

ЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ ТА КОМПЛЕКСИ

ENERGY SYSTEMS AND COMPLEXES

УДК 621.316.925

DOI 10.20535/1813-5420.1.2026.353548

О.С. Яндульський¹, д-р. техн. наук, проф., ORCID 0000-0002-0362-7947

Ю.В. Хлистов¹, аспірант, ORCID 0009-0006-2694-1783

¹Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

ОСОБЛИВОСТІ ФУНКЦІОНУВАННЯ СТРУМОВОГО ЗАХИСТУ В РОЗПОДІЛЬНИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ МЕРЕЖАХ З РОЗОСЕРЕДЖЕНОЮ ГЕНЕРАЦІЄЮ

Сучасний етап розвитку розподільних електричних мереж (РЕМ) спрямований на впровадження інтелектуальних технологій для реалізації режимів реального часу та безперешкодної інтеграції відновлюваних джерел енергії. Зростання частки розосередженої генерації (РГ) змінює умови функціонування релейного захисту. Оскільки мережі низької та середньої напруги безпосередньо визначають надійність енергопостачання споживачів України, виникає потреба у детальному моделюванні та обґрунтуванні нових підходів до захисту мереж із РГ.

У статті представлено результати комплексного дослідження впливу потужності джерел розподіленої генерації на основні параметри роботи електричної мережі: рівень струмів короткого замикання та ефективність максимального струмового захисту (МСЗ).

Стаття є продовженням попередніх досліджень, де було встановлено, що місце розташування РГ має значний вплив на мінімізацію частки струму від центральної енергосистеми та, як наслідок, на критичне зниження чутливості резервного захисту базового фідера.

У статті зосереджено увагу на кількісній оцінці впливу потужності РГ на функціонування захисту. Встановлено, що залежність струму к.з. від потужності РГ має гіперболічний характер, а найбільш значний вплив спостерігається у діапазоні потужностей до 20 МВт. Дослідження кількісно підтверджує, що, хоча РГ і призводить до зростання коефіцієнта чутливості к_ч основного МСЗ, вона критично знижує чутливість резервного захисту (зменшення к_ч до 0,89 при потужності РГ 20 МВт та довжині лінії 10 км). Аналіз результатів дослідження показує необхідність переходу до адаптивних схем релейного захисту в умовах активного впровадження РГ для надійності функціонування максимального струмового захисту розподільних мереж.

Ключові слова: *максимальний струмовий захист, чутливість релейного захисту, розподільні мережі, розосереджена генерація.*

Вступ

Інтеграція джерел розосередженої генерації (РГ) в існуючі електричні мережі середньої та низької напруги є однією з ключових тенденцій розвитку електроенергетики. Ця трансформація, що перетворює традиційно пасивні розподільні мережі на активно-адаптивні системи, створює низку нових викликів, особливо у сфері надійності та функціонування релейного захисту [1].

Одним із найбільш критичних наслідків є зміна рівнів та напрямків струмів короткого замикання (СКЗ), оскільки РГ стає додатковим джерелом струму в аварійних режимах. Ці зміни безпосередньо впливають на розрахункові уставки традиційного максимального струмового захисту (МСЗ) та на його ефективність і вимагають нових підходів до його реалізації [2].

У статті [3] було виконано аналіз впливу місця підключення РГ на функціонування струмового захисту лінії. Було встановлено, що максимальне зниження частки струму від центральної енергосистеми відбувається у випадках, коли точка підключення РГ розташована посередині основної лінії живлення. Це призводить до критичного зменшення чутливості резервного захисту, ставлячи під сумнів його надійність в аварійних режимах.

Однак, для повноцінного розуміння проблеми та обґрунтування необхідності переходу до більш досконалих систем захисту, необхідний комплексний кількісний аналіз впливу потужності РГ на зміну рівня СКЗ та надійність спрацювання захисту в зонах основного та дальнього резервування.

Для гарантування надійної роботи енергосистеми необхідно здійснювати безперервний моніторинг усіх елементів системи захисту та оперативно вносити зміни до їх налаштувань адаптивно до умов роботи [4, 5].

Мета та завдання дослідження

Метою даної роботи є проведення комплексного дослідження впливу потужності РГ на внесок у струм к.з. від центральної енергосистеми та коефіцієнт чутливості МСЗ для зон основного та дальнього резервування. Результати моделювання дозволяють сформулювати практичні рекомендації щодо впливу РГ на надійність захисту.

Матеріал та результати досліджень

Зміни в значеннях та напрямках струмів короткого замикання, які спричинені підключенням джерел РГ, необхідно враховувати при проектуванні та експлуатації систем релейного захисту. Традиційно в розподільних електричних мережах як основні та резервні широко використовуються двоступеневі струмові захисти. Для дослідження впливу точки підключення та потужності джерела РГ на величину струмів короткого замикання в різних точках мережі, застосований фрагмент електричної мережі показаний на рисунку 1.

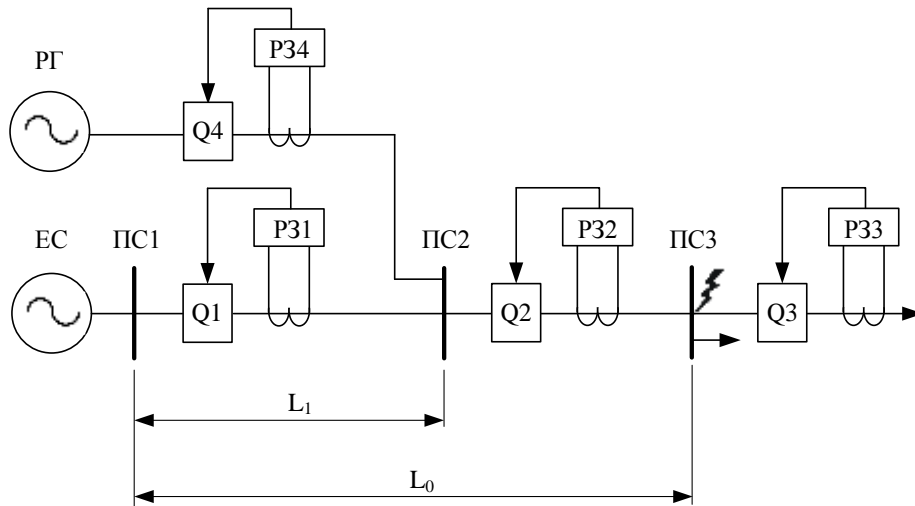


Рисунок 1 – Досліджуваний фрагмент РЕМ

Для аналізу впливу точки підключення РГ на величину струму короткого замикання вибрано приєднання (базова лінія) від живлячої підстанції PC1 до кінцевої підстанції PC3, де на відстані L_1 підключено джерело РГ, а на шинах підстанції PC3 зімітовано трифазне коротке замикання.

Відносний параметр віддалення РГ від підстанції PC1 буде визначатися виразом:

$$L = \frac{L_1}{L_0}, \tag{1}$$

Складемо еквівалентну однофазну схему заміщення фрагменту РЕМ для розрахунку струмів короткого замикання, яка зображена на рисунку 2.

На схемі (рисунок 2) позначено: $U_{ЕС}$ та $U_{РГ}$ – електрорушійні сили джерел енергосистеми та розосередженої генерації відповідно, $Z_{ЕС}$ та $Z_{РГ}$ – внутрішні опори енергосистеми та РГ відповідно, Z_L – повний опір живлячої лінії. Прийmemo $U_{РГ} = U_{ЕС} = U_{ЕКВ}$.

