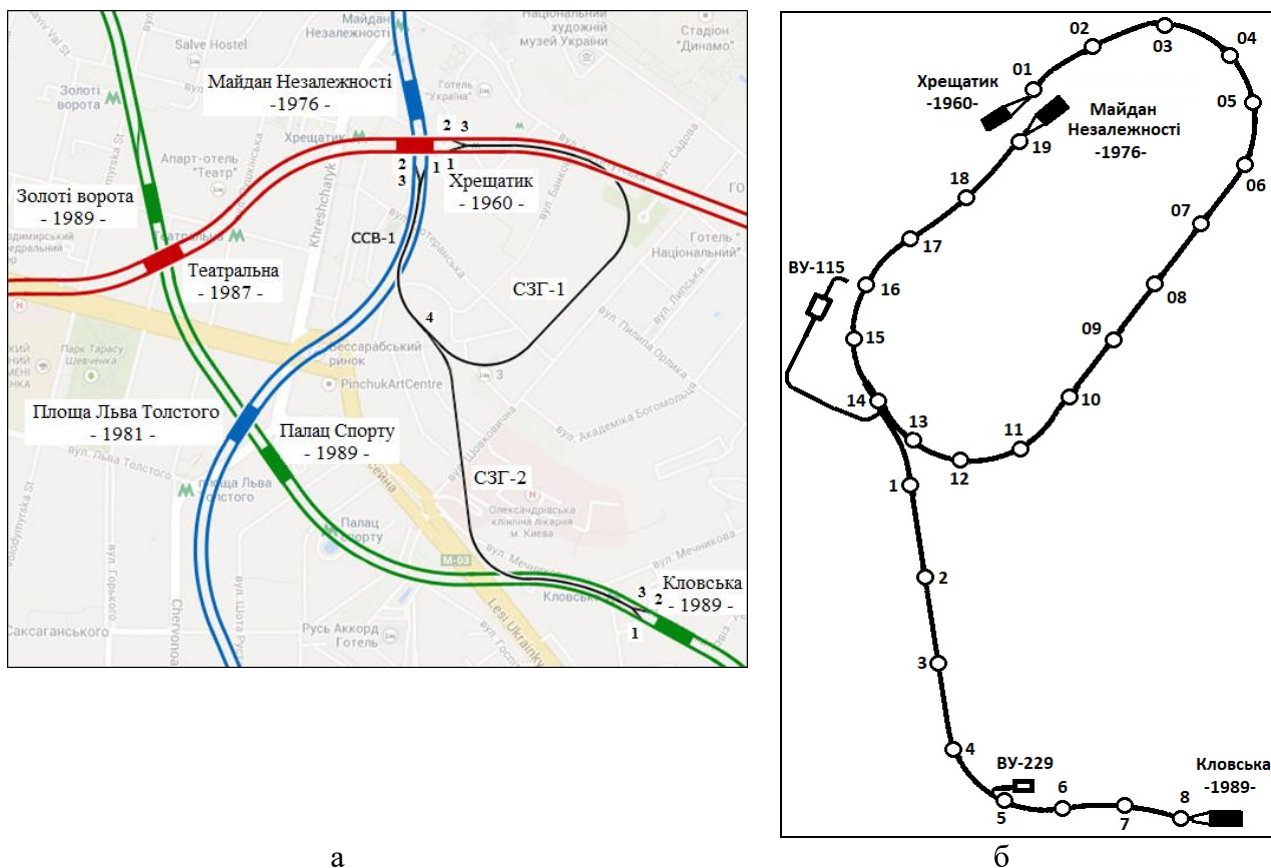


Рис. 1. Схема СЗГ метрополітену: а – схематичне розташування СЗГ між станціями метрополітену: 1-4 – номери стрілок колій; Хрещатик - 1960 - – назва станції метрополітену та рік побудови відповідно; б – розмітка пікетів СЗГ: 01-19 – номери пікетів СЗГ-1; 1-8 – номери пікетів СЗГ-2

Метод асиміляції ґрунтується на фізичній здатності теплого повітря утримувати більшу кількість водяної пари порівняно з холодним. Цей метод може бути реалізований засобами вентиляції з попереднім підігрівом повітря або в літній період шляхом нагнітання теплішого і сухішого повітря з навколишнього середовища (без попередньої обробки) у холодне приміщення (споруду) з вологішим повітрям. Метод асиміляції повітря використовують при осушуванні басейнів, погребів, складських приміщень, гальванічних цехів тощо. У ряді випадків метод асиміляції є недостатньо ефективним з таких причин: 1) здатність поглинання повітрям водяної пари обмежена і непостійна через залежність від пори року, температури та абсолютної вологості

атмосферного повітря; 2) вказаний метод характеризується підвищеним енергоспоживанням у зв'язку з наявністю безповоротних втрат явної (витрачається на підігрів припливного повітря) і прихованої теплоти (міститься у парі води, яка видаляється з повітрям, – з кожним 1 кг вологи втрачається 2,4 МДж). Головною перевагою методу є дешевизна лише в літній період. У світовій практиці відома робота [4], у якій досліджено зниження вологості повітря приміщень шлязового обладнання гребель шляхом його асиміляції із зовнішнім повітрям. У роботі [5] шляхом асиміляції повітря підземного пішохідного переходу із зовнішнім повітрям зроблено спробу знизити вологість повітряного простору підземного переходу.

Наступний метод адсорбції базується на сорбційних (вологопоглинаючих) властивостях сорбентів, які за рахунок пористо-капілярної структури поглинають водяну пару з повітря. З мірою насичення сорбенту вологою ефективність осушення зменшується, тому сорбент необхідно періодично регенерувати – випаровувати з нього вологу шляхом продування гарячого потоку повітря. Порівняно з методом асиміляції він є більш економічним, оскільки здійснюється нагрівання не всієї кількості вентиляційного повітря, а лише 25–30 % до значно більш високих температур (близько 150 °С). Недоліком методу є обмежений строк служби сорбенту [6].

Метод конденсації оснований на принципі конденсації водяної пари з повітря при його охолодженні нижче точки роси. Метод реалізується з використанням принципу теплового удару, який створюється при роботі холодильного контуру, з розташованими безпосередньо один за одним випарником і конденсатором. У конденсаційних осушувачів повітря з ростом температури повітря збільшується видалення вологи на 1 кВт споживаної енергії. Крім того, ефективність конденсаційних осушувачів різко спадає із зменшенням відносної вологості повітря. У роботі [7] проведено дослідження осушування повітря Тегеранського метрополітену із застосуванням методу конденсації. У роботі [8] проведено порівняння абсорбційного та конденсаційного методів осушування повітря і вказано, що їх ефективність залежить від рівнів температури і вологості.

Слід зазначити, що реалізація методів абсорбції та конденсації тунельного повітря для київського метрополітену вимагає додаткових грошових витрат на проведення підготовчих робіт, виконання проекту, встановлення дорогого технічного обладнання (на цей час є неможливим) та збільшення лімітів споживання електричної

енергії, установлених КП «Київтеплоенерго». Проте метод асиміляції може бути реалізований на базі існуючої вентиляційної системи без додаткових витрат.

Визначення мети та завдання дослідження. На основі аналізу експериментальних значень відносної та абсолютної вологостей зовнішнього і тунельного повітря, яке надходить зі станцій метрополітену в тунелі СЗГ, запропонувати і перевірити шлях зниження відносної вологості тунельного повітря СЗГ нижче нормованого значення 75 % упродовж літнього періоду.

Основна частина дослідження. Графіки роботи тунельної вентиляції всіх гілок КП «Київський метрополітен» поділено на зимовий і літній періоди. Літнім періодом вважається період, під час якого середньодобова температура атмосферного повітря протягом трьох діб дорівнює або вище +8 °С, для зимового періоду температура атмосферного повітря є нижчою +8 °С. Загалом графіки роботи тунельної вентиляції залежно від параметрів атмосферного повітря: температури та відносної вологості поєднують 8 режимів роботи вентиляційних шахт (2 літніх і 6 зимових). Ці режими роботи можна звести до трьох режимів ввімкнення вентиляційних установок (ВУ): приплив повітря в тунелі, видалення повітря з тунелів та режим, при якому ВУ вимкнена (табл. 1).

Починаючи з 2004 р. і до цього часу співробітники виміральної лабораторії електромеханічної служби (у 2018 р. сумісно з авторами статті) проводили експериментальні дослідження параметрів мікроклімату тунелів СЗГ з урахуванням «помпового» ефекту від руху потягів, відповідно до рекомендацій В. Я. Цодікова [2]. Під час вимірювань температури тунельного повітря та поверхні оправи стінок тунелів, відносної вологості та швидкості руху тунельного повітря використовувалися пірометр testo 835-T1 і термоанемометр testo 435-T1.

Таблиця 1

Режими роботи перегінних та станційних вентиляторів ліній КП «Київський метрополітен» (див. рис. 1,б) залежно від температури і відносної вологості атмосферного повітря

Номер ВУ	Місце встановлення	Тип вентилятора	Ввімкнення ВУ				Вимкнення ВУ	
			Приплив повітря		Видалення повітря		t, °C	φ, %
			t, °C	φ, %	t, °C	φ, %		
115	СЗГ-1	Зитрон 18	Немає	Немає	$\bar{t} \geq +8$ $0 < \bar{t} < +8$ $-13 \leq t \leq 0$	$0 \leq \varphi \leq 100$ $\varphi < 90$ $\varphi < 90$	$\bar{t} < +8$ $t \leq -13,1$	$\varphi \geq 90$ $\varphi < 90$
229	СЗГ-2	Зитрон 14	$0 < \bar{t} < +8$ $t < +8$ $-13 \leq t \leq 0$	$\varphi < 90$ $\varphi \geq 90$ $\varphi < 90$	$\bar{t} \geq +8$	$0 \leq \varphi \leq 100$	$t \leq -13,1$	$\varphi < 90$
230	Ст. м. Кловська	ВОМД-24	$\bar{t} \geq +8$	$0 \leq \varphi \leq 100$	$0 < \bar{t} < +8$ $-5 < t < 0$	$\varphi < 90$ $\varphi < 90$	$t < +8$ $t \leq -5,1$	$\varphi \geq 90$ $\varphi < 90$
116	Ст. м. Майдан Незалежності	ВОМД-24	$\bar{t} \geq +8$	$0 \leq \varphi \leq 100$	$0 < \bar{t} < +8$ $t < +8$ $-5 < t < 0$	$\varphi < 90$ $\varphi \geq 90$ $\varphi < 90$	$t \leq -5,1$	$\varphi < 90$
6	Ст. м. Хрещатик	Аксипал	$\bar{t} \geq +8$	$0 \leq \varphi \leq 100$	$0 < \bar{t} < +8$ $t < +8$	$\varphi < 90$ $\varphi \geq 90$	$t \leq 0$	$\varphi < 90$

Примітка: t – середньодобове значення температури для поточної доби; \bar{t} – середньодобове значення температури протягом 3 діб.

З аналізу експериментальних значень відносної вологості тунельного повітря СЗГ-1 за період з 27.09.2017 р. по 26.12.2018 р. видно, що при діючих режимах роботи вентиляторів є перевищення нормованого значення відносної вологості 75 % з досяганням 100 % в окремі моменти часу: 18.12.2017 р., 26.04.2018 р., 01.06.2018–15.08.2018 р., від пікету (ПК) 07+40 до ПК 18+23 (рис. 1, б і 2). Результати аналізу експериментальних значень відносної вологості тунельного повітря

СЗГ-2 в цей же період за тих же умов роботи вентиляторів теж свідчать про перевищення 75 % відносної вологості з досяганням 100 % в окремі моменти часу: 27.09.2017 р., 26.04.2018 р., 14.06.2018–15.08.2018 р., від ПК 05+09 до ПК 00+57 (рис. 1,б і 3). Відносна вологість станційного повітря ст. м. Хрещатик, Майдан Незалежності і Кловська впродовж повного календарного року відповідає нормативним вимогам [9], за винятком дат, у які проводяться технічні або регламентні роботи.

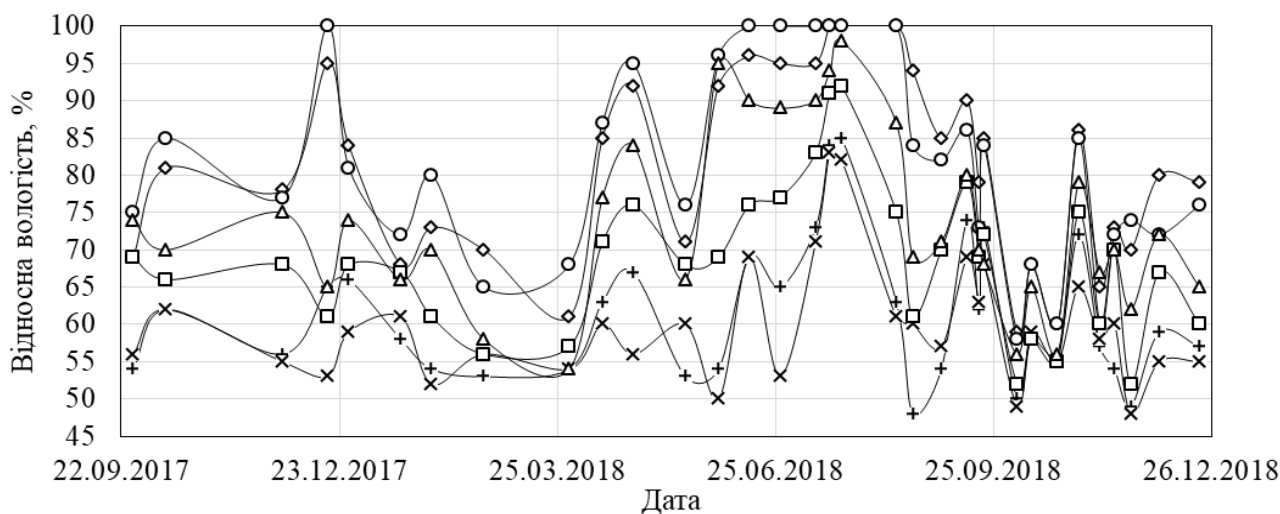


Рис. 2. Зміна відносної вологості тунельного повітря впродовж періоду з 22.09.2017 по 26.12.2018 рр. для СЗГ-1: - + - - ст. м. Хрещатик; -◇- - ПК 07+40 (740 м); -○- - ПК 11+52 (1152 м); -△- - ПК 16+58 (1658 м); -□- - ПК 18+23 (1823 м); - × - - ст. м. Майдан Незалежності

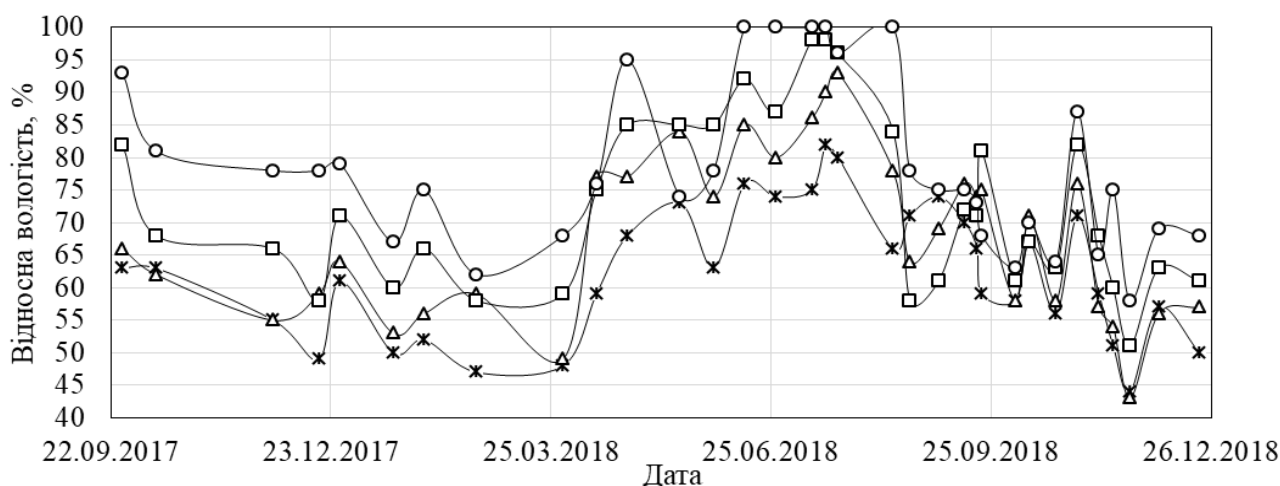


Рис. 3. Зміна відносної вологості тунельного повітря впродовж періоду з 22.09.2017 по 26.12.2018 для СЗГ-2: - ж - - ст. м. Кловська; -○- - ПК 00+57 (57 м); -□- - ПК 05+09 (509 м); -△- - ПК 08+15 (815 м)

З рис. 2 і 3 можна зробити висновок, що реалізація діючих режимів роботи ВУ відповідно до графіків роботи тунельної вентиляції не забезпечує дотримання в тунелях нормованого значення відносної вологості повітря 75 % упродовж літнього періоду з квітня по серпень 2018 р. Основною причиною високої вологості тунелів СЗГ в літній період, як свідчать експериментальні дані, є те, що тунельне повітря від станцій метрополітену в середньому має більшу на 2 г/кг абсолютну вологість порівняно з повітрям, що нагнітається з вентиляційних тунелів у тунелі СЗГ.

Вологість тунельного повітря залежить від вологості зовнішнього повітря, оскільки воно нагнітається в тунелі системою вентиляції без попередньої обробки. Тому необхідно з'ясувати, як буде змінюватися відносна вологість зовнішнього повітря, що нагнітається системою вентиляції в тунелі СЗГ, за умови

сталого абсолютної вологості (у вентиляційних шахтах і тунелях немає додаткових джерел вологи) але за умови, що температура зовнішнього повітря буде зменшуватися за рахунок теплообміну маси повітря й оправи стінки вентиляційних шахт та тунелів (включаючи шар ґрунту навколо них), у результаті чого досягне температури тунельного повітря – консервативний підхід.

Вихідні дані за параметрами атмосферного повітря (температура і відносна вологість) навколишнього середовища (НС), отримані від об'єднаної гідрометеорологічної станції за 2015–2017 рр., були осереднені протягом повного календарного року таким чином, щоб значення параметрів на початку та вкінці року були однакові (рис. 4). Осереднення даних проведено з огляду на те, що параметри атмосферного повітря мають такі тенденції зміни, які повторюються з року в рік.

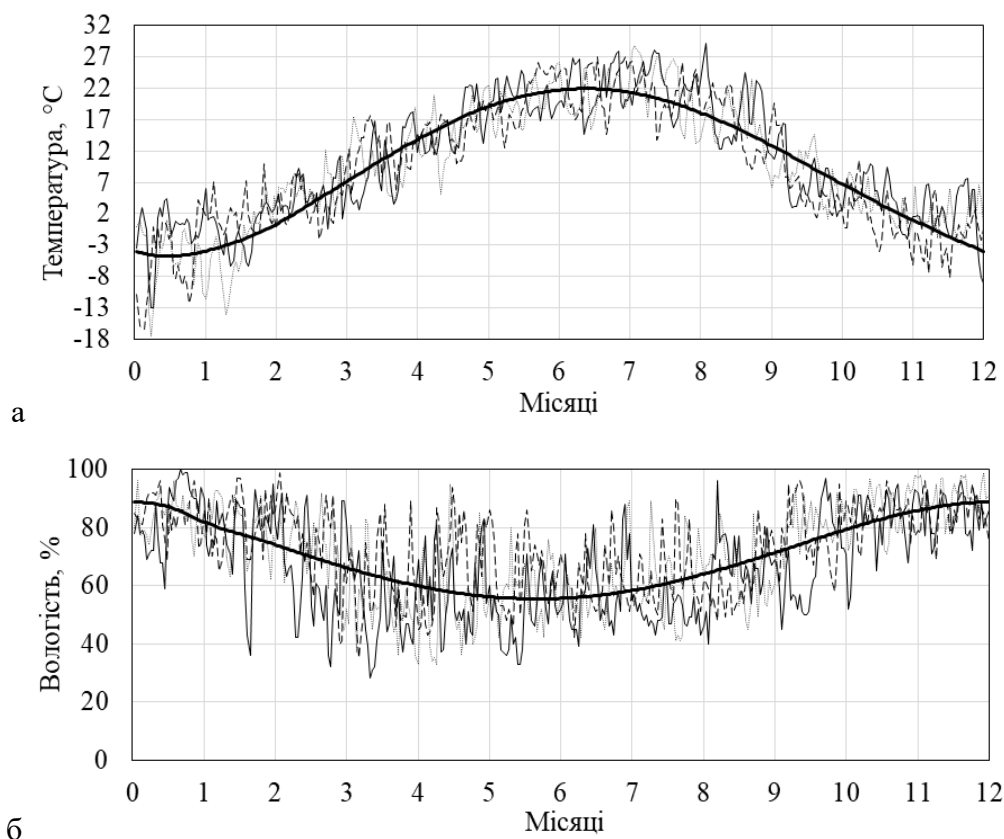


Рис 4. Середні залежності параметрів упродовж повного календарного року:
а – температура НС; б – відносна вологість НС; — — узагальнююча залежність;
— — 2015 р.; --- 2016 р.; 2017 р.

Визначення абсолютної вологості атмосферного повітря виконано за осередненими параметрами атмосферного повітря за формулою $\rho = \varphi \cdot \rho_{\text{нас}}$, де φ – поточне значення відносної вологості атмосферного повітря; $\rho_{\text{нас}}$ – значення

насиченої абсолютної вологості. Таким чином, результуючі значення абсолютної вологості атмосферного повітря, які відповідають осередненим значенням температури та відносної вологості, наведені на рис. 5.

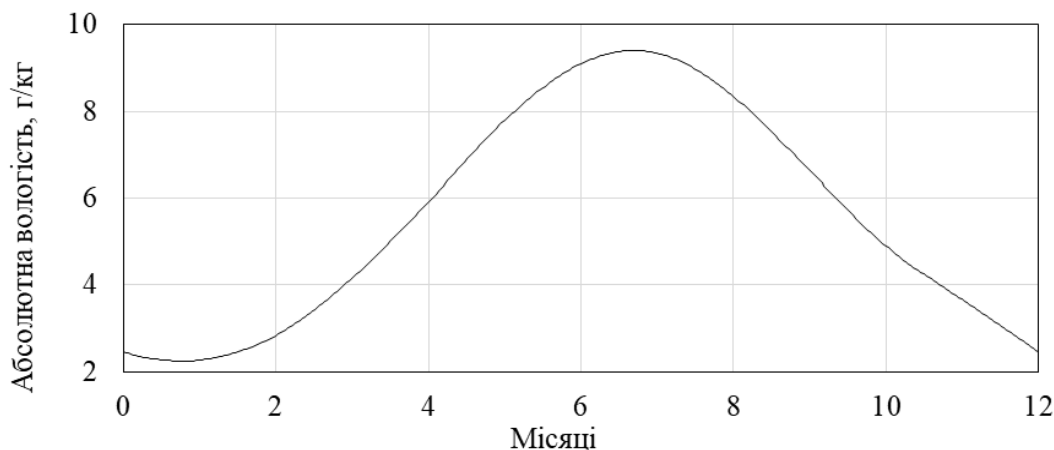


Рис. 5. Залежність абсолютної вологості повітря навколишнього середовища за осередненими значеннями температури та відносної вологості протягом року

Для найгірших умов, можливих у тунелях СЗГ, визначених на основі накопичених експериментальних даних, за відомими середньомісячними значеннями абсолютної вологості зовнішнього повітря

та найнижчою температурою тунельного повітря СЗГ 12 °С визначено за консервативним підходом відповідну відносну вологість тунельного повітря, яку подано на рис. 6.

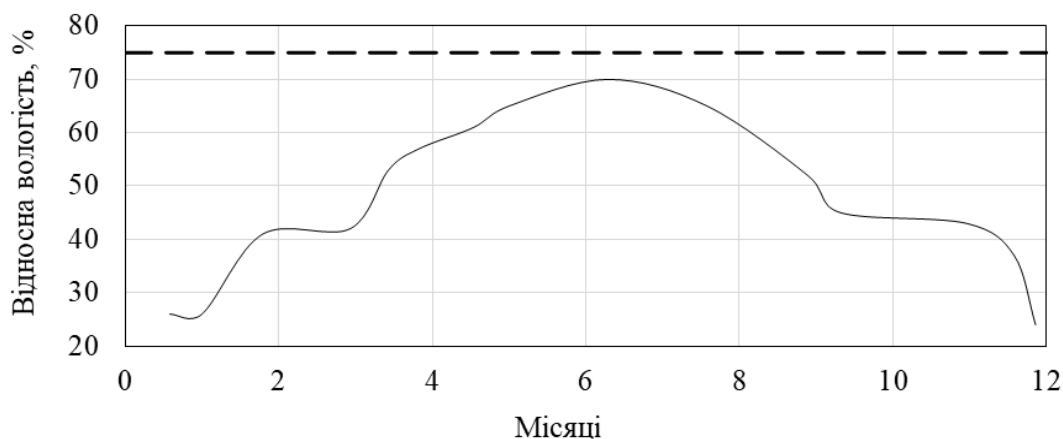


Рис. 6. Залежність середньомісячної відносної вологості повітря НС при температурі тунельного повітря впродовж року: — — — — — нормоване значення 75 %; — — — — — повітря навколишнього середовища за найнижчою температурою тунельного повітря 12 °С

З рис. 6 можна зробити висновок, що слід здійснювати осушення тунельного повітря шляхом асиміляції зі свіжим повітрям при безпосередньому нагнітанні його в ділянки з відносною вологістю вище 75 % (СЗГ-1: від ПК 07+40 до ПК 16+58 та СЗГ-2: від ПК 00 до ПК 05+09) існуючими

вентиляційними установками впродовж літнього періоду. На основі отриманих результатів електромеханічній службі КП «Київський метрополітен» було рекомендовано режими роботи тунельної вентиляції СЗГ, наведені в табл. 2.

Таблиця 2

Рекомендація (сірий колір рядків) з організації режимів роботи тунельної вентиляції СЗГ для літнього періоду порівняно з чинними від 30.12.2016 р. графіками (білий колір рядків)

Місце розташування	Режими роботи вент/шахт залежно від температури та відносної вологості атмосферного повітря	
	I	II
Кловська	П	П
Кловська	В	В
Перегін	В	В
Перегін	П	П
Перегін	В	В
Перегін	П	П
МН	П	П
МН	В	В
Хрещатик	П	П
Хрещатик	В	В

Примітка. Умови переключення ВУ ті ж самі (див. табл. 1).

Апробація рекомендованого режиму роботи тунельної вентиляції була проведена 15 серпня 2018 р. Як видно з експериментальних даних відносної вологості тунельного повітря (рис. 2 і 3) після 15 серпня до кінця жовтня 2018 р. спостерігається різке зниження вологості від 100 % до рівня нижче нормованого значення, після чого робота тунельної вентиляції була переведена у режим видалення повітря із СЗГ. До того ж на кінець терміну нагнітання повітря з навколишнього середовища в тунелі відбулося вирівнювання параметрів мікроклімату по довжині тунелів СЗГ. Таким чином, експериментально було підтверджено дієвість запропонованого шляху щодо зниження вологості

тунельного повітря СЗГ за рахунок асиміляції із зовнішнім повітрям.

Експериментальний метод дослідження дає змогу отримати необхідну інформацію про об'єкт дослідження з точністю, обумовленою використовуваними для цього приладами. Проте недоліками експериментального методу дослідження є його висока вартість (прилади і обладнання для вимірювання, тривалість періоду вимірювання, проведення підготовчих робіт) та обмеженість прогнозування. Тому задачею подальших досліджень із застосуванням експериментально-розрахункового методу та комп'ютерного моделювання є вивчення питань: 1) необхідної кратності повітрообміну тунелів СЗГ з дотриманням нормованого значення відносної вологості

тунельного повітря впродовж повного календарного року; 2) забезпечення нормованого значення відносної вологості тунельного повітря СЗГ при нижчих коефіцієнтах завантаження вентиляційного обладнання (аж до повної зупинки однієї з ВУ) порівняно з коефіцієнтами завантаження вентиляційного обладнання, які встановлені на цей час, з метою економії електроенергії.

Висновки:

1. При реалізації діючих режимів роботи вентиляційних установок відповідно до графіків роботи тунельної вентиляції службових з'єднувальних гілок КП «Київський метрополітен» з квітня по серпень 2018 р. здійснювалося нагнітання повітря в тунелі від станцій, при цьому відносна вологість тунельного повітря перевищувала допустиме значення 75 %.

2. Для зниження відносної вологості тунельного повітря СЗГ запропоновано нагнітання повітря з навколишнього середовища в тунелі, а не від станцій метрополітену, оскільки тунельне повітря від станцій метрополітену має в

середньому на 2 г/кг більшу абсолютну вологість.

3. Проведено аналіз зміни середньомісячного значення відносної вологості повітря з квітня по серпень при нагнітанні повітря з навколишнього середовища в тунелі і встановлено, що відносна вологість тунельного повітря СЗГ не перевищуватиме допустимого значення 75 %.

4. У діючих графіках роботи тунельної вентиляції гілок КП «Київський метрополітен» упродовж літнього періоду рекомендовано змінити режими роботи ВУ таким чином, щоб нагнітання навколишнього повітря в тунелі СЗГ відбувалося ВУ115 та ВУ229, а видалення повітря з тунелів здійснювалося станційними вентиляторами. Проведена апробація рекомендованих режимів роботи ВУ привела до зниження вологості тунельного повітря в межах від 50 до 75 %.

Вдячність. Автори статті вдячні КП «Київський метрополітен» за фінансову підтримку цієї роботи і можливість проведення відповідних експериментальних досліджень.

Список використаних джерел

1. ДБН В.2.3-7-2010. Споруди транспорту. Метрополітени. Чинний від 01.10.2011. Київ: Мінрегіонбуд України, 2011. 299 с.
2. Цодиков В. Я. Вентиляция и теплоснабжение метрополитенов. 2-е изд., перераб. и доп. Москва : Недра, 1975. 560 с.
3. Богословский В. Н., Пирумов А. И., Посохин В. Н. Внутренние санитарно-технические устройства: справочник проектировщика. 4-е изд., перераб. и доп. Москва : Стройиздат, 1992. 319 с. : ил. (В 3 ч. Ч.3. Вентиляция и кондиционирование воздуха).
4. Россовский В. Г. Электромеханические устройства метрополитена. Москва: Имперіум Пресс, 2004. 608 с.
5. YU, Yan Shun. Development and Validation of Mathematical Model for Tailrace Tunnel Ventilating Process in Hydropower. Applied Mechanics and Materials. Trans Tech Publications. 2011. Vol. 71-78. p. 4069-4073.
6. Li X. Natural Ventilating Behavior of Z-Shaped Pedestrian Underpass in Wuhan. In: Zhang D., Huang X. (eds) Proceedings of GeoShanghai 2018 International Conference: Tunnelling and Underground Construction. GSIC - 2018, Springer, Singapore. p. 633-641.
7. Голдаев С. В. Моделирование процесса осушения воздуха слоем силикагеля, используемого при консервации агрегатов пароводяного тракта ТЭС. *Научный вестник НГТУ*. 2014. № 2, т. 55. С. 166-175.

8. Abbaspour M. Thermal comfort evaluation in Tehran metro using Relative Warmth Index. *International Journal of Environmental Science & Technology*. 2008. Vol. 5, Is.3. P. 297-304.

9. Хмельнюк М. Г. Современные технологии осушения воздуха. *Холодильна техніка і технологія*. 2004. № 3, т. 149. С. 15-21.

Дейнеко Андрій Іванович, старший науковий співробітник, лабораторія моделювання процесів тепломасообміну в об'єктах енергетики і теплотехнологіях, відділ високотемпературної термогазодинаміки, інститут технічної теплофізики Національної академії наук України. Тел.: (044) 456-92-81. E-mail: andriideineko@gmail.com.

Круковський Павло Григорович, д-р техн. наук, професор, головний науковий співробітник, завідуючий лабораторією моделювання процесів тепломасообміну в об'єктах енергетики і теплотехнологіях, відділ високотемпературної термогазодинаміки, інститут технічної теплофізики Національної академії наук України. Тел.: (044) 456-92-81. E-mail: kruk_2@ukr.net.

Склярєнко Дмитро Ігорович, молодший науковий співробітник, лабораторія моделювання процесів тепломасообміну в об'єктах енергетики і теплотехнологіях, відділ високотемпературної термогазодинаміки, інститут технічної теплофізики Національної академії наук України. Тел.: (044) 456-92-81. E-mail: cklyr90@bigmir.net.

Федотов Михайло Миколайович, начальник вимірювальної лабораторії електромеханічної служби КП «Київський метрополітен». Тел.: (044) 238-48-10. E-mail: m.fedotov@metro.kiev.ua.

Тадля Ольга Юліївна, старший науковий співробітник, кандидат технічних наук, лабораторія моделювання процесів тепломасообміну в об'єктах енергетики і теплотехнологіях, відділ високотемпературної термогазодинаміки, інститут технічної теплофізики Національної академії наук України. Тел.: (044) 456-92-81. E-mail: olgatad@gmail.com.

Deineko Andrii Ivanovich, Senior Research, Laboratory of Heat and Mass Transfer Modeling for Energy Objects and Thermal Technologies, Department of High-Temperature Thermogas dynamics, Institute of Engineering Thermophysics of Ukraine National Academy of Science. Tel.: (044) 456-92-81. E-mail: andriideineko@gmail.com.

Krukovskiy Pavlo Grihorovich, chief scientist, Head of the Laboratory of Heat and Mass Transfer Modeling for Energy Objects and Thermal Technologies, Department of High-Temperature Thermogas dynamics, Institute of Engineering Thermophysics of Ukraine National Academy of Science. Tel: (044) 456-92-81. E-mail: kruk_2@ukr.net.

Skliarenko Dmytro Igorovich, Junior Researcher, Laboratory of Heat and Mass Transfer Modeling for Energy Objects and Thermal Technologies, Department of High-Temperature Thermogas dynamics, Institute of Engineering Thermophysics of Ukraine National Academy of Science. Tel.: (044) 456-92-81. E-mail: cklyr90@bigmir.net.

Fedotov Mihaylo Mikolayovich, Head of the measuring laboratory of the electromechanical service of KP "Kyiv Metro". Tel.: (044) 238-48-10. E-mail: m.fedotov@metro.kiev.ua.

Tadlia Olga Yuliyivna, senior research, laboratory of heat and mass transfer modeling for energy objects and thermal technologies, department of high-temperature thermogas dynamics, Institute of Engineering Thermophysics of Ukraine National Academy of Science. Tel.: (044) 456-92-81. E-mail: olgatad@gmail.com.

Статтю прийнято 04.03.2019 р.