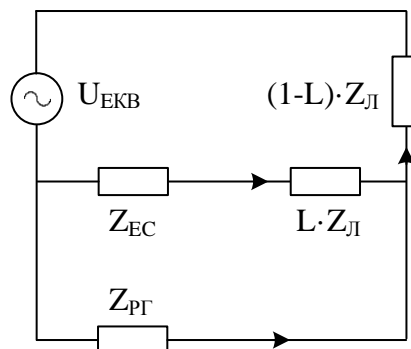


Рисунок 2 – Схема заміщення фрагменту РЕМ

Величина струму к.з. від підстанції ПС1 до підстанції ПС2 (внесок енергосистеми в струм к.з.) буде визначатися виразом:

$$I_{к1} = \frac{U_{ЕКВ} \cdot Z_{РГ}}{\sqrt{3} \cdot ((Z_{Л} \cdot Z_{РГ} + Z_{ЕС} \cdot Z_{РГ} + Z_{ЕС} \cdot Z_{Л}) + L \cdot Z_{Л} (Z_{Л} - Z_{ЕС}) - L^2 \cdot Z_{Л}^2)} \quad (2)$$

На струм $I_{к1}$ повинен реагувати другий ступінь двоступеневого струмового захисту (максимальний струмовий захист) підстанції ПС1, який резервує можливу відмову захисту підстанції ПС2 у випадку короткого замикання на шинах підстанції ПС3. Максимальний струмовий захист підстанції ПС1 не спрацьовує, якщо його уставка спрацювання перевищує величину частки струму від енергосистеми в струмі короткого замикання, тобто, коли коефіцієнт чутливості струмового захисту критично зменшується. Розосереджена генерація має максимальний вплив на струм трифазного короткого замикання у випадку, коли частка струму від енергосистеми є мінімальною [3].

Наведемо приклад розрахунку струму к.з. від енергосистеми для наступних початкових умов мережі: базова лінія 10 кВ, тип АС-95, довжина $L_0 = 10$ км ($Z_{Л} = 4,81$ Ом), $Z_{ЕС} = 0,211$ Ом, $Z_{РГ} = 3 / 1,5 / 0,84 / 0,75$ Ом ($P_{РГ} = 5 / 10 / 17,8 / 20$ МВт), потужність навантаження на шинах ПС3 $S_H = 5$ МВА.

Результати розрахунку струмів к.з. від енергосистеми в залежності від потужності та точки підключення РГ представлені в таблиці 1 та на рисунку 3.

Таблиця 1 – Розрахунок струмів короткого замикання

L, в.о.	P _{РГ} , МВт	I _{к1} , А	P _{РГ} , МВт	I _{к1} , А	P _{РГ} , МВт	I _{к1} , А	P _{РГ} , МВт	I _{к1} , А	P _{РГ} , МВт	I _{к1} , А
0	5	1078	10	1014	17,8	928	20	907	30	820
0,1		960		824		673		641		525
0,3		840		662		496		464		358
0,5		812		627		462		431		328
0,8		914		758		598		565		450
1		1151		1151		1151		1151		1151

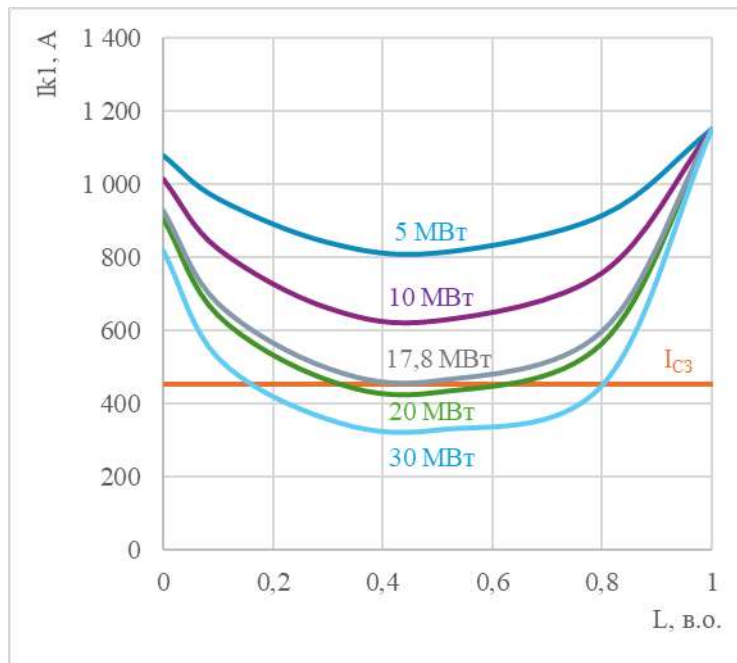


Рисунок 3 – Графік залежності струму к.з. від точки підключення та потужності РГ

Проведений аналіз графіка (рисунок 3) показує, що найбільше зниження чутливості резервного струмового захисту відбувається у випадках, коли точка підключення РГ розташована посередині основної лінії живлення навантаження, незалежно від загальної потужності джерела розосередженої генерації.

Для визначення зони спрацювання захисту розрахуємо струм спрацювання МСЗ. Цей струм визначається за відомою формулою [6] на основі максимального робочого струму лінії з урахуванням необхідних коефіцієнтів запасу для запобігання хибному спрацюванню в нормальних та аварійних режимах:

$$I_{CЗ} = \frac{k_H \cdot k_{CЗ}}{k_{П}} \cdot I_{роб.макс.} = \frac{1,1 \cdot 1,3}{0,96} \cdot 310 = 462 \text{ A}, \quad (3)$$

де $k_H = 1,1$ - коефіцієнт надійності захисту; $k_{CЗ} = 1,3$ - коефіцієнт самозапуску навантаження; $k_{П} = 0,96$ - коефіцієнт повернення захисту; $I_{роб.макс.} = 310 \text{ A}$ - за максимальний робочий струм приймаємо максимально допустимий робочий струм базової лінії (АС-95).

На графіку (рисунок 3) цей струм спрацювання представлений у вигляді горизонтальної прямої $I_{CЗ}$, яка відповідає струму к.з. базової лінії, на який повинен реагувати резервний захист базової лінії при к.з. на шинах ПСЗ.

Із графіка (рисунок 3) випливає практичний висновок: наприклад, для потужності РГ в 20 МВт точка її підключення до базової лінії повинна лежати поза зоною $0,35 \div 0,65$ довжини базової лінії (10 км), тобто для заданого прикладу зона нечутливості резервного захисту складає $3,5 \div 6,5$ км. При підключенні РГ в цій зоні резервний захист не спрацює. Якщо потужність РГ не перевищує 17,8 МВт, то точка підключення РГ не впливає на функціонування релейного захисту базової лінії при заданих параметрах мережі. Точка підключення РГ потужністю до 17,8 МВт посередині базової лінії веде до зменшення внеску в струм к.з. від енергосистеми та, як наслідок, до зменшення коефіцієнта чутливості резервного захисту. Але це зменшення не є критичним: резервний захист лінії, якщо виникнуть необхідні умови, спрацює правильно та селективно. Для заданого прикладу потужність РГ в 17,8 МВт є граничною для ймовірного спрацювання або неспрацювання захисту.

Для дослідження впливу потужності РГ на струми к.з. було проведено імітаційне моделювання тестового фрагменту мережі. Параметри ліній були підібрані таким чином, щоб забезпечити максимально можливий вплив розподіленої генерації на струм короткого замикання. Моделювання передбачало послідовне збільшення потужності РГ від 1 до 60 МВт.

На рисунку 4 наведена модель в програмному середовищі MATLAB для дослідження залежності струмів к.з. від потужності РГ (сонячна електростанція - СЕС) та довжини базової лінії.

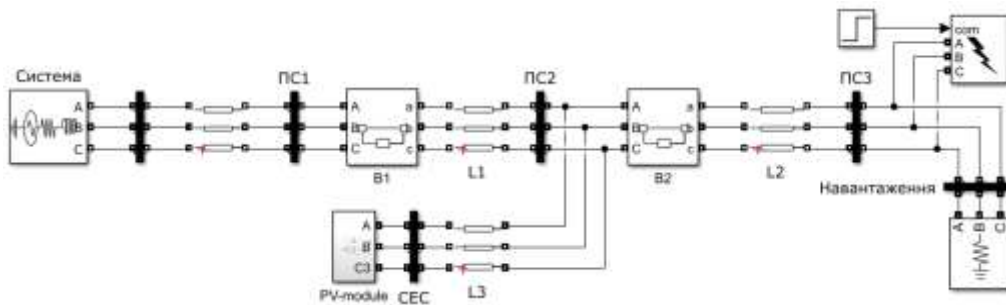


Рисунок 4 – Модель для дослідження залежності струмів к.з. від потужності РГ та довжини базової лінії

У таблиці 2 представлено отримані в результаті моделювання окремі найбільш характерні значення струмів к.з. для різних потужностей РГ та різних довжин довжин базової лінії. Струми визначались для найбільш небезпечного випадку підключення РГ до середини базової лінії, при якому мав місце мінімальний внесок струму від системи в загальний струм к.з.