ЗАЛІЗНИЧНИЙ ТРАНСПОРТ (273)

УДК 629.4.077:629.463

ДЕФІНІЦІЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ДУАЛЬНОГО ЗНОСУ ГАЛЬМОВИХ КОЛОДОК ВАНТАЖНИХ ВАГОНІВ

Канд. техн. наук В. Г. Равлюк

DEFINITION OF THE DUAL WEAR FEATURES OF THE BRAKE SHOES OF FREIGHT CARS

PhD (Tech.) V. Ravlyuk

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169643>

Визначено особливий характер двоплощинного переломного профілю зносу гальмових колодок, що спостерігається у великій кількості гальм сучасних вантажних вагонів, за якого вперше виявлено як явище та введено поняття дуального фрикційного зносу гальмових колодок.

Апробовано графоаналітичний алгоритм для дуального зносу колодок, який дає змогу визначити величину і напрямок дії силових факторів, що обумовлюють верхню стертість гальмових колодок і дуальний фрикційний їх знос. Отримані рівняння дають можливість на відповідному етапі оцінювати знос і його вплив на напружено-деформований стан колодок з метою подальшого врахування міцності за різних товщин колодок.

Ключові слова: вагон, гальмова важільна передача, гальмова колодка, дуальний знос, модель, статистичний матеріал.

The work identifies the special character of the two-plane turning profile of brake pad wear, which takes place in a large number of brakes of modern freight wagons, for which the phenomenon was first discovered, and the notion of dual frictional wear of brake pads was introduced. A new scientific approach and a method of research of a problem connected with dual frictional wear of brake pads are presented. A physical parameter is introduced as well as a mathematical expression of the duality coefficient of wear of the brake pad, which will be used in further studies and braking calculations.

The stages of formation of wear on the working surfaces of brake pads are shown, which arises as a result of the complex formation of dual wear on the dynamics of the trolley on the inequalities of the rail track (preferably without braking). It is proved that the part of the working mass of the pads, which works useful during braking determines their resource, until the time, until it exhausts its stock of the weight of the brake pad having already dual wear.

In order to study the dual wear of brake pads in comparison with the known monistic (monopole), statistical material was collected by measuring in three sections of the thickness of the pads for different types of freight wagons with set running rises under operating conditions. The results of the measurements were processed in the specialized computer program "STATISTIKA 10" and graphical indicators were obtained, confirming the results of theoretical studies.

The graph-analytical algorithm for two planes of dual wear of the pad has been tested on which the vector of the reaction of the reaction from the wheel to the brake block is concentrated. The algorithm allows to determine the magnitude and direction of the reaction of the reaction and

to perform the analysis of power factors that determine the upper mopping of brake pads and dual frictional wear. The obtained equations allow at the appropriate stage to evaluate the wear and its impact on the stress-deformed state of brake pads, which allow to further take into account the contact strength at various thicknesses of the brake pads of freight cars.

Keywords: wagon, brake lever gear, brake pad, dual wear, model, statistical material.

Вступ. Інтенсифікація процесу перевезень вантажів залізничним транспортом зумовлює необхідність удосконалення та впровадження в експлуатацію більш ефективних та надійних конструкцій рухомого складу. Одним із найбільш поширених транспортних засобів на залізниці є вантажні вагони. Техніко-економічні показники роботи вантажних вагонів АТ «Укрзалізниця» вказують на вразливість гальмових систем вантажних поїздів в сучасних умовах експлуатації у більшості вагонного парку. У зв'язку з цим в АТ «Укрзалізниця» і у провідних установах, які належать до залізничного транспорту, виконуються роботи щодо підвищення надійності гальм вантажних поїздів та удосконалення розрахунковими методами елементів механічної частини гальма й системи його технічного обслуговування та ремонту.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Проблема нерівномірного зносу гальмових колодок виникла давно, і пов'язана вона зі зменшенням ефективності гальмувань рухомого складу. Вивченню причин і наслідків такого явища присвячено велику кількість праць. Серед них можна зазначити, що в працях [1, 2] було зосереджено увагу на причини нерівномірного зносу колодок, які пов'язані з невірноваженістю деталей, що приєднані до гальмового триангеля у візку. На підставі напрацьованих передумов розроблено підхід до вирішення цієї проблеми, що має такі складові: перенесення отвору в розпірці триангеля і використання напрямного пристрою. Такі пристрої дають можливість зменшити клиноподібний знос колодок [3], але експлуатаційні випробовування дослідної партії показали недостатню їх

ефективність, тому є потреба подальших досліджень з метою удосконалення.

Зважаючи на гостру актуальність цієї проблеми фахівцями і науковцями різних країн виконано велику кількість досліджень, на підставі яких розроблено різноманітні пристрої і механізми гальмової важільної передачі (ГВП) для усунення чи сповільнення інтенсивного зносу колодок, наприклад, клиноподібного. У праці [4] запропоновано пристрій для відведення колодок у візках вантажних вагонів із автоматичним корегуванням взаємного положення гальмових колодок відносно поверхонь кочення коліс. Але такий пристрій ускладнює ГВП і потребує в умовах експлуатації періодичних трудомістких регулювань, через це їх застосування стало недоцільним.

Можна навести приклади значної кількості виданих наукових робіт [5–7], де особливу увагу приділено впливу негативних факторів гальмової системи у візках вантажних вагонів, які призводять до збитків у залізничній галузі від ненормативного спрацьовування гальмових колодок.

У праці [8] виконано аналіз основних проблем динаміки рухомого складу, які пов'язані із забезпеченням безпеки руху при експлуатації у міжнародному сполученні, але при цьому не приділялося значної уваги питанню фрикційного дуального зносу гальмових колодок.

У проаналізованих закордонних дослідженнях надають перевагу експериментальним підходам, які базуються на дослідженнях зносних і температурних показників працездатності елементів гальмових системи рухомого складу [7, 9], а деякі зосереджені на перевагах використання чавунних гальмових колодок [10]. Водночас не виявлено джерел з

дослідженнями ненормативного зносу гальмових колодок, якому притаманне двоплощинне їх стирання, яке нині масово відбувається у гальмових системах сучасних вантажних вагонів і завдає істотних збитків галузі залізничного транспорту.

Визначення мети та завдання дослідження. Метою дослідження є виявлення в механічних гальмових системах особливостей фрикційного дуального зносу гальмових колодок вантажних вагонів і на підставі цього розроблення моделі напружено-деформованого стану (НДС) для подальшої оптимізації зносу гальмової колодки, що являє собою шар з композиційного матеріалу, який контактує з колесом, при дії на неї силових факторів при гальмуванні.

Для досягнення сформульованої мети необхідно вирішити такі завдання:

– на підставі накопиченого статистичного матеріалу дослідної експлуатації гальмових систем візків вантажних вагонів провести дослідження особливостей процесу зносу гальмових колодок, які мають ненормативний подвійний знос;

– в першому наближенні розробити модель НДС, яка є аналогом створення до неї теплової моделі гальмової колодки, що притиснена до поверхні кочення колеса силою натиснення;

– за допомогою розроблених моделей методами теорії пружності в подальшому запропонувати основні напрямки для вирішення завдань ліквідації подвійного зносу композиційних гальмових колодок і збільшення їх ресурсу.

Основна частина дослідження

Аналіз і класифікація зносу гальмових колодок візків вантажних вагонів.

Як відомо, у двовісних візках вантажних вагонів гальмові колодки в поперечних перерізах своєї довжини зношуються нерівномірно, зменшуючись клиноподібно за товщиною в умовах експлуатації [2, 6]. Результат цього фізичного процесу наведений на рис. 1, де зображено вигляд зношених колодок, які було демонтовано з візків вантажних вагонів інвентарного парку АТ «Укрзалізниця».



Рис. 1. Гальмові колодки, демонтовані з вантажних вагонів, які непридатні до подальшого використання через подвійний знос, але ще з великими залишками робочого тіла:

- а – колодки з частковою стертістю наверху;
б – розмежування двох площин зносу (показано білою лінією)

Природно, що при русі вагона під час гальмувань виникає тертя між поверхнею кочення колеса й робочою поверхнею гальмової колодки та здійснюється фрикційний знос. Але під час обстежень гальмових колодок, знятих при деповському ремонті вагонів, було виявлено, що більшість колодок мають часткову верхню стертість, яка не збігається із загальною площиною зносу від гальмувань. Одночасно обстеження колодок у вагонах експлуатаційного парку в пунктах технічного обслуговування (ПТО) вагонів дали змогу встановити, що більшість колодок у попущеному стані гальма схилені, впираються своїми верхніми крайками у поверхні кочення коліс і під час руху здійснюють тертя. Тому на колодках утворюються дві поверхні зносу: верхня – де колодка стирається кососиметрично, під час руху вагонів без гальмування, досить інтенсивно за швидкості руху; нижня – якою здійснюється гальмування.

Фактично робоче тіло колодок зношується подвійно з лінією розмежування двох площин тертя, тому такий стан колодок дефініційовано окремо як дуальний фрикційний знос.

Він може відбуватися у фрикційних гальмових механізмах різноманітних

транспортних засобів з колодковими, дисковими, барабанными чи іншими гальмами у тому разі, коли виходять з ладу пристрої кріплення та відведення колодок чи гальмових накладок від рухомої поверхні, яку потрібно гальмувати.

Усі вантажні вагони нині обладнані пристроями рівномірного зносу колодок, але вони мають дуже низьку надійність. Через це втрачається їх працездатність навіть іще у тих вагонах, які щойно вводяться в експлуатацію із вагонобудівних або ремонтних підприємств. Тому більш ніж у 90 % вантажних вагонів АТ «Укрзалізниця» працюють з дуальним зносом гальмових колодок, через що погіршується ефективність гальмувань у вантажних поїздах. Працівники вагонного господарства вимушені гальмові колодки у великих обсягах замінювати на нові.

На рис. 2 наведено дуально зношену колодку з досить великою недовикористаною частиною робочого тіла, демонтованою з вагона після зовсім малого пробігу – 2078 км, через загрозу безпеці руху, з істотним зменшенням гальмової площі.

У великих обсягах подібно зношені гумоазбестові колодки вивозяться з вагоноремонтних підприємств на сміттєзвалища. Технології їх переробки, реставрації чи утилізації не існує.

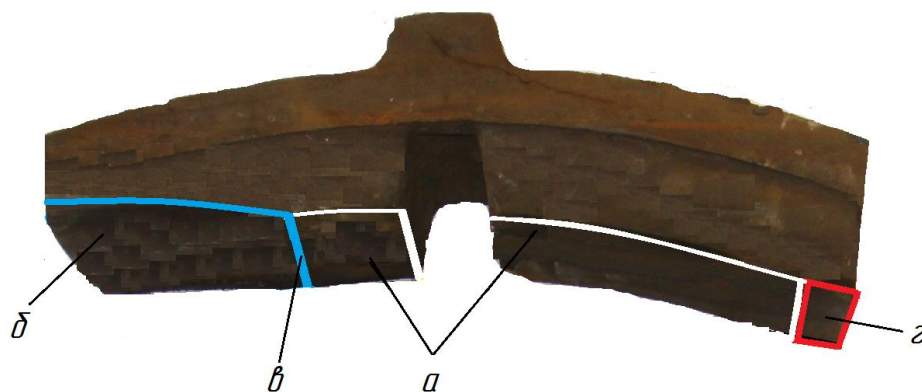


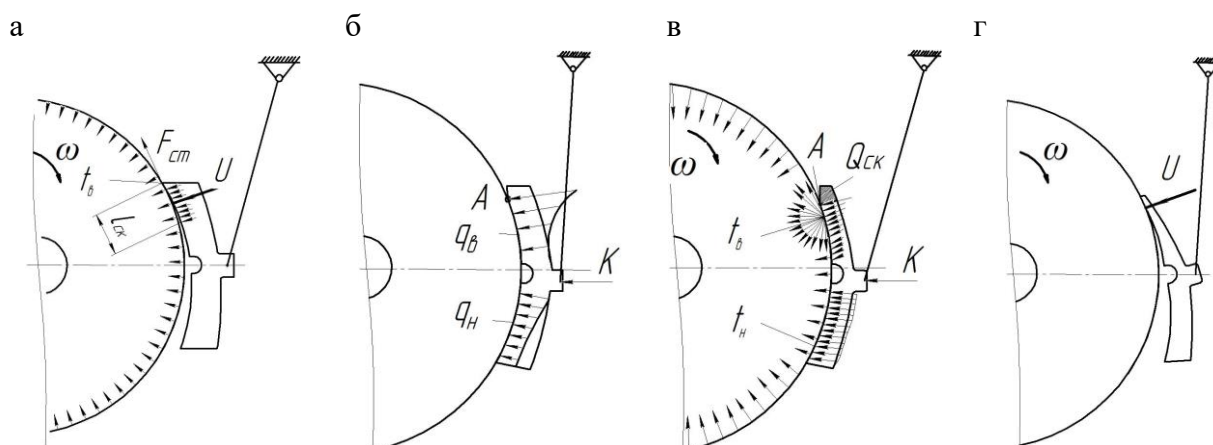
Рис. 2. Вигляд дуально зношеної гальмової колодки: а – робоча площа гальмування; б – площа шкідливої стертості; в – лінія розмежування площин; г – залишок площі від нової колодки, який не торкався поверхні кочення колеса при гальмуваннях вагона

Аналіз явищ дуального зносу гальмових колодок [11] показує, що нова колодка починає зношуватися у верхній частині (рис. 3, а) внаслідок низької надійності пристрою рівномірного відведення колодок. При пробігу вагона до 3 тис. км – знос набуває подвійного вигляду як кромковий знос з відтворенням суттєвого фрикційного стирання на верхньому краю колодки (рис. 3, б). При цьому нижня гальмова частина колодки стирається клиноподібно, більш інтенсивно під верхньою стертістю із поступовим зменшенням внизу.

Таким чином, верхні частини колодок зношуються значно інтенсивніше за нижні (рис. 3, в). На верхній, укороченій стертістю частині колодки концентрується значно більший питомий тиск q_v , ніж на нижній q_n . Внаслідок чого зношування у верхній

частині колодки настає раніше, ніж очікувалося за пробігом вагона, що потребує її заміни при досить суттєвому не використаному залишку робочої маси на нижній частині колодки (рис. 3, г). Під час гальмувань тепловиділення t_v значно зростає нижче лінії розмежування (точка А) із поступовим зменшенням до низу колодки t_n (рис. 3, в).

Після аналізу зібраного статистичного матеріалу вперше звернено увагу на специфічний знос гальмових колодок, через який на їхніх верхніх частинах започатковується та інтенсивно з випереджаючим темпом зростає місцева фрикційна стертість не під час гальмувань, а коли відбувається рух вагонів у режимах тяги та вибігу. Такий знос запропоновано називати дуальним.



спирання нової колодки верхньою крайкою в рухоме колесо і здійснення тертя без гальмування;

нерівномірність розподілу гальмових натиснень q_v і q_n від колодки на колесо за наявної верхньої стертості;

гальмування, яке супроводжується підвищеними тепловиділеннями t_v і t_n через верхню стертість колодки;

клиноподібний знос колодки, яку необхідно замінювати, з великою часткою неспрацьованої маси

Рис. 3. Фрагменти плоского відображення етапів відтворення дуального зносу гальмових колодок вантажного вагона

Для можливості оцінки негативних явищ зменшення гальмової сили за наявності дуального зносу колодок введено

поняття коефіцієнта дуальності, визначено і запропоновано формулу для його розрахунків залежно від величини

дуального зносу колодки, що даватиме змогу отримувати розрахункові параметри й виконувати подальші дослідження.

Запропонований коефіцієнт дуальності зносу для гальмових колодок визначається залежно від величини шкідливої стертості відносно загальної довжини колодки, або як співвідношення цих площин:

$$\xi = \frac{l_k - l_{ck}}{l_k} = \frac{Q_k - Q_{ck}}{Q_k}, \quad (1)$$

де l_k і Q_k – загальна довжина і площа тертя нової гальмової колодки відповідно;

l_{ck} і Q_{ck} – відповідно довжина і площа шкідливої стертості, яка зменшує площу тертя колодки.

З точки зору теорії пружності гальмову колодку можна зобразити як плоску стрижневу модель (рис. 3), якій відповідає спрощена схема зминання, зсуву або згину криволінійного стрижня, де нескладно дати розрахункову оцінку напруженням за наявності крайкового зносу, якщо є дані про коефіцієнт дуального зносу ξ ; контактну площину нової колодки з колесом Q_k і відповідну силу натиснення K на гальмову колодку [12] за відомих значень шкідливої стертості колодки. Із такою постановкою задачі природно вважати, що питомі контактні сили натиснення q_e на верхній частині робочої поверхні колодки, що контактує з поверхнею кочення колеса, будуть більшими або дорівнювати допустимому значенню питомого тиску матеріалу колодки:

$$q_e = K_p / \xi Q_k \geq [q], \quad (2)$$

де K_p – розрахункова сила натиснення, що діє на колодку;

$[q]$ – допустиме значення питомого тиску, яке зокрема пов'язано з напруженням зминання, зсуву чи згину, що визначає працездатність колодки.

Відповідно до рис. 3, отримаємо:

$$K_p \leq \xi Q_k [\sigma_{зм}], \quad (3)$$

де $[\sigma_{зм}]$ – допустиме напруження, в даному разі зминання, яке залежить від матеріалу колодки.

Тобто за час, коли сила натиснення на колодку набирає свого номінального значення, її край починає інтенсивно зношуватися з переносом і втратою маси свого композиційного матеріалу та значним підвищенням температури тертя.

Моделі формування дуального зносу

У роботі [11] роз'яснено, що негативні явища дуального зносу гальмових колодок відбуваються через недосконалу конструкцію триангеля та низьку надійність пристрою рівномірного відведення колодок від коліс, де за власною вагою деталей гальмової системи візка виникає гравітаційна сила \bar{G} (рис. 4, а). Під її дією відбувається схилення колодки з повертанням навколо шарніра d з притисненням її невеликим зусиллям \bar{U} , яке складає 150–200 Н до колеса, що обертається. За збільшенням зносу утворюється площа (рис. 3, в), позначена символом Q_{ck} , на якій розподіляється вказана сила з питомим натисненням q_{cm} . Внаслідок цього утворюється сила тертя \bar{F}_{cm} . У контакті колеса з рейкою виникає і реалізується опір коченню колеса B_{on} з ефектом крипу, який тут не розглядається (рис. 4).

На рис. 4, а і б схематично (у вигляді криволінійного стрижня) наведено плоский вигляд моделі з інтерпретацією зносу нової колодки, що відбувається внаслідок умов її підвішування з випереджуючим кутом α (рис. 4, б). Тут на підставі рівнянь статички сума моментів сил для гальмового важеля дорівнює нулю $\sum M(e) = 0$ відносно прийнятої нерухомої точки шарніра e . За цієї умови визначають розрахункову гальмову силу, що діє від вертикального важеля ГВП у чотирирівнісному напіввагоні [15].

Розглянемо умови рівноваги колодки разом з її шарнірною підвіскою під дією таких сил і моментів [13]: сили \bar{F} – реакції взаємодії колеса й колодки; сили ваги колодки \bar{G} , що прикладена в центрі її ваги s ; сили натиснення \bar{K} з боку гальмового башмака на колодку, вектор дії якої відповідно до досліджень проф. Б. Л. Карвацького слід направити горизонтально; сили \bar{V} – реакції підвіски (діє вгору по осі Z), яку можна (приблизно) вважати спрямованою вертикально уздовж лінії ed елемента підвіски гальмової колодки; M_{mp} – моменту тертя в шарнірі d . Отже, система рівнянь рівноваги всіх елементів колодкового гальма відносно точки підвішування e запишеться у векторно-скалярній формі:

$$\bar{F} + \bar{G} + \bar{K} + \bar{V} = 0; \quad (4)$$

$$F(ne) + G(h') + K(h_x) + V(0) = 0, \quad (5)$$

де h' і h_x – плечі дії моментів відповідних сил. Плече ne , для зручності запису, позначимо через a .

Крім того, з умови рівноваги системи відносно точки d для моментів сил, що діють на саму колодку, як окремої ланки, маємо:

$$F(\phi d) + Gh_G \pm M_{mp} = 0, \quad (6)$$

де ϕd – відстань від точки ϕ до шарніра в точці d (надалі будемо позначати для зручності через b) і h_G – два плеча для моментів сили \bar{F} і сили \bar{G} відносно шарніра d ; M_{mp} – момент сил тертя, що у шарнірі d буде додатним при обертанні колеса за годинниковою стрілкою і від'ємним — при обертанні колеса у зворотному напрямку.

Виключивши F із рівнянь (5) і (6), одержимо співвідношення:

$$\frac{(Gh_G \pm M_{mp})}{b} = \frac{(Kh_x - Gh'_G)}{a}. \quad (7)$$

Останній вираз (6), після перетворень, зводиться до рівності:

$$\frac{Kh_x - Gh'_G}{Gh_G \pm M_{mp}} = \frac{a}{b} = q = const. \quad (8)$$

Позначивши співвідношення між чисельними параметрами, які взято з рис. 4, в, запишемо:

$$l_1 / l_2 = a / b = q; l_1 + l_2 = l, \quad (9)$$

де $l = ed$ – довжина підвіски; $l_1 = e\phi$ – відстань від точки ϕ до точки e ; $l_2 = \phi d$.

З урахуванням виразу (9) місце розташування точки ϕ визначиться із співвідношень:

$$l_1 = ql / (1 + q); \quad l_2 = l / (1 + q). \quad (10)$$

Тобто знайдено обидві точки s і ϕ , через які під час активного гальмування проходить лінія дії реакції \bar{F} , тим самим знайдено і напрямок її дії. Тому маємо усе необхідне для замикання багатокутника сил. Тим самим задачу аналізу дії силових факторів, які обумовлюють реальний верхній знос гальмових колодок вантажних вагонів, вирішено і детально розглянуто у праці [13].

На рис. 4, г і д зображено просторову схему і реальний вигляд дуально зношеної колодки з урахуванням впливу на цей процес технологічної конусності поверхні кочення колеса.

Пояснення стосовно виникнення дуального зносу гальмових колодок полягає в тому, що із збільшенням пробігу вагонів, знос всієї робочої поверхні колодки відбувається так, що площа майданчика $Q_{ск}$ природно збільшується. Проте, у режимах гальмування під дією сили натискання гальмової колодки \bar{K} , товщина

і жорсткість колодки на згин зменшується і вона легше займає вже більш стійке врівноважене положення (рис. 4, б, в). Разом із цим, будь-яке збільшення площі майданчика $Q_{ск}$ призводить при гальмуванні до зростання і наближення

питомого тиску до номінального значення ($q_t \rightarrow q_0$). При пробігу вагона більше 5 тис. км знос набуває дуального вигляду з провисанням (рис. 4, г), тобто має вигляд кромкового зносу з відтворенням фрикційного стирання верхнього краю колодки.

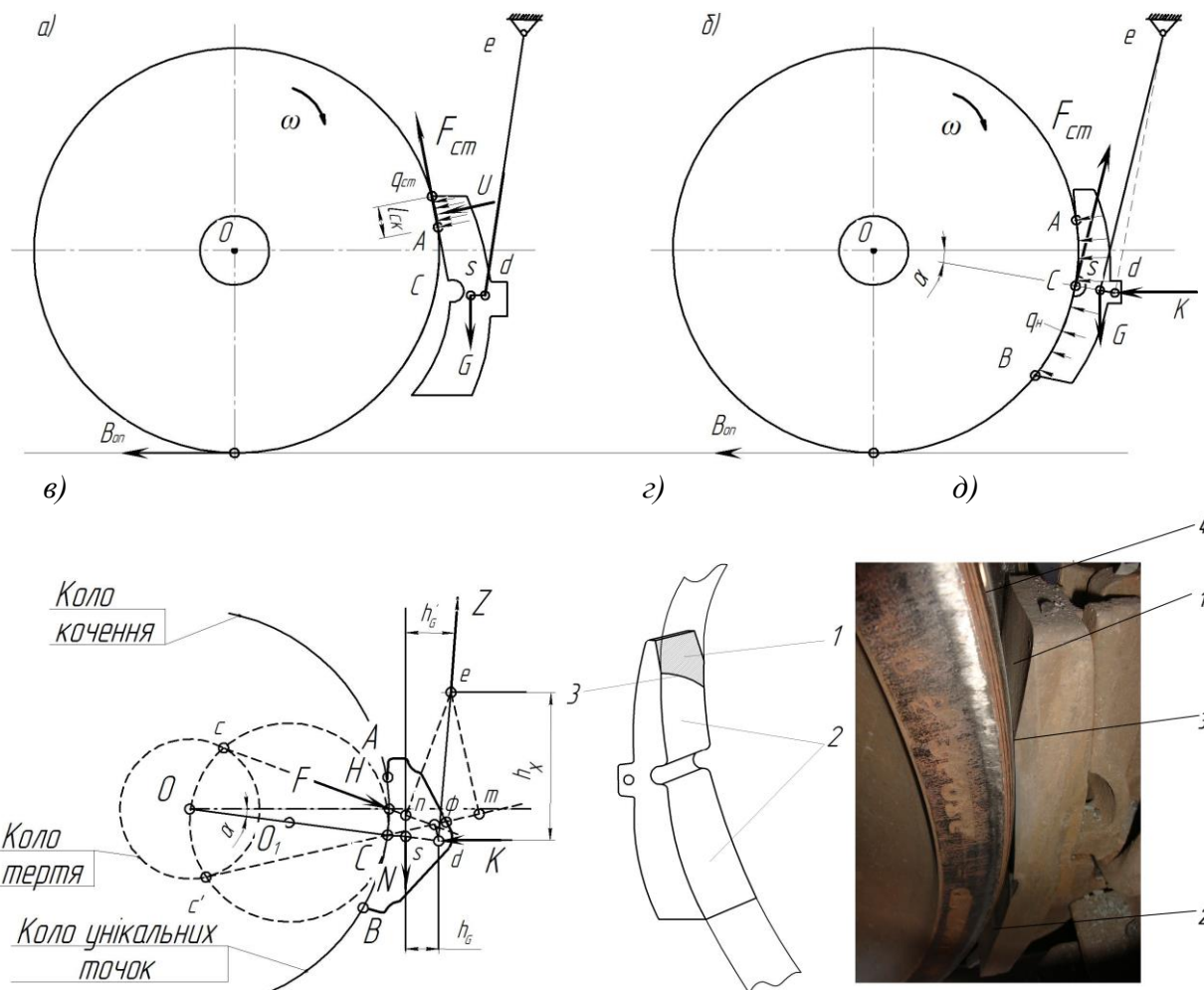


Рис. 4. Схеми утворення дуального фрикційного зносу:

- а – відтворення початкового осередку стирання верхнього краю колодки під час руху без гальмувань;
- б – гальмування колодковим гальмом з розвитком дуального фрикційного зносу колодки;
- в – векторне розподілення діючих на колодку сил з підвішуванням ed ;
- г – просторова схема гальмової колодки з дуальним зносом; д – вигляд розташування гальмової колодки із дуальним зносом відносно поверхні кочення колеса;
- 1 – площа шкідливої стертості; 2 – площа робочої гальмової стертості;
- 3 – лінія розмежування площин; 4 – поверхня кочення колеса

У табл. 1 наведено усереднені статистичні дослідні дані процесу дуального зносу гальмових колодок, які були

отримані при контрольних вимірюваннях для різного пробігу вантажних вагонів.

Оптимальне число статичних даних визначалося за формулою [14]:

$$n = \frac{t^2 \cdot \sigma^2}{\delta^2}, \quad (11)$$

де t – значення критерію Стьюдента для заданої вибірки;

σ – середньоквадратичне відхилення випадкової величини, що досліджується;

δ^2 – абсолютна похибка результату вимірювань.

При розрахунках приймаємо стандартну ширину гальмової колодки $b = 80$ мм.

Таблиця 1

Усереднені статистичні дослідні дані параметрів гальмових колодок з утворенням дуального зносу в межах експлуатаційного пробігу вантажних вагонів, отриманих з бази даних АРМ ПТО

Інтервал пробігу вагонів N , тис. км	Усереднена довжина зносу шкідливої стертості $l_{ск}$, мм	Довжина гальмової частини колодки, мм	Площа гальмової частини колодки $Q_k - Q_{ск}$, мм ²	Коефіцієнт дуальності ξ
0	0	340	27200	1
0-3	5	335	26800	0,985
3-7	10	330	26400	0,971
7-9	15	325	26000	0,956
9-13	20	320	25600	0,941
13-17	25	315	25200	0,926
17-20	30	310	24800	0,912
20-24	35	305	24400	0,897
24-27	40	300	24000	0,882
27-30	45	295	23600	0,868
30-35	50	290	23200	0,853
35-40	55	285	22800	0,838
40-60	60	280	22400	0,824
60-85	65	275	22000	0,809
85-110	70	270	21600	0,794
110-135	75	265	21200	0,779
135-160	80	260	20800	0,765

Отриманий статистичний матеріал дає змогу проаналізувати процес утворення дуального зносу і оцінити ефективність процесу гальмування рухомого складу. Тому зібрані дані статистики стосовно зносу нових гальмових колодок вантажного поїзда оброблено у спеціалізованій комп'ютерній програмі «STATISTIKA 10». Результати розрахунків, отримані у даній програмі, графічно наведено на рис. 5.

Вони повністю підтверджують проміжний висновок, що на початковій стадії експлуатації вантажних вагонів при зносі нових колодок переважає не стільки режим гальмування, скільки «вільний» рух у режимах тяги й вибігу вантажного поїзда. Дійсно, відповідно до конструкції реального підвішування триангелів з гальмовими башмаками і колодками (зокрема під кутом α), переважно на цьому

етапі у верхніх частинах колодок утворюються триботехнічні площини $Q_{ск}$, де зусилля \bar{G} розподіляється по контактних поверхнях тертя колодок і коліс із середнім питомим тиском $\Delta q_{ст}$, що перевищує своє розрахункове нормативне значення Δq_0 . В

результаті виникає стирання верхньої крайкової частини робочої поверхні колодки – крайковий вібраційний знос від динаміки вагона, який стає «осередком» утворення дуального зносу з провисанням.

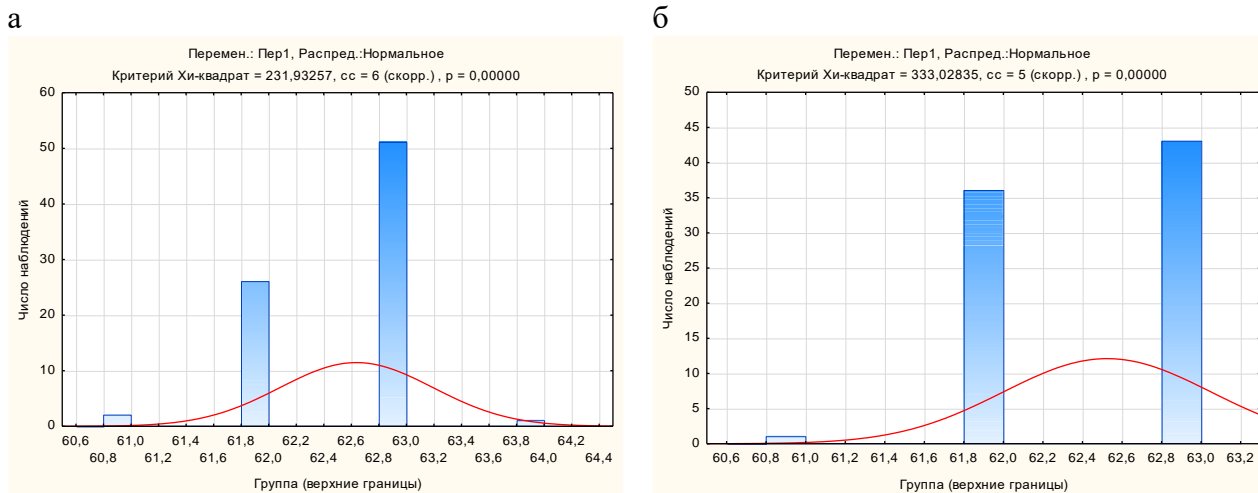


Рис. 5. Результати обробки статистичного матеріалу стосовно зносу гальмових колодок при пробігу вагона в інтервалі 7–9 тис. км: а – нижня частина колодки; б – верхня частина колодки

Із збільшенням величини пробігу вантажних вагонів від 17 до 20 тис. км (рис. 6, а, позиція 1) починає виникати інтенсивний знос гальмових колодок, який досить швидко переходить у дуальний. Однак зі збільшенням пробігу вагонів від 35 до 40 тис. км знос у верхній частині колодок буде дещо сповільнюватися (рис. 6, б, позиція 2).

Перехід від плоских приблизних моделей до просторових уточнених

На першому етапі досліджень розглянемо як базовий варіант ідеальний випадок, коли контактні площі триботехнічної пари «колесо–колодка», які труться при гальмуванні, мають площу з рівномірно розподіленими контактними напруженнями dF/ds . Інакше кажучи, силу натиснення на колодку \bar{K} , яка збурює виникнення сили тертя $\bar{F}_{ст}$, розглядаємо як

діючу дезінтегрально на елементарних секторальних майданчиках ds , де елементарні реакції у вигляді дискретних сил dF спрямовані під кутами тертя $\alpha_{тр}$ (на рисунку не позначено) до кожної з нормалей дискретних поверхонь колодки (рис. 7).

Як відомо, розв’язування задач, які пов’язані з визначенням напружено-деформованого стану (НДС), здійснюється кількома етапами, а саме:

- виконується побудова розрахункової моделі з припущенням, що розосередження сили натиснення \bar{K} здійснюється по площі колодки з розкладанням на елементарні складові $dF = dQ$, що визначають векторну суму елементарних сил притиснення колодки до колеса й відповідних їм елементарних сил тертя dT (з урахуванням граничних умов);

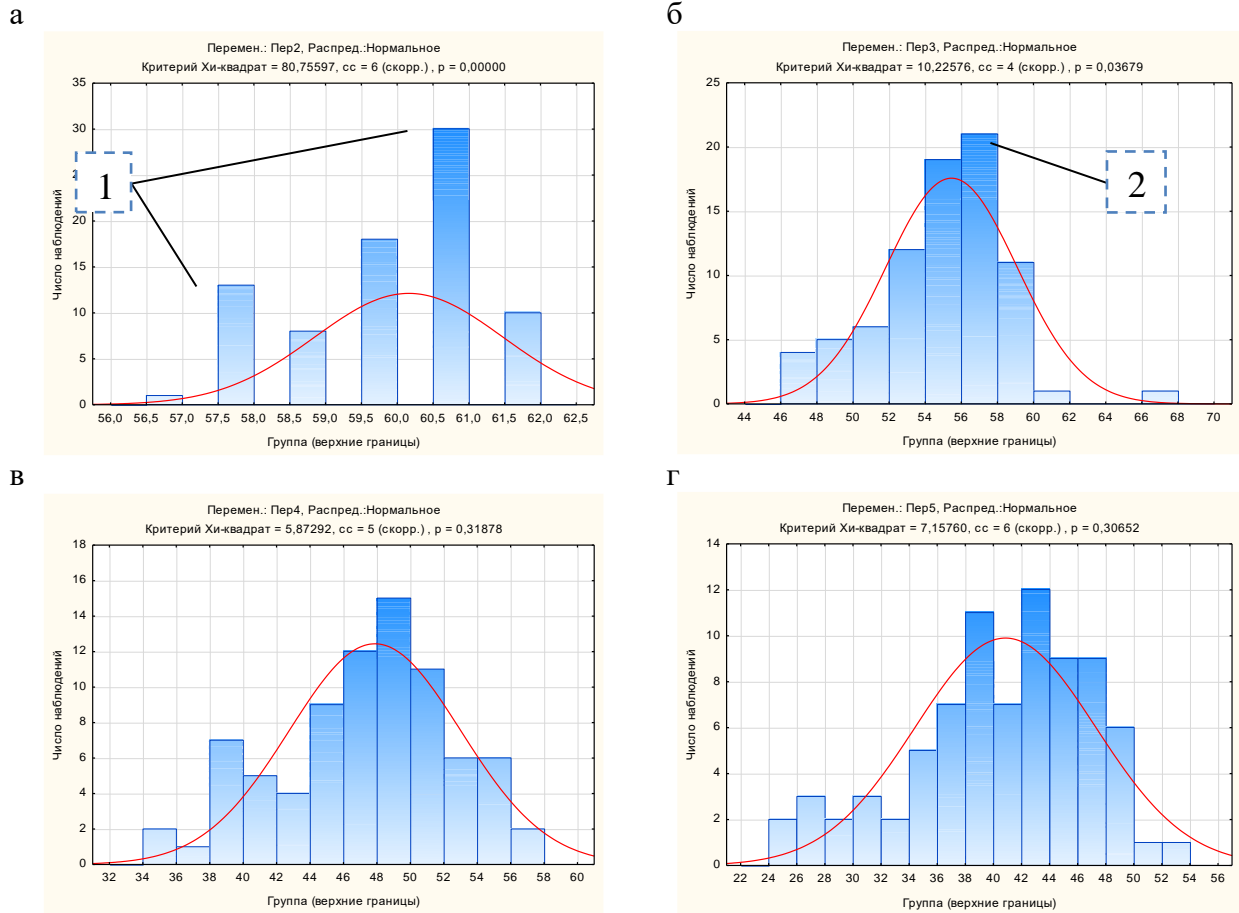


Рис. 6. Результати обробки статистичного матеріалу стосовно зносу гальмових колодок при пробігу вагонів в інтервалах: а – 17–20 тис. км; б – 35–40 тис. км; в – 40–60 тис. км; г – 135–160 тис. км

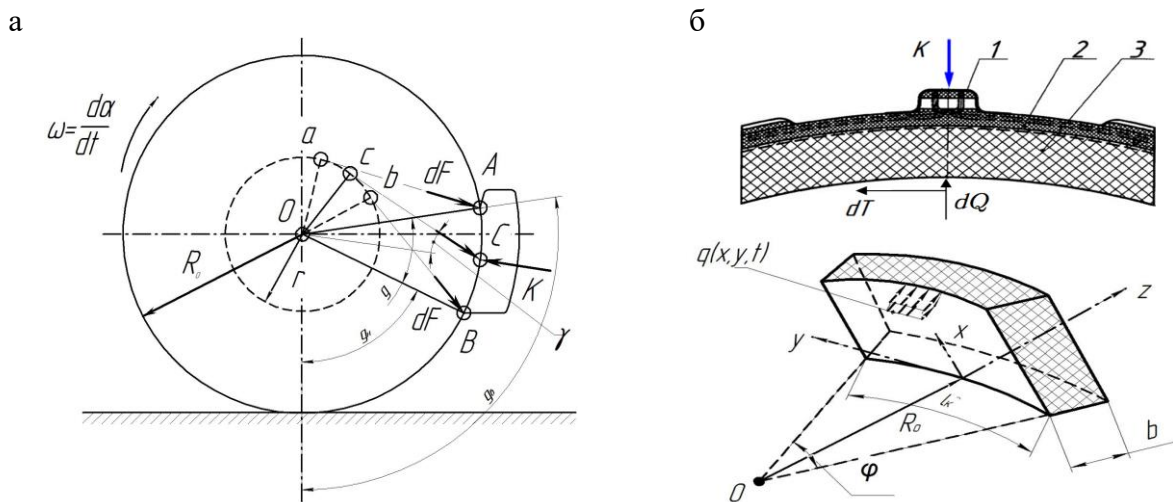


Рис. 7. Схема дії сил на гальмову колодку: а – виникнення реакції колеса на силу натиснення \bar{K} як суми елементарних сил $dF \equiv dQ$, що діють на майданчиках ds ; б – вигляд гальмової колодки та її напруженого тіла: R – радіус колеса; \bar{K} – сила натиснення на гальмову колодку; 1 – вушко; 2 – гранична частина; 3р – тіло колодки, яке навантажено елементарними реакціями на натискання колодки до колеса з урахуванням елементарних сил тертя dT

- компонується рівняння НДС гальмової колодки у вигляді просторової оболонкової конструкції (з урахуванням граничних умов);

- вирішуються рівняння НДС для об'єкта досліджень з урахуванням реальних конструктивних параметрів колодкового гальма.

Вважаємо, що всі розглянуті сили на рис. 7, а лежать у площині перетину колодки, що збігається з площиною рисунка. Лінії дії сил \bar{F} (у секторі кута охоплення колеса колодкою g сходяться до точки s , яка міститься на колі тертя з радіусом r [13]:

$$r = \frac{\varphi_k (D_0 / 2)}{\sqrt{1 + \varphi_k^2}}, \quad (12)$$

де D_0 – діаметр кола кочення колеса в площині, що «розсікає» колодку

симетрично; φ_k – коефіцієнт тертя між колодкою й колесом.

Як перше наближення в оцінці НДС колодки розглядається ідеальний випадок прикладення до неї з боку башмака рівномірно розподіленого навантаження, що за задумом забезпечує її рівномірний знос.

Для проведення розрахунків передбачається, що матеріал колодки є однорідним, пружним та ізотропним з такими характеристиками: модуль пружності 1-го роду $E=5 \cdot 10^3$ МПа; коефіцієнт Пуассона $\mu=0,37$; допустимі параметри міцності матеріалу композиційної колодки типу 2ТР-11.

З метою подальших порівнянь експериментальних даних (табл. 1) з розрахунковими доцільно розглянути рівняння (13) для НДС трьох варіантів ступенів зносу колодки за її товщиною [16, 17].

$$\begin{cases} \mu \left(\nabla^2 u_r - \frac{u_r}{r^2} - \frac{2}{r^2} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} \right) + (\lambda + \mu) \frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r u_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right] - \rho \frac{\partial^2 u_r}{\partial t^2} = 0, \\ \mu \left(\nabla^2 u_\theta - \frac{u_\theta}{r^2} + \frac{2}{r^2} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} \right) + (\lambda + \mu) \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r u_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right] - \rho \frac{\partial^2 u_\theta}{\partial t^2} = 0, \\ \mu \nabla^2 u_z + (\lambda + \mu) \frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r u_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right] - \rho \frac{\partial^2 u_z}{\partial t^2} = 0. \end{cases} \quad (13)$$

Граничні умови на зовнішніх поверхнях цієї просторової моделі мають вигляд:

$$\sigma_{zr} = \sigma_{r\theta} = 0, \quad \sigma_{rr} = q \quad \text{для } r = R_0, \quad \sigma_{zr} = \sigma_{r\theta} = 0, \quad \sigma_{rr} = q \quad \text{для } r = R_0 + h; \quad (14)$$

і на її кінцях:

$$\sigma_{zz} = u_r = u_\theta = 0, \quad \text{для } z = 0, L; \quad (15)$$

при початкових умовах

$$u(r, \theta, z, 0) = \frac{\partial u(r, \theta, z, 0)}{\partial t} = 0, \quad i = \overline{1, I}. \quad (16)$$

Тут λ , μ – коефіцієнти Ляме і ρ – щільність матеріалу колодки — константи, які змінюють свої значення при зміні

температури t ; $u = \{u_r, u_\theta, u_z\}$ – вектор переміщення.

Компоненти тензора напружень визначаються за формулами:

$$\sigma_{jk} = 2\mu \varepsilon_{jk} + \lambda \delta_{jk} \Delta, \delta_{jk} = \begin{cases} 0, & j \neq k \\ 1, & j = k \end{cases}, \Delta = \varepsilon_{rr} + \varepsilon_{\theta\theta} + \varepsilon_{zz}, j, k = r, \theta, z, \quad (17)$$

а компоненти тензора деформацій визначаються в границях справедливості закону Гука.

Маючи систему рівнянь (13) з відповідними граничними та початковими умовами типу (14–16), неважко запропонувати для подальших досліджень аналогічну систему рівнянь, які описують завдання теплопередачі двошарової конструкції, яка містить оболонку гальмового башмака і колодки.

Висновки. Вперше визнано особливий характер двоплощинного переломного профілю зносу гальмових колодок на робочій площині тертя, за якого введено поняття дуального фрикційного зносу гальмових колодок.

За наявності дуального зносу гальмових колодок процес гальмування у поїздах набуває негативних наслідків: збільшує опір руху, тому зростають енерговитрати на тягу поїздів, істотно зменшується ресурс гальмових колодок і

коліс, погіршується ефективність гальмувань, що загрожує безпеці руху.

Для можливості проведення розрахунків параметрів зменшення сили тертя колодок за наявності дуального зносу різної величини введено поняття коефіцієнта дуального зносу та запропоновано формулу для його розрахунків.

Апробовано графоаналітичний алгоритм двох точок, через які під час активного гальмування проходить лінія дії реакції \bar{F} до сили натиснення на колодку \bar{K} . За його допомогою знаходиться величина і напрям \bar{F} для замикання багатокутника сил і вирішення задачі аналізу силових факторів, які обумовлюють верхній знос гальмових колодок вантажних вагонів.

Отримані рівняння дають змогу на відповідному етапі оцінювати знос і його вплив на напружено-деформований стан колодок з метою подальшого врахування контактної міцності за різних товщин колодок.

Список використаних джерел

1. Иноземцев В. Г., Виноградов В. М. Повышение надежности механического тормозного оборудования грузовых вагонов. *Развитие и совершенствование автоматических тормозов: сб. науч. тр.* Москва : ЦНИИ МПС, 1974. – Вып. 507. – С. 15-24.
2. Нечволода С. І., Романюха М. О., Нечволода К. С. Проблеми нерівномірного зносу гальмових колодок у вантажних вагонах: зб. наук. праць. Харків : УкрДАЗТ, 2007. Вип. 86. С. 50-56.
3. Пат. 121889 Україна, МПК51 В60Т 1/02 (2006.01), В61Н 15/00, В61Н 13/00. Підсилюючий пристрій до паралельного відведення колодок від коліс у гальмівній системі візків вантажних вагонів. Опубл. 26.12.17.

4. Радзиховский А. А., Омеляненко И. А., Тимошина Л. А. Системный подход к проектированию тележек для грузовых вагонов с повышенными осевыми нагрузками. *Вагонный парк*, 2008. №8. С. 10-16.
5. Болотина А. Б. Исследование параметров и совершенствование механической части тормозной системы грузовых вагонов с учетом перспективных условий эксплуатации: дисс.... канд. техн. наук / Моск. гос. ун-т путей сообщ. Москва, 2000. 244 с.
6. Мартынов И. Э., Нечволода К. С. О способе полной ликвидации клиновидного износа тормозных колодок грузовых вагонов. *Вагонный парк*, 2010. №4. С. 36-39.
7. Vakkalagadda M.R.K., Srivastava D.K., Mishra A., Racherla V. Performance analyses of brake blocks used by Indian Railways. *Original Research Article*, 2015. Vol. 328-329. P. 64-76.
8. Lovskaya A., Gerlici J., Fomin O., Kravchenko K., Prokopenko P., Lack T. Improvement of the bearing structure of the wagon-platform of the articulated type to ensure the reliability of the fixing on the deck of the railway ferry. *MATEC Web of Conferences "XXIII Polish-Slovak Scientific Conference on Machine Modelling and Simulations (MMS 2018)"*. Vol. 254. 15 January 2019. P. 1–12.
9. Vernersson Tore, Lundén Roger. Wear of brake blocks for in-service conditions—Influence of the level of modelling. *An International Journal on the Science and Technology of Friction, Lubrication and Wear*, 2014. Vol. 314. P. 125-131.
10. Vineesh K.P., Vakkalagadda M.R.K., Tripathi A.K., Mishra A., Racherla V. Non-uniformity in braking in coaching and freight stock in Indian Railways and associated causes. *Engineering Failure Analysis*, 2016. Vol. 59. P. 493-508.
11. Равлюк В. Г. Спрощений кінетостатичний аналіз гальмової важільної передачі візків вантажних вагонів: зб. наук. праць Держ. ун-ту інфраструктури та технол. Сер. Транспортні системи і технології. Київ: ДУІТ, 2018. № 32. С. 55–70.
12. Інструкція з експлуатації гальм рухомого складу на залізницях України: ЦТ-ЦВ-ЦЛ-0015. Затв. нак. Укрзалізниці № 264-Ц 28.10.1997. Вид. офіц. Київ: 2004. 146 с.
13. Равлюк В. Г. Оцінювання факторів утворення дуального фрикційного зносу гальмових колодок: зб. наук. праць Держ. ун-ту інфраструктури та технол. Сер. Транспортні системи і технології. Київ: ДУІТ, 2018. № 31 (2017). С. 109–126.
14. Космин В. В. Основы научных исследований: учеб. пособие. Москва: ГОУ «Учебно-метод. центр по образованию на железнодорожном транспорте», 2007. 271 с.
15. Равлюк В. Г., Афанасенко І. М. Завдання на курсовий проект з методичними вказівками з дисципліни «Автоматичні гальма та безпека руху»: метод. вказівки. Харків: УкрДАЗТ, 2012. 70 с.
16. Равлюк В. Г., Равлюк М. Г. Динамічна модель оцінювання робочих напружень у гальмівних колодках вантажних вагонів. Матеріали 78 міжнародної науково-практичної конференції «Проблеми та перспективи розвитку залізничного транспорту»: міжнар. наук.-практ. конф. 17 – 18 травня, 2018 р. : тези доповідей. Дніпро, 2018. С. 48-50.
17. Кудинов В. А., Аверин Б. В., Стефанюк Е. В., Назаренко С. А. Теплопроводность и термоупругость в многослойных конструкциях : учеб. пособие. Самара: Самар. ГТУ, 2006. 304 с.

Равлюк Василь Григорович, канд. техн. наук, доцент кафедри вагонів Українського державного університету залізничного транспорту. Тел.: (057) 730-10-35. E-mail: ravvg@ukr.net.

Ravlyuk Vasyl G., PhD (Tech.), Associate professor, Department of Wagons, Ukrainian State University of Railway Transport. Tel.: (057) 730-10-35. E-mail: ravvg@ukr.net.

Статтю прийнято 04.02.2019 р.

УДК 629.4.084.13

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ОБЛІКУ ТА КОНТРОЛЮ ВИТРАТ ДИЗЕЛЬНОГО ПАЛИВА

Асп. М. О. Котов, канд. техн. наук В. І. Дробаха

INCREASE ACCURACY ACCOUNTING AND CONTROL OF DIESEL FUEL CONSUMPTION

Postgraduate student M. O. Kotov, PhD (Tech.) V. I. Drobaха

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169648>

Одними з головних факторів, що пов'язані з економним використанням енергоресурсів, є їх облік та контроль. Існуюча тенденція активного розвитку автоматизації численних виробничих процесів на залізничному транспорті, в тому числі інформаційно-вимірювальних систем (ІВС) за витратами нафтопродуктів, потребує постійних удосконалень. Подано основні шляхи і типи вимірювальних приладів та здійснено порівняння їх ефективності в процесах обліку. Отримано аналітичну залежність для коригування розрахункових значень швидкості ультразвукових коливань з урахуванням поточних значень температури і атмосферного тиску повітряного середовища.

Ключові слова: автоматизація, контроль, облік, ультразвук, паливо.

One of the main factors that are associated with the economical use of energy resources is their accounting and control. The current trend of the active development of automating production processes in railway transport, including information-measuring systems (IMS) for the consumption of petroleum products, requires continuous improvement. The key elements of these systems are liquid level measurement devices, they are the source of the main indicators in the accounting and control of fuel consumption in both the fuel tanks and reservoirs. The purpose of the study is to analyze and compare existing methods for measuring the level of liquid materials. Identification of possible ways to improve ultrasonic measurements. Increasing the accuracy of the calculated velocity of ultrasonic oscillations and their further development is the task of scientific work. The main ways and types of measuring devices are presented and their efficiency in the accounting processes is compared. In paper described the main advantages and principles of operation of ultrasonic level gauges. The action of these level gauges is based on the measurement of the passage time of the ultrasound pulse from the radiator to the surface of the oil product and back. When receiving a reflected pulse, the emitter becomes a sensor. In the general case, the velocity of sound propagation depends on changes in the density of the elastic air environment, its temperature and pressure Like all other methods of measuring the level of the ultrasonic method has a certain measurement error. But if in most computing systems the errors can be partially compensated by various technical means, which, as a rule, leads to complication and appreciation of the output product, in this case only the algorithmic support of the sensor controller is subject to refinement. An analytical relationship was obtained to adjust the calculated values of the speed of ultrasound oscillations with regard to the current values of temperature and atmospheric pressure of the air environment.

Keywords: automation, control, accounting, ultrasound, fuel.

Вступ. Проблема удосконалення процесу обліку і контролю за витратами дизельного палива (ДП) у роботі локомотивного господарства Укрзалізниці останніми роками стає все більш значущою. Цьому сприяють не тільки з року в рік зростаючі ціни на енергоносії, але й активний розвиток на залізничному транспорті автоматизації численних виробничих процесів, у тому числі інформаційно-вимірювальних систем (ІВС) за витратами нафтопродуктів. Ключовими елементами таких систем є прилади вимірювання рівня рідини, що є джерелом головних показників обліку та контролю витрат ДП як у паливних баках, так і в резервуарах нафтових баз (ТНТС).

Аналіз останніх досліджень і публікацій. На сьогодні відомо кілька десятків розроблених способів вимірювання рівня рідини, що відрізняються використанням різних фізичних принципів і методів вимірювання [1–3]. Їх можна поділити на контактні, коли датчик занурений у рідину, безконтактні і комбіновані. Безконтактні методи дають змогу вимірювати рівень без безпосереднього контакту з вимірюваним середовищем і полягають у зондуванні звуком (ультразвукові), зондуванні електромагнітним випромінюванням (радарні, рефлексні), а також радіаційним випромінюванням. Найбільш поширені методи вимірювання показано в табл. 1.

Таблиця 1

Методи вимірювання рівня рідких матеріалів

Контактні методи		Безконтактні методи		Комбіновані методи	
Поплавкові механічні	УДУ-2, УДУ-5, УДУ-10 та інші	Ультразвукові локаційні	УЗИ-М-1, УЗІ2,5/2,5М Аналік-М,С Зонд-3 ДУУ-1 LUC 4,-Т РУ, ПТ-02, UC-126М та інші	Поплавково-магніто-стрикційні	ПМП-201, КВАРТА-М, УМ-ПО1, РОЗУМ-ГТСН, СТРУНА-М, LML, LMC та інші
Емнісні	АСУН УИР, АТ-FLM, БІС-Р, FAS, РПРТ, ИГЛА, ДКЕ і ДНЕ Гамма, LCL, LLS та інші	Радіолокаційні	Зонд – 01, САКУ 1.4, УЛМ-11,-31, IQ Radar 300 та інші	Вібраційні	FTL 20, OPTISWITCH Vibra-nivo
Буйкові	ZTD, UQD, Сапфир-ДУ та інші	Радарні	Rosemount, Micropilot, УЛМ та інші	Поплавкові герконові	ПМП-118, ПМП-128, ПМП-138
Гідростатичні	АСК-ВІС, LGC, LHC, Кварц-ДИ, СКІТ та інші	Радіоізотопні	М FMG60	Рефлексні (хвильові)	MT 5000 KSR- GT

Визначення мети та завдання дослідження. Метою дослідження є аналіз та порівняння існуючих методів вимірювання рівня рідких матеріалів. Виявлення можливих шляхів удосконалення ультразвукових вимірювань. Підвищення точності розрахункових значень швидкості ультразвукових коливань та їх подальший розвиток є завданням наукової роботи.

Основна частина дослідження. Універсального рівнеміра на сьогодні не існує. Кожен прилад має характерний набір своїх технічних реалізацій, які в кожному конкретному випадку виявляють свої переваги і наявні недоліки. Істотно відрізняються вимірювальні системи і щодо вартості. Деякі з них використовуються тільки в дослідницьких лабораторіях через їх високу вартість та наявність спеціалізованих вимог.

На залізницях України застосовується кілька варіантів ІВС рівня дизельного палива, яке може перебувати в різних ємностях [4–6].

Найбільшого поширення набули системи ємнісного типу БІС-Р і БІС-Рм для контролю рівня палива в паливних баках тепловозів [7]. У першому кварталі 2018 року кількість тепловозів серій ЧМЕЗ та 2ТЕ116, обладнаних цією сигналізацією, складала в регіональній філії «Донецька залізниця» 77 секцій, на «Придніпровській залізниці» – 67 секцій, «Південній залізниці» – 192 секції, «Південно-західній залізниці» – 100 секцій, на «Одеській залізниці» – 144 секції і на «Львівській залізниці» – 145 секцій [8]. За рахунок використання даних ІВС щомісяця економиться близько 5 % від загальної витрати ДП. Акустичні системи контролю рівня в основному знайшли своє застосування як складова бортових пристроїв СКПРТ Дельта-СУ. Всього по Укрзалізниці використовується понад 2000 таких пристроїв. Дані системи з успіхом можуть бути також використані в технологічних процесах ТНТС.

На нафтовій базі локомотивного депо Смородино Південної залізниці здійснюють автоматизований контроль рівня ДТ у резервуарах для зберігання палива за допомогою ультразвукових (УЗ) датчиків. Ультразвукові вимірювання можуть забезпечити вбудований інструмент моніторингу на різних етапах експлуатації палива [9].

Використовуючи основні переваги УЗ-методу – безконтактність, незалежність від хімічних і фізичних властивостей контрольованого середовища, забезпечення належного рівня технологічної та екологічної безпеки, надійність, обмежені витрати на установлення датчиків і їх технічне обслуговування, а також близьке до оптимального співвідношення «ціна-якість», у депо отримали можливість забезпечити постійний контроль за наявністю і технологічним переміщенням нафтопродуктів, особливостями їх використання, перспективами планування [10–11].

Дію рівнемірів цього типу побудовано на вимірюванні часу проходження імпульсу ультразвуку від випромінювача до поверхні нафтопродукту і назад.

При прийомі відбитого імпульсу випромінювач стає датчиком. У загальному випадку швидкість поширення звуку залежить від змін щільності пружного середовища (повітря), його температури і тиску [12]. Вона може бути визначена виразом:

$$V_{uz} = (k * P / \rho)^{1/2} = \lambda * f, \quad (1)$$

де P – тиск газового середовища;

ρ – щільність пружного середовища;

λ – довжина хвилі ультразвукових коливань;

f – частота ультразвукових коливань;

k – адіабатичний коефіцієнт для газів.

Для повітря адіабатичний коефіцієнт дорівнює 1,4, а щільність має значення 1,29 кг/м³ при тиску 1атм (101325 Па).

Оскільки щільність повітря залежить від його температури, то і швидкість поширення звуку в повітрі є залежною від температури. Ця залежність може бути подана у вигляді:

$$V_{уз} = V_{0уз} (1 + T/273)^{1/2}, \quad (2)$$

де $V_{0уз} = 331,6$ м / с (швидкість поширення звуку в повітрі при $T = 0^{\circ}C$);

T – поточне значення температури повітря, $^{\circ}C$.

Ця формула дає змогу визначити, що відносна зміна швидкості поширення звуку становить приблизно 0,17 % на один градус.

Залежність швидкості поширення звуку в повітрі від температури подано в табл. 2.

Таблиця 2

Залежність швидкості поширення звуку в повітрі від температури

$T, ^{\circ}C$	- 20	0	20	40	60	80
$V_{уз}$	319,3	331,6	343,8	355,3	366,5	377,5

Швидкість поширення звуку в повітряному середовищі істотно залежить також від тиску повітря. При збільшенні атмосферного тиску швидкість ультразвукових коливань (УЗК) збільшується, а максимальне значення відносної зміни швидкості звуку в усьому діапазоні коливання атмосферного тиску становить близько 5 %. Меншою мірою на швидкість УЗК впливає вологість повітря. Вона вносить максимальну додаткову зміну швидкості звуку не більше 2 % [13].

Таким чином, як і всі інші методи, ультразвуковий метод має певну похибку вимірювання. Але якщо в більшості ІВС похибки можуть бути частково компенсовані різними технічними засобами, що, як правило, призводить до ускладнення і підвищення вартості вихідного виробу, то в даному випадку доопрацюванню підлягає лише алгоритмічне забезпечення контролера датчиків.

Висновки. В результаті проведеного дослідження отримано порівняльний аналіз

методів вимірювання та виявлено переваги ультразвукового методу. Розроблено аналітичну залежність для коригування розрахункових значень швидкості ультразвукових коливань з урахуванням поточних значень температури і атмосферного тиску повітряного середовища, м/с,

$$V_{уз} = 345 + \frac{P + 4T - 1100}{5,6}.$$

Використання цього математичного виразу в програмному комплексі системи «НафтаПОС» у локомотивному депо Смородино РФ «Південна залізниця» дало змогу підвищити точність здійснюваних замірів рівня дизельного палива в резервуарах.

У подальшому необхідно провести порівняння підходів обліку та контролю витрат дизельного палива на існуючих базах палива різних виробників систем.

Список використаних джерел

1. Балабин В. Н., Домогацкий В. В. Существующие системы измерения расхода топлива. *Локомотив*. 2003. № 2. С. 30-36.

2. Тартаковський Е. Д., Котов В. В., Сергієнко М. І., Дробаха В. І. Настанова про порядок приймання, транспортування, зберігання, відпуску та обліку нафтопродуктів на базах палива Укрзалізниці: № ЦТ-0102, затв. наказом Укрзалізниці № 50-Ц від 03.03.2005. Київ, 2005. 110 с.
3. Трихліб О. Д., Дробаха В. І., Котов М. О. Вимірювальні засоби автоматизованої системи обліку й контролю дизельного палива. *Локомотив-інформ*. 2012. № 12. С. 59-61.
4. Дробаха В. І., Трихліб О. Д., Каплун О. М. Результати практичного впровадження систем «БІС-Р». *Локомотив-інформ*. 2007. № 9. С. 24-25.
5. Трихліб О. Д., Котов В. В., Котова У. В. Техніко-економічні аспекти автоматизованого обліку та контролю витрат дизельного палива. *Вісник Східноукраїнського національного університету імені В. Даля*. Луганськ. 2012. № 3. С. 199-201.
6. Трихліб О. Д. Удосконалення вимірів рівня палива при автоматизованому контролі його витрати. *Збірник наукових праць УкрДАЗТ*. Харків: УкрДАЗТ, 2013. № 136. С. 130-134.
7. Грицук І. В., Панченко С. В., Каграманян А. О., Фалендиш А. П. Особливості інформаційного обміну в процесі дистанційного моніторингу технічного стану і управління працездатністю енергоустановок залізничного транспорту з двигунами внутрішнього згорання. *Залізничний транспорт України*. 2015. № 5. С. 41-45.
8. Аналіз використання паливно-енергетичних ресурсів на залізничному транспорті України за 2017 рік. Київ: ПАТ «Укрзаліниця», 2018. 144 с.
9. Vaêsso R. M., Costa-Felix R.P.V., Miloro P., Zeqiri V. Ultrasonic parameter measurement as a means of assessing the quality of biodiesel production. *Fuel Elsevier*. 2019. Vol. 241. P. 155–163.
10. Дробаха В. І., Котов В. В. Вірогідність методик нормування витрати дизельного палива на тягу поїздів. *Зб. наук. праць УкрДАЗТ*. Харків: УкрДАЗТ, 2003. №56. С. 16–26.
11. Фалендиш А. П., Гатченко В. О., Клецька О. В., Сулежко Д. Е. Модель вибору стенду для проведення еколого-енергетичних випробувань дизельного рухомого складу. *Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля: наук. журнал*. Северодонецьк: ПП «Поліграф-сервіс». 2018. № 2 (243). С. 208-215.
12. Truhlib O., Drobaha V. The hurst method in analyzing the technical condition and fuel economy of locomotive. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2014. Vol. 6. P. 25-28.
13. Handbook for the training pack. SENSORIC SP1. Pepperl+Fuchs. Kolleg GmbH, Mannheim, 1995.

Котов Микита Олегович, аспірант кафедри спеціалізованих комп'ютерних систем Українського державного університету залізничного транспорту. Тел.: (057) 730-19-35. E-mail: kotov@kart.edu.ua.

Дробаха Володимир Ілліч, канд. техн. наук, начальник відділу експлуатації рухомого складу «ПРАТ Київ-Дніпровське МППЗТ». E-mail: drobahav55@gmail.com.

Kotov Mykyta, postgraduate student, Department of Specialized Computer Systems Ukrainian State University of Railway Transport. Tel.: (057) 730-19-35. E-mail: kotov@kart.edu.ua.

Drobaha Volodumur, PhD (Tech.), Head of Operations Department PJSC "Kyiv - Dniprovsky IEIRT". E-mail: drobahav55@gmail.com.

Статтю прийнято 22.02.2019 р.

УДК 621.313.33:51

ДОСЛІДЖЕННЯ АСИНХРОННОГО ЕЛЕКТРОПРИВОДА, ОПТИМІЗОВАНОГО ЗА КРИТЕРІЄМ МАКСИМІЗАЦІЇ СПІВВІДНОШЕННЯ МОМЕНТ–СТРУМ

Д-р техн. наук Д. В. Тугай, О. О. Шкурпела

RESEARCH OF ASYNCHRONOUS ELECTRIC DRIVE, OPTIMIZED ACCORDING TO THE CRITERION OF MAXIMIZING TORQUE-PER-AMP

D. Sc (Tech.) D. Tugay, Senior Assistant O. Shkurpela

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169655>

Досліджено роботу асинхронного електропривода на базі автономного інвертора напруги з векторною системою керування та двигуна АД-906У в режимах його повного та часткового використання за потужністю на математичній моделі у програмному середовищі MATLAB. Показано, що характеристика $|\psi_R|=f(P_{dc})$ має суттєвий вплив на характер протікання перехідного процесу асинхронного електропривода при роботі з потужністю нижчою за номінальну. Такі режими є характерними для тягового привода автономного електричного транспорту. Для підвищення ефективності тягового асинхронного електропривода автономного електротранспорту пропонується проведення оптимізації його системи управління за критерієм максимізації співвідношення момент – струм з урахуванням характеристики $|\psi_R|=f(P_{dc})$. Подано кількісну оцінку відхилення коефіцієнта потужності двигуна при зміні величини споживаної потужності.

Ключові слова: асинхронний електропривод, математичне моделювання, оптимізація, МТРА, автономний рухомий склад.

In the article the research of the work of the asynchronous electric drive on the basis of the autonomous voltage inverter with the vector control system and the AD-906U engine in the modes of its full and partial use by power on a mathematical model is software environment the MATLAB. It is shown that the characteristic $|\psi_R|=f(P_{dc})$ significantly affects the nature of the transition process of an asynchronous electric drive when operating at powers below nominal. Such modes are characteristic of a traction drive of an autonomous electric transport. To increase the efficiency of an asynchronous electric drive of an autonomous electric transport, it is proposed to optimize its control system according to the criterion of maximizing Torque-per-Amp relationship taking into account the characteristic $|\psi_R|=f(P_{dc})$. The quantitative estimation of the deviation of the engine power factor ratio when the power consumption is changed is given. Thus, at 25% of the motor power from the nominal, optimization by the criterion of maximizing Torque-per-Amp, taking into account the characteristic $|\psi_R|=f(P_{dc})$, allows increasing the power factor by 14% than the non-optimized asynchronous electric drive under similar conditions. When an asynchronous electric drive is operated at a power close to the nominal, optimization by the criterion of maximizing Torque-per-Amp does not significantly affect the value of the power factor, but it allows to increasing the electromagnetic torque of the motor in starting. The proposed optimization method can be applied to traction asynchronous electric drives, as well as to auxiliary drives of autonomous locomotives. This will improve the energy efficiency of the traction asynchronous electric drive of the autonomous rolling stock and reduce the cost of fuel and lubricants.

Keywords: asynchronous motor, mathematical modeling, field weakening, autonomous rolling stock.

Вступ. Відомо, що асинхронний електропривод, що працює у режимі зі змінним навантаженням, має низькі показники коефіцієнта потужності. Тому для подолання цього недоліку найчастіше проводять оптимізацію системи керування автономного інвертора напруги. Одним з найпоширеніших методів оптимізації скалярних систем керування є Закон Костенка, серед векторних методів слід зазначити максимізацію співвідношення момент–струм (англ. *MTPA*) та максимізацію ККД, але усі ці методи фактично зводяться до корегування магнітного стану асинхронного двигуна. Щодо тягового асинхронного електропривода автономного рухомого складу, то зміна моменту опору навантаження тягового асинхронного двигуна (ТАД) впливає лише на прискорення рухомої одиниці, окрім випадків нештатних режимів (боксування, юз та ін.). На перший план виходить величина потужності ТАД, що визначається режимом роботи автономного джерела живлення, тому для ефективного використання ТАД при оптимізації системи керування необхідно враховувати зміну величини підведеної потужності.

Аналіз досліджень і публікацій. Проблемі оптимізації асинхронного електропривода присвячено значну кількість праць відомих вітчизняних та закордонних вчених та спеціалістів у галузі автоматизації та теорії електроприводів. Синтез оптимізованих систем керування (що використовують векторні методи регулювання) виконується з урахуванням особливостей роботи електропривода, що безпосередньо впливають на його ефективність [1]. Так, для загальнопромислових електроприводів у [2] запропоновано підхід до формування величини оптимального, за критерієм *MTPA*, потокозчеплення ротора залежно від величини електромагнітного моменту асинхронного двигуна $|\psi_R|=f(M)$. У [3] досліджено вплив ефекту насичення асинхронного двигуна на вигляд залежності $|\psi_R|=f(M)$. Автором [4] вказано переваги

систем тягового електропривода, оптимізованих за критерієм максимізації ККД, хоча принциповими недоліками такого підходу є індивідуальне настроювання кожного електропривода в ході стендових випробувань. У [5] зазначається необхідність врахування величини потужності ТАД при корегуванні величини потокозчеплення ротора. Аналіз досліджень та публікацій вказує на недостатнє висвітлення питання щодо оптимізації тягових асинхронних електроприводів з автономними джерелами живлення.