Кількісні оцінки таблиці 2 демонструють складну взаємодію: при збільшенні потужності РГ загальний струм к.з. змінюється нелінійно, що є прямим наслідком зміни фазних кутів та опорів у ланцюзі з РГ. Це ускладнює прогнозування струму к.з. та вимагає точних розрахунків для кожного конкретного випадку.

Графіки (рисунок 5) описують характер зміни струмів к.з. в залежності від потужності РГ при постійних параметрах системи і довжині базової лінії 10 км. Ця залежність має гіперболічний характер, вплив потужності РГ на струм к.з. є нелінійним. Найбільший вплив на струм к.з. чинить зміна потужності РГ у діапазоні до 20 МВт.

Якщо локальна генерація значно менша за потужність центральної енергосистеми, то зміна потужності РГ виявляється більш вагомим для внеску енергосистеми в струм к.з., що підкреслює необхідність точного моделювання саме в діапазоні малої та середньої РГ (до 20 МВт).

Таблиця 2 - Струми короткого замикання в залежності від потужності РГ та довжини базової лінії

Р _{РГ} , МВт	L ₀ , км	I _{к1} , А	I _{к2} , А	I _{к3} , А	L ₀ , км	I _{к1} , А	I _{к2} , А	I _{к3} , А
0	5	2 109,06	0,00	2 109,06	10	1 081,96	0,00	1 081,96
1		2 038,60	195,90	2 181,30		1 011,67	184,63	1 155,54
2		1 971,16	378,84	2 254,61		947,70	345,91	1 226,86
3		1 906,74	549,69	2 327,56		889,71	487,11	1 293,53
4		1 845,31	709,31	2 399,19		837,22	611,16	1 354,69
5		1 786,77	858,51	2 468,84		789,68	720,58	1 410,27
10		1 533,79	1 473,91	2 777,86		609,60	1 112,52	1 617,91
20		1 179,29	2 266,49	3 209,55		412,40	1 505,26	1 832,72
30		950,55	2 740,33	3 477,13		309,78	1 696,05	1 937,45
40		793,51	3 050,13	3 653,76		247,59	1 807,39	1 998,31
50		679,90	3 266,78	3 777,53		206,03	1 880,02	2 037,84
60		594,22	3 426,11	3 868,53		176,35	1 931,03	2 065,50
0		20	547,92	0,00		547,92	30	366,83
1	480,14		170,81	620,33	301,95	159,76		436,94
2	424,47		302,00	683,33	253,78	268,55		491,30
3	378,83		404,30	735,26	217,65	345,48		531,43
4	341,17		485,47	777,65	189,96	402,02		561,42
5	309,79		551,02	812,39	168,21	445,00		584,37
10	210,13		747,54	917,93	106,11	561,41		646,60
20	126,48		899,88	999,70	60,58	641,05		688,74
30	90,19		962,58	1 033,02	42,32	671,70		704,77
40	70,03		996,55	1 050,94	32,50	687,86		713,17
50	57,22		1 017,82	1 062,11	26,38	697,84		718,33
60	48,37		1 032,38	1 069,73	22,20	704,61		721,82
0	40		275,71	0,00	275,71	50		220,85
1		213,70	150,12	343,17	161,57		141,52	285,57
2		171,89	241,50	389,88	125,11		219,15	325,80
3		142,86	301,07	421,31	101,40		266,43	350,87
4		121,85	342,38	443,31	85,00		297,78	367,56
5		106,05	372,48	459,37	73,06		319,94	379,34
10		63,91	448,97	499,99	42,68		373,86	407,81
20		35,42	497,67	525,51	23,21		406,64	424,87
30		24,47	515,75	534,88	15,93		418,55	431,00
40		18,69	525,16	539,73	12,12		424,70	434,15
50		15,12	530,93	542,69	9,78		428,45	436,07
60		12,69	534,82	544,69	8,20		430,98	437,36

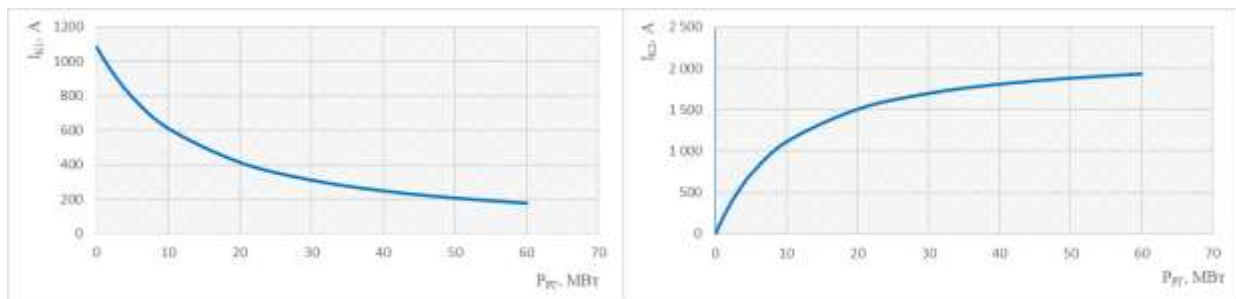


Рисунок 5 – Графіки залежностей струмів к.з. від потужності РГ

Мінімально допустиме значення коефіцієнта чутливості $k_{\text{ч}}$ (відношення мінімального струму к.з. до струму спрацювання захисту) нормує ПУЕ: $k_{\text{ч}} = 1,5$ для основного захисту та $1,2$ для резервного захисту лінії

У таблиці 3 наведено значення коефіцієнтів чутливості резервного струмового захисту базової лінії відповідно до значень струму к.з. ($I_{кз}$) вказаних у таблиці 2 та значення струму спрацювання захисту ($I_{сз} = 462$ А) відповідно вищенаведеного прикладу.

Таблиця 3 - Коефіцієнти чутливості для резервного захисту

Довжина лінії, км	Потужність РГ, МВт										
	0	1	2	3	4	5	10	20	30	40	50
5	4,57	4,41	4,27	4,13	4,00	3,87	3,32	2,55	2,06	1,72	1,47
10	2,34	2,19	2,05	1,93	1,81	1,71	1,32	0,89	0,67	0,54	0,45
20	1,19	1,04	0,92	0,82	0,74	0,67	0,46	0,27	0,20	0,15	0,12
30	0,79	0,65	0,55	0,47	0,41	0,36	0,23	0,13	0,09	0,07	0,06
40	0,60	0,46	0,37	0,31	0,26	0,23	0,14	0,08	0,05	0,04	0,03
50	0,48	0,35	0,27	0,22	0,18	0,16	0,09	0,05	0,03	0,03	0,02

Аналіз кількісних оцінок (таблиця 3) показав, що коефіцієнт чутливості резервного струмового захисту зменшується зі зростанням потужності РГ та збільшенням довжини базової лінії. Для лінії довжиною 5 км коефіцієнт чутливості зменшується від 4,57 до 1,47 при зростанні потужності РГ від 0 до 50 МВт, але перевищує мінімальну норму ПУЕ (1,2), що свідчить про надійне спрацювання резервного захисту лінії. Для лінії довжиною 10 км коефіцієнт чутливості знаходиться в межах норми (більше 1,2) лише при зростанні потужності до 10 МВт. Подальше зростання потужності РГ веде до зменшення коефіцієнта чутливості нижче норми, що свідчить про відмову в спрацюванні резервного захисту. Відмітимо, що коефіцієнт чутливості резервного захисту також знижується зі збільшенням довжини базової лінії. Кількісні оцінки для інших довжин лінії (20-50 км) підтверджують критично неприпустимий характер зниження чутливості при збільшенні потужності РГ.

Таким чином, аналіз чутливості резервного захисту (таблиця 3) виявив негативну тенденцію зменшення коефіцієнту чутливості (менше 1,2) при збільшенні потужності РГ, що є неприпустимим для надійного функціонування резервного захисту. Наприклад, зафіксовано критичне зниження коефіцієнта чутливості резервного захисту базової лінії (довжина 10 км) по відношенню до норми (1,2 – ПУЕ) до 0,74/0,56/0,45/0,38 відповідно до $P_{РГ} = 20/30/40/50$ МВт. Бачимо, що збільшення потужності РГ суттєво впливає на чутливість резервного захисту базової лінії. Відмітимо, що коефіцієнт чутливості знижується зі збільшенням потужності РГ відносно коефіцієнта чутливості захисту мережі без РГ (аналіз для довжини лінії 10 км): від 94% (для потужності РГ 1 МВт), 88% (3 МВт), 73% (5 МВт), 56% (10 МВт), 38% (20 МВт), 29% (30 МВт), 23% (40 МВт) до 19% (50 МВт). Збільшення потужності РГ, з однієї сторони, веде до зниження коефіцієнту чутливості резервного захисту (коефіцієнт чутливості стає меншим норми при потужності більше 20 МВт); з іншої сторони швидкість зниження коефіцієнта чутливості спадає зі збільшенням потужності РГ.

Зниження чутливості захисту свідчить про те, що максимальний струмовий захист не забезпечує функцію дальнього резервування, якщо його уставка спрацювання була розрахована без врахування внеску РГ в струм к.з.

На рисунку 6 наведений графік залежності коефіцієнта чутливості $k_{ч}$ резервного захисту базової лінії від потужності РГ для довжини базової лінії 10 км. Коефіцієнт чутливості знижується при збільшенні потужності РГ. Нормативному значенню $k_{ч} = 1,2$ відповідає потужність РГ в 14 МВт. Збільшення потужності РГ понад 14 МВт веде до критичного зниження $k_{ч}$ традиційної МСЗ.

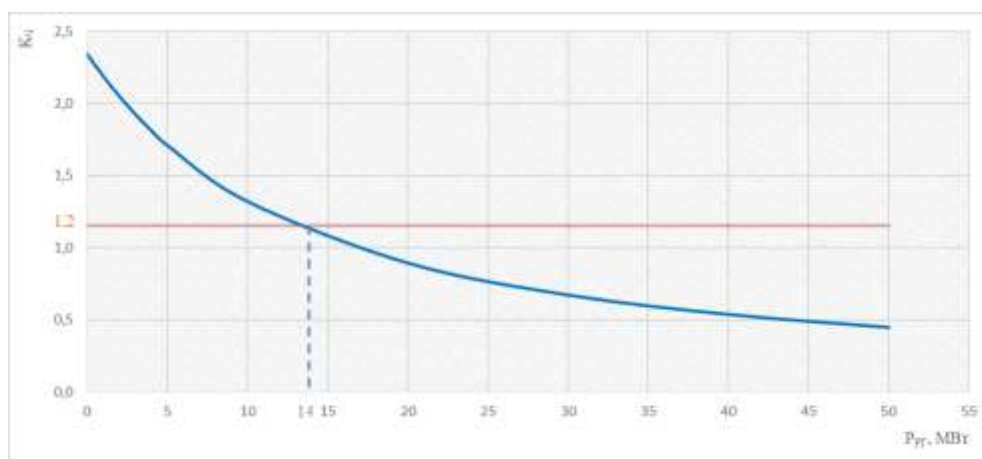


Рисунок 6 – Графік залежності коефіцієнта чутливості РЗ від потужності РГ

У таблиці 4 наведено значення коефіцієнтів чутливості основного струмового захисту ПС2 відповідно до значень струму к.з. ($I_{кз}$) вказаних у таблиці 2 та значення струму спрацювання захисту ($I_{сз} = 462 \text{ A}$) відповідно вищенаведеного прикладу.

Таблиця 4 - Коефіцієнти чутливості для основного захисту

Довжина лінії, км	Потужність РГ, МВт										
	0	1	2	3	4	5	10	20	30	40	50
5	4,57	4,72	4,88	5,04	5,20	5,35	6,02	6,95	7,53	7,91	8,18
10	2,34	2,50	2,66	2,80	2,93	3,05	3,50	3,97	4,20	4,33	4,41
20	1,19	1,34	1,48	1,59	1,68	1,76	1,99	2,16	2,24	2,28	2,30
30	0,79	0,95	1,06	1,15	1,22	1,27	1,40	1,50	1,53	1,54	1,56
40	0,60	0,74	0,84	0,91	0,96	0,99	1,08	1,14	1,16	1,17	1,18
50	0,48	0,62	0,71	0,76	0,80	0,82	0,88	0,92	0,93	0,94	0,94

Оцінка чутливості МСЗ для основної захисної зони (таблиця 4) показала тенденцію до зростання коефіцієнта $k_{ч}$ зі збільшенням потужності РГ та зменшенням довжини базової лінії.

Отримані значення коефіцієнтів чутливості для довжин лінії до 10 км включно перевищують мінімально допустиму норму ПУЕ $k_{ч} = 1,5$, що свідчить про надійне спрацювання основного захисту. При довжині лінії 20/30 км основний захист буде надійно спрацювати при потужності РГ 3/20 МВт і більше, відповідно. Подальше збільшення довжини лінії до 40-50 км викликає зменшення коефіцієнта чутливості основного захисту нижче норми $k_{ч} = 1,5$, оскільки при більш дальньому розташуванні місця пошкодження до джерела живлення сумарний струм к.з. зменшується. І навпаки, зменшення довжини лінії викликає зростання коефіцієнта чутливості основного захисту, оскільки при ближчому розташуванні місця пошкодження до джерела живлення струм к.з. зростає.

Висновки

Розподілена генерація суттєво впливає на чутливість струмового захисту і, як наслідок, на надійність функціонування захисту і розподільної мережі.

Найбільше зниження чутливості резервного струмового захисту відбувається у випадках, коли точка підключення РГ розташована посередині основної лінії живлення навантаження, незалежно від загальної потужності джерела розосередженої генерації. Із результатів дослідження випливає практичний висновок: наприклад, для потужності РГ в 20 МВт точка її підключення до базової лінії повинна лежати поза зоною $0,35 \div 0,65$ довжини базової лінії, тобто для лінії 10 км зона нечутливості резервного захисту складає $3,5 \div 6,5$ км. При підключенні РГ в цій зоні резервний захист не спрацює.

Характер зміни струмів к.з. в залежності від потужності РГ при постійних параметрах мережі має гіперболічний характер, вплив потужності РГ на струм к.з. є нелінійним. Найбільший вплив на струм к.з. чинить зміна потужності РГ у діапазоні до 20 МВт.

Коефіцієнт чутливості резервного струмового захисту зменшується зі зростанням потужності РГ та збільшенням довжини базової лінії. Наприклад, зафіксовано критичне зниження коефіцієнта чутливості резервного захисту базової лінії (довжина 10 км) по відношенню до норми (1,2 – ПУЕ) до $0,74/0,56/0,45/0,38$ відповідно до $P_{РГ} = 20/30/40/50$ МВт. Зниження чутливості захисту свідчить про те, що максимальний струмовий захист не зможе забезпечити функцію дальнього резервування, якщо його уставки спрацювання були розраховані без врахування внеску РГ.

Оцінка чутливості основного струмового захисту показала тенденцію до зростання коефіцієнта $k_{ч}$ зі збільшенням потужності РГ та зменшенням довжини базової лінії.

Аналіз результатів дослідження вимагає нових підходів до реалізації традиційного максимального струмового захисту і показує необхідність переходу до адаптивних схем релейного захисту в умовах активного впровадження в мережі РГ для підвищення надійності функціонування максимального струмового захисту та розподільних мереж в цілому.