Визначення мети та завдання дослідження. Метою дослідження є оцінка впливу характеристики $|\psi_R|=f(P_{dc})$, яка задовольняє оптимізацію за критерієм *MTPA* системи керування тяговим асинхронним двигуном АД-906У в режимі роботи зі зменшеною потужністю. Завданням дослідження є визначення кількісної оцінки коефіцієнта потужності асинхронного двигуна АД-906У при роботі з повною та зменшеною потужністю.

Основна частина дослідження. Дослідження проведено на розробленій у [6] імітаційній моделі в програмному середовищі MATLAB. Для проведення порівняльного аналізу було використано імітаційну модель тягового асинхронного електропривода, що аналогічна до запропонованої, але використовує «класичну» стратегію керування з непрямою (англ. – *indirect FOC*) орієнтацією по полю машини без оптимізації за критерієм *MTPA*, з урахуванням нелінійності магнітного кола двигуна.

На рис. 1 подано характеристики розгону двигуна АД-906У з використанням стратегії *IFOC* при $|\psi_R|=const$ та оптимізованої за критерієм *MTPA*. Для обох випадків розгін відбувався з обмеженням потужності двигуна на рівні 230 кВт. Окремо слід пояснити характеристику $U_{dc}=f(t)$. Вхідна напруга автономного інвертора U_{dc} формується двома зонами. Для першої зони характерне підтримання джерелом живлення постійної величини напруги U_{dc} до моменту виходу інвертором на повну шпаруватість.

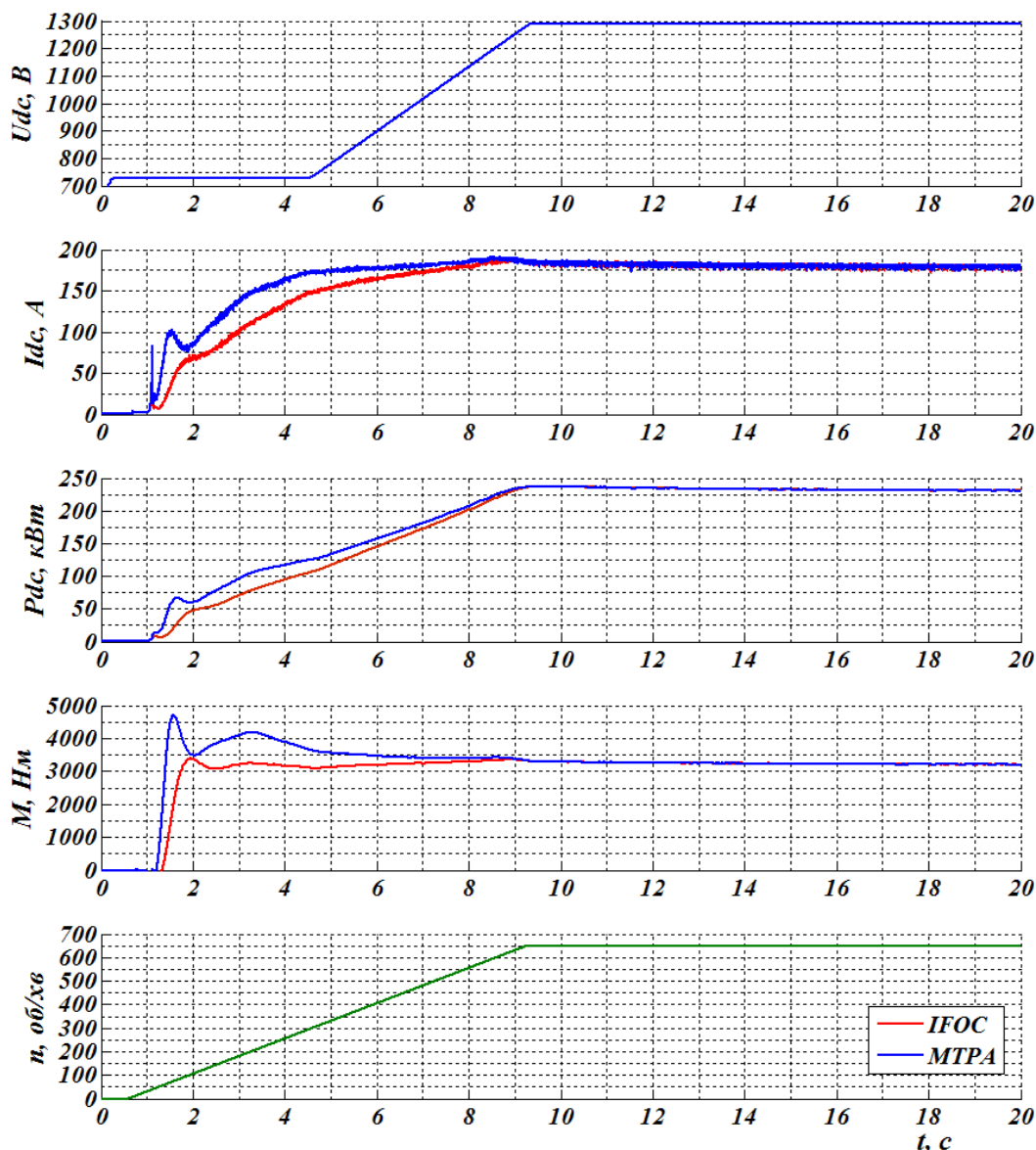


Рис. 1. Характеристики процесу розгону двигуна АД-906У при номінальній потужності

Подальше збільшення напруги на асинхронному двигуні досягається за рахунок регулювання амплітуди вихідної напруги джерела живлення з 4.5 с модельного часу на рис. 1. Такий підхід дав змогу зменшити динамічні втрати в автономному інверторі та знизити габаритну потужність тягового генератора дизель-поїзда ДЕЛ-02 [7]. Оптимізація за критерієм МТРА дає можливість збільшити електромагнітний момент двигуна в режимі пуску (рис. 1), в той час як характеристика $\cos\varphi=f(n)$, що подана на рис. 2, при

номінальній потужності несуттєво відрізняється від системи з *IFOC*.

Для тягових електроприводів автономного рухомого складу характерними є режими часткового використання потужності джерела живлення. Рис. 3 містить характеристики розгону двигуна АД-906У з обмеженням потужності двигуна на рівні 25% від номінальної – 57.5 кВт. Обмеження характеристики $U_{dc}=f(t)$ в цьому випадку обумовлено навантажувальною характеристикою джерела живлення – дизель-генератора.

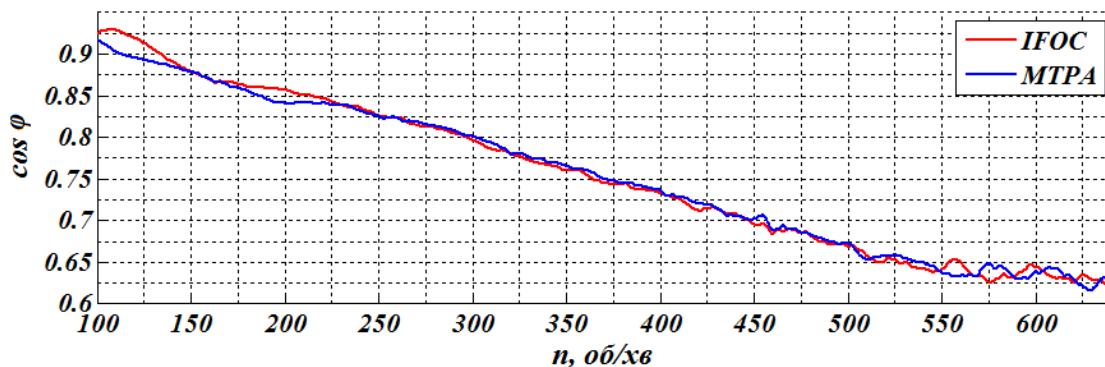


Рис. 2. Характеристика $\cos \varphi = f(n)$ при номінальній потужності

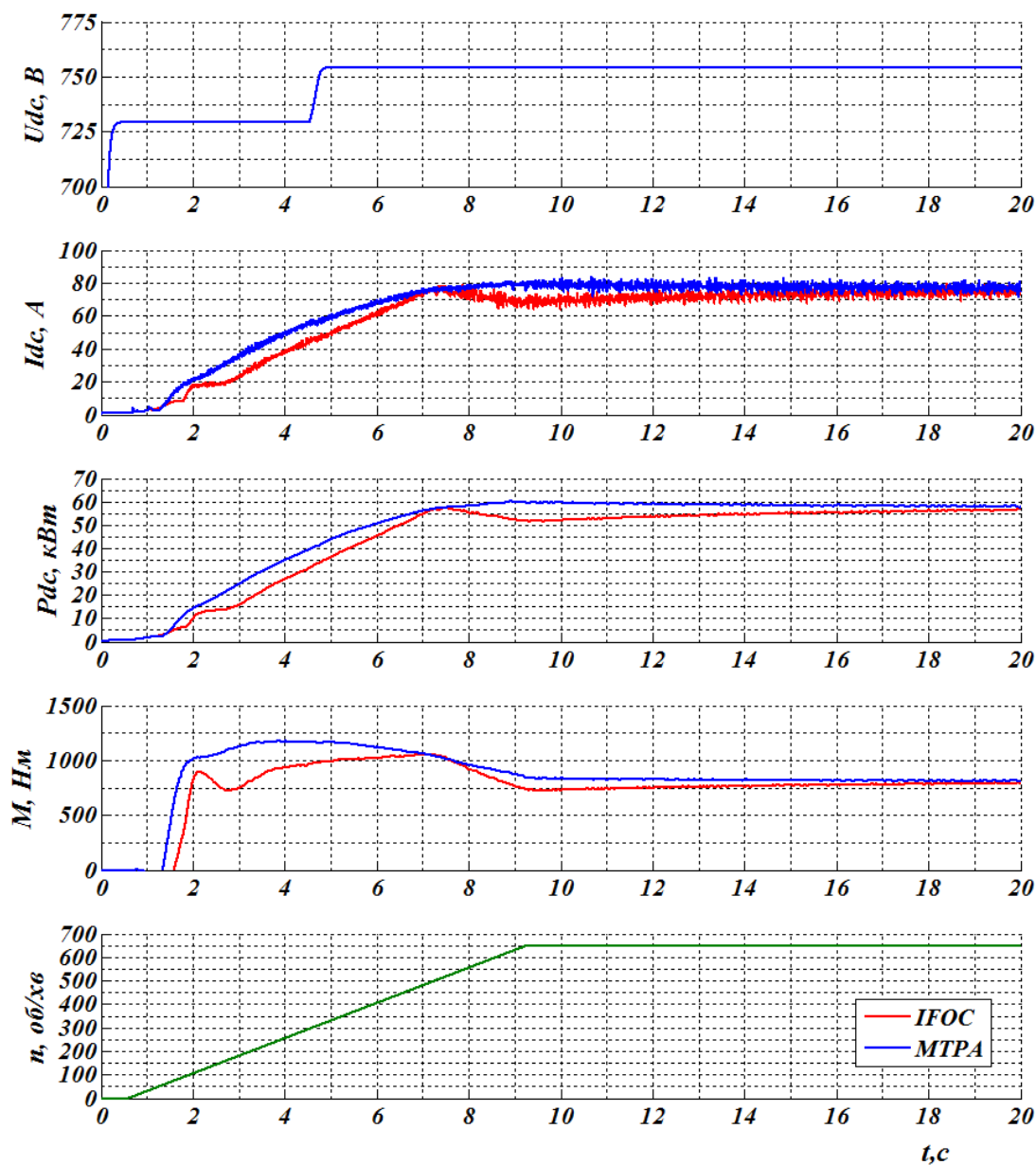


Рис. 3. Характеристики процесу розгону двигуна АД-906У при потужності 25 % від номінальної

Окремо слід зазначити, що незалежно від потужності тягового електропривода та стратегії керування, після завершення перехідного процесу доступна потужність джерела живлення реалізується повністю.

На рис. 4 подано характеристику $\cos\varphi=f(n)$ при зменшеній потужності. З отриманої характеристики випливає, що при застосуванні стратегії *MTPA* двигун має збільшений на 14 % $\cos\varphi$ в процесі розгону.

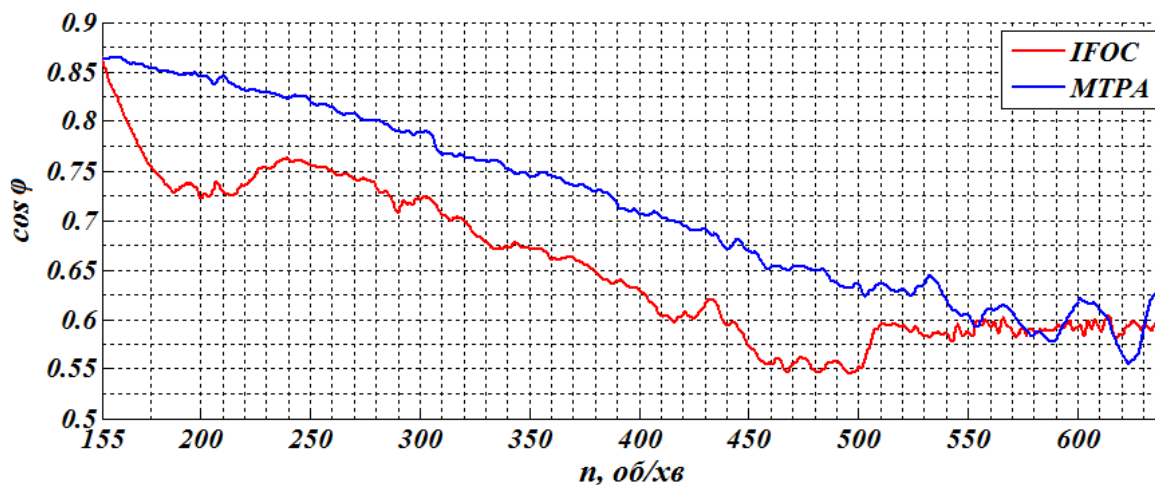


Рис. 4. Характеристика $\cos\varphi=f(n)$ при потужності 25 % від номінальної

Висновки. Таким чином, у ході проведеного дослідження виявлено, що для автономних асинхронних електроприводів характеристика $|\psi_R|=f(P_{dc})$ має суттєвий вплив на характер протікання перехідних процесів. Побудова характеристики $|\psi_R|=f(P_{dc})$, оптимізованої за критерієм

MTPA, дає змогу збільшити $\cos\varphi$ асинхронного електропривода на 14 % у порівнянні з класичною стратегією керування *IFOC*, при роботі із зниженою потужністю, що є типовим режимом на рухомому складі з автономним джерелом живлення.

Список використаних джерел

1. Панкратов В. В., Зима Е. А. Энергооптимальное векторное управление асинхронными электроприводами: учеб. пособие. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2005. 120 с.
2. Peresada S., Kovbasa S., Dymko S., Bozhko S. Maximum Torque-per-Amp Tracking Control of Saturated Induction Motors. *International Conference on MODERN ELECTRICAL AND ENERGY SYSTEMS Kremenchuk*, 2017. P. 72–75. URL: <https://doi.org/10.1109/MEES.2017.8248955>.
3. Цветков П. Е. Разработка и исследование систем асинхронного электропривода с частотно-токовым управлением для насосных механизмов: дис... канд. техн. наук. Липецк, 2014. 163 с.
4. Виноградов А. Б., Изосимов Д. Б., Флоренцев С. Н., Глебов Н. А. Оптимизация КПД системы векторного управления асинхронным тяговым электроприводом с идентификатором параметров. *Электротехника*. 2010. № 12. С. 12-19.

5. Електропривод змінного струму: Пат. № 118307 Україна, № а201705189. МПК Н 02 Р 21/02; заявл. 29.05.2017; опубл. 26.12.2018, Бюл. № 24. 10 с.

6. Shkurpela O. O., Yatsko S. I. Control system asynchronous electric traction drive. *Metallurgical and Mining Industry*, 2017. № 6. P. 14-19. URL: <http://www.metaljournal.com.ua/MMI-2017-No6>.

7. Яровий Г. І., Ніконенко Д. В., Тукалов І. О., Шкурпела О. О. Побудова математичної моделі електропередачі дизель-поїзда ДЕЛ-02. *Зб. наук. праць УкрДАЗТ*. Харків: УкрДАЗТ, 2013. № 136. С. 152-162.

Тугай Дмитро Васильович, д-р техн. наук, доцент, завідувач кафедри альтернативної електроенергетики та електротехніки ХНУМГ імені О. М. Бекетова.

Шкурпела Олександр Олександрович, старший лаборант кафедри альтернативної електроенергетики та електротехніки ХНУМГ імені О. М. Бекетова Тел.: +38(097)948-99-45. E-mail: 447Alexashka@gmail.com.

Tugay Dmytro, D. Sc. (Tech.), Associate Professor, Head of Department, Department of Alternative Energy and Electrical Engineering, O.M. Beketov National University of Urban Economy.

Shkurpela Olexandr., Senior Assistant, Department of Alternative Energy and Electrical Engineering, O.M. Beketov National University of Urban Economy. Phone: +38(097)948-99-45. E-mail: 447Alexashka@gmail.com.

Статтю прийнято 22.02.2019 р.

БУДІВНИЦТВО ТА ЦИВІЛЬНА ІНЖЕНЕРІЯ (192, 193)

УДК 691.3

**ВПЛИВ МІНЕРАЛЬНИХ ДОБАВОК НА СУЛЬФАТОСТІЙКІСТЬ
ПОРТЛАНДЦЕМЕНТУ**

Д-р техн. наук В. І. Гоц, канд. техн. наук О. Ю. Ковальчук, асп. Я. О. Говдун

**INFLUENCE OF MINERAL ADDITIVES ON SULFATE STABILITY OF PORTLAND
CEMENT**

D. Sc. (Tech.) V. I. Gots, PhD (Tech.) O. Yu. Kovalchuk, postgraduate student Y. O. Hovdun

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169660>

Розглянуто ефективність підвищення сульфатостійкості цементів при використанні активних мінеральних добавок різного виду. Виявлено, що максимальний ефект підвищення сульфатостійкості спостерігається при використанні комбінації доменного гранульованого шлаку та золи-винесення в складі портландцементних систем, що супроводжується зростанням сульфатостійкості у 2 рази порівняно з контрольним складом. Отримано портландцементні системи з активними мінеральними добавками, сульфатостійкість яких не поступається традиційному сульфатостійкому шлакопортландцементу.

Ключові слова: бетон, цемент, сульфатостійкість, активні мінеральні добавки.

The problem of sulfate resistance of concretes structures became one of the top hidden problems of the construction sphere. Ground water could contain extra quantities of sulfates and thus concretes are losing their properties rapidly. Traditionally building companies paid no attention on possible aggressive environment of the ground water.

It was shown that introduction of active mineral admixtures leads to the increasing of sulfate resistance. The optimal blast furnace slag content (40% by mass) provides increasing of sulfate resistance up to 1.8 times comparing to the control composition.

Use of fly ash is less effective from the cement grade point of view, but it provides 1.5 times better sulfate resistance comparing to Portland cement. Fly ash behavior separates on two directs – as a filler and as an aggregate. In general – as higher fly ash content, as higher sulfate resistance.

The efficiency of increasing the sulfate resistance of cements with the use of active mineral additives of different types is considered. It was found that the maximum effect of increase of sulfate stability is observed with the use of combination of granular slag and fly ash in the composition of Portland cement systems, which is accompanied by an increase in sulfate stability of 2 times compared with the control composition. Portland cement systems with active mineral additives have been obtained, their sulfate stability is not inferior to traditional sulfate-resistant slag-portland cement. According to the test results it is shown possibility to obtain high sulfate corrosive resistance materials on Portland cement basis using blast furnace slag and fly ash admixtures. Service properties are meeting requirements of Ukrainian standards for common constructions.

Keywords: concrete, cement, sulphate-resistance, active mineral fillers.

Вступ. Різноманітні будівлі, споруди та конструкції піддаються впливу різного

виду природних вод (морських, річкових, ґрунтових і т. д.), хімічний склад яких

переважно містить сполуки та речовини, здатні негативно впливати на властивості бетонних конструкцій, тим самим руйнуючи їх [1]. Водночас зростає потреба дослідження впливу цих вод на різних етапах тверднення цементів загальнобудівельного призначення, модифікованих мінеральними добавками для забезпечення регламентованої сульфатостійкості матеріалу. Таким чином, актуальним є дослідження впливу активних мінеральних добавок на підвищення сульфатостійкості цементних систем.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Про негативний вплив сульфатів на бетон відомо з 1877 року. Перші систематичні дослідження руйнування цементного каменю внаслідок реакцій, що протікають при впливі сульфатів, проведено Candlot і Michaelis [2]. Ці дослідження показали, що пошкодження структури цементного каменю пов'язано з утворенням еtringіту.

У Німеччині перше велике руйнування, обумовлене впливом сульфатів, було виявлено у 1890 році в Магдебурзі. Новий міст через Ельбу почав руйнуватися через кілька років після завершення будівництва. Причина полягала у впливі на бетон води з високим вмістом сульфатів [3]. Цей випадок руйнування змусив провідних вчених того часу посилено шукати шляхи підвищення стабільності бетону до дії сульфатів, у результаті чого було запропоновано відповідні технологічні заходи, які частково застосовуються і зараз [4–5].

Руйнування розчинів і бетонів під впливом природних вод відбувається в основному з двох причин: внаслідок розчинення з'єднань, що складають затверділий цементний камінь, або продуктів, які утворюються в результаті взаємодії цих з'єднань з природними водами, і внаслідок утворення під впливом агресивних природних вод нових з'єднань, що мають більший об'єм, ніж сума об'ємів вихідних речовин. Ці новоутворення

спочатку заповнюють капіляри і пори цементного каменю, ущільнюють його і навіть підвищують його міцність, але при подальшому своєму зростанні викликають загальне збільшення об'єму і появу негативних внутрішніх напружень, що супроводжується утворенням тріщин і руйнуванням матеріалу [6–8].

В основному сульфатостійкість в'язучої речовини залежить від мінералу клінкеру C_3A та від продуктів гідратації, включаючи $Ca(OH)_2$ [9–10]. Сульфатостійкість портландцементу із середнім і високим вмістом C_3A може бути підвищено шляхом введення різних активних мінеральних добавок [11–12].

Визначення мети та задачі дослідження. Метою статті є дослідження впливу мінеральних добавок на сульфатостійкість традиційних портландцементних систем залежно від виду агресивного середовища.

Задачами дослідження є встановлення механізму впливу активних мінеральних добавок різного походження (золи ТЕС, доменного гранульованого шлаку) на показники сульфатостійкості систем шляхом вивчення лінійного видовження зразків та показників відносної міцності систем після витримування у розчинах Na_2SO_4 та $MgSO_4$ різної концентрації.

Основна частина досліджень. При проведенні досліджень використано традиційний портландцемент загальнобудівельного призначення ПЦ II/A-III-400-Н відповідно до ДСТУ Б В.2.7-46:2010 та сульфатостійкий портландцемент ССПЦ II/A-III-400 відповідно до ДСТУ Б В.2.7-85-99.

Як мінеральні добавки використано доменний гранульований шлак виробництва Дніпродзержинського металургійного комбінату, золу-винесення Ладижинської ТЕС та цеоліт компанії ТОВ «ЦЕОЛІТ-БІО».

Хімічний склад вихідних сировинних матеріалів наведено в табл. 1.

Хімічний склад сировинних матеріалів

Складові	Вміст оксидів, мас., %								
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	TiO ₂	MgO	CaO	Na ₂ O+K ₂ O	SO ₃	в.п.п
ПЦ П/А-Ш-400	24,30	5,29	5,62	-	1,20	60,90	0,30	0,96	0,12
ССПЦ П/А-Ш-400	24,6	1,49	4,93	-	1,14	66,2	0,35	0,98	0,35
Зола	55,26	24,23	6,26	1,05	2,23	2,86	3,92	0,91	1,15
Шлак	39,00	5,90	0,30	-	5,82	47,30	-	1,54	-
Цеоліт	72,5	13,1	0,9	0,2	1,07	2,1	5,03	-	-

Водоцементне співвідношення систем прийнято 0,5. Діапазон вмісту мінеральних добавок у цементних системах прийнято у кількості 5...40 %. Умови тверднення зразків (1×1×6 см) нормальні: температура $t = 20 \pm 2^\circ\text{C}$, вологість $W = 95 \pm 5\%$. Зразки після 28 діб тверднення в нормальних умовах занурювались в агресивні середовища. Випробування зразків відбувалось у терміни 14, 28, 56 та 84 діб. Як агресивне середовище використовувались 5 %-й Na₂SO₄ та 2 %-й розчини MgSO₄. Зразки контрольних цементних систем містились у дистильованій воді впродовж всього терміну випробування.

За результатами досліджень показано, що лінійне видовження зразків цементних

систем змінюється залежно від витрати мінеральної добавки в їх складі та зміни агресивного середовища (рис. 1, рис. 2).

Показано (рис. 1), що збільшення вмісту золи-винесення з 10 % до 40 % у складі цементних систем супроводжується зменшенням лінійного видовження цементного каменю в агресивному середовищі в порівнянні з портландцементом без наповнювача. Це може бути пов'язано з двома процесами: першим – взаємодією компонентів портландцементу із золою як активною мінеральною добавкою, другим – ущільненням портландцементної системи мінеральною добавкою у вигляді золи-винесення.

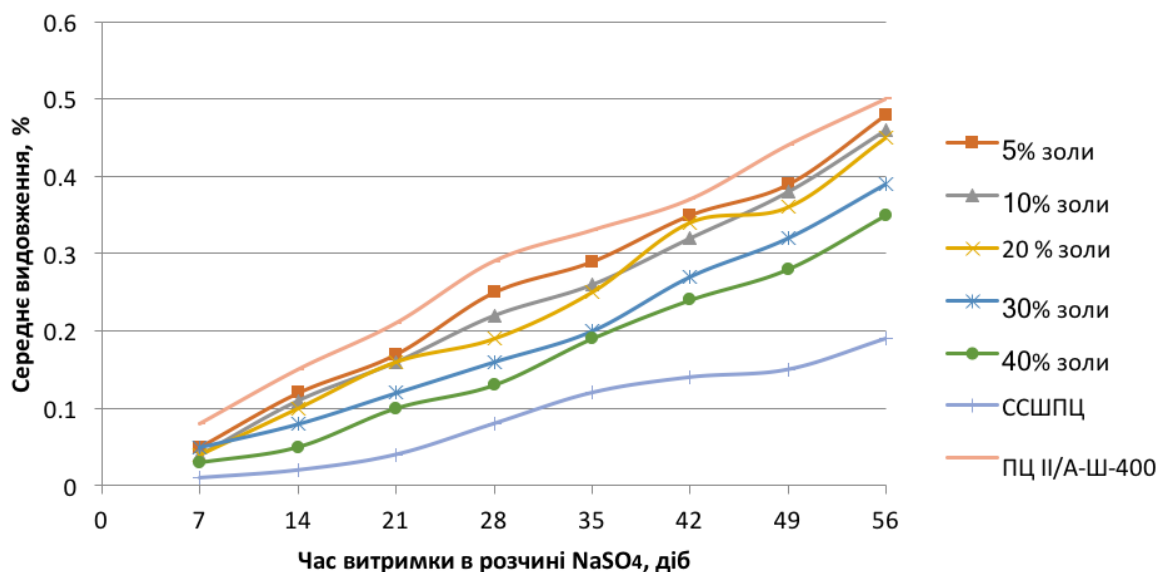


Рис. 1. Лінійне видовження зразків цементних систем при витримуванні їх у розчині Na₂SO₄

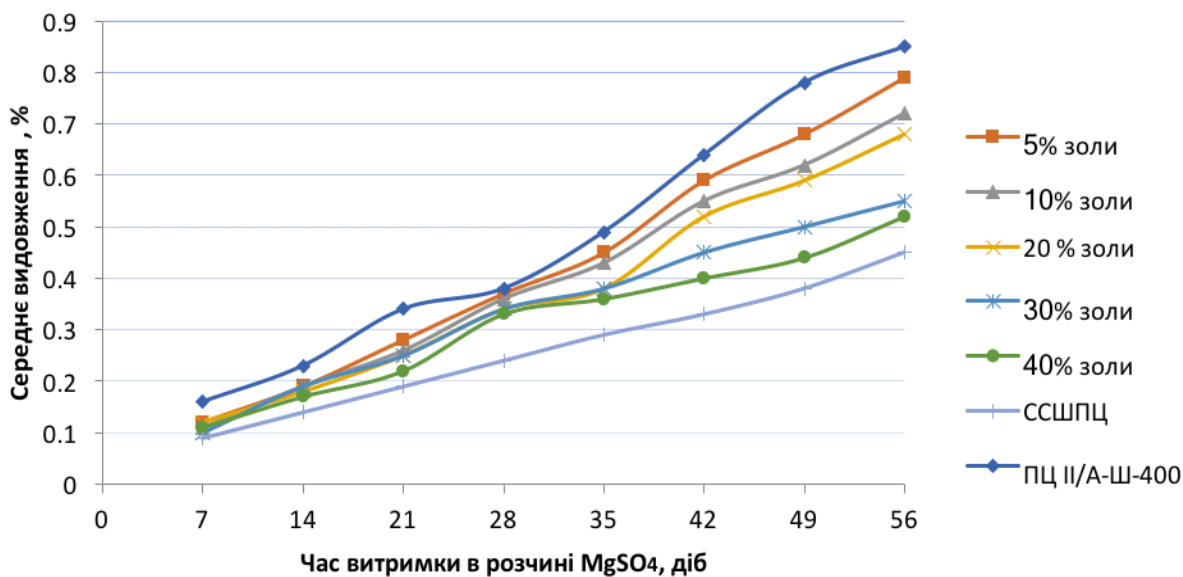


Рис. 2. Лінійне видовження зразків при витримуванні в розчині $MgSO_4$

Слід також зазначити, що при зміні середовища з натрієвого на магнієве, процеси корозії зразків досліджуваних цементних систем пришвидшуються (рис. 2).

При використанні мінеральної добавки у вигляді шлаку доменного гранульованого в діапазоні вмісту 10...20 %

(рис. 3, 4) сульфатостійкість цементних систем зростає порівняно із системами з використанням золи-винесення. Максимальною сульфатостійкістю характеризуються цементні системи, що містять у своєму складі доменний гранульований шлак у кількості 40 %.

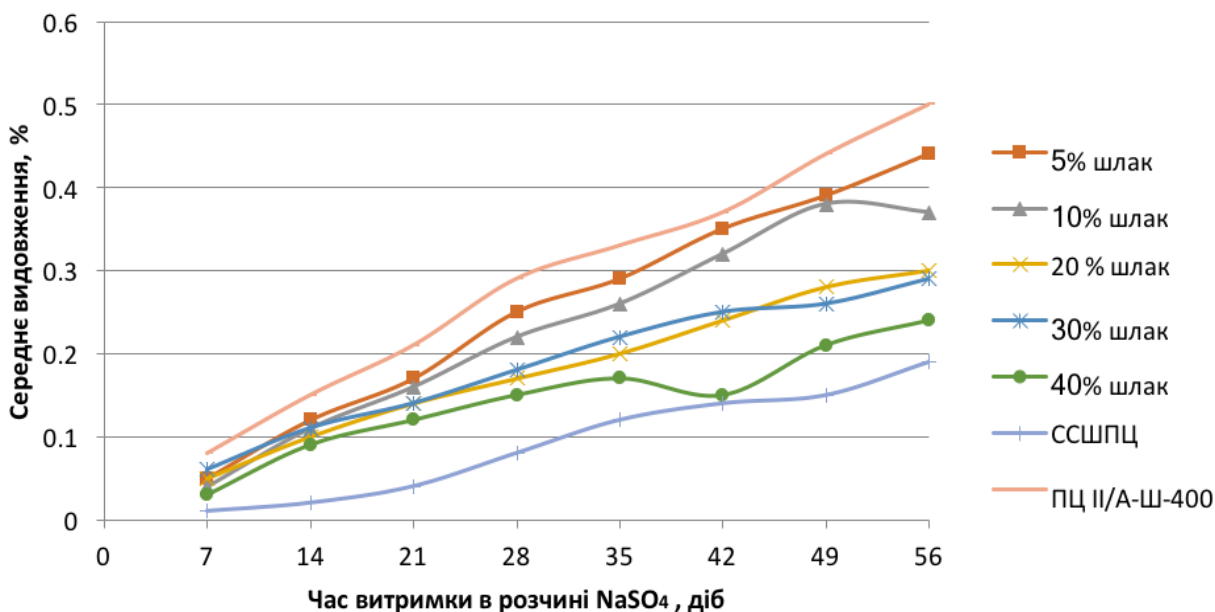


Рис. 3. Лінійне видовження зразків при витримуванні в розчині Na_2SO_4

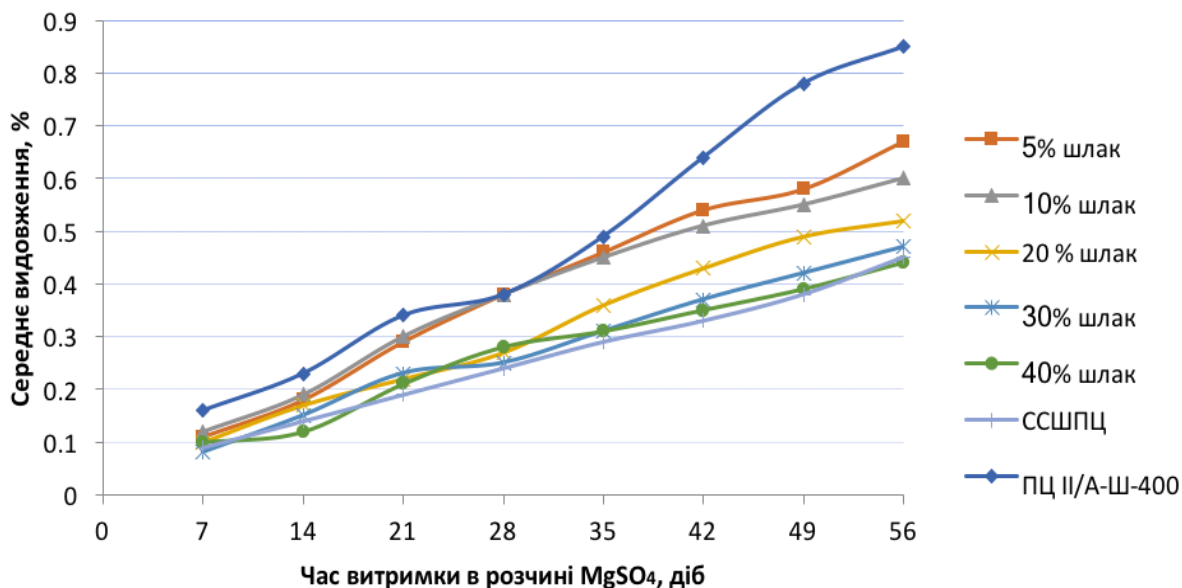


Рис. 4. Лінійне видовження зразків при витримуванні в розчині $MgSO_4$

Результати досліджень використання цеоліту для підвищення сульфатостійкості цементних систем зображено на рис. 5, 6. Показано, що використання вказаної добавки підвищує сульфатостійкість систем недостатньо, порівняно з вищевказаними мінеральними добавками.