Список використаної літератури

1. Кирик В. В. Розподільні електричні мережі напругою 20 кВ та ефективність їх роботи / Б. В. Циганенко, О. С. Яндульський. – К.: НТУУ «КПІ», 2018. – 233 с.
2. Razavi S., Rahimi E., Javadi M. Impact of distributed generation on protection and voltage regulation of distribution systems: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2019. Vol. 105, no.7(37). P. 157-167. URL: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2019.01.050>
3. Yandulskiy O., Khlystov Y. Impact of distributed generation on the functioning of line current protection. *Power Engineering, Economics, Technique, Ecology*. 2025. Vol. 81, no. 3, P. 53-57. URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2025.339754>

4. Baren M., El-Markabi I. Adaptive over current protection for distribution feeders with distributed generators. *IEEE PES Power Systems Conference and Exposition*, 2004. Vol. 2. P. 715-719. URL: <https://doi.org/10.1109/PSCE.2004.1397672>

5. Manditereza P., Bansal R., Renewable distributed generation: The hidden challenges – A review from the protection perspective. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2016. Vol. 58, no.6 (119). P. 1457-1465. URL: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2015.12.276>

6. Кідиба В.П. Релейний захист електроенергетичних систем: Підручник. – Львів: Видавництво Національного університету "Львівська політехніка", 2013. – 533 с

O. Yandulskiy¹, Dr. Sc. (Eng.), Prof, ORCID 0000-0002-0362-7947

Y. Khlystov¹, PhD student, ORCID 0009-0006-2694-1783

¹National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"

FEATURES OF OVERCURRENT PROTECTION PERFORMANCE IN ELECTRICAL DISTRIBUTION NETWORKS WITH DISTRIBUTED GENERATION

The current stage of distribution electrical network (DEN) development is focused on implementing smart technologies for real-time operation and the seamless integration of renewable energy sources. The growing share of distributed generation (DG) alters the operating conditions for relay protection. Since low- and medium-voltage networks directly determine the reliability of power supply to consumers in Ukraine, there is a need for detailed modeling and justification of new approaches to protecting networks with DG.

The article presents the results of a comprehensive study regarding the impact of distributed generation source capacity on the primary operational parameters of the electrical network: short-circuit current levels and the efficiency of overcurrent protection (OCP).

This paper continues previous research, which established that DG placement significantly influences the minimization of the current share from the central power system and, consequently, leads to a critical decrease in the sensitivity of the backup protection of the main feeder.

The article focuses on the quantitative assessment of DG capacity's impact on protection performance. It was established that the dependence of the short-circuit current on DG capacity is hyperbolic, with the most significant impact observed in the capacity range up to 20 MW. The study quantitatively confirms that while DG leads to an increase in the sensitivity coefficient (k_s) of the primary OCP, it critically reduces the sensitivity of the backup protection (decreasing k_s to 0.89 at a DG capacity of 20 MW and a line length of 10 km). Analysis of the research results demonstrates the necessity of transitioning to adaptive relay protection schemes amid the active implementation of DG to ensure the reliable operation of overcurrent protection in distribution networks.

Keywords: overcurrent protection, relay protection sensitivity, distribution networks, distributed generation.

References

1. Kyryk V., Tsyganenko B., Yandulskiy O. Distribution electrical networks with a voltage of 20 kV and the efficiency of their operation. – K.: NTUU "KPI", 2018. – 233 p.

2. Razavi S., Rahimi E., Javadi M. Impact of distributed generation on protection and voltage regulation of distribution systems: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2019. Vol. 105, no.7(37). P. 157-167. URL: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2019.01.050>

3. Yandulskiy O., Khlystov Y. Impact of distributed generation on the functioning of line current protection. *Power Engineering, Economics, Technique, Ecology*. 2025. Vol. 81, no. 3, P. 53-57. URL: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2025.339754>

4. Baren M., El-Markabi I. Adaptive over current protection for distribution feeders with distributed generators. *IEEE PES Power Systems Conference and Exposition*, 2004. Vol. 2. P. 715-719. URL: <https://doi.org/10.1109/PSCE.2004.1397672>

5. Manditereza P., Bansal R., Renewable distributed generation: The hidden challenges – A review from the protection perspective. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2016. Vol. 58, no.6 (119). P. 1457-1465. URL: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2015.12.276>.

6. Kidyba V., Relay Protection of Electric Power Systems: Textbook. – Lviv: Polytechnic National University Publishing House, 2013. – 533 p.

Надійшла: 03.03.2026
Received: 03.03.2026

Прийнята: 20.03.2026
Accepted: 20.03.2026

ОПТИМІЗАЦІЯ РОБОТИ ГІБРИДНОЇ СОНЯЧНОЇ ЕЛЕКТРОСТАНЦІЇ ДЛЯ ПРИВАТНОГО БУДИНКУ У ПРОГРАМНОМУ СЕРЕДОВИЩІ PVSYST

Гібридні сонячні електростанції (СЕС) відіграють важливу роль у підвищенні енергетичної автономності приватних домогосподарств України, особливо за умов нестабільного електропостачання. Важливим завданням є визначення оптимальних параметрів системи, що забезпечують максимальний виробіток електроенергії та мінімальні експлуатаційні втрати. Попри наявність досліджень у сфері PV-систем, комплексна оптимізація гібридних СЕС з урахуванням типу модулів, кута нахилу та забруднення поверхні (soiling) для умов помірного клімату України висвітлена недостатньо.

Метою дослідження є визначення оптимальної конфігурації гібридної СЕС для приватного будинку в м. Чернівці шляхом порівняння технологій фотоелектричних модулів, аналізу впливу кута нахилу панелей та оцінки експлуатаційних втрат.

Моделювання виконано в PVSyst 8.0.18 із використанням даних Meteororm. Розглянуто три групи сценаріїв: порівняння монокристалічних і полікристалічних модулів; робота системи при кутах нахилу 30°, 35° і 40°; вплив рівня забруднення 1–3 %. Використано ключові показники ефективності PV-систем — питому генерацію, коефіцієнт продуктивності (PR) та собівартість електроенергії (LCOE).

За результатами дослідження встановлено, що найкращі показники забезпечують монокристалічні модулі Longi LR7-72НТН-610М під кутом 40°, що дає річний виробіток 13 317 кВт·год, питому генерацію 1213 кВт·год/кВт на рік та PR ≈ 85 %. Підвищення рівня забруднення до 3 % знижує генерацію на ≈1.5 % та збільшує LCOE, що підтверджує важливість регулярного очищення поверхні модулів.

Отримані результати можуть бути використані для підвищення ефективності приватних СЕС та оптимізації конфігурації гібридних систем. Перспективи подальших досліджень включають врахування деградації модулів і сезонної зміни навантаження.

Ключові слова: гібридна сонячна електростанція, програмне середовище PVSyst, оптимізація роботи, кут нахилу, рівень забруднення поверхні.

Вступ: Сонячна енергетика поступово стає одним із найперспективніших напрямів розвитку енергетичної інфраструктури України, особливо в умовах зростання нестабільності централізованого електропостачання. Як зазначається у дослідженні, присвяченому світовим тенденціям розвитку відновлюваних джерел енергії та їх ролі у відновленні економіки України [1], зелена енергетика є безумовним світовим трендом найближчих десятиліть, а диверсифікація енергопостачання на основі відновлюваних джерел енергії, розглядається як один із ключових чинників підвищення енергетичної безпеки.

Для приватних домогосподарств підвищення рівня енергетичної автономності набуває особливої актуальності, оскільки відсутність резервних джерел живлення ускладнює забезпечення роботи основних побутових навантажень під час аварійних або планових відключень електроенергії. Це зумовлює необхідність застосування рішень, здатних забезпечувати споживача електроенергією навіть за умов тривалих перерв у роботі мережі.