Також проведено дослідження сульфатостійкості цементних систем

шляхом порівняння відносної міцності в'язучих композицій при витримуванні їх у сульфатному розчині з міцністю сульфатостійких цементів (рис. 7–12). Такий спосіб дає можливість більш реально оцінити процеси проходження корозії систем за рахунок зміни кінетики приросту та втрати міцності зразків у різні періоди проходження корозії.

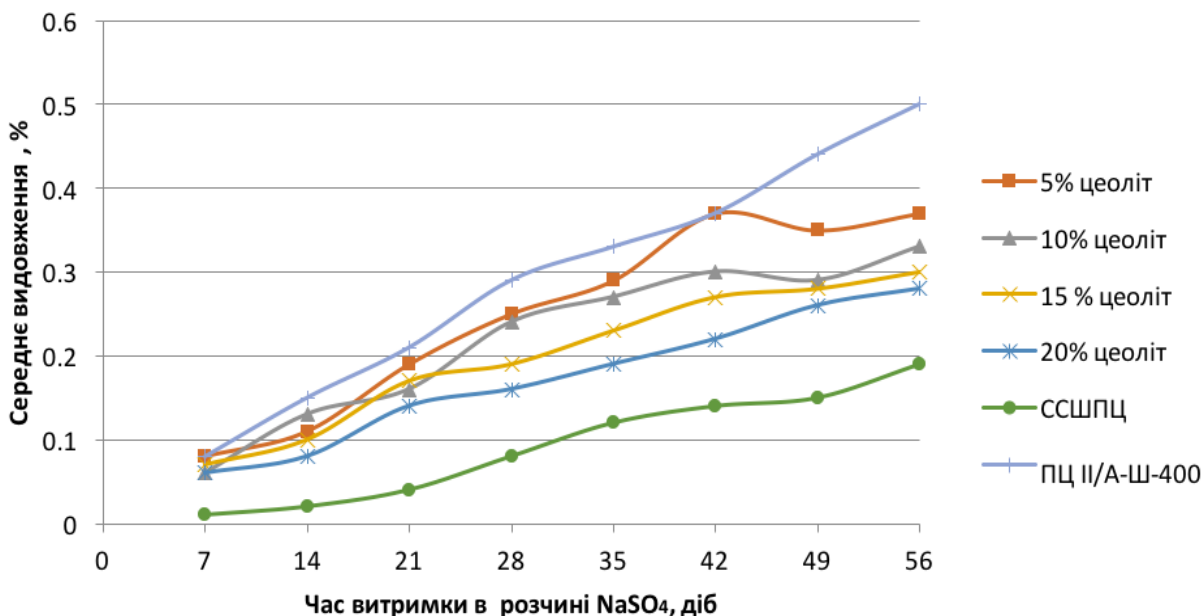


Рис. 5. Лінійне видовження зразків при витримуванні в розчині Na_2SO_4

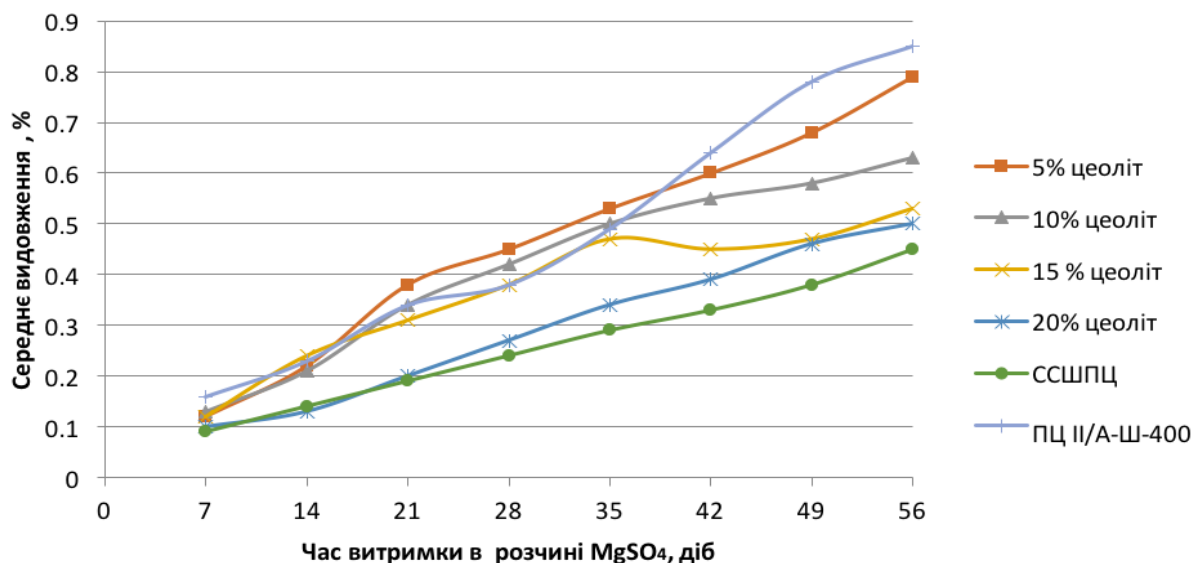


Рис. 6. Лінійне видовження зразків при витримуванні в розчині $MgSO_4$

Показано, що при введенні золи-винесення до складу цементних систем спостерігається значне збільшення відносної міцності зразків за рахунок комплексної взаємодії золи як наповнювача та активної мінеральної добавки (рис. 7, 8). Зі збільшенням вмісту золи до 40% сульфатостійкість цементних систем зростає.

При введенні доменного гранульованого шлаку до складу цементних систем спостерігається подібний ефект підвищення сульфатостійкості (рис. 9, 10). Зі збільшенням витрати шлаку сульфатостійкість систем зростає. Максимальний вміст шлаку (40%) сприяє підвищенню сульфатостійкості цементних систем до рівня контрольного складу (СС ПЦ II/A-Ш-400).

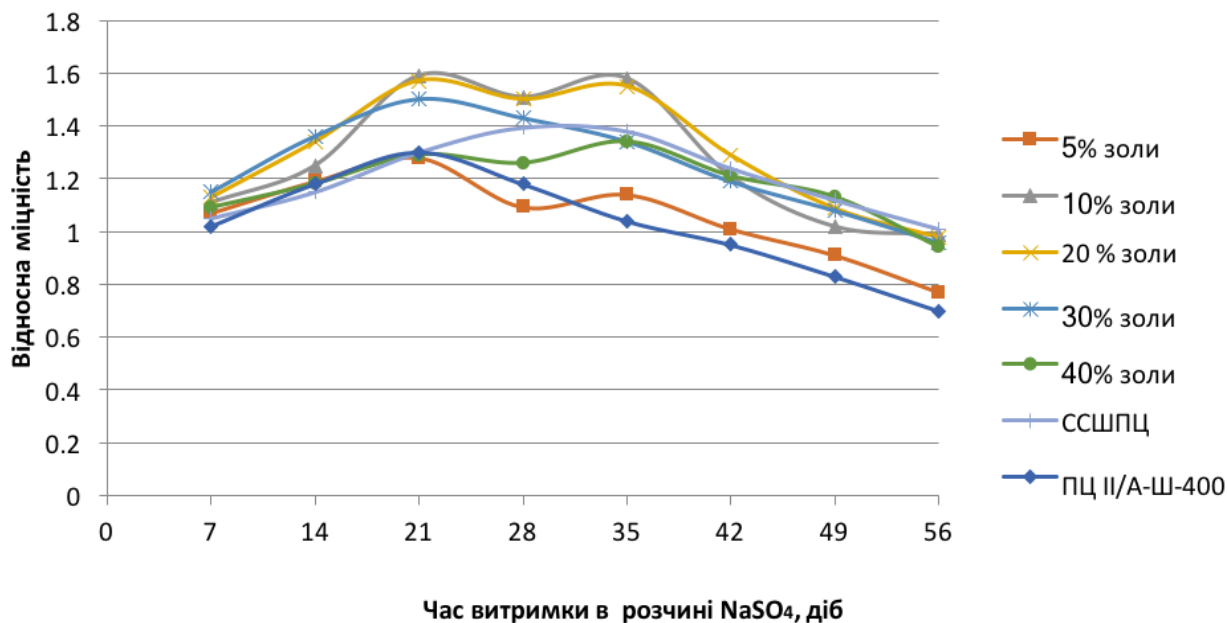


Рис. 7. Відносна міцність зразків при витримуванні в розчині Na_2SO_4

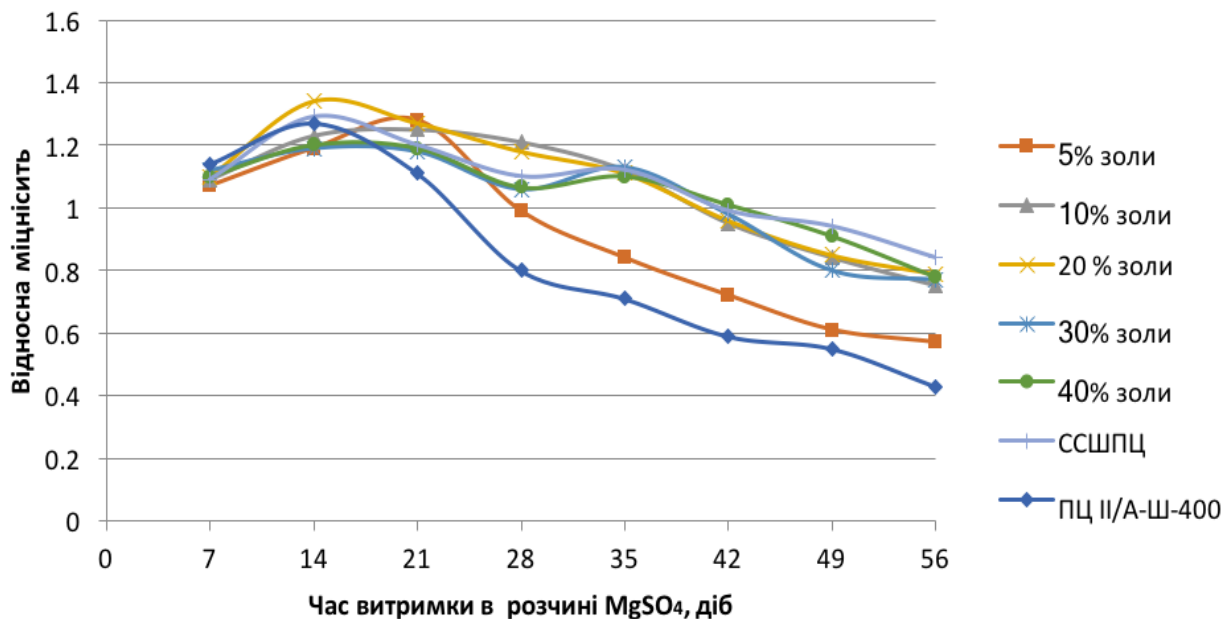


Рис. 8. Відносна міцність зразків при витримуванні в розчині MgSO₄

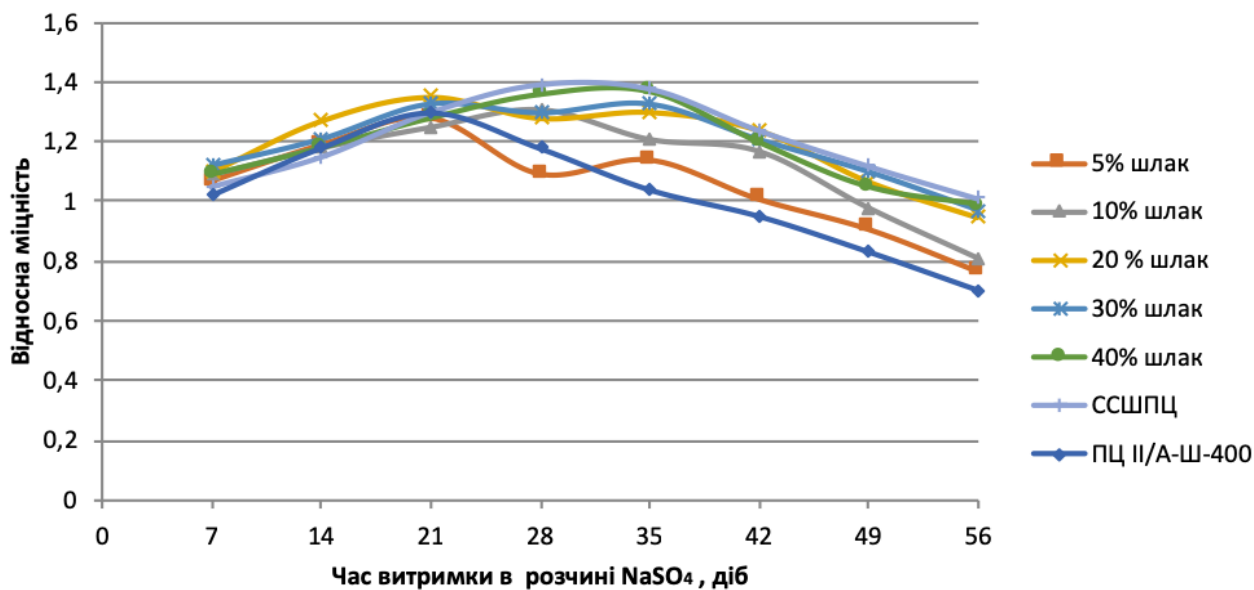


Рис. 9. Відносна міцність зразків при витримуванні в розчині Na₂SO₄

Слід зазначити, що використання цеоліту для підвищення сульфатостійкості цементних систем є найменш ефективним (рис. 11, 12). При максимальному вмісті цеоліту як мінеральної добавки збільшення сульфатостійкості в порівнянні із системою на портландцементі другого типу досягає

40%. Враховуючи критерій оцінки сульфатостійкості, показник відносної міцності дорівнює 0,8. Такі результати є найнижчими в порівнянні з іншими вищевказаними активними мінеральними добавками.

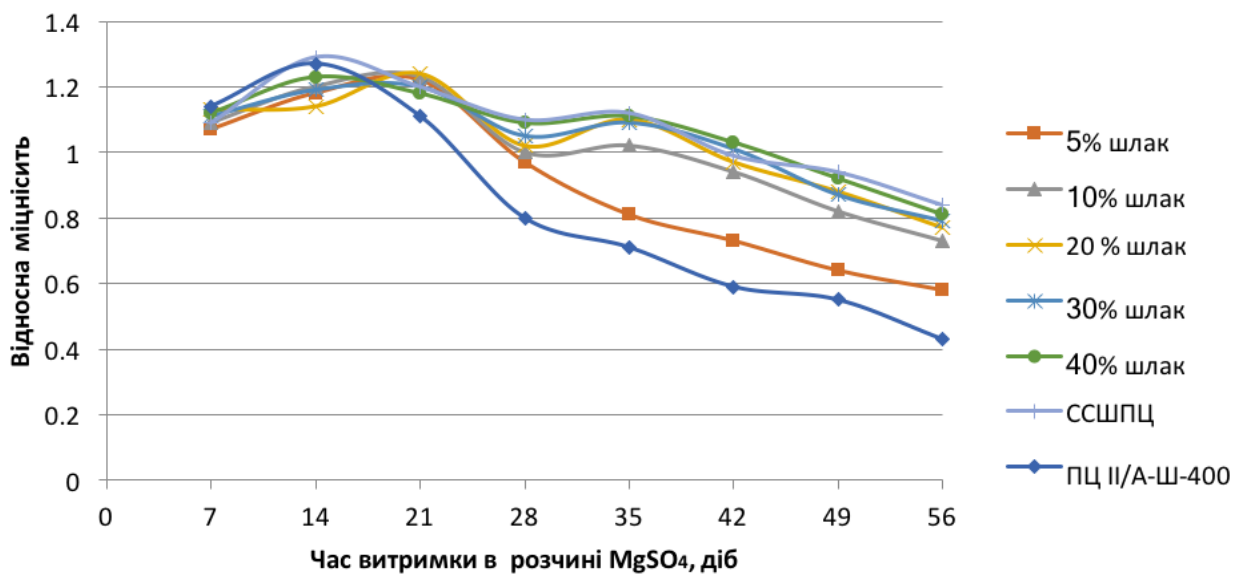


Рис. 10. Відносна міцність зразків при витримуванні в розчині MgSO₄

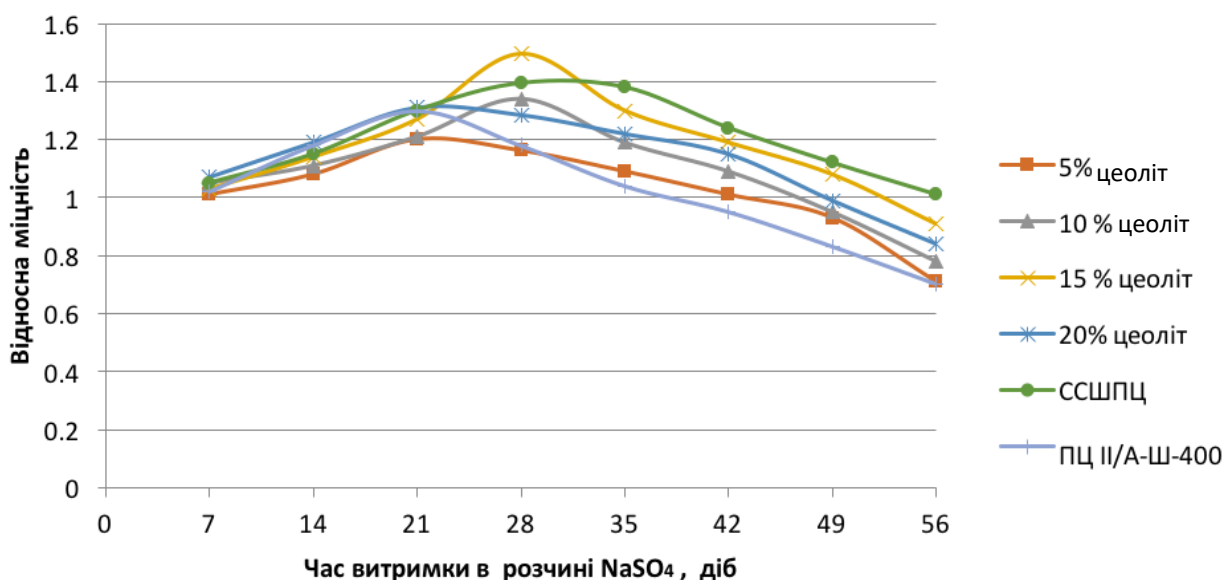
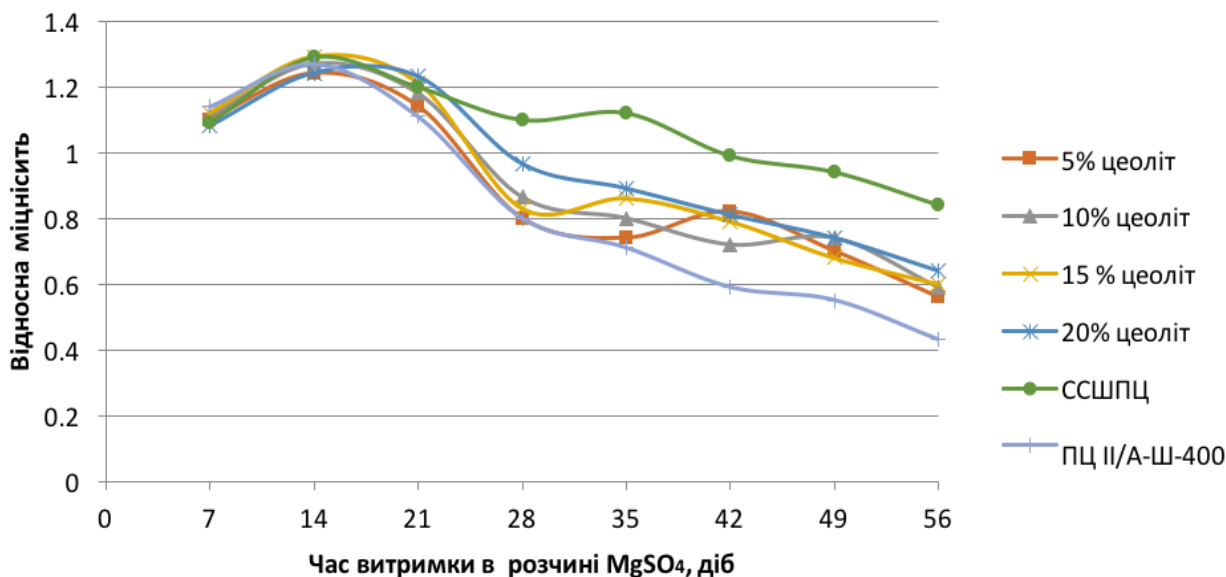


Рис. 11. Відносна міцність зразків при витримуванні в розчині Na₂SO₄

Висновки. За результатами досліджень показано, що введення активних мінеральних добавок супроводжується підвищенням сульфатостійкості систем. Найкращі результати отримано при використанні доменного гранульованого шлаку у кількості 40 %, що сприяє підвищенню сульфатостійкості в 1,8 разу, порівняно з контрольним складом.

Використання золи-винесення виявляє меншу активність, ніж шлак, але дає можливість збільшити сульфатостійкість у 1,5 разу, порівняно з портландцементом. Слід зазначити, що зола-винесення проявляє себе в першу чергу як наповнювач, а у другу – як активна мінеральна добавка, на відміну від шлаку.

Рис. 12. Відносна міцність зразків при витримці в розчині MgSO₄

Максимальний ефект підвищення сульфатостійкості спостерігається при використанні комбінації доменного гранульованого шлаку та золи-винесення в складі портландцементних систем, що супроводжується зростанням сульфатостійкості у 2 рази, порівняно з контрольним складом.

Результати досліджень показують можливість підвищення сульфатостійкості бетонів на портландцементях другого типу. Перспективою дослідження цих систем є вплив середовища тверднення на забезпечення сульфатостійкості бетонів монолітного будівництва нижче рівня землі в середовищі ґрунтових агресивних вод.

Список використаних джерел

1. Бутт Ю. М., Тимашев В. В. Практикум по химической технологии вяжущих материалов: учеб. пособие для химико-технологических специальностей вузов. Москва: Высш. шк., 1973. 504 с.
2. Штарк Й., Вихт Б. Довговічність бетону: пер. з нім. А. Тулаганова; за ред. П. Кривенко. Київ: Оранта, 2004. 293 с.
3. Москвин, В. М. Коррозия бетонов. Москва: Стройиздат, 1952. 342 с.
4. Штарк Й. Лугова корозія бетону: пер. з нім. А. Тулаганова; за ред. П. Кривенко. Київ, 2010. 144 с.
5. Anstett F. Methods of testing cement to sulphate. *Rev. Mat. Concr.* 1923. 162 с.
6. Miller D. Specimens of concrete expansion by sulphate solution. Univ. Minnesota. 1996. 625 с.
7. Miller D. Impact of enlargement on the strength of the specimens. ASTM Rep. 1993.
8. Jhorvaldson Y., Larmor R. Value as a measure of the expansion patterns of aggression sulphate environments. *Journal of Engineering.* 1997. № 3. С. 17.
9. William G. Hime and Bernard Erlin. Alkali-silica reaction causes and solutions. Concrete construction. Concrete Construction. 2013. URL: http://www.concreteconstruction.net/how-to/repair/alkali-silica-reaction-causes-and-solutions_o.

10. Mukhopadhyay A. K. An effective approach to utilize recycled aggregates (RAs) from alkali-silica reaction (ASR) affected Portland cement concrete. *Journal of Recycled Concrete and Demolition Waste*. 2013: стат. зб. A volume in Woodhead Publishing Series in Civil and Structural Engineering. 2007. P. 555-568.

11. Krivenko P., Drochytka R., Gelevera A., Kavalerova E. Mechanizm of preventing the alkali-aggregate reaction in the alkali activated cement concretes. *Cement and Concrete Composites*. 2014. № 45. С. 157-165.

12. Krivenko P. V., Kovalchuik O. Yu., Kyrychok V. I., Guziy S. G. Sulfate resistance of alkali activated cements. 2016: стат. зб. Materials science forum. Vol. 865. P. 95-106. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.865.95.

Гоц Володимир Іванович, д-р техн. наук, завідувач кафедри ТБКВ Київського національного університету будівництва і архітектури. Тел. (044) 248-30-16. E-mail: V.Gots@gmail.com.

Ковальчук Олександр Юрійович, канд. техн. наук, старш. наук. співроб., заст. директора НДІВМ Київського національного університету будівництва і архітектури. Тел.: (067) 233-46-49. E-mail: kovalchuk.oyu@gmail.com.

Говдун Ярослав Олександрович, аспірант кафедри ТБКВ Київського національного університету будівництва і архітектури. Тел.: (096) 620-53-70. E-mail: Slavik.govdun23@gmail.com.

Gots Volodymyr Ivanovych, D. Sc. (Tech.), Head of Department TBKV, Kyiv National University of Construction and Architecture. Tel. (044) 248-30-16. E-mail: V.Gots@gmail.com.

Kovalchuk Oleksandr Yuriyovych, PhD (Tech.), Senior researcher, Vice-director SRIBM, Kyiv National University of Construction and Architecture. Tel.: (067) 233-46-49. E-mail: kovalchuk.oyu@gmail.com.

Hovdun Yaroslav Oleksandrovych, postgraduate student, Department TBKV, Kyiv National University of Construction and Architecture. Tel.: (096) 620-53-70. E-mail: Slavik.govdun23@gmail.com.

Статтю прийнято 21.02.2019 р.

УДК 624.042

ІМОВІРНІСНИЙ РОЗРАХУНОК КОЕФІЦІЄНТА КРИТИЧНОГО ФАКТОРА ДЛЯ ЦЕНТРАЛЬНО-СТИСНУТИХ ЕЛЕМЕНТІВ

Канд. техн. наук Н. О. Махінько

STOCHASTIC CALCULATION OF THE CRITICAL FACTOR COEFFICIENT FOR CENTRALLY COMPRESSED ELEMENTS

PhD (Tech.) N. Makhinko

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169758>

Статтю присвячено проблемі визначення узагальненого критичного фактора в рамках імовірнісного розрахунку центрально-стиснутих елементів сталевих конструкцій. Запропоновано виконати апроксимацію функції коефіцієнта поздовжнього згину експоненціальною залежністю з визначеними параметрами кривих стійкості; здійснено обґрунтування такого підходу. На основі ряду перетворень отримано вирази для визначення випадкової величини критичного фактора центрально-стиснутого елемента в простій аналітичній формі.

Ключові слова: надійність, випадковий процес, центрально-стиснутий стержень, коефіцієнт поздовжнього згину, критичний фактор.

This paper deals with the problem of determining a generalized critical factor. It is the ratio of the generalized efforts to the strength. These values are random. Besides, the study is about the stochastic calculation of the steel constructions' central-compressed elements. There is a complexity in using stochastic methods of calculation, because the coefficient of longitudinal bending is the function of the element's flexibility, the yield strength and the type of stability curve. For obtaining the final solution it is necessary to perform complex multi-stage mathematical operations. Therefore, the function's approximation of the coefficient of longitudinal bending was made by using exponential dependence. Exponential dependence was used for this purpose. The stability curves' parameters, which depend on the type of the transverse section, were calculated. A graphical comparison of the normative expression for the coefficient of longitudinal bending with the proposed dependence was made. The convergence of the results is sufficient in the values' range of elements flexibility from 0-100. The differences increase with values of flexibility greater than 100. However, the coefficient values of the longitudinal bending of more than 0.3 are seldom achieved. The expressions are obtained for determining the random value of the critical factor of the central-compressed element in a simple analytical form. It has been numerically proved that the values of an exponent in the formula of a critical factor could be equated to one. It simplifies the calculation greatly. The distribution density of the critical factor's random value of the central compressed element at the two coordinate planes, the classical and critical probability scale, is presented graphically. Distribution histograms were made for two variants on the basis of numerical simulation using the formulas of the State Construction Standards [1] and, respectively, statistical processing of the simulation results according to the obtained dependencies. The data analysis showed clear correspondence of the element's critical factor to the reference curve in the area of probability values.

Keywords: *reliability, stochastic processes, centrally compressed rod, buckling coefficient, critical factor.*

Вступ. У задачах розрахунку надійності будівельних конструкцій узагальнені характеристики міцності та зусилля подано випадковими процесами, кількісна оцінка яких потребує залучення методів теорії імовірності та математичної статистики. Складність математичного апарату та відсутність простих аналітичних рішень унеможливує застосування цих методів у практиці інженерного розрахунку. Відповідно, актуальним науковим завданням є перехід від класичних багатоетапних розрахунків показників надійності будівельного об'єкта чи його окремих конструктивних елементів до більш спрощеного вирішення цих питань шляхом залучення чисельних методів, відповідно до сучасного розвитку комп'ютерної техніки.

Такий підхід зумовлює потребу при розрахунках на міцність і стійкість користуватися величиною коефіцієнта

критичного фактора, який виражає співвідношення узагальненого значення величини зовнішніх зусиль до міцності конструкції. Оперувати узагальненим критичним фактором досить зручно, оскільки він безрозмірний, має вузьку область можливих значень та фігурує в більшості комп'ютерних пакетів міцнісного аналізу.

Імовірнісне представлення коефіцієнта критичного фактора полягає у визначенні його статистичних характеристик, а також диференціальної та інтегральної функції розподілу. При цьому найбільшу цікавість становить область значень аргументу функції розподілу ймовірностей, яка відповідає ординаті, близькій до одиниці. Це зумовлено тим, що для будівельних конструкцій використання значень менших ймовірностей не доцільне. В разі простого розтягу чи згину в одній площині, задача дослідження «хвоста» розподілу в області великих значень

аргументу вирішується шляхом імітаційного моделювання на заданій координатній площині. В подальшому апроксимація певним аналітичним виразом в межах існуючого діапазону імовірностей, дає змогу отримати загальні вирази для коефіцієнта критичного фактора чи вирішити обернену задачу знаходження фактичної імовірності безвідмовної роботи конструкції.

Проте якщо елемент працює на центральний стиск або завантажений осьовою силою з моментом, такий підхід вимагає ряду корегувань, пов'язаних із детерміністичними залежностями, відображеними в нормах проектування [1].

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Питання стійкості стиснутих елементів у контексті методу граничних станів добре висвітлено в науковій та довідниковій літературі як з використанням аналітичних, так і за допомогою чисельних методів [2–4]. Розвиток теорії надійності будівельних конструкцій також налічує численні теоретичні та практичні розробки [5–10].

Визначення мети та задачі дослідження. Особливістю імовірнісних розрахунків центрально-стиснутих елементів є врахування функціональної залежності коефіцієнта поздовжнього згину від ряду

параметрів. Безпосереднє використання процедури імітаційного моделювання при цьому є не виправданим, оскільки для отримання кінцевого рішення необхідно виконувати складні багатоетапні математичні операції. Тому постає логічне питання пошуку апроксимуючої функції для відображення окресленої залежності та обґрунтування можливості її застосування для вирішення задач імовірнісного розрахунку.

Основна частина дослідження. Статистичні характеристики коефіцієнта критичного фактора K_R можна виразити через нормовані випадкові величини узагальненої міцності $\tilde{\gamma}_R$ та узагальненого зусилля $\tilde{\gamma}_S$:

$$m_K = V_R p_S / V_S, \quad (1)$$

де m_K – математичне сподівання коефіцієнта критичного фактора; $V_S = \sigma_S / m_S$; $V_R = \sigma_R / m_R$; $p_S = \sigma_S / \sigma_R$ – відповідно коефіцієнти варіації та відношення середньоквадратичних відхилень випадкових величин узагальненого зусилля \tilde{S} та узагальненої міцності \tilde{R} .

Вирази для стандарту та коефіцієнта варіації критичного фактора:

$$\sigma_K \approx p_S \frac{V_R}{V_S} \sqrt{V_S^2 + V_R^2}; \quad V_K \approx \sqrt{V_S^2 + V_R^2}. \quad (2)$$

Щільність розподілу коефіцієнта критичного фактора $f_K(K_R)$ буде залежати від обраних законів розподілу

випадкових величин \tilde{R} та \tilde{S} . Якщо прийняти нормальний розподіл для обох величин, за класичним підходом [8], диференціальна функція набуде вигляду:

$$f_K(K_R) = \frac{1}{2\pi p_S V_R} \int_{-1/V_R}^{\infty} (1 + K_R V_R) \exp[-A_K(K_R)x^2 - 2B_K(K_R)x - C_K(K_R)] dx, \quad (3)$$

де $A_K(K_R)$, $B_K(K_R)$ і $C_K(K_R)$ – безрозмірні функції.

$$A_K(K_R) = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{K_R^2}{p_S^2} \right), B_K(K_R) = \frac{K_R}{2p_S} \left(\frac{K_R}{p_S V_R} - \frac{1}{V_S} \right), C_K(K_R) = \frac{1}{2} \left(\frac{K_R}{p_S V_R} - \frac{1}{V_S} \right)^2.$$

Альтернативним підходом є отримання значень критичного фактора, застосовуючи пряме моделювання вибірки випадко-

вих величин $\tilde{\gamma}_R$ та $\tilde{\gamma}_S$ на початковому етапі вирішення задачі. В цьому випадку вибірка значень критичного фактора дорівнює:

$$K_{R,i} = \frac{m_S}{m_R} \cdot \frac{1 + \gamma_{S,i} V_S}{1 + \gamma_{R,i} V_R} = m_K \cdot \gamma_{K,i}, \quad \gamma_{K,i} = \frac{1 + \gamma_{S,i} V_S}{1 + \gamma_{R,i} V_R}. \quad (4)$$

Кінцевим результатом є отримання для критичного фактора виразу вигляду:

$$K_R = m_K \cdot (A_K y^2 + B_K y + C_K), \quad (5)$$

де коефіцієнти A_K , B_K і C_K знаходяться методом найменших квадратів для обраних законів розподілу випадкових величин $\tilde{\gamma}_R$, $\tilde{\gamma}_S$ та їх коефіцієнтів варіації.