Одним із таких рішень є гібридні сонячні електростанції, що поєднують можливості генерації, накопичення енергії та автономної роботи. Ефективність таких систем визначається сукупністю технічних та експлуатаційних факторів: вибором технології фотоелектричних модулів, їх орієнтацією, кутом встановлення, температурним режимом роботи та впливом забруднення поверхні, яке може суттєво зменшувати реальну генерацію. Дослідження впливу температури на деградацію та ефективність сонячних панелей показують, що підвищення температури поверхні понад 50–55 °C призводить до зниження вихідної потужності та прискорення деградаційних процесів, що необхідно враховувати під час моделювання гібридних СЕС [2].

Аналіз режимів роботи сонячних електростанцій свідчить про значну варіативність графіків генерації та високі швидкості зміни потужності, які в окремі періоди можуть перевищувати 80 % від максимального значення за хвилину [3]. Така динаміка створює додаткові небаланси та ускладнює

забезпечення стабільного енергопостачання без застосування систем накопичення енергії відповідної ємності. Це особливо актуально для гібридних систем приватних домогосподарств, де необхідно поєднати автономність із економічною доцільністю встановлення акумуляторних батарей.

У наукових працях, присвячених впровадженню СЕС у локальних системах енергозабезпечення, підкреслюється необхідність обґрунтованого вибору конфігурації фотоелектричних масивів, застосування систем накопичення та сучасних засобів керування для підвищення ефективності їх функціонування [4]. У систематичних оглядах оптимізації фотоелектричних систем відзначається зростання уваги до моделей, що поєднують класичні інженерні підходи та алгоритмічні методи для підвищення продуктивності, надійності та економічної ефективності PV-конфігурацій [5]. У міжнародних прикладних дослідженнях із використанням програмного середовища PVsyst особливу увагу приділено оптимізації кута нахилу та азимутальної орієнтації модулів, а також застосуванню кліматичних даних типового метеорологічного року (ТМУ) для підвищення точності прогнозування річного виробітку [6].

Зокрема, у дослідженні, присвяченому оптимізації сонячної електростанції для університетського об'єкта в Йорданії, виконано детальний аналіз впливу кута нахилу та азимутальної орієнтації на річну генерацію, коефіцієнт продуктивності та економічні показники системи [6]. Отримані результати підтверджують, що адаптація параметрів системи до локальних кліматичних характеристик дозволяє підвищити енергетичну ефективність і забезпечити економічну доцільність впровадження PV-рішень.

Разом із тим, попри значну кількість досліджень, більшість із них орієнтовані на мережеві або інституційні об'єкти середньої та великої потужності. Для приватних домогосподарств України все ще бракує практично орієнтованих досліджень, які б комплексно враховували поєднану дію кліматичних умов регіону, вибір технології модулів, оптимізацію кута нахилу та вплив експлуатаційних факторів у межах гібридної системи.

Метою дослідження є визначення оптимальної конфігурації гібридної сонячної електростанції для приватного будинку в м. Чернівці шляхом порівняння типів фотоелектричних модулів, аналізу впливу кута нахилу на енергетичні показники та оцінки втрат від забруднення поверхні модулів.

Матеріал і результати дослідження

Дослідження проведено із використанням програмного середовища PVsyst 8.0.18 [7], яке є одним із найбільш розповсюджених інструментів для моделювання, технічного аналізу та оптимізації фотоелектричних систем. Розрахунки виконано для приватного будинку в м. Чернівці з використанням кліматичних даних бази Meteorom, що забезпечує достовірність параметрів сонячної радіації та температури для регіону.

Використання програмного моделювання для визначення оптимальної конфігурації гібридних фотоелектричних систем відповідає сучасним підходам до оптимізації розподіленої генерації та локальних енергетичних систем. У дослідженнях, присвячених управлінню енергетичними спільнотами, наголошується на необхідності врахування мінливості генерації та можливих змін умов експлуатації під час формування оптимальних режимів роботи джерел енергії [8].

Застосування сценарного моделювання у PVsyst дозволяє адаптувати зазначені підходи до задач малої гібридної системи приватного домогосподарства, зосереджуючись на підвищенні енергетичної ефективності та зменшенні втрат генерації.

У дослідженні розглянуто три групи сценаріїв:

- 1) Порівняння типів фотоелектричних модулів: монокристалічні (Mono-Si) та полікристалічні (Poly-Si), що різняться ефективністю, площею та питомою генерацією;
- 2) Оптимізація кута нахилу панелей: моделювання виконано для кутів 30°, 35° та 40° з метою визначення оптимального положення для умов м. Чернівці;
- 3) Оцінка впливу забруднення поверхні модулів: рівні забруднення 1 %, 2 % та 3 % введено в PVsyst через параметр Soiling Losses, що дозволило визначити вплив експлуатаційних втрат на генерацію.

Як видно з рис. 1, генерація характеризується значною варіативністю протягом року, із піковими значеннями в літній період та мінімальними — взимку. Така динаміка підтверджує необхідність використання акумуляторної батареї для згладжування добових коливань виробітку. Крім сезонної нерівномірності, спостерігається також істотна добова мінливість, зумовлена зміною метеорологічних умов (хмарність, температурний режим), що впливає на стабільність енергопостачання. За відсутності накопичувача енергії такі коливання можуть призводити до дефіциту генерації у вечірні години або в періоди зниженої сонячної активності. Це свідчить про необхідність балансування між миттєвою генерацією та профілем навантаження домогосподарства, що є ключовим завданням для гібридних систем із розподіленою генерацією.

Теоретичні розрахункові співвідношення

У роботі використано стандартні показники ефективності фотоелектричних систем відповідно до рекомендацій сучасної літератури.

Питома потужність (SP) та питома генерація (SY) визначаються такими співвідношеннями [9]:

$$SP = \frac{P}{W_p}, \quad (1)$$

де P — фактична потужність системи або певний вихідний параметр;
 W_p — встановлена (паспортна) потужність масиву панелей.

$$SY = \frac{E}{W_p}, \quad (2)$$

де E — річний виробіток електроенергії (кВт·год), W_p — встановлена потужність масиву (кВт);
 Коефіцієнт продуктивності характеризує відношення фактичної генерації до теоретично очікуваної та визначається як [10]:

$$PR = \frac{SP \cdot G_{POA}}{G_{STC}}, \quad (3)$$

де G_{POA} — інсоляція на площині модулів (кВт·год/м²); G_{STC} — стандартна інсоляція 1000 Вт/м².
 Для розрахунку опромінення на похилій площині використано трикомпонентну модель [11]:

$$H_G = R(\beta, \gamma) \cdot H, \quad (4)$$

де H — горизонтальне опромінення (кВт·год/м²).

Хоча PV_{syst} виконує економічний аналіз автоматично, загальний вираз для LCOE має вигляд [10]:

$$LCOE = \frac{\sum_{t=1}^n (C_t + O_t)}{\sum_{t=1}^n E_t}, \quad (5)$$

де: C_t — капітальні витрати (\$); O_t — експлуатаційні витрати (\$/рік); E_t — річна генерація (кВт·год/рік).

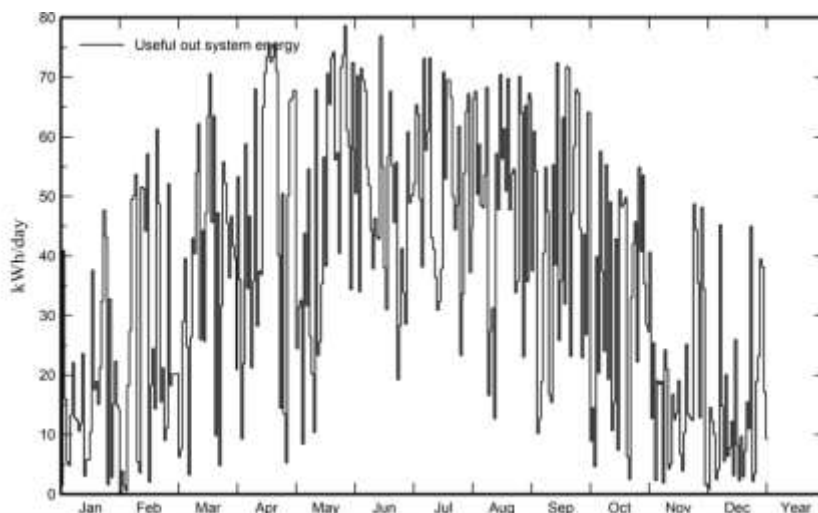


Рисунок 1 – Добова динаміка корисної вихідної енергії фотоелектричної системи протягом року

Порівняння технологій модулів

У рамках першого блоку сценаріїв у табл. 1 наведено порівняння їхніх ключових технологічних характеристик за ефективністю, температурним коефіцієнтом та доступністю, що дозволяє визначити найбільш доцільні варіанти для подальшого моделювання [9].

Після проведеного порівняльного аналізу було визначено, що для приватної гібридної сонячної електростанції найбільш доцільними є два типи фотоелектричних модулів:

- 1) монокристалічні — завдяки високій ефективності, низькому температурному коефіцієнту та широкій доступності;
- 2) полікристалічні — як більш бюджетний, але менш ефективний варіант, що все ще присутній на ринку.

Саме ці два типи модулів було обрано для детального порівняння в умовах конкретної конфігурації СЕС.

У табл. 2 наведено результати моделювання для кожного типу.

Результати моделювання свідчать про те, що монокристалічні модулі демонструють суттєво кращі технічні характеристики порівняно з полікристалічними: їх ефективність вища приблизно на 5.4 %, що дозволяє отримати більшу встановлену потужність при меншій площі масиву (48.6 м² проти 61 м²). Це забезпечує зростання річної генерації до 13 317 кВт·год, тоді як Poly-Si дають лише 12 507 кВт·год при майже однаковій загальній потужності. Коефіцієнт продуктивності PR у Mono-Si також вищий (85.12 % проти 83.59 %), що свідчить про менші втрати в реальних умовах експлуатації.

Економічні показники підтверджують перевагу монокристалічної технології: попри нижчу початкову вартість Poly-Si, система на базі Mono-Si має коротший термін окупності — 5.1 року проти 5.9 року. Монокристалічні модулі забезпечують вищу ефективність, менші теплові втрати та більшу

генерацію у межах однакової встановленої потужності, що узгоджується з сучасними дослідженнями надійності та температурної стабільності фотоелектричних модулів [12]. Водночас полікристалічні панелі демонструють нижчу щільність потужності та суттєво більшу зайняту площу, що робить їх менш придатними для приватних дахових систем із обмеженою площею.

Отримані результати підтверджують доцільність використання Mono-Si як базової технології для моделювання гібридної сонячної електростанції.

Таблиця 1 - Порівняння технологій сонячних панелей

Технологія	Ефективність модуля, %	Температурний коефіцієнт потужності	Доступність в Україні (ринок 2024–2025)	Підсумок для проекту
<i>Mono-Si</i>	13.5–19.1	-0.50...-0.38	Дуже висока: <i>JA, Trina, Jinko, Longi</i> та ін.	Оптимально при обмеженій площі; найкраще співвідношення ціна–ефективність
<i>Poly-Si</i>	≈13.1	-0.50...-0.43	Скорочується	Нижча щільність потужності; менш доцільно, ніж <i>Mono-Si</i>
<i>HIT (Si-HJT)</i>	16.7	-0.30	Середня: поодинокі серії	Кращий темп-коэф.; ціна вища — рішення залежить від бюджету
<i>a-Si</i>	6.31	-0.23	Дуже низька	Низька ефективність; недоцільно при дефіциті площі
<i>CdTe</i>	6.94–10.07	-0.25	Здебільшого для великих станцій	Добра термостійкість; обмежена доступність/інтеграція
<i>CIGS</i>	11.17	-0.38	Низька (поодинокі постачання)	Потенціал є, але нерівномірна деградація й доступність

Таблиця 2 - Порівняння монокристалічних і полікристалічних модулів.

Показник	Mono-Si	Poly-Si
Потужність одного модуля, Вт	610	350
Кількість модулів	18	30
Загальна потужність масиву, кВт□	10.98	10.50
Ефективність модуля, %	22.63	17.23
Площа масиву, м ²	48.6	61
Річна генерація, кВт·год	13 317	12 507
Питома генерація, кВт·год/кВт□·рік	1 213	1 191
<i>PR</i> , %	85.12	83.59
<i>SF</i> , %	84.59	84.29
Вартість системи, \$	6 184	7 050
Окупність, років	5.1	5.9

Вплив кута нахилу панелей на енергетичну ефективність

Кут нахилу фотоелектричних модулів є одним із ключових параметрів, що визначає рівень їх річної генерації. Від нього залежить кількість сонячної енергії, яка потрапляє на площину модулів протягом року, а також величина сезонних коливань виробітку.

У наукових дослідженнях зазначається, що оптимальний кут нахилу панелей має корелювати з географічною широтою місцевості [10]. Для західних регіонів України він зазвичай становить 35–40°, що забезпечує максимальний річний прийом сонячного випромінювання. Згідно з рекомендаціями [9], зміна кута нахилу навіть на 5° може впливати на річну генерацію на 2–4 %, що підтверджує доцільність проведення окремого моделювання для конкретної локації.

У сучасних дослідженнях з оптимізації фотоелектричних систем також розглядаються підходи до підвищення енергетичної ефективності шляхом адаптації кута нахилу та використання методів оптимізації і трекінгу сонця, що дозволяє мінімізувати втрати та підвищити продуктивність системи [13].

У табл. 3 наведено результати моделювання для трьох значень кута нахилу: 30°, 35° та 40°.

Рис. 2 показує, що максимальні значення інсоляції спостерігаються у літні місяці (червень–серпень), тоді як у зимовий період відбувається суттєве зниження сонячного ресурсу. Саме це обумовлює сезонні коливання генерації та підтверджує доцільність вибору кута нахилу 40° для умов м. Чернівці.

Отже, отримані результати показують, що збільшення кута нахилу з 30° до 40° призводить до покращення більшості енергетичних показників системи:

1. Найвищий показник питомої генерації становить 1213 кВт·год/кВт·рік і досягається при кутах 35° та 40°, що свідчить про більш оптимальний збіг площини модулів із напрямком максимального сонячного випромінювання. При нахилі 30° питома генерація знижується приблизно на 0.6 %, що узгоджується з рекомендаціями літературних джерел щодо недоцільності зменшення кута в умовах помірного клімату.

2. Коефіцієнт продуктивності PR зростає від 84.91 % (30°) до 85.12 % (40°). Це означає, що при збільшенні кута зменшуються втрати, пов'язані з кутовою невідповідністю та розсіюванням на атмосферних шарах.

3. Найнижче значення собівартості електроенергії LCOE становить 0.1180 \$/кВт·год, яке було досягнуто при куті 40°, що робить цей варіант економічно найвигіднішим. Відповідно, термін окупності є найменшим - 5.1 року.