Для центрально-стиснутих елементів основна складність застосування імовірнісних методів розрахунку полягає в тому, що коефіцієнт поздовжнього згину φ є функцією гнучкості елемента λ , границі текучості сталі R_y і типу кривої стійкості. В цьому випадку вид функції коефіцієнта поздовжнього згину $\varphi(R_y, \lambda)$ має досить складний та нелінійний відносно R_y характер

$$\varphi = \frac{E}{2\lambda^2 R_y} \left[\pi^2 \left(1 - \alpha + \beta \lambda \sqrt{\frac{R_y}{E}} \right) + \lambda^2 \frac{R_y}{E} - \sqrt{\left(\pi^2 \left(1 - \alpha + \beta \lambda \sqrt{\frac{R_y}{E}} \right) + \lambda^2 \frac{R_y}{E} \right)^2 - 39.48 \lambda^2 \frac{R_y}{E}} \right], \quad (6)$$

де α і β – параметри кривої стійкості [1].

Для спрощення пропонується використання експоненціальної залежності

$$\varphi = \exp \left(-\beta \cdot \frac{\lambda^\varepsilon}{\pi^2} \cdot \frac{R_y}{E} \right), \quad (7)$$

де ε і δ – параметри кривої стійкості, що залежать від типу поперечного перерізу елемента та нормуються аналогічно до α і β (табл. 1).

Аналіз порівняння нормативного виразу для коефіцієнта поздовжнього згину (6) із запропонованою залежністю (7) (рис. 1) свідчить, що в діапазоні значень гнучкості елементів від 0 до 100 збіжність результатів є достатньою. При $\lambda > 100$ відмінності зростають, проте варто враховувати, що, по-перше, формула (6) дає нижню оцінку коефіцієнта поздовжнього згину φ , а по друге, в практиці рідко досягаються значення $\varphi < 0,3$. Враховуючи ці обставини, застосування формули (7) будемо вважати обґрунтованим.

Таблиця 1

Характеристики параметрів кривої стійкості

Тип кривої стійкості	Значення коефіцієнтів			
	α	β	δ	ε
a	0,03	0,06	0,4	2
b	0,04	0,09	0,5	2
c	0,04	0,14	0,6	2

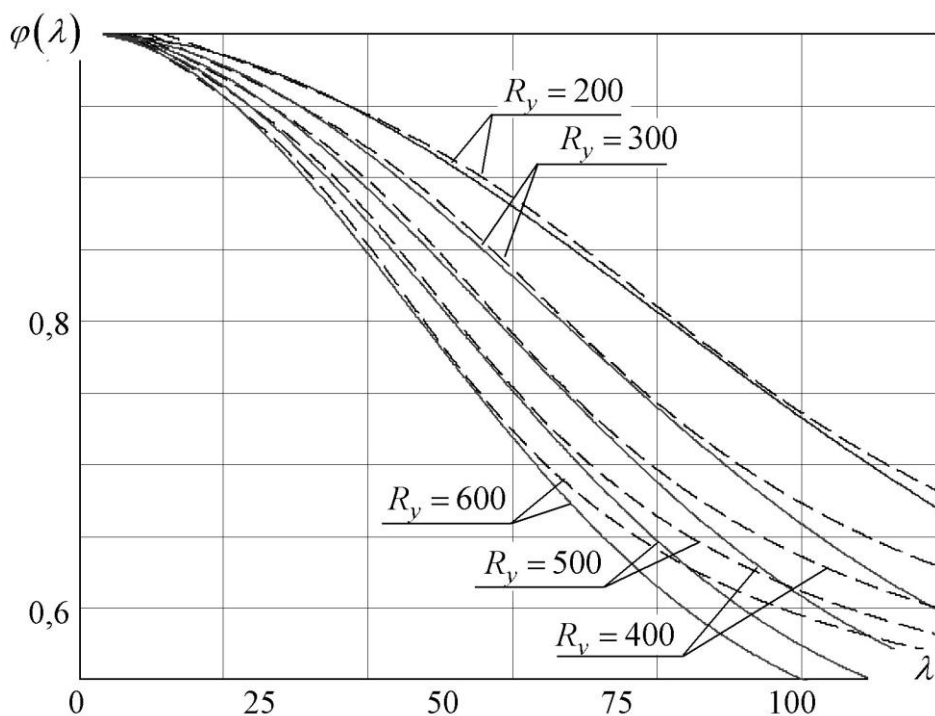


Рис. 1. До апроксимації функції поздовжнього згину для типу кривої стійкості «а»: рівні лінії – нормативний вираз; пунктирні лінії – відповідно (7)

Резерв несучої здатності \tilde{R} стиснутого елемента буде характеризуватися добутком $\varphi \cdot R_y$. Враховуючи, що коефіцієнт поздовжнього згину є функцією границі текучості R_y , застосовувати

нормальний закон розподілу для резерву несучої здатності не можна. За аналогією до виразу (4) запишемо формулу для випадкової величини критичного фактора центрально-стиснутого елемента.

$$K_{R,i} = m_K \cdot \gamma_{K,i} \cdot \exp\left[\delta \cdot \lambda^2 / \pi^2 \cdot m_R / E \cdot \gamma_{R,i} V_R\right], \quad (8)$$

де $\gamma_{K,i}$ – ранжована змінна за формулою (4).

Проведені обчислення показали, що значення експоненти у виразі (8) приблизно дорівнює одиниці, в широкому діапазоні гнучкостей λ та математичного сподівання m_R границі текучості. На графіку (рис. 2) зображено порівняльний аналіз запропонованого підходу з еталонними залежностями. Порівняння «хвостів» функцій розподілу на критичній імовірнісній шкалі наведено на рис. 3. Зазначимо досить чітку відповідність графіків функції розподілу критично-

го фактора центрально-стиснутого елемента (рис. 3) в зоні малих гнучкостей $\lambda < 80$ та дещо гіршу при більших значеннях λ .

Висновки:

1. Запропоновано застосування експоненціальної залежності для функції коефіцієнта поздовжнього згину при виконанні імовірнісних розрахунків коефіцієнта критичного фактора. Графічно обґрунтовано, що в діапазоні значень гнучкості елементів від 0 до 100 збіжність результатів є достатньою.

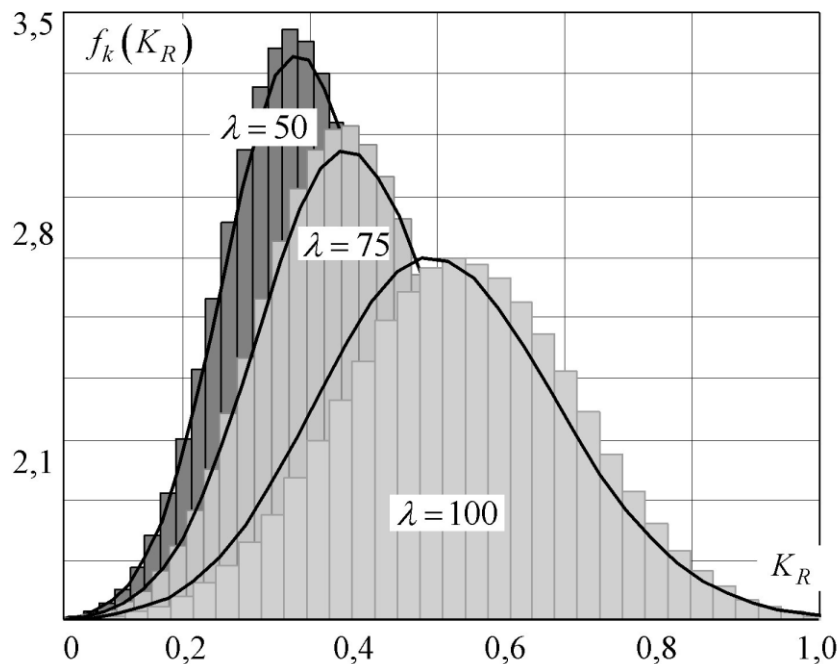


Рис. 2. Щільність розподілу критичного фактора центрально-стиснутого елемента

2. Надано пропозиції щодо визначення випадкової величини критичного фактора центрально-стиснутого елемента в простій аналітичній формі.

3. Відповідно до запропонованого підходу, виконано імовірнісне представлення

критичного фактора центрально-стиснутого елемента на критичній імовірнісній шкалі. Отриманий результат свідчить про чітку відповідність еталонній кривій критичного фактора елемента в області великих значень імовірностей.

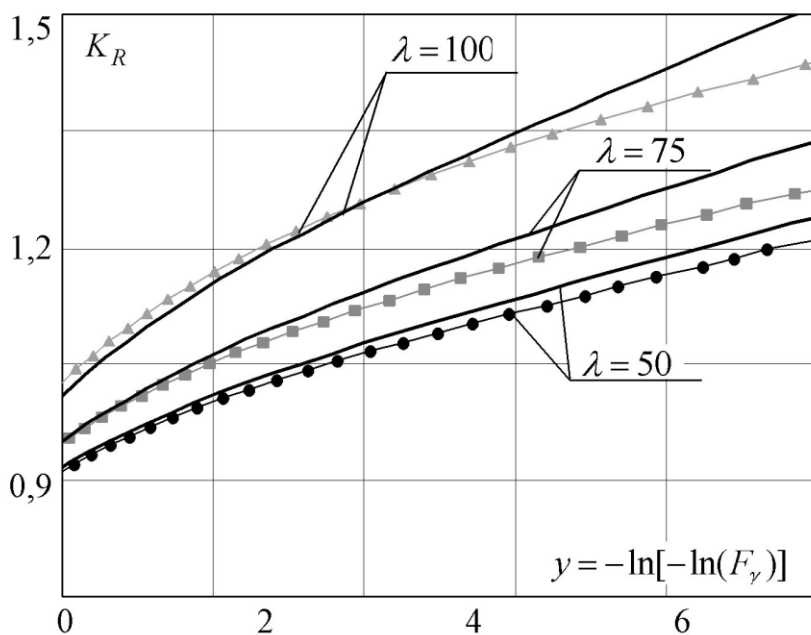


Рис. 3. Функції розподілу критичного фактора на критичній імовірнісній шкалі (рівні лінії – еталонна крива)

Список використаних джерел

1. ДБН В.1.2-2:2006 Системи забезпечення надійності і безпеки будівельних конструкцій. Навантаження і впливи. Київ: Мінбуд України, 2006. 78 с.
2. Писаренко Г. С., Квітка О. Л., Уманський Е. С. Опір матеріалів. Київ: Вища школа, 1993. 655 с.
3. Стрелецкий Н. С. Металлические конструкции. Москва: Госстройиздат, 1962. 769 с.
4. Перельмутер А. В., Сливкер В. И. Расчетные модели сооружений и возможность их анализа. Москва: СКАД СОФТ, 2011. 736 с.
5. Аугуети Г., Баратти А., Кашиати Ф. Вероятностные методы в строительном проектировании. Москва: Стройиздат, 1988. 584 с.
6. Болотин В. В. Методы теории вероятностей и теории надежности в расчетах сооружений. Москва: Стройиздат, 1982. 255 с.
7. Пичугин С. Ф. Надежность строительных конструкций. Работа научной школы проф. С. Ф. Пичугина. Полтава: АСМИ, 2010. 434 с.
8. Вентцель Е. С., Овчаров Л. А. Теория случайных процессов и ее инженерные приложения. Москва: Высшая школа, 2000. 383 с.
9. Wang C., Zhang H., Li Q. Moment-based evaluation of structural reliability. *Reliability Engineering & System Safety*. ELSEVIER, 2019. Vol.181. P. 38–45. URL: <https://doi.org/10.1016/j.ress.2018.09.006>.
10. Krejsa M., Janas P., Krejsa V. Structural Reliability Analysis Using DOProC Method. *Procedia Engineering*. ELSEVIER, 2016. Vol. 142. P. 34–41. URL: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.02.010>.

Махінко Наталія Олександрівна, канд. техн. наук, доцент кафедри комп'ютерних технологій будівництва Національного авіаційного університету. E-mail: pasargada1985@gmail.com.

Makhinko Nataliia, PhD (Tech.), Associate Professor, Department of Computer Technology Building, National Aviation University. E-mail: pasargada1985@gmail.com.

Статтю прийнято 27.02.2019 р.

УДК 624.011.2:668.3

ПЕРЕВАГИ ВИКОРИСТАННЯ ХІМІЧНИХ АНКЕРІВ НА АКРИЛОВИХ КОМПОЗИЦІЯХ ДЛЯ КРІПЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО УСТАТКУВАННЯ

Кандидати техн. наук Н. М. Золотова, В. О. Склярів, О. Ю. Супрун,
магістр Д. М. Вихров

ADVANTAGES OF THE USE OF CHEMICAL ANCHORS ARE ON ACRYLIC COMPOSITIONS FOR FASTENING OF TECHNOLOGICAL EQUIPMENT

PhD (Tech.) N. M. Zolotova, PhD (Tech.) V. O. Sklyarov, PhD (Tech.) O. Y. Suprun,
master D. Vikhrov

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169785>

Подано порівняльний аналіз сучасних методів кріплення технологічного устаткування за допомогою хімічних анкерів. Детально розглянуто і описано конструкції анкерів. На конкретних прикладах анкерних болтів зроблено висновки про найбільш зручні при встановленні, менш трудомісткі, менш витратні і, у результаті, більш ефективні конструкції. Проте зауважено, що для об'єктивної оцінки ефективності застосування анкерних болтів при кріпленні технологічного устаткування доцільно використовувати різні конструкції анкерів, оскільки їх конструктивні особливості зрештою доповнюватимуть одне одного.

Ключові слова: фундаментні болти, самоанкерувальні механічні анкерні болти, хімічні анкери, силосанові, епоксидні та акрилові композиції, технологічне устаткування.

The comparative analysis of modern methods of fastening of technical equipment is presented by means of baybolts. In detail the next applied constructions of screw-bolts are considered and described: deaf and anchor. On the certain examples of wall screws drawn conclusion about most comfortable during setting, less labour intensive, expense and, in the total, more effective constructions. But, nevertheless, it is also said that for the objective estimation of efficiency of application of wall screws at fastening of technological equipment it is expedient to use the different constructions of anchors, because their structural features will complement each other in the end. In the last few years by assembling organizations in a concord with research institutes and project organizations new technological methods, and also more perfect lifting-transport and rigging facilities for editing, that assist the increase of the productivity, improvement of quality and safety of works, are worked out. In particular, great success is attained in editing of technological equipment. Technical decisions from setting of chemical anchors that was worked out in the Kharkov national university of municipal economy the name of A. M. Beketova are characterized a variety and propensity to development of subjects that is related to acrylic compositions. The first team of such compositions shows by itself mixture from polymeric astringent and filler. As astringent – acrylic polymer of cold consolidation of type "liquid-powder". Powdery component – suspension polymer on the basis of methylmethacrylate of PMMA. Hardener methyl ether of methacrylic acid serves as. Consolidation takes place involuntary at a normal temperature due to polymerization. A method of setting of wall screws on acrylic compositions is let in on the ground : a cost and labour intensiveness of works below, than in all considered on setting of anchors, acrylic composition is consisting of less number of components, works on setting of anchors it is possible to conduct at an ambient temperature from – 5°With to +30°With without additional technological

events. Cost of acrylic polymer in 2÷5 times below than other widespread. Development and introduction of progressive methods of works on setting of anchors for fastening of equipment are important reserve of reduction of labour intensiveness, resource-demanding, duration and cost of both construction-works and works from the reconstruction of industrial enterprises and the special actuality in this connection today demonstrate chemical anchors.

Keywords: baybolts, self-anchoring mechanical wall screws, chemical anchors, to the siloxane, epoxy and acrylic compositions, technological equipment.

Вступ. Капітальне будівництво – одна з найважливіших галузей народного господарства. Від її розвитку у чималому ступені залежить вся економіка нашої держави. Уряд постійно приділяє увагу питанням вдосконалення капітального будівництва та підвищення його ефективності, надає будівельникам допомогу в оснащенні технікою, у справі підготовки кадрів і в багатьох інших питаннях.

За останні роки монтажними організаціями у співдружності з науково-дослідними інститутами і проектними організаціями розроблено нові технологічні методи, а також більш досконалі підйомно-транспортні і такелажні засоби для монтажу, що сприяють підвищенню продуктивності, поліпшенню якості і безпеки робіт. Зокрема великих успіхів досягнуто в монтажі технологічного обладнання [1, 3–5].

Установлення технологічного обладнання та конструкцій на фундамент виконують строго відповідно до їх проектних розмірів та просторового розміщення в плані і по висоті з урахуванням допустимих відхилень [1, 5].

Кріплення обладнання за допомогою фундаментних болтів [1, 3, 11], як спосіб, найбільш широко застосовується в монтажній практиці в тих випадках, коли міцність кріплення обладнання за допомогою підливи цементним розчином недостатня, а також коли робота машини супроводжується коливаннями, вібраціями і змінним за величиною і напрямком навантаженням, переданим на фундамент. Кріплення обладнання в проектному положенні фундаментними болтами [1–5] відрізняється надійністю, простотою

виготовлення і встановлення кріпильних деталей, а також можливістю використання в різних варіантах.

Хімічні анкери завдяки своїм винятковим властивостям і універсальності приходять на зміну звичайним кріпленням, а щодо високих навантажень не мають аналогів. Унікальність хімічних анкерів полягає в тому, що кріплення мають більш високу несучу здатність, яка значно перевищує несучу здатність звичайних розпірних анкерів.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Залежно від величини і характеру навантажень на фундамент, від працюючого устаткування, типу фундаменту або опорної конструкції, технології установавання обладнання в проектне положення і його вивірення всі фундаментні болти розрізняються:

за умовами експлуатації – конструктивні (малонавантажені) і розрахункові (силові);

за способами установавання – глухі (рис. 1) і заставні (анкерні) (рис. 2);

за конструкцією – прямі, вигнуті, складові, конічні, знімні з анкерними плитами і цангами;

за способами закріплення у фундаменті – замоноличені в фундамент при його виготовленні, на цементно-піщаних сумішах, на клеї, заклинювальні;

за розмірами – різних діаметрів залежно від величини і характеру сприйманого навантаження.

Аналізом встановлена велика розмаїтість типів анкерних кріплень, що розрізняються конструкцією, способами установавання, а також передачею навантажень на фундаменти або будівельні

конструкції. Їх можна розділити на дві групи. До першої групи віднесені глухі болти, встановлювані в шанці з наступним заливанням високоміцним розчином, і знімні болти, без наступного заливання. До досліджень першої групи належать роботи Вишневецького П. Ф., Киянова И. Д., Маршева В. З., Ельят М. Л., Дегмат М. П., Матвеева В. В., Кузьмича А. А. та ін.

До другої групи віднесені болти, встановлювані в утворені після бетонування фундаментів свердловини, завдяки цьому вони більш економічні, ніж болтові з'єднання першої групи. Тут необхідно зазначити дослідження Алексієнка П. П., Барча І. З., Зайцева І. І., Золотова М. С., Гоніна Л. А., Клименка В. З., Кузиної О. Л., Лисенка В. А., Пагі Б. Ю., Подлегаєва І. М., Черкаського І. Г., Шарстука В. Н., Шутенка Л. М., Cook R. A., Fagundo F. E., Biller M. H., Walter E., Ammann W. та ін.

Застосування болтів різної конструкції [1, 3] викликано різноманітністю обладнання, що монтується, фундаментів і опорних конструкцій, технологією установлення, вивірення і кріплення обладнання, вимогами до закріплення обладнання на фундаментах, умовами експлуатації обладнання.

Визначення мети та завдання дослідження. Метою статті є наукове обґрунтування переваг використання хімічних анкерів на акрилових композиціях для кріплення технологічного устаткування.

Для обґрунтування актуальності, формулювання мети і завдань дослідження застосований метод аналізу та узагальнення.

Основна частина дослідження. Застосування фундаментних болтів [1, 5] різних перерізів пояснюється особливостями устаткування, що монтується, за величиною і характером навантажень, переданих на фундамент.

Глухі болти (рис. 1) встановлюють у тілі бетонного фундаменту при його виготовленні. Положення болтів у готовому фундаменті має бути незмінним і

строго відповідати розташуванню отворів в опорній частині устаткування, що монтується. Навіть незначна розбіжність у відстанях між болтами і отворами в опорних елементах обладнання унеможлиблює його встановлення.

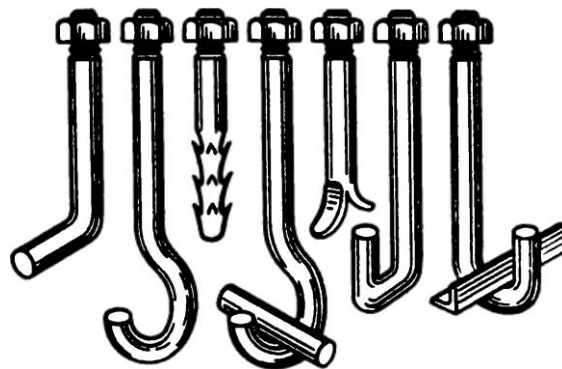


Рис. 1. Типи глухих фундаментних болтів

При такому способі кріплення обладнання ускладнюється процес його установлення на фундамент.

Установлення устаткування на фундамент і вивірення його в плані значно спрощуються при заміні глухих фундаментних болтів анкерними (рис. 2), що усуває недоліки, характерні при застосуванні глухих болтів, дає змогу обладнанню вільно переміщатися по поверхні фундаменту, дає можливість встановлювати його без підйому над фундаментом і вільно регулювати положення в плані під час вивірення. При цьому виключається небезпека пошкодження різьблення фундаментних болтів.

Перевагою такого закріплення фундаментних болтів є невелика глибина їх закладення (6...10 діаметрів болтів), що дає змогу монтувати обладнання безпосередньо на підлозі цеху або на залізобетонних перекриттях промислових будівель. При такому способі закріплення досягається більш точне установлення болтів, спрощується вивірення і знижується трудомісткість установлювальних робіт.

Кріплення болтів у свердловинах здійснюють кількома способами: заливають цементним розчином; закріплюють клеями

різних складів; використовують розтискні гумові втулки або металеву цангу (рис. 3).

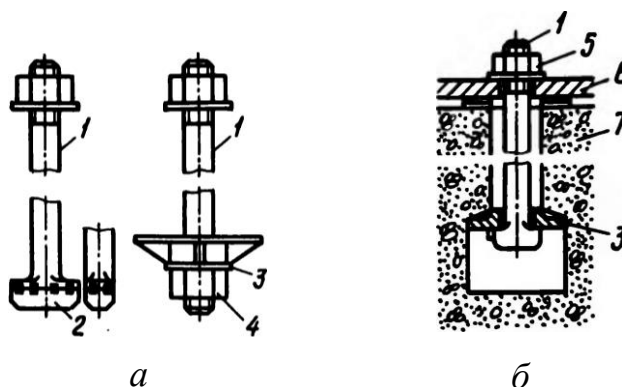


Рис. 2. Фундаментні анкерні болти:

а – типи анкерних болтів; б – схема кріплення обладнання анкерними болтами;
 1 – анкерний болт; 2 – молоткоподібна головка; 3 – плита; 4 – гайка; 5 – кріпильна гайка;
 6 – опорна частина обладнання; 7 – фундамент

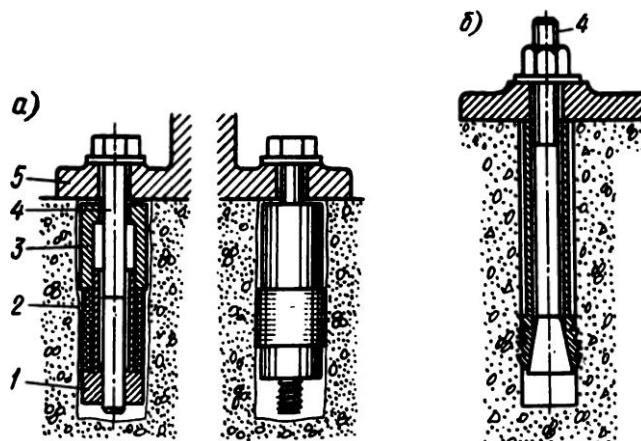


Рис. 3. Схеми кріплення обладнання самоанкерувальними болтами:

а – за допомогою гумової втулки; б – за допомогою цанги; 1 – хвостова частина гайки;
 2 – розтискна гумова втулка; 3 – натискна втулка; 4 – кріпильний болт;
 5 – опорна частина обладнання

У самоанкерувальних болтах використовується ефект розклинення розсувних сегментів болта при висмикуванні (рис. 3, 4). Для самоанкерувальних болтів (*post-installed mechanical anchors*) характерною є велика різноманітність конструкцій (ролболт, дуплекс-анкер, анкер-шуруп, анкер-гільза, анкер-шпилька,

анкер для наскрізного кріплення, розтискний анкер, розпірний анкер і т. д.).

Головними недоліками всіх знімних самоанкерувальних болтів є висока вартість їх виготовлення й складність. Крім того, для установлення таких болтів необхідно виконувати отвори високої точності. Припустимі відхилення розмірів отвору по діаметру болта становлять 0,5÷2 мм.



Рис. 4. Самоанкерувальні механічні анкерні болти

Хімічні анкери (рис. 5) з часом суттєво потіснили механічні. Анкерні кріплення такого типу мають підвищену несучу здатність, що значно (до 50 %) перевищує несучу здатність розпірних анкерів. Полімеризація хімічного складу анкера в задалегідь просвердленому отворі відбувається без ефекту самонапруження й розвитку температурних деформацій, після чого виникають множинні зв'язки складу, що затвердів, з матеріалом основи за рахунок шорсткості внутрішньої поверхні отвору й молекулярної адгезії. У зв'язку із близькістю значень коефіцієнтів температурного розширення полімерного складу й матеріалу основи хімічний анкер у робочому стані являє собою монолітне з'єднання з конструкцією основи.

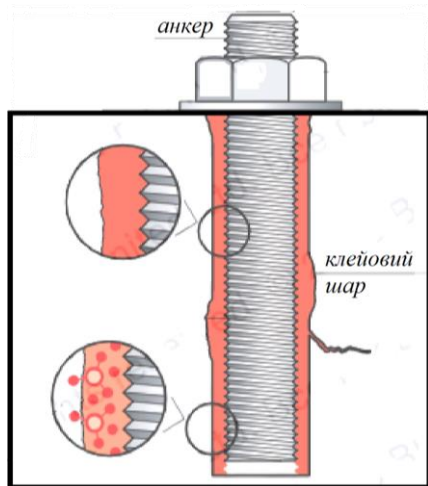


Рис. 5. Хімічний анкер

У наукових і технічних джерелах до цього часу сформульовано кілька

інтерпретацій поняття «хімічний анкер». Найпоширеніших кілька назв: «хімічний анкер», «інжекційна маса», «рідкий анкер», «клеювий анкер», «рідкий дюбель».

Установлення анкерних болтів за допомогою хімічних складів кілька десятиліть тому передбачало застосування епоксидних композицій [1, 3–7]. Цей спосіб дає можливість спочатку змонтувати обладнання, а потім через отвори під болти в опорних його частинах пробурити отвори, заповнити клеєм і встановити болти. Глибина закладання болтів – не більш 10 діаметрів, максимальний діаметр болтів – 100 мм. Після твердіння клею – проектне затягування болтів. Недоліками анкерів такого типу є: необхідність розігріву при пластифікуванні, обмежена температура застосування без домішок (до $+80^{\circ}\text{C}$), багатокomпонентність, токсичність і висока вартість компонентів.

Характеристики міцності силіконових складів менші, ніж в акрилових й епоксидних, у зв'язку з чим галузь застосування для них досить вузька. Акриловий і епоксидний склади є близькими за конструктивними параметрами, але за компонентністю, токсичністю й трудомісткістю технологічного процесу акрилові склади мають безумовні переваги. Крім того, вони мають водо-, масло-, морозо-, атмосферостійкість.

У роботах М. С. Золотова [10, 11] отримано та експериментально підтверджено рішення, що описують напружено-деформований стан анкерного з'єднання у разі закладення у бетонний масив сталевого

гладкого анкерного стержня за допомогою епоксидних клеїв. Ці рішення були використані при дослідженні напружено-деформованого стану анкерних з'єднань на інших клеях, зокрема акрилових. З аналізу робіт [12–14] випливає, що ефективнішими є анкерні з'єднання на звичайних акрилових клеях, які за своїми механічними

властивостями не поступаються з'єднанням на епоксидних клеях, а за технологічними – перевершують їх.

Хімічні склади для анкерів, що найчастіше використовуються в Україні, було проаналізовано за групами поширених факторів (табл. 1) [2, 3–5].

Таблиця 1

Характеристики міцності та технологічності клеїв

Фактори		Клейові склади		
		акриловий	силоксановий	епоксидний
Технологічні	Технологічна життєздатність, хв	30÷180	180÷200	30÷150
	Час твердіння, доб	1	15	1÷3
	Безусадочність	–	3 %	0,8 %
	Можливість зміни в'язкості	+	–	–
	Можливість модифікації	+	–	+
Конструктивні	Адгезія до металу і бетону	+	+	+
	Міцність на стиск, МПа	65÷96	20÷40	50÷60
Екологічні	Токсичність	–	–	+

Виконано численні дослідження фізико-механічних та фізико-хімічних властивостей акрилових клеїв з погляду їх використання для анкерних з'єднань. До них належать роботи Золотова М. С. [10, 11], Золотова С. М., Золотової Н. М. [6, 7, 14, 15], Склярва В. О. [9], Шутенка Л. М. [2, 3] та ін.

Дослідження [2, 6, 10–18] показали, що фізико-механічні (табл. 2), фізико-хімічні властивості, а також термостійкість полімерних акрилових композицій можна змінювати в широких межах шляхом спрямованої зміни морфології надмолекулярних структур і ступеня завершеності просторових молекул полімерного сполучного.

Таблиця 2

Фізико-механічні властивості акрилової композиції

Межа міцності, МПа			Модуль пружності, МПа	Коефіцієнт Пуассона
При розтягу	При стисканні	При зсуві		
Акрилова композиція				
13...15	60...80	21...26	$(3,6...14,0) \times 10^4$	0,32...0,37
Модифікована акрилова композиція				
18...28	90...98,6	32...37	$(3,6...14,0) \times 10^4$	0,32...0,37

Модифікуючи акрилову композицію неорганічними домішками (азбест, слюда,

окис цинку), можна підвищити її міцність до 30 %, а використовуючи домішки

азбесту разом з метакриловою кислотою – підвищити теплостійкість анкерного з'єднання до 130 °С [6–8].

Однак у ході досліджень було виявлено й недоліки хімічних анкерів, що серійно випускаються промисловістю, серед яких визначальними є:

- висока вартість, що спричиняє недостатню поширеність в Україні;
- обмеженість терміну зберігання невикористаного хімічного складу;
- жорстка й обмежена номенклатура обсягів клейових складів, що випускаються;
- необхідність технологічної перерви після установаження анкера для набирання міцності клейовим складом, тривалість якого залежить від умов виконання робіт.

Технічні рішення з установаження хімічних анкерів, що розроблені в Харківському національному університеті міського господарства імені О. М. Бекетова [2, 7, 14], характеризуються різноманітністю й схильністю до розробки тематики, що пов'язана з акриловими композиціями. Основний склад таких композицій являє собою суміш із полімерного в'язучого й наповнювача. За в'язучий узятو акриловий полімер холодного твердіння типу «рідина-порошок». Порошкоподібний компонент – суспензійний полімер на основі метилметакрилату ПММА. Отверджувачем служить метиловий ефір метакрилової кислоти. Твердіння відбувається мимовільно при нормальній температурі за рахунок полімеризації [2, 7–13, 15–18]. Спосіб установаження анкерних болтів на акрилових композиціях має переваги: вартість і трудомісткість анкероустановлювальних робіт нижчі, ніж у всіх

розглянутих, акриловий склад є малокомпонентним, анкероустановлювальні роботи можна проводити при температурі навколишнього середовища від –5 °С до +30 °С без додаткових технологічних заходів. Вартість акрилового полімеру у 2–5 разів нижча за інші поширені.

Висновки. На основі виконаних досліджень, зазначених у цій статті, сформульовано й обґрунтовано наукові пропозиції, сукупність яких можна кваліфікувати як теоретичне узагальнення й прогресивне рішення актуального науково-прикладного питання підвищення ефективності організації й технології процесу кріплення технологічного устаткування на фундаментах із застосуванням анкерних болтів на акрилових композиціях.

Аналіз наукових досліджень показав, що способи установаження анкерних болтів на акрилових композиціях для кріплення елементів будівельних конструкцій, обладнання й інженерних комунікацій вже розроблено, але дані про ефективність організаційно-технологічних рішень їх улаштування ще потребують більш докладних досліджень.

Розробка й впровадження прогресивних методів анкероустановлювальних робіт для кріплення технологічного обладнання є важливим резервом скорочення трудомісткості, матеріаломісткості, тривалості й вартості як будівельних робіт, так і робіт з реконструкції промислових підприємств, і особливу актуальність у цьому зв'язку сьогодні демонструють хімічні анкери, зокрема анкерні болти на акрилових композиціях.

Список використаних джерел.

1. Золотов М. С., Шутенко Л. Н., Золотов С. М., Склярів В. А. Фундаментные болты, устанавливаемые в готовые фундаменты. *Комунальне господарство міст: наук.-техн. збірник*. Київ: Техніка, 1998. Вип. 15. С. 58–60.
2. Пат. № 88250 Україна. Акрилова композиція для кріплення анкерних болтів. Опубл. 25.09.2009. Бюл. № 18.

3. Шутенко Л. М., Золотов М. С., Склярів В. О., Золотова Н. М. Анкерні болти: конструкція, розрахунок, проектування, технологія влаштування: навч. посібник. Харків: ХНАМГ, 2010. 204 с.
4. Менейлюк А. И. и др. Современные технологии в строительстве. 3-е изд., доп. и перераб. Киев: Освіта України, 2011. 534 с.
5. ДСТУ 24379.1:2008. Болти фундаментні. Конструкція і розміри. [Чинний від 2008-07-01]. Вид. офіц. Київ, 2008. 16 с.
6. Золотова Н. М., Склярів В.О., Супрун О. Ю. Технологічні рішення з оптимізації матеріало- і трудовитрат при анкероустановлювальних роботах з використанням акрилових композицій. *Зб. наук. праць Укр. держ. ун-ту залізнич. трансп.* Харків: УкрДУЗТ, 2018. Вип. 175. С. 71–77.
7. Золотова Н. М., Супрун О.Ю. Акриловая композиция для анкероустановочных работ. *Будівельний журнал.* 2016. № 5–6 (123–124). 84 с.
8. Супрун О. Ю. Удосконалення організаційно-технологічних рішень установлення анкерів в бетоні із застосуванням акрилових композицій: дис... канд. техн. наук: 05.23.08. Харків, 2018. 183 с.
9. Склярів В. О. Міцність і розрахункові характеристики анкерних болтових з'єднань на модифікованих акрилових клеях: дис... канд. техн. наук: 05.23.01. Полтава, 2003. 173 с.
10. Золотов М.С. Напряга в анкерних з'єднаннях на епоксидних клеях. *Водопостачання, каналізація, гідротехнічні споруди.* Київ: Будівельник, 1970. Вип. XII. С. 56-61.
11. Золотов М. С. Експериментальні дослідження анкерних з'єднань на епоксидному клеї. *Водопостачання, каналізація, гідротехнічні споруди.* Київ: Будівельник, 1971. Вип. XVI. С. 68-71.
12. Золотов С. М. Тривала міцність сталеклейових анкерних з'єднань на акрилових клеях: дис... канд. техн. наук: 05.23.01. Київ, 1993. 187 с.
13. Золотова Н. М., Гарбуз А. О., Склярів В. О. Влияние технологических факторов и вида нагружения на прочность соединения бетонных элементов акриловыми клеями. *Галузеве машинобудування, будівництво:* зб. наук. праць. Полтава, 2013. Вип. 4(39) Т.1. С. 114-122.
14. Супрун О. Ю., Золотова Н. М. Организационно-технологические решения установки анкерных болтов на акриловых композициях. *Будівельні матеріали та вироб.* 2016. № 4(93). С. 52–55.
15. Zolotova N., Suprun O. Technological parameters definition influencing of anchor screw-bolts application on acrylic adhesives: *Scientific Letters of Academic Society of Michal Baludansky.* – Košice, Slovakia, 2015. Volume 3. № 4. P. 148–150.
16. Barnat J., Bajer M. The Shear Strength of Epoxy Adhesive Used for Chemical Anchors: *Advanced Materials Research.* 2015. Volume 1. P. 278–281.
17. Grosser Ph., Fuchs W., Eligehausen R. A Field Study of Adhesive Anchor Installations : Theory and practice: *Concrete international.* 2011. Volume 22. – P. 57–63.
18. Rizzo P., Spada A., Degala S., Giambanco G. Acoustic Emission Monitoring of Chemically Bonded Anchors. *Journal of Nondestructive Evaluation.* 2010. Vol. 29. Issue 1. P. 49–61.

Золотова Ніна Михайлівна канд. техн. наук, доцент кафедри технології будівельного виробництва і будівельних матеріалів Харківського національного університету міського господарства імені О. М. Бекетова.

Тел: 050-939-96-76. E-mail: nina.zolotova53@gmail.com.

Склярів В'ячеслав Олександрович, канд. техн. наук, доцент кафедри теоретичної і будівельної механіки Харківського національного університету міського господарства імені О. М. Бекетова. Тел: 050-669-26-23. E-mail: skliarovviacheslav@gmail.com.

Супрун Олег Юрійович, канд. техн. наук, старш. викл. кафедри технології будівельного виробництва і будівельних матеріалів Харківського національного університету міського господарства імені О. М. Бекетова. E-mail: director@ups.org.ua.

Вихров Дмитро Миколайович, магістр будівельного факультету Харківського національного університету міського господарства імені О. М. Бекетова.

Zolotova Nina, PhD (Tech.), associate professor, Department of Building Materials and Construction Technologies of the O. M. Becetova National University of Urban Economy in Kharkov. Tel: +380-50-939-96-76.

E-mail: nina.zolotova53@gmail.com.

Sklyarov Vyacheslav, PhD (Tech.), associate professor, Department of Theoretical and Structural Mechanics of the A. M. Becetova National University of Urban Economy. Tel: +380-50-669-26-23. E-mail: skliarovviacheslav@gmail.com.

Suprun Oleg, PhD (Tech.), associate professor, Department of Building Materials and Construction Technologies of the O.M. Becetova National University of Urban Economy in Kharkov. E-mail: director@ups.org.ua.

Vikhrov Dmytro, master of Construction Engineering Department O.M. Becetova National University of Urban Economy in Kharkov.

Статтю прийнято 01.03.2019 р.

УДК 624.012.45

МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ КОМБІНОВАНИХ БАЛОК

Д-р техн. наук Т. Н. Азізов, викл. О. С. Миза

CALCULATION METHOD OF COMBINED BEAMS

D. Sc. (Tech.) T. Azizov, lecturer O. Myza

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169792>

Наведено інженерну методику розрахунку кам'яних балок, підсилених бічними односторонніми і двосторонніми залізобетонними пластинами. Показано, що ступінь підсилення кам'яного елемента залежить від кількості анкерів, що з'єднують кам'яну частину із залізобетонними пластинами, діаметра цих анкерів, а також від геометричних і фізико-механічних характеристик бічних пластин. Показано, що при певному кроці анкерів і їх діаметрі комбіновану балку можна розглядати як монолітну з наявністю двох різних матеріалів. Розрахунок з урахуванням нелінійних властивостей матеріалів запропоновано вести так само, як і розрахунок залізобетонних балок з пошировим поділом перерізу по висоті, але з урахуванням наявності двох шарів по ширині перерізу. Показано, що через наявність двох різних матеріалів у перерізі можливих випадків визначення висоти стиснутої зони може бути чотири. Це залежить від відношення заданої при ітераціях деформації до максимальних деформацій двох шарів.

Ключові слова: комбінована балка, залізобетонна пластина, гіпотеза плоских перерізів, діаграма Прандтля, ітераційний спосіб, підсилення.

An engineering method for calculations of stone beams reinforced with reinforced concrete side plates is given. The elements reinforced by both one-sided and double-sided reinforced concrete plates are considered. It is shown that the reinforcement level of the stone element depends on the number of anchors connecting the stone part with reinforced concrete plates, the diameter of these anchors, as well as the geometric and physical and mechanical characteristics of the side plates. It is shown that at a certain step of the anchors and their diameter, the combined beam can be considered as monolithic, in the cross section of which two different materials are located. It

was proposed to perform the calculation with taking into account nonlinear properties of material similarly to the reinforced concrete beams calculation with layer-by-layer division of section by height but taking into account the presence of two layers along the section width. In this case, an iterative approach is used with a sequential increase in the magnitude of strains in the marginal compressed fiber of the combined section. Bernoulli hypothesis is used, i.e. it is considered that the strains along the section height are distributed according to a linear law, and the stresses in each layer considered along the section height are determined according to the material diagram. At the same time, the stresses in the reinforced concrete plates and in the stone part are different at the same height in the cross section due to the difference in diagrams of these materials. For the calculation simplification the material diagram is accepted in the form of Prandtl diagram. It is shown that, due to the presence of two different materials in the cross section, there can be four possible cases for the height of a compressed zone determining. It depends on the ratio of the value of deformations in the marginal fiber specified at iterations to the maximum deformations of the layers (stone part and reinforced concrete plates). The height of compressed zone in each case is determined from the quadratic equation solution. It is shown that the iterative calculation converges very quickly. At the same time, the accuracy of calculations by the approximate method is sufficient for carrying out practical calculations. An algorithm for the iterative calculation of the combined beam is given.

Keywords: combined beam, reinforced concrete plate, Bernoulli hypothesis, Prandtl diagram, iteration method, reinforcement.

Вступ. Кам'яні конструкції займають досить велику частку в загальному обсязі будівельних конструкцій будівель. Кам'яні стіни підсилюють різними способами, зокрема за допомогою використання бетонування і залізобетонних пластин. Однак такі пластини використовують, як правило, для посилення кам'яних стін при роботі на стиск. При нерівномірних осіданнях основ кам'яних стін їх, як правило, підсилюють улаштуванням в'язей, які сприймають розтягувальні зусилля, що виникають у результаті згину стін у своїй площині. Бічні залізобетонні пластини практично не використовуються як елементи підсилення згинальних кам'яних елементів. Це пов'язано насамперед з недостатністю методів розрахунку таких конструкцій, особливо в частині визначення зусиль взаємодії між залізобетонними пластинами і кам'яним зігнутих елементом.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. У роботі [1] було показано перевагу кам'яних конструкцій, посилені бічними залізобетонними пластинами. Бічні залізобетонні пластини при використанні у згинальних кам'яних

елементах виконують роль підсилювального елемента. Бічні пластини можуть бути розташованими з одного або з двох боків кам'яного елемента. Зв'язок бічної залізобетонної пластини з кам'яною частиною влаштовується за допомогою в'язей (анкерів). У роботах [2, 3] наведено методику розрахунку комбінованих конструкцій, зокрема розрахунок з урахуванням нелінійних властивостей матеріалів, яка ґрунтується на методиці [3, 9], але з урахуванням наявності двох вертикальних шарів елемента з різними характеристиками матеріалів. Однак у цих роботах наведено лише принципи такого розрахунку, а також відсутній алгоритм для практичних розрахунків.

Визначення мети та завдання дослідження. У зв'язку зі сказаним метою цієї статті є розробка інженерної методики розрахунку, яка ґрунтується на прийнятому в [3] підході, але дає змогу уникнути процесу зациклення при незначній втраті точності результатів, а також розробка алгоритму конструктивного розрахунку таких конструкцій.

Основна частина дослідження.

Багаторазове порівняння розрахункових даних з експериментальними говорить про те, що при конструктивному розрахунку за методикою [3] всю ширину кам'яного елемента в розрахунках урахувувати не слід. З розрахунку спільної роботи залізобетонної пластини і кам'яної балки слід визначити, яку еквівалентну ширину кам'яного елемента треба прийняти, щоб вважати комплексну балку умовно монолітною. Для цього слід спочатку визначити зусилля у в'язях, які об'єднують кам'яну частину із залізобетонною пластиною, за методикою [2]. Як відомо (див. [2]), у результаті розрахунку ми отримуємо зусилля у в'язях, потім прикладаємо ці зусилля до кожної балки окремо і визначаємо згинальні моменти і поперечні сили в кожній з балок (кам'яній і залізобетонній). У результаті отримуємо так званий коефіцієнт посилення кожної балки. Розглянемо методику розрахунку посилення кам'яної балки за рахунок улаштування бічної пластини.

Коефіцієнт посилення k – це коефіцієнт, що показує на скільки посилюється балка № 1 (на скільки збільшується її жорсткість) завдяки «допомозі» балки № 2. Але ця жорсткість менша, ніж сумарна жорсткість обох балок $EJ_1 + EJ_2$. Отже, можна жорсткість другої балки подати у такому вигляді: $EJ_2 = (k-1)EJ_1$.

Нехай, наприклад, у результаті розрахунку отримано коефіцієнт посилення $k = 1,4$. Це означає, що залізобетонна балка посилена кам'яною частиною на 40 %. Тоді умовний (еквівалентний) момент інерції кам'яної балки, якщо б вона була монолітно пов'язана із залізобетонною, можна визначити за очевидною формулою

$$J_{ekv} = \frac{(k-1)EJ_1}{E_2}, \quad (1)$$

де EJ_1 – жорсткість першої (залізобетонної) балки; E_2 – модуль пружності другої (кам'яної) балки (або навпаки).

Після цього визначаємо еквівалентну ширину посилюючої балки за відомою формулою

$$b_{ekv} = 12 \cdot J_{ekv} \sqrt[3]{h}. \quad (2)$$

Тепер жорсткість умовно суцільної посиленої балки можна подати у такому вигляді: $EJ = EJ_2 + E_2 \cdot J_{ekv}$.

Таким чином, ми отримали умовну ширину посилюючої балки, яку тепер можна підставити як вихідні дані в розрахунок за методикою [3] для конструктивного розрахунку. Отримавши з нелінійного розрахунку за методикою [3] кривизни, досить просто визначити прогини конструкції.

У разі, якщо комбінований елемент короткий, то слід урахувувати вплив на прогин поперечної сили за методикою, яка ґрунтується на методиці [6].

Розглянемо тепер методику розрахунку з урахуванням нелінійних властивостей матеріалів згинальних кам'яних елементів, що підсилені односторонньою або двосторонньою залізобетонною пластиною з використанням діаграмних методів.

Розглянемо згинальний елемент, що складається з трьох шарів [3, 4], з'єднаних між собою в'язями в окремих точках (рис. 1).

Розрахунки за наведеною вище методикою показують, що при певному кроці і певному діаметрі в'язей (анкерів) між залізобетонною і кам'яною частинами комбінованої балки їх можна визначати як монолітну конструкцію. У цьому випадку таку конструкцію можна розраховувати за методикою розрахунку залізобетонних конструкцій з використанням діаграмних методів [2, 3], але з деяким корегуванням на факт наявності різних матеріалів у перерізі елемента. При цьому, з огляду на симетрію залізобетонних пластин і кам'яної балки, комбіновану конструкцію можна розглядати як елемент, що зазнає прямого згину, тобто два шари з двох боків кам'яного елемента можна умовно привести

до одного, що розміщений збоку кам'яного елемента. Тоді умовно можна розглянути двошаровий елемент.

Розглянемо поперечний переріз такого двошарового елемента (рис. 2). Будемо вважати, так само, як і в [3], що

справедлива гіпотеза плоских перерізів. При справедливості гіпотези плоских перерізів незалежно від кількості шарів (по вертикалі) напруження в кожному з них буде визначатися за діаграмою « σ - ϵ » по епюрі деформацій.

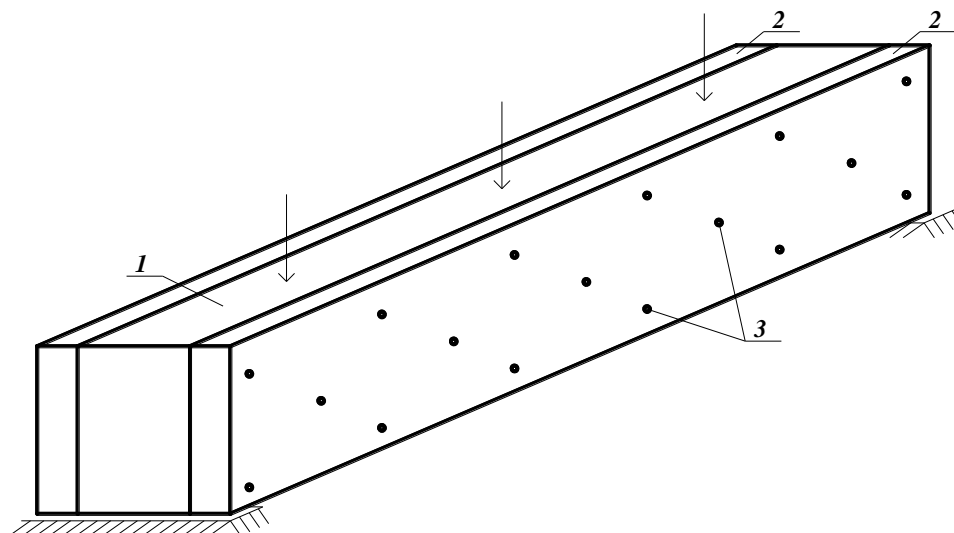


Рис. 1. Схема тришарового згинального елемента:
1 – кам'яна балка; 2 – залізобетонні бічні пластини; 3 – в'язі

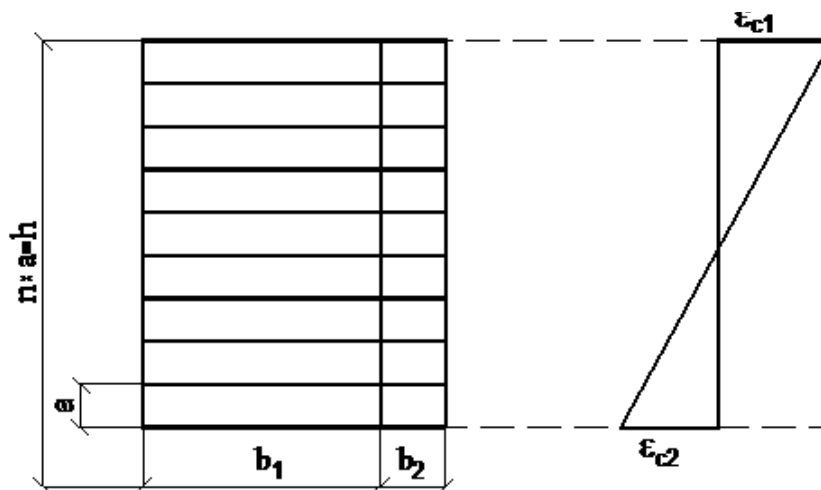


Рис. 2. Схема до розрахунку поперечного перерізу двошарового елемента

Так як шари складаються з різних матеріалів, то на одному і тому ж рівні по висоті перерізу в кам'яному елементі і в залізобетонному діятимуть різні напруження. Ці напруження можна

визначати за формулою розрахунку залізобетонних конструкцій

$$\sigma = f_{ck} \frac{k\eta - \eta^2}{1 + (k - 2)\eta}, \quad (3)$$

де f_{ck} – характеристична міцність шару (кам'яного або бетонного); k визначається за [2]; $\eta = \varepsilon_c / \varepsilon_{cl}$ – рівень деформацій (відношення поточної деформації до деформації при максимальній напрузі).

Звичайно ж величини, що входять у вираз (3), для різних вертикальних шарів матимуть різні значення. Величини k і η для залізобетонної пластини визначаються за [2], а для газобетонних блоків рекомендується визначати за результатами експериментальних досліджень, наприклад за [7]. Для цегляної кладки залежність « σ – ε » рекомендується визначати за нижчеподаною схемою. Зміну модуля деформацій кам'яної кладки залежно від рівня напружень можна визначити за формулою [8]

$$E = E_0 \left(1 - \frac{\sigma}{1.1R_u} \right), \quad (4)$$

де σ – поточне напруження;

R_u – тимчасовий опір (середня межа міцності) стисненню кладки.

Розрахунок ведеться подібно до методики [3] послідовним збільшенням деформацій у крайній стиснутій грані перерізу. Задаємось деформаціями на менш стиснутій (розтягнутій) ε_n і більш стиснутій ε_1 гранях елемента. За цими деформаціями обчислюємо кривизну за формулою

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_n}{h}. \quad (5)$$

Далі обчислюємо висоту стиснутої зони x , ексцентриситет e_{xc} , плече внутрішньої пари Z_s за методикою [3] (для стислості тут не наводиться).

Після цього обчислюємо відстані від центра ваги перерізу до центра ваги i -ї смуги. Потім обчислюємо деформацію на рівні центра тяжіння i -ї смуги.

Далі для кожного вертикального шару (кам'яного елемента і залізобетонної пластини) окремо обчислюємо напруження. При цьому для кам'яного елемента спочатку обчислюють модуль деформацій i -го шару з (4), а потім напруження в i -й смугі

$$\sigma_i = E_i \sigma_i, \quad (6)$$

Для бетонної пластини напруження обчислюються за (3).

При цьому, якщо $\sigma_i > 1,5f_{ct}$, то слід прийняти напруження в цій смугі рівним нулю. Далі обчислюємо момент і поздовжню силу, які сприймає бетонна (кам'яна) частина перерізу, і проводимо ітерації за методикою [3].

Слід зазначити, що «вимкнені» з розрахунку горизонтальні смуги кам'яної і залізобетонної частин можуть розміщуватися на різних відстанях від нижньої грані. Це означає, що епюри напружень у стиснутій зоні бетону можуть мати різне положення нульової точки (рис. 3).

При цьому нульова точка епюри напружень у кам'яному елементі (крива 2 на рис. 3) може бути вище нульової точки епюри напружень у бетоні (рис. 3, а), нижче (рис. 3, б) або перебувати на одному рівні. Але напруження в бетонній частині завжди залишаються більшими від напружень у кам'яній частині, зважаючи на більший модуль деформацій бетону.

Розрахунок за вищенаведеною методикою, яка ґрунтується на передумовах [3], є найбільш точним розрахунком міцності і деформативності залізобетонних елементів. Як показали численні розрахунки, ця методика, проте, має свої недоліки, пов'язані насамперед з численними ітераціями. Досить часто трапляється також зациклення ітераційного процесу. Виходом з такої ситуації є зміна кроку збільшення деформації стиснутої грані бетону або зменшення деформації розтягнутої грані. Однак при обчисленні прогинів слід визначити кривизни в різних точках по довжині балки, причому зробити це в

автоматичному режимі. Тоді в програмі слід заздалегідь задати кроки зміни деформацій на стиснутій і розтягнутій гранях елемента. Однак у різних точках по довжині прольоту балки в разі зациклення довелося б по-різному змінювати згадані кроки змін деформацій. Це створює чималі труднощі при вирішенні практичних завдань. Розраховувати ж в окремій програмі кривизну в кожній конкретній точці балки, а потім значення цих кривизн підставляти в іншу програму для

розрахунку прогинів, є досить незручною і громіздкою процедурою. Для усунення вищенаведених недоліків і з метою спрощення розрахунків розглянемо наближену методику визначення жорсткості комбінованого елемента з використанням діаграми Прандтля. При цьому як зазвичай приймемо передумову про справедливості гіпотези плоских перерізів. На рис. 4 показана схема розподілу деформацій у перерізі розгляданого комбінованого елемента.

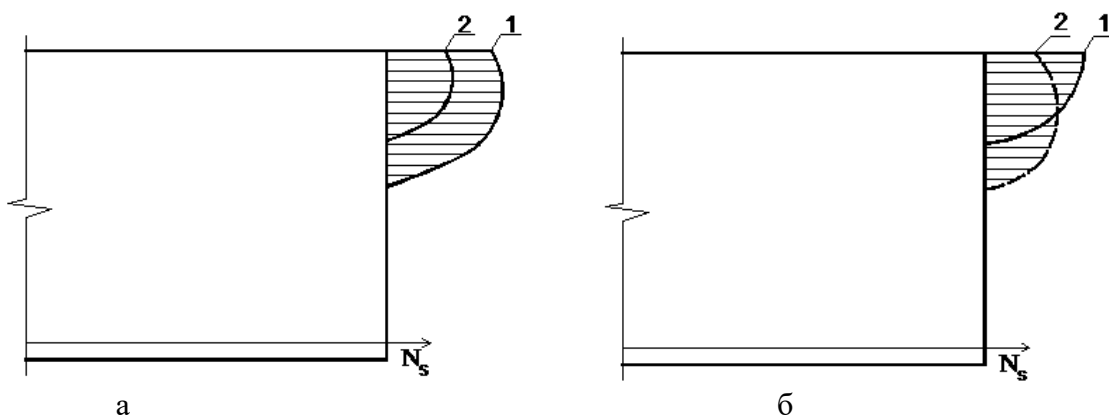


Рис. 3. Варіанти можливих форм епюр у стиснутій зоні

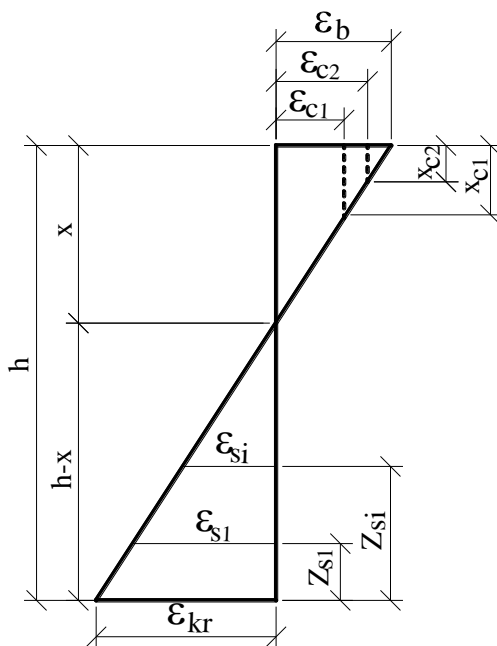


Рис. 4. Схема деформацій у поперечному перерізі комбінованого елемента

Позначимо через ε_{c1} і ε_{c2} деформації відповідно першого і другого вертикальних шарів комбінованої балки, відповідні максимальним напруженням f_{cm} на діаграмі «напруження-деформації».

Оскільки матеріали шарів балки мають різні характеристики, то при деформації крайньої стиснутої грані ε_b напруження f_{cm} для різних вертикальних шарів будуть різними.

У залізобетонній балці (бічній пластині) розташовано n шарів поздовжньої арматури. Схему деформації i -го шару арматури ε_{si} , відстань від нижньої грані елемента до осі цього шару арматури Z_{si} наведено на рис. 4.

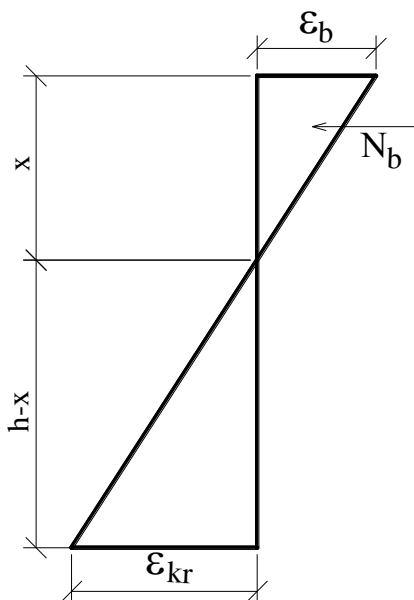


Рис. 5. Схема деформацій, коли $\varepsilon_b \leq \varepsilon_{c,i}$

З геометричних міркувань легко отримати значення висоти стиснутої зони x для обох випадків, після чого зусилля в стиснутій зоні для двох випадків дорівнюватиме:

для першого випадку:

$$N_{b,i} = b_i E_{b,i} \varepsilon_b x / 2; \quad (7)$$

Розрахунок ведеться методом підбору деформацій у стиснутій зоні ε_b із задоволенням умов рівноваги, а також з дотриманням гіпотези плоских перерізів. При заданій деформації ε_b можливі два випадки епюри напружень у стиснутій зоні кожного вертикального шару елемента.

1-й випадок. Деформація ε_b менша від максимальних деформацій розглянутого шару, тобто $\varepsilon_b \leq \varepsilon_{c,i}$, де $i = 1, 2$ – номер вертикального шару балки. Тоді епюра стискаючих напружень буде трикутною (рис. 5).

2-й випадок. Деформація ε_b більша від максимальних деформацій розглянутого шару, тобто $\varepsilon_b > \varepsilon_{c,i}$. Тоді епюра стискаючих напружень буде трапецієподібною (рис. 6).

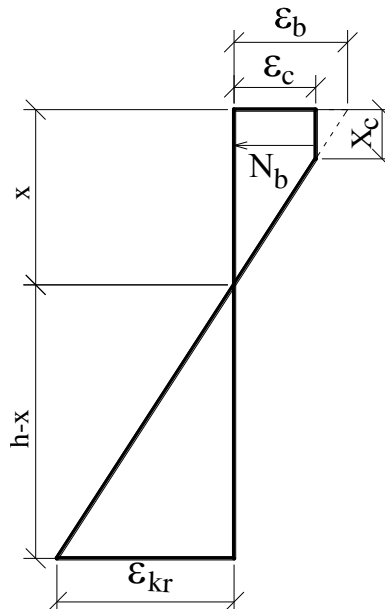


Рис. 6. Схема деформацій, коли $\varepsilon_b > \varepsilon_{c,i}$

для другого випадку:

$$N_b = x \frac{E_b b \varepsilon_c}{2} \left(1 + \frac{\varepsilon_b - \varepsilon_c}{\varepsilon_b} \right), \quad (8)$$

де $N_{b,i}$ – зусилля в стиснутій зоні i -го вертикального шару елемента; b_i – ширина i -го шару.

Розглянемо тепер визначення зусилля в розтягнутій зоні. З огляду на те, що розглядається наближена методика, а також факт незначного впливу розтягнутого бетону, знехтуємо цим впливом. Тоді напруження в кожному шарі арматури будуть однозначно визначатися значенням деформацій ε_{kr} у крайній розтягнутій грані перерізу (див. рис. 4).

Сумарне зусилля N_s у всіх стрижнях арматури дорівнює

$$N_s = \sum_{i=1}^n \varepsilon_{s,i} A_{s,i} E_{s,i}, \quad (9)$$

де $A_{s,i}$, $E_{s,i}$ – площі перерізів і модулі пружності i -го шару арматури.

З нескладних геометричних обчислень будемо мати (див. рис. 4):

$$N_s = \frac{1}{x} \sum_{i=1}^n E_{s,i} A_{s,i} (\varepsilon_b h - \varepsilon_b Z_{s,i}) - \sum_{i=1}^n E_{s,i} A_{s,i} \varepsilon_b. \quad (10)$$

Зауважимо, що множники при висоті стиснутої зони x для зусилля N_b у стиснутому бетоні за (7) і (8), а також для зусилля N_s в арматурі за (10) є постійними величинами для конкретної балки. Отже, для визначення невідомої висоти стиснутої

зони x матимемо одне лінійне рівняння. Тому вираз для N_s можна подати у вигляді

$$N_s = \frac{B}{x} - C, \quad (11)$$

де на підставі (10):

$$B = \sum_{i=1}^n E_{s,i} A_{s,i} (\varepsilon_b h - \varepsilon_b Z_{s,i}); C = \sum_{i=1}^n E_{s,i} A_{s,i} \varepsilon_b. \quad (12)$$

Можливих випадків визначення висоти стиснутої зони може бути чотири, залежн від відношення деформації ε_b до

максимальних деформацій шарів $\varepsilon_{c,1}$ і $\varepsilon_{c,2}$. Розглянемо кожен з цих випадків окремо.

1-й випадок. $\varepsilon_b \leq \varepsilon_{c,1}$ і $\varepsilon_b \leq \varepsilon_{c,2}$. Тоді на підставі (7) маємо

$$N_b = \frac{E_{b,1} b_1 \varepsilon_b + E_{b,2} b_2 \varepsilon_b}{2} x = D_1 x. \quad (13)$$

2-й випадок. $\varepsilon_b > \varepsilon_{c,1}$ і $\varepsilon_b > \varepsilon_{c,2}$. На підставі (8) будемо мати

$$N_b = \left[\frac{E_{b,1} b_1 \varepsilon_{c,1}}{2} \left(1 + \frac{\varepsilon_b - \varepsilon_{c,1}}{\varepsilon_b} \right) + \frac{E_{b,2} b_2 \varepsilon_{c,2}}{2} \left(1 + \frac{\varepsilon_b - \varepsilon_{c,2}}{\varepsilon_b} \right) \right] x = D_2 x. \quad (14)$$

3-й випадок. $\varepsilon_b \leq \varepsilon_{c,1}$, але $\varepsilon_b > \varepsilon_{c,2}$. Тоді складова зусилля в стиснутій зоні для першого шару буде визначатися за (7), а для другого шару – за (8):

$$N_b = x * \left[\frac{b_1 E_{b,1} \varepsilon_b}{2} + \frac{E_{b,2} b_2 \varepsilon_{c,2}}{2} \left(1 + \frac{\varepsilon_b - \varepsilon_{c,2}}{\varepsilon_b} \right) \right] = D_3 x. \quad (15)$$

4-й випадок. $\varepsilon_b > \varepsilon_{c,1}$, але $\varepsilon_b \leq \varepsilon_{c,2}$. Тоді складова зусилля в стиснутій зоні для першого шару буде визначатися за (8), а для другого шару – за (7):

$$N_b = x * \left[\frac{b_2 E_{b,2} \varepsilon_b}{2} + \frac{E_{b,1} b_1 \varepsilon_{c,1}}{2} \left(1 + \frac{\varepsilon_b - \varepsilon_{c,1}}{\varepsilon_b} \right) \right] = D_4 x. \quad (16)$$

Рівняння для визначення висоти стиснутої зони (з умови $N_b=N_s$) для кожного з чотирьох випадків буде

$$D_i x = \frac{B}{x} - C. \quad (17)$$

Розв'язуючи квадратне рівняння (17), отримаємо шукану висоту стиснутої зони для всіх випадків.

Наведена вище методика розрахунку ϵ_s , з одного боку, наближеною, а з другого – досить простою. У той же час похибка порівняно з точною методикою за [3], яка ґрунтується на підході, прийнятому в держстандарті [5], виявляється досить

невеликою. Тому, з огляду на її переваги (відсутність зациклення при ітераціях, значно меншу кількість ітерацій), її застосування в практиці проектування дає змогу значно економити час.

Розглянемо тепер інженерну методику розрахунку, що дає змогу «вручну» з використанням 2–5 ітерацій розраховувати міцність кам'яних балок, посилених бічними залізобетонними пластинами. Для цього знову будемо вважати справедливою гіпотезу плоских перерізів.

На рис. 7 наведена схема до розрахунку.

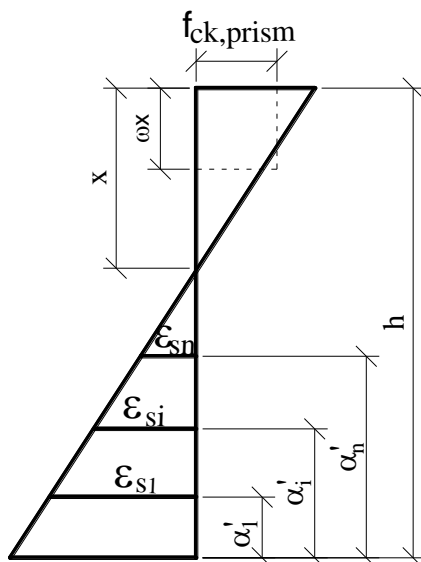


Рис. 7. Схема до розрахунку за інженерною методикою

За вихідну величину задамо деформацію в нижньому (першому) шарі арматури $\epsilon_{s,1}$. Невідомою величиною вважається висота стиснутої зони x .

Епюру напружень у стиснутій зоні вважаємо прямокутною з висотою ωx . З

подібності трикутників для деформації $\epsilon_{s,i}$ неважко записати

$$\epsilon_{s,i} = \epsilon_{s,1} \frac{h-x-a_i^I}{h-x-a_1^I}, \quad (18)$$

Зусилля N_b в стиснутій зоні елемента дорівнює

$$N_b = (f_{ck,prism,1} b_1 + f_{ck,prism,2} b_2) \omega x, \quad (19)$$

де $f_{ck,prism,1}$, $f_{ck,prism,2}$ – призмova міцність відповідно першого і другого вертикального шару балки;

b_1 , b_2 – ширина відповідно першого і другого шарів;

ω – коефіцієнт повноти епюри напружень у стиснутій зоні, який можна прийняти рівним 0,8 відповідно до [4].

Сумарне зусилля в стрижнях арматури дорівнює

$$N_s = \sum_{i=1}^n \sigma_{s,i} A_{s,i}, \quad (20)$$

де $\sigma_{s,i}$, $A_{s,i}$ – напруження і переріз i -го шару арматури; $\sigma_{s,i} = \varepsilon_{s,i} E_{s,i}$;

$E_{s,i}$ – модуль пружності i -го шару арматури.

З рівності $N_b = N_s$ визначимо висоту стиснутої зони:

$$x = \frac{N_s}{\omega(f_{ck,1} b_1 + f_{ck,2} b_2)}, \quad (21)$$

де $f_{ck,1}$, $f_{ck,2}$ – призмova міцність відповідного шару.