Таблиця 3 - Результати моделювання залежно від кута нахилу

Кут нахилу, °	Річна генерація, кВт·год	Питома генерація, кВт·год/кВт·рік	PR, %	SF, %	LCOE, \$/кВт·год	Окупність, р.
30°	13 237	1 206	84.91	84.95	0.1189	5.2
35°	13 317	1 213	85.03	84.79	0.1181	5.1
40°	13 317	1 213	85.12	84.59	0.1180	5.1

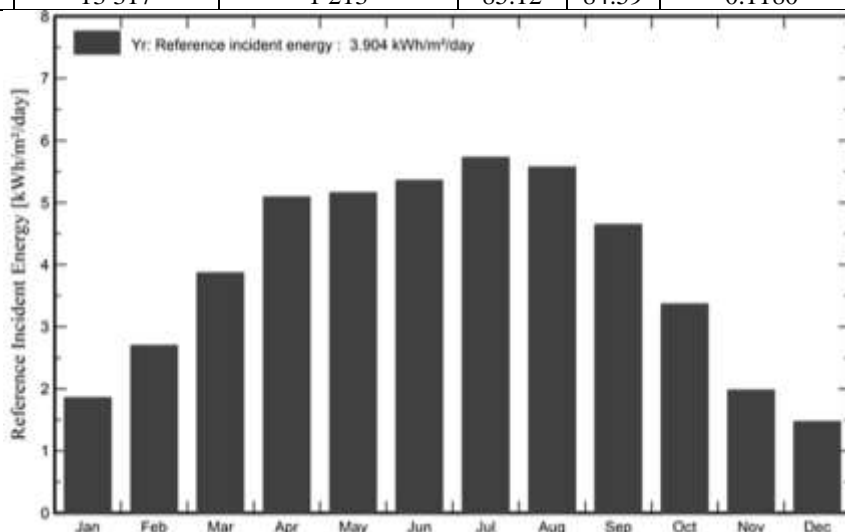


Рисунок 2 – Помісячна референтна інсоляція у площині колектора при $\beta = 40^\circ$

Вплив забруднення поверхні модулів

Забруднення поверхні фотоелектричних модулів — це накопичення пилу, бруду, пилку, сажі, органічних частинок або інших забруднювачів на скляній поверхні панелей. Згідно з сучасними дослідженнями [14], [15] soiling може знижувати річний виробіток СЕС на 1–7 % у регіонах із помірним кліматом, та на 10–25 % у посушливих регіонах.

Механізм впливу полягає в тому, що пил та частинки:

- 1) зменшують пропускання світла через скло;
- 2) спричиняють локальні затінення;
- 3) сприяють утворенню гарячих точок (hot-spots);
- 4) порушують рівномірність освітлення комірок.

У результаті падає інсоляція на площині модулів, що напряму впливає на річну генерацію та коефіцієнт продуктивності PR, що підкреслено в табл. 4.

Таблиця 4 - Вплив рівня забруднення поверхні модулів на показники роботи СЕС

Рівень soiling, %	Річна генерація, кВт·год	Питома генерація, кВт·год/кВт·рік	PR, %	Solar Fraction (SF), %	LCOE, \$/кВт·год	Окупність, р.
1 %	13 185	1201	84.27	84.51	0.119	5.2
2 %	13 053	1189	83.43	84.42	0.120	5.3
3 %	12 983	1183	83.00	84.10	0.121	5.4

Отримані результати показують:

1. Питома генерація зменшується зі 1201 до 1183 кВт·год/кВт \cdot рік при зростанні забруднення з 1 % до 3 %. Це означає втрату корисної енергії на кожен встановлений кіловат потужності та в практичних умовах еквівалентне декільком втраченим сонячним дням на рік.

2. Коефіцієнт продуктивності PR також демонструє негативну динаміку — від 84.27 % до 83.00 %. Таке зниження пов'язане зі збільшенням оптичних втрат, погіршенням пропускання світла та нерівномірністю освітлення фотоелементів, що є критичним для малопотужних систем, де навіть 1 % зменшення PR вважається значущим.

3. Показник Solar Fraction змінюється менш виражено, однак при рівні забруднення 3 % SF знижується до \approx 84.10 %, що свідчить про зменшення частки навантаження, яку система здатна покривати власною генерацією.

4. Економічні показники погіршуються пропорційно втратам енергії: LCOE зростає з 0.119 до 0.121 \$/кВт·год, а термін окупності збільшується з 5.2 до 5.4 року. Це підтверджує, що навіть помірні рівні soiling призводять до додаткових фінансових втрат, посилюють сезонні дисбаланси та подовжують строк повернення інвестицій. Отримані результати підкреслюють необхідність регулярного очищення панелей, особливо в літній період.

Фінальний опис оптимізованої гібридної електростанції

На основі проведеної оптимізації сформовано підсумкову конфігурацію гібридної сонячної електростанції загальною потужністю 10.98 кВт, що включає монокристалічні модулі Longi LR7-72НТН-610М, встановлені під оптимальним кутом нахилу 40°, гібридний інвертор з двома MPPT-трекерами та акумуляторну батарею ємністю 5.12 кВт·год. Наявність акумуляторної батареї дозволяє реалізувати функцію резервування генерації та підвищує стійкість системи до короточасних змін попиту або перебоїв у зовнішній мережі, що узгоджується із сучасними підходами до побудови локальних систем із розподіленою генерацією [8].

Така конфігурація забезпечує річну генерацію 13 317 кВт·год за умов базового рівня забруднення поверхні 1 %, що дозволяє покривати близько 80–85 % добового навантаження домогосподарства (\approx 12.3 кВт·год/добу).

На рис. 3 наведено помісячні значення коефіцієнта продуктивності PR, які перебувають у вузькому діапазоні 0.84–0.87. Така рівномірність свідчить про стабільну роботу системи протягом року та високу відповідність робочих умов параметрам проектування. Незначне літнє зниження PR зумовлене підвищенням температури фотомодулів і відповідними тепловими втратами, тоді як у зимові місяці коефіцієнт покращується завдяки нижчій робочій температурі та більшому коефіцієнту прозорості атмосфери.

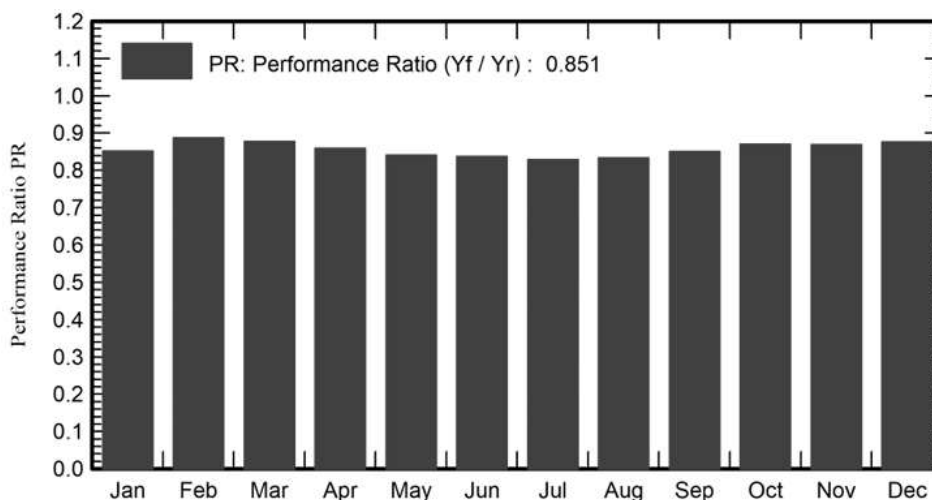


Рисунок 3 - Щомісячні значення коефіцієнта продуктивності PR для оптимізованої конфігурації

Висновки

У результаті проведеного моделювання та аналізу параметрів гібридної фотоелектричної системи для умов м. Чернівці встановлено, що технічні характеристики модулів, кут нахилу та рівень експлуатаційних втрат є ключовими факторами, які визначають енергетичну та економічну ефективність СЕС. Порівняльний аналіз показав, що застосування монокристалічних модулів Longi LR7-72НТН-610М у поєднанні з оптимальним кутом нахилу 40° забезпечує найвищі показники продуктивності системи: питомий виробіток 1213 кВт·год/кВт \cdot рік та коефіцієнт продуктивності PR близько 85 %.

Виявлено, що збільшення рівня забруднення поверхні модулів навіть на 2–3 % призводить до зниження річної генерації, погіршення показника PR та зростання собівартості електроенергії LCOE, що підкреслює важливість регулярного технічного обслуговування та очищення панелей.

Отримані результати підтверджують доцільність представленої конфігурації для побутових гібридних сонячних електростанцій та можуть бути використані при розробці систем автономного живлення, оптимізації енергоспоживання та плануванні інвестицій у приватному секторі.

Перспективи подальших досліджень передбачають аналіз довгострокової деградації модулів, оцінку роботи системи за змінних профілів навантаження, моделювання різних сценаріїв накопичення енергії та дослідження впливу погодних аномалій на продуктивність гібридних СЕС