Величина N_s на підставі (18) і (20):

$$N_s = \sum_{i=1}^n A_{s,i} E_{s,i} \varepsilon_{s,i} \frac{h-x-a_i^l}{h-x-a_1^l}. \quad (22)$$

Розрахунок ведеться за таким алгоритмом, який може містити в собі лише 2–5 ітерацій.

1. Задаємося деформацією першого шару арматури $\varepsilon_{s,1}$.

2. Визначаємо початкову висоту стиснутої зони за (21) в припущенні, що $N_s = f_{y,1} A_{s,1}$ (де $f_{y,1}$, $A_{s,1}$ – відповідно розрахунковий опір і переріз арматури першого (основного) шару).

3. За (18) визначаємо деформації у всіх шарах арматури.

4. Обчислюємо напруження в i -му шарі арматури, $\sigma_{s,i} = \varepsilon_{s,i} E_{s,i}$.

5. Обчислюємо сумарне зусилля у всій арматурі N_s за (22).

6. Обчислюємо нове значення x за (21).

7. Якщо значення висоти стиснутої зони x на останній і попередній ітераціях збігаються з наперед заданою точністю, то розрахунок закінчений. Якщо ні, то розрахунок повторюється з п. 3 алгоритму.

Розрахунки показують, що 2–5 ітерацій цілком достатньо для отримання результату. Обмеження напружень у шарі арматури проводиться після п. 4. Якщо воно перевищує розрахунковий опір, то напруження приймається рівним розрахунковому опору і розрахунок повторюється.

Якщо є потреба врахування зміцнення арматури, то використовується дволінійна діаграма арматури, наведена в будівельних нормах [4] з ділянкою зміцнення арматури. При цьому методика розрахунку не змінюється.

Висновки. Розроблено інженерну методику розрахунку комбінованих балок, які складаються з кам'яної частини, посиленої бічними залізобетонними пластинами з урахуванням нелінійних властивостей матеріалів. Комбінована балка складається з двох вертикальних шарів з різними характеристиками матеріалів цих шарів. При цьому для розрахунку жорсткості та міцності перерізу використовується гіпотеза плоских перерізів і діаграма Прандтля. Методика дає змогу усунути можливість зациклення при ітераціях, істотно зменшує їх кількість при зовсім маленькій втраті точності порівняно з точним нелінійним розрахунком.

Для розрахунку міцності розроблена інженерна методика, у якій аналогічно існуючим методам приймається прямокутна еюра в стиснутій зоні. Однак при цьому використовується також гіпотеза плоских перерізів і враховуються різні властивості матеріалів різних вертикальних шарів комбінованої конструкції.

На відміну від розрахунку суцільних залізобетонних конструкцій розроблена методика враховує наявність різних матеріалів у вертикальних шарах комбінованої балки, що дає змогу значно точніше визначати напруження в кам'яній та залізобетонній частинах.

У перспективі передбачається розроблення методики розрахунку комбінованих балок з односторонніми залізобетонними бічними пластинами з урахуванням кручення і нелінійних властивостей матеріалів при крученні.

Список використаних джерел

1. Азизов Т. Н. К расчету каменных элементов, усиленных односторонней железобетонной обоймой. *Вісник Одеської державної академії будівництва та архітектури*. 2016. Вип. 61. С. 3–8.
2. Азизов Т. Н., Мыза А. С. Каменные балки, усиленные односторонней железобетонной обоймой. *Ресурсоекономні матеріали, конструкції, будівлі та споруди*. 2016. Вип. 32. С. 428–435.
3. Азизов Т. Н., Мыза А. С. Учет нелинейных свойств материалов изгибаемых каменных элементов, усиленных железобетонными пластинами. *Sciences of Europe*. 2016. Vol 1. № 8. P. 69–74.
4. ДБН В.2.6-98:2009. Конструкції будинків і споруд. Бетонні та залізобетонні конструкції. Основні положення. Київ, 2011. 71 с.
5. ДСТУ Б В.2.6-156:2010. Конструкції будинків і споруд. Бетонні та залізобетонні конструкції з важкого бетону. Правила проектування. Київ, 2011. 110 с.
6. Пособие по проектированию бетонных и железобетонных конструкций из тяжелых и легких бетонов без предварительного напряжения арматуры. Москва, 1986. 192 с.
7. Галкин С. Л. Применение ячеистобетонных изделий. Теория и практика. Минск, 2006. 448 с.
8. Ротко С. В., Ужегова І. В. Розрахунок кам'яних і армокам'яних конструкцій. Луцьк, 2010. 355 с.
9. Kochkarev D., Galinska T., Tkachuk O. Normal sections calculation of bending reinforced concrete and fiber concrete element. *International Journal of Engineering and Technology*. 2018. Vol. 7(3). P. 176–182.

Азизов Таліят Нуредінович, д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри техніко-технологічних дисциплін, охорони праці та безпеки життєдіяльності Уманського державного педагогічного університету імені Павла Тичини. Тел. (067) 102-05-62. E-mail: taljat999@gmail.com.

Мыза Олександр Сергійович, викладач кафедри залізобетонних конструкцій та транспортних споруд Одеської державної академії будівництва та архітектури. Тел. (097) 387-46-43. E-mail: 7994227@gmail.com.

Azizov Taliat Nuredinovich, D. Sc. (Tech.), professor, Head of Department of Technical and Technological Disciplines of the Pavlo Tychyna Uman State Pedagogical University. Tel. (067) 102-05-62. E-mail: taljat999@gmail.com.
Myza Oleksandr Sergeevich, Senior Lecturer, Department of Reinforced Concrete Structures and Transport Facilities, Odessa State Academy of Construction and Architecture. Tel. (097) 387-46-43. E-mail: 7994227@gmail.com.

Статтю прийнято 04.03.2019 р.

УДК 691-405.8:666.3-187

ВПЛИВ ПОПЕРЕДНЬОЇ ОБРОБКИ НА ТЕМПЕРАТУРУ ВИПАЛУ ВЕРМИКУЛІТУ

Канд. техн. наук А. О. Атинян, асп. К. С. Буханова, д-р техн. наук Л. В. Трикоз,
канд. техн. наук С. М. Камчатна, канд. техн. наук О. М. Пустовойтова

PRETREATMENT IMPACT ON VERMICULITE BURN TEMPERATURE

PhD (Tech.) A. O. Atynian, postgraduate student K. S. Bukhanova,
D. Sc. (Tech.) L. V. Trykoz, PhD (Tech.) S. M. Kamchatnaya, PhD (Tech.) O. M. Pustovoitova

DOI: <https://doi.org/10.18664/1994-7852.183.2019.169875>

У статті розглянуто можливість зниження температури випалу для отримання спученого вермикуліту – наповнювача теплоізоляційних будівельних матеріалів. Показано, що попередня витримка у розчині нітрату калію зменшує більше ніж удвічі температуру випалу порівняно з необробленою сировиною при збереженні такої ж самої насипної щільності. Коефіцієнт теплопровідності після випалу обробленого вермикуліту теж удвічі менший, ніж у необробленого. Підібрано оптимальні режими попередньої обробки.

Ключові слова: вермикуліт, температура випалу, насипна щільність, коефіцієнт теплопровідності.

Vermiculite feature is that it can be expanded up to 30 times its original volume when heated at 650–950 °C. Due to this property the expanded vermiculite possesses low thermal conductivity. The light concrete with vermiculite aggregate is used as the heat-protective enclosing structures in building and structure constructions. To reduce the burn temperature it has been proposed the vermiculite pretreatment by the potassium nitrite solution. The vermiculite samples have been saturated with the tri-molar potassium nitrite solution and held for different time periods. After keeping the samples have been burned under different temperatures. The bulk density and thermal conductivity coefficient were determined for all sample sets. The results show that the burn temperature halves and is equal to 400 °C versus 900 °C for non-treated vermiculite. The expanded vermiculite bulk density is equal to 0,105 g / cm³. The thermal conductivity coefficient of expanded vermiculite is equal to 0,032 W/(m·K) that is almost three times less compared with non-treated vermiculite which have been burned under the same temperature 400 °C. Moreover, burning of the non-treated vermiculite under temperature 900 °C does not allow improving the thermal conductivity coefficient that is only equal to 0,063 W/(m·K). The experimental data indicate that the increase of the processing time does not affect the bloat possibility of vermiculite. Also the keeping the samples under temperature 95 °C for 144 hours does not result in the change of bulk density or thermal conductivity coefficient. The treatment with distilled water is not enough effective compared with potassium nitrite solution. The usage of burnt vermiculite under low temperature decreases the production cost of the building materials, reduces the energy consumption, and improves the heat insulation characteristics of building constructions. Calculated heat consumption for 300 kg per hour of expanded vermiculite at 900 °C and 400 °C demonstrates the economic feasibility of the proposed pretreatment.

Keywords: vermiculite, burn temperature, bulk density, coefficient of thermal conductivity.

Вступ. Визначальною тенденцією в розвитку виробництва теплоізоляційних матеріалів є зниження їх середньої щільності, поліпшення теплотехнічних

показників, зниження енергоємності. Ефективність цих матеріалів визначається насамперед можливістю їх виготовлення у виробі повної заводської готовності з мінімальними енергетичними витратами. Одним із перспективних видів теплоізоляційних виробів є матеріали на основі спученого вермикуліту на цементному або гіпсовому в'язучому. Вони належать до екологічно чистих, негорючих матеріалів і забезпечують високу теплоізоляцію. Виробництво таких матеріалів може бути швидко налагоджено, зокрема і на існуючих підприємствах з випуску бетонних і залізобетонних виробів при їх незначній модернізації. Завдяки своїм особливостям виробу на вермикулітовому заповнювачі і відповідному в'язучому можуть використовуватися не тільки як теплоізоляційні матеріали, але і як вогнетриви. Для збільшення енергоефективності досить важливою є проблема економії пального, яка може бути вирішена шляхом зниження температури випалу. Спроба замінити випал іншими видами теплової обробки, наприклад мікрохвилями в [1], виявилася недостатньо ефективною. Тому пошук шляхів зменшення температури випалу при збереженні основних характеристик заповнювача є актуальною науково-технічною задачею.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Природні вермикуліти і гідрослюди є вторинними мінералами, що утворилися в результаті гідратації слюд – біотиту і флогопіту. Основною і практично найбільш цінною їх властивістю є здатність спучуватися при нагріванні, перетворюючись на легкий пористий зернистий матеріал з високими тепло- і звукоізоляційними властивостями. Випалені маси вермикуліту характеризуються підвищеною вогнестійкістю (температура плавлення досягає 1400 °С), високою звукопоглинальною здатністю, низькою теплопровідністю. Також вони мають підвищену хімічну стійкість, добре опираються вивітрюванню, не конденсують вологу,

мають низький коефіцієнт температурного розширення [2]. Вермикуліт – це сучасний замітник широко розповсюдженого керамзиту. Він так само негорючий, повністю екологічний, довговічний, проте його теплоізоляційні властивості в 2,4 рази кращі (0,05 Вт/(м · град) проти 1,2 Вт/(м · град)), при цьому вага однакового об'єму вермикуліту в 4 рази менша, що дає змогу значно полегшити тиск на конструкції будівлі. Розрахунки показують, що товщина стін з ніздрювато-бетонних блоків з наповнювачем із вермикуліту при щільності 400–500 кг/м³ становить 25 см, що є важливою перевагою для енергозберігаючої програми. Суміші розчинів для збереження теплової енергії були виготовлені в [3] шляхом заміни піщаних заповнювачів на готовий спучений вермикуліт. Готові розчинні суміші зі спученим вермикулітовим заповнювачем демонстрували хороші теплові характеристики і були найкращими для терморегулювання та енергозбереження в будівлях. Кількість заміненого на вермикуліт піску може досягати 60 %, що позитивно впливає на теплостійкість і термостабільність будівельних розчинів [4].

За уявленнями У. Л. Брега з колегами [5], структуру вермикуліту можна розглядати як похідну від структури слюд біотитового (флогопітового) ряду. Як вони зазначають, у структурі вермикуліту атом Mg²⁺ здатний до інтенсивного катіонного обміну з атомами Ca²⁺, Sr²⁺, Na⁺ та іншими іонами, які розташовуються між шарами води в міжшарових проміжках. При цьому товщина шару води зростає приблизно до 5,6 Å (0,56 нм). При заміщенні Mg²⁺ на Ba²⁺ і Li⁺ товщина шару зменшується до 3 Å (0,3 нм), що відповідає товщині одного шару молекул води. При заміщенні Mg²⁺ на K⁺ або NH³⁺ товщина ще більше зменшується до 1,4 Å (0,14 нм). Наведені значення подібні до висушених на повітрі зразків вермикуліту. Зазвичай іонний обмін відбувається неповно, у результаті чого молекулами води і катіонами частково

замінюється магній у доступних положеннях. Вермикулітова здатність розширюватися при нагріванні залежить від виду іона в шарах вермикуліту. K^+ -вмісний вермикуліт має більший коефіцієнт теплового розширення, ніж Mg - або Al -вмісний вермикуліт [6, 7]. Теплопровідність вермикуліту після обробки $LiNO_3$, $NaNO_3$ і KNO_3 становить відповідно 0,51, 0,44 і 0,33 Вт/(м·град) [8]. Отже, обробка вермикуліту речовиною, яка спричиняє катіонний обмін, приводить до більшого розширення при меншій температурі. Це покладено в основу фізико-хімічної модифікації вермикулітової сировини з метою зниження температури випалу. Досвід використання вермикулітової сировини показав, що на спучення гідратованих слюд, які входять до складу вермикуліту, впливає багато факторів, при цьому в одних випадках гідрофлогопіти спучуються активніше від типових вермикулітів, а в інших – слюди з однаковим ступенем гідратації мають різну спученість. Тому температура випалу залежить від оптимізації факторів, що позначаються на ступені спучування.

Традиційним основним поясненням спучування вермикуліту є видалення пароподібної води з міжпаquetного гідратного шару в процесі його нагрівання. Однак, на нашу думку, процес спучування пояснюється не видаленням парів води, а утворенням гідроксильних груп на суміжних поверхнях структурних пакетів вермикуліту. Після видалення води, зв'язаної з обмінними катіонами

однойменного позитивного заряду, відбувається їх відштовхування і, як наслідок, розшарування (розсунення) за площинами спайності. З'ясування механізму спучування дасть змогу корегувати температуру випалу в бік її зменшення.

Визначення мети та завдання дослідження. З огляду на теоретичні передумови метою цього дослідження є визначення впливу попередньої обробки вермикулітової сировини на температуру випалу. Для досягнення мети необхідно встановити, як вид, концентрація та тривалість обробки розчинами вплине на температуру випалу вермикуліту. Для отримання складу вермикулітового ряду (адже вермикуліт характеризується повним заміщенням іонів K^+ на іони Mg^{2+} , які з'єднують пакети SiO_2 і $Mg(OH)_2$) проводилася попередня обробка вермикулітової сировини водним розчином KNO_3 , що дало змогу змодельовати зміни в структурі вермикуліту, подібні до природних, що відбуваються в результаті вивітрювання, а саме здійснити впровадження іонів калію у внутрішню структуру слюд. Також було перевірено вплив гідратування матеріалу на заміщення іонів важких елементів іонами водню за допомогою насичення матеріалів дистильованою водою.

Основна частина дослідження

Матеріали та методи досліджень. Як сировину в роботі було використано вермикулітовий концентрат Васильківського родовища (Україна, Київська область), хімічний та мінералогічний склад якого наведено в табл. 1.

Таблиця 1

Хімічний склад вермикуліту Васильківського родовища

Вміст оксидів, %										
SiO_2	TiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	FeO	CaO	MgO	MnO	Na_2O	K_2O	H_2O
32,09	1,22	8,79	11,01	1,97	9,18	7,23	0,17	0,50	5,38	6,77

Вермикулітовий концентрат був подрібнений до розміру зерен 5–4 мм з насипною щільністю 500–550 кг/м³ і

природною вологістю 5 % (за масою). Для попередньої обробки вермикуліту був використаний тримолярний водний розчин

KNO_3 . Проби вермикуліту заливали розчинами в співвідношенні (за масою) розчин : вермикуліт = 1,1:1 і витримували при температурі 20 ± 2 °C відповідно 1, 3, 4 і 6 діб. Для підвищення швидкості насичення матеріалу було прийнято рішення збільшити температуру розчинів до 95 °C і скоротити час витримки. Інтервали витримки становили від півгодини до 5 год з кроком у 0,5 год.

Після фіксованої витримки в хімічних розчинах пробу кожен раз 20-кратно промивали дистильованою водою, потім воду видаляли на полотняному фільтрі. Промиту пробу поміщали в лабораторну сушарку. Знімну ємність сушарки попередньо зважували. Час сушіння встановлювали за моментом, коли матеріал у ємності починав вільно пересипатися при обертанні (цей момент визначили як «початок сипучості»). Потім сушарку з

висушеним матеріалом зважували та обчислювали масу висушеної проби в кожному окремому випадку.

На основі негідратованих мінералів, які можуть міститися в слюдах, можливе також отримання матеріалів гідрофлогопіт-вермикулітового ряду після обробки дистильованою водою, що позитивно позначиться на спученні вермикулітової сировини. Для перевірки того, що вільна вода бере участь у процесі спучування вермикулітового концентрату, пробу сировинного вермикуліту заливали дистильованою водою і витримували протягом 24, 72 і 96 год, після чого сушили до «початку сипучості». У результаті експериментальних досліджень було встановлено, що на момент появи сипучості вологість матеріалу становить 5–7 %. Умови експериментів з проведення хімічної обробки природного вермикуліту наведено в табл. 2.

Таблиця 2

Умови попередньої підготовки природного вермикуліту

Номер проби	Умови обробки вермикулітового концентрату			Час випалу, хв
	Концентрація розчину KNO_3 , моль	Температура обробки, °C	Час обробки, год	
1	Без обробки	Без обробки	Без обробки	3
2				3
3	0	20	24	3
4			72	3
5			96	3
6	3М	20	24	3
7			24	4
8			24	5
9			72	3
10			72	4
11			96	3
12		95	0,5	3
13			1;1,5	3
14			2	3
15			2,5	3
16			3	3
17			3,5	3
18	4	3		
19	4,5	3		
20	5	3		

Після випалу визначали насипну щільність та коефіцієнт теплопровідності згідно з ДСТУ Б В.2.7-280 [9].

Дослідження впливу видів попередньої обробки вермикуліту на фізико-механічні показники. Для оцінки та

вибору найбільш ефективного виду обробки для кожної проби було визначено насипну щільність та коефіцієнт теплопровідності. Результати випробувань наведено в табл. 3, 4.

Таблиця 3

Залежність насипної щільності спученого вермикуліту від температури випалу

Номер проби	Насипна щільність, г/см ³ , після випалу при температурі, °С				
	250	315	400	850	900
1	-	-	-	0,19±0,04	0,136±0,04
2	0,37±0,07	0,261±0,05	0,19±0,04	0,114±0,03	0,109±0,02
3	-	0,285±0,06	0,103±0,02	-	-
4	-	0,287±0,06	0,103±0,02	-	-
5	-	0,285±0,06	0,107±0,02	-	-
6	-	0,182±0,04	0,105±0,02	-	-
7	-	0,181±0,04	0,115±0,02	-	-
8	-	0,196±0,04	-	-	-
9	0,215±0,04	0,156±0,04	0,128±0,03	-	-
10	0,245±0,06	-	0,109±0,02	-	-
11	-	0,159±0,04	0,111±0,03	-	-
12	0,268±0,04	0,173±0,04	0,126±0,03	-	-
13	0,265±0,05	0,173±0,04	0,123±0,03		
14	0,262±0,05	0,170±0,04	0,120±0,03		
15	0,260±0,05	0,168±0,04	0,119±0,03		
16	0,259±0,05	0,167±0,04	0,117±0,03		
17	0,257±0,05	0,164±0,04	0,115±0,03		
18	0,256±0,05	0,162±0,04	0,114±0,03		
19	0,254±0,05	0,160±0,04	0,113±0,03		
20	0,253±0,05	0,159±0,04	0,113±0,03		

Як видно з табл. 3, випал вермикулітового концентрату природної вологості без попередньої обробки при температурах 850 і 900 °С дав змогу отримати спучений вермикуліт з насипною щільністю 0,106 г/см³. При проведенні випалу цієї ж сировини при температурі 250 °С без хімічної обробки був отриманий продукт з низьким ступенем спучення (насипна щільність становила 0,370 г/см³). Підвищення тривалості термообробки (144 год) для проб при температурі 250 °С також не призвело до отримання

оптимального результату – щільність становила 0,267 г/см³. Підвищення температури випалу до 400 °С у всіх випадках призводило до зниження насипної щільності, що ще раз підтвердило, що другий ендоефект в оброблених хімічними розчинами гідролюд належить до 400 °С. Отримані результати добре узгоджуються з даними [10]. Ефект зниження насипної щільності вермикуліту виявлений за умови природного недосушування (5–7 % вологості) після промивання дистильованою водою обробленого KNO₃ концентрату.

Сушка проводилася при температурі 25 °С протягом 1 доби. При підвищенні температури сушіння до 50–100 °С відзначався негативний ефект при подальшому спученні, пересушені проби показали величину насипної щільності на

30–35 % вище. Кип'ятіння в розчинах різних концентрацій теж не поліпшило об'ємних характеристик випаленого продукту. Витримка в розчинах при 95 °С з покроковим збільшенням часу істотних результатів не дала.

Таблиця 4

Залежність коефіцієнта теплопровідності від температури випалу

Номер проби	Коефіцієнт теплопровідності, Вт/м·К, після випалу при температурі, °С		
	400	850	900
1	-	0,079	0,063
2	0,088	0,063	0,054
3	0,047	-	-
4	0,048	-	-
5	0,044	-	-
6	0,045	-	-
7	0,032	-	-
8	0,032	-	-
9	0,037	-	-
10	0,047	-	-
11	0,048	-	-
12	0,050	-	-
13	0,049	-	-
14	0,048	-	-
15	0,048	-	-
16	0,048	-	-
17	0,049	-	-
18	0,048	-	-
19	0,047	-	-
20	0,046	-	-

Згідно з даними табл. 4 найкращу теплопровідність показали проби 3, 4, 7 і 9. Проби 3 і 4 – це проби, які пройшли насичення дистильованою водою протягом 24 і 72 год, а проби 7 і 9 – витримані в тримолярному розчині KNO_3 при 20 °С протягом 1 і 3 діб відповідно. Експеримент показав, що додатковий час витримки у воді не вплинув на значення одержуваної щільності та коефіцієнта теплопровідності. Отже, доведено, що випал можна проводити при температурі 400 °С, а не при 850–900 °С. Збільшення часу витримки в розчинах KNO_3 (до 144 год) не зробило

позитивного впливу на кінцевий результат. Однак при однакових показниках щільності теплопровідність цих проб значно відрізняється. Оптимальні результати показала проба 7 (0,032 Вт/(м · К)), витримана в 3М розчині KNO_3 при 20 °С протягом 24 год. Дещо гірші показники у проби 9 (0,037 Вт/(м · К)), яку витримували в 1М розчині KNO_3 при 20 °С протягом 3 діб. Обробка дистильованою водою не настільки ефективна порівняно з витримкою у розчині нітрату калію.

Для визначення економічної доцільності запропонованого способу

підготовки сировини порівняємо витрати тепла на отримання 300 кг за годину спученого вермикуліту при температурах 900 та 400 °С.

Витрати тепла на отримання спученого вермикуліту без попередньої обробки при температурі 900 °С.

1. Сушка 354 кг вермикуліту (54 кг води при 15 % вологості вихідної сировини):

$$Q_1 = m \cdot c, \quad (1)$$

де m – кількість випаровуваної води;

c – витрата енергії на 1 кг випаровуваної води (3800 кДж).

$$Q_1 = 54 \text{ кг} \cdot 3800 \text{ кДж / кг} = 205\,200 \text{ кДж}.$$

2. Нагрівання сухого матеріалу масою $m = 300$ кг до температури $\Delta t = 900$ °С:

$$Q_2 = c_1 \cdot m \cdot \Delta t, \quad (2)$$

де c_1 – питома теплоємність сухого вермикуліту.

$$Q_2 = 300 \text{ кг} \cdot 1,05 \text{ кДж/кг} \cdot \text{°С} \cdot 900 \text{ °С} = 283\,500 \text{ кДж}.$$

3. Втрати з повітрям (300 м³/год або 387 кг/год) при температурі 900 °С:

$$Q_3 = c_2 \cdot m \cdot \Delta t, \quad (3)$$

де c_2 – питома теплоємність повітря.

$$Q_3 = 387 \text{ кг} \cdot 1,3 \text{ кДж/кг} \cdot \text{°С} \cdot 900 \text{ °С} = 402\,489 \text{ кДж}.$$

4. Втрати через корпус теплового агрегату ($S = 40$ м², середня різниця між температурою корпусу і повітря на відстані 1,5 м дорівнює 45 °С):

$$Q_4 = \lambda \cdot s \cdot \Delta t, \quad (4)$$

де λ – кількість випромінюваного тепла з 1 м² поверхні печі при нагріванні на 1 °С;

s – площа поверхні, м².

$$Q_4 = 15 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°С} \cdot 40 \text{ м}^2 \cdot 45 \text{ °С} \cdot 3600 \text{ с} = 97\,200 \text{ кДж}.$$

5. Витрати на дегідратацію кристалізаційної води і спучування $Q_{\text{хім}}$.

Ці витрати не розраховувалися, тому що при різних режимах отримання спученого вермикуліту вони збігаються (за даними термографії).

6. Загальні витрати:

$$Q_{1 \text{ заг}} = Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4 + Q_{\text{хім}}. \quad (5)$$

$$Q_{1 \text{ заг}} = (205\,200 + 283\,500 + 402\,489 + 97\,200 + Q_{\text{хім}}) \text{ кДж} = (988\,389 + Q_{\text{хім}}) \text{ кДж}.$$

За формулами (1) – (5) проводимо розрахунок витрати тепла на отримання спученого вермикуліту з попередньою обробкою при температурі 400 °С.

1. Сушка 450 кг (150 кг води при 33 % вологості хімічно обробленої сировини):

$$Q_1 = 150 \text{ кг} \cdot 3800 \text{ кДж / кг} = 573\,800 \text{ кДж}.$$

2. Нагрівання сухого матеріалу (300 кг) на 400 °С:

$$Q_2 = 300 \text{ кг} \cdot 1,05 \text{ кДж / кг} \cdot \text{°С} \cdot 400 \text{ °С} = 126\,000 \text{ кДж}.$$

3. Втрати з повітрям (300 м³ / год або 387 кг) при температурі 300 °С:

$$Q_3 = 387 \text{ кг} \cdot 1,3 \text{ кДж / кг} \cdot \text{°С} \cdot 300 \text{ °С} = 150\,930 \text{ кДж}.$$

4. Втрати через корпус теплового агрегату ($S = 40$ м², середня різниця між температурою корпусу і повітря 20 °С):

$$Q_4 = 15 \text{ Вт / м}^2 \cdot \text{°С} \cdot 40 \text{ м}^2 \cdot 20 \text{ °С} \cdot 3600 \text{ с} = 43\,200 \text{ кДж}.$$

5. $Q_{\text{хім}}$ як і в попередньому не розраховувалося.

6. Загальні витрати становили:

$$Q_{2 \text{ заг}} = (573\,800 + 126\,000 + 150\,930 + 43\,200 + Q_{\text{хім}}) \text{ кДж} = (893\,930 + Q_{\text{хім}}) \text{ кДж}.$$

Енергозбереження становить різницю між Q_1 заг і Q_2 заг

$$\Delta Q = Q_1 \text{ заг} - Q_2 \text{ заг} = 94459 \text{ кДж.}$$

Висновки. У результаті проведених досліджень установлена можливість отримання низьковипаленого вермикуліту за рахунок попередньої обробки розчином солі калію. Показано, що обробка вермикулітової сировини 3М розчином KNO_3 дала змогу більше ніж удвічі знизити температуру випалу (з 900 до 400 °С) при збереженні основних фізико-механічних характеристик спучених матеріалів –

насипної щільності 0,105 г/см³ та коефіцієнта теплопровідності 0,032 Вт/(м · К). Використання такого вермикуліту як наповнювача бетонів є фактором, що значно підвищує енергоефективність використовуваних конструкцій за рахунок значного зниження температури випалу, поліпшення теплотехнічних показників, а також дає змогу значно зменшити вагу споруд. Відповідно зменшені тиск на ґрунт і вага будівель у цілому дає змогу економити будівельні матеріали, здешевлюючи будівництво будівель і споруд.

Список використаних джерел

1. Silva F. M. N., Silva E. L., Anjos I. F., Fontgalland G., Rodrigues M. G. F. Characterization of Natural Clay Vermiculite, Expanded by Indirect Method for Energy and Microwave. *Materials Science Forum*. 2015. Vol. 820. P. 36–39. URL: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.820.36> (last access: 15.02.2019).
2. Alaa M. Rashad. Vermiculite as a construction material – A short guide for Civil Engineer. *Construction and Building Materials*. 2016. Vol. 125. P. 53–62. URL: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.08.019> (last access: 15.02.2019).
3. Zhang X., Jin W., Lv Y., Zhang H., Zhou W., Ding F. Preparation and characterization of mortar mixes containing organic acid/expanded vermiculite composite PCM. *Functional materials*. 2017. Vol. 24 (3). P. 481–489. URL: <https://doi.org/10.15407/fm24.03.481> (last access: 15.02.2019).
4. Kim HungMo, Hong JieLee, Michael Yong JingLiu, Tung-ChaiLing. Incorporation of expanded vermiculite lightweight aggregate in cement mortar. *Construction and Building Materials*. 2018. Vol. 179. P. 302–306. URL: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.05.219> (last access: 15.02.2019).
5. Брег У. Л., Кларигбулл Г. Ф. Структура минералов. Москва: Мир, 1967. 390 с.
6. Tong Jiang Peng, Hong Juan Sun, Hai Feng Liu. Application Mineralogy Characteristics of the Industrial Vermiculite from Different Mines in China. *Advanced Materials Research*. 2011. Vol. 178. P. 53-58. URL: <https://www.scientific.net/AMR.178.53> (last access: 15.02.2019).
7. Jin L., Dai B. Preparation and Properties of Zno/Vermiculite Composite Particles. *Advanced Materials Research*. 2012. Vols. 455-456. P. 265–270. URL: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.455-456.265> (last access: 15.02.2019).
8. Deng Y., Li J., Nian H. Expanded Vermiculite: A Promising Natural Encapsulation Material of LiNO_3 , NaNO_3 , and KNO_3 Phase Change Materials for Medium-Temperature Thermal Energy Storage. *Advanced Engineering Materials* [Internet]. Wiley; 2018 Apr 23; 1800135. URL: <http://dx.doi.org/10.1002/adem.201800135> (last access: 15.02.2019).
9. ДСТУ Б В.2.7-280:2011 Вермикуліт спучений. Технічні умови (ГОСТ 12865-67, MOD). Чинний від 2012-12-01. Київ : Мінрегіон України, 2012. 8 с.

10. Атинян А. О. Оптимизация процесса вспучивания вермикулита и исследование его изменений методом комплексного дифференциально-термического анализа. *Науковий вісник будівництва*. Харків: ХНУБА ХОТВ АБУ, 2010. Вип. 57. С. 280–283.

Атинян Армен Овікович, канд. техн. наук, доцент кафедри технології будівельного виробництва і будівельних матеріалів Харківського національного університету міського господарства імені О. М. Бекетова.

Тел.: (057) 707-31-10. E-mail: armen.atnyan@kname.edu.ua.

Буханова Катерина Сергіївна, аспірант Харківського національного університету міського господарства імені О. М. Бекетова. Тел.: (057) 707-31-10. E-mail: kateryna.bukhanova@kname.edu.ua.

Трикоз Людмила Вікторівна, д-р техн. наук, професор кафедри будівельних матеріалів, конструкцій та споруд Українського державного університету залізничного транспорту. Тел. (057)730-10-68. E-mail: lvtrikoz@ukr.net ORCID 0000-0002-8531-7546.

Камчатна Світлана Миколиівна, канд. техн. наук, доцент кафедри вишукувань та проектування шляхів сполучення, геодезії та землеустрою Українського державного університету залізничного транспорту.

Тел. (057)730-10-68. E-mail: kamchatnayasn@gmail.com, ORCID 0000-0001-5711-4146.

Пустовойтова Оксана Михайлівна, канд. техн. наук, доцент кафедри будівельних конструкцій Харківського національного університету міського господарства імені О. М. Бекетова. Тел.: (057) 707-31-10.

E-mail: oksana_pustov@ukr.net, ORCID 0000-0003-4078-4834.

Atynian Armen, PhD (Tech.), Associate Professor, Construction Technology and Building Materials Department, O.M.Beketov National University of Urban Economy. Tel. (057) 707-31-10. E-mail: armen.atnyan@kname.edu.ua.

Bukhanova Kateryna, postgraduate student, O.M. Beketov National University of Urban Economy.

Tel. (057) 707-31-10. E-mail: kateryna.bukhanova@kname.edu.ua.

Trykoz Liudmyla, D. Sc. (Tech.), Professor, Building Materials and Structures Department, Ukrainian State University of Railway Transport. Tel. (057)730-10-68. E-mail: lvtrikoz@ukr.net ORCID 0000-0002-8531-7546.

Kamchatnaya Svitlana, PhD (Tech.), Associate Professor, Location and Design of Railroad, Geodesy and Land Management Department, Ukrainian State University of Railway Transport. Tel. (057)730-10-68.

E-mail: kamchatnayasn@gmail.com.

Pustovoitova Oksana, PhD (Tech.), Associate Professor, Building Construction Department, O. M. Beketov National University of Urban Economy. Tel. (057) 707-31-10. E-mail: oksana_pustov@ukr.net.

Статтю прийнято 04.03.2019 р.

**ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ УКРАЇНСЬКОГО
ДЕРЖАВНОГО УНІВЕРСИТЕТУ ЗАЛІЗНИЧНОГО
ТРАНСПОРТУ**

**COLLECTION OF SCIENTIFIC WORKS OF THE
UKRAINIAN STATE UNIVERSITY OF RAILWAY
TRANSPORT**

Випуск 183

«Збірник наукових праць УкрДУЗТ» включено до списку друкованих (електронних) періодичних видань, що включаються до Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук (Наказ МОН України від 21.12.2015 р. № 1328 (додаток 8)).

Статті друкуються в авторській редакції мовою оригіналу.
Всі статті пройшли подвійне сліпе наукове рецензування.

Відповідальний за випуск Новікова М.А.

Редактори Буранова Н. В., Еткало О. О.

КВ № 21515 - 11415ПР від 27.07.2015 р. Підписано до друку 05.03.2019 р.
Формат паперу А4. Папір писальний.
Умовн.друк. арк. 9,25. Тираж 57. Замовлення № .

Видавець Український державний університет залізничного транспорту,
61050, Харків-50, майдан Фейєрбаха,7.
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 6100 від 21.03.2018р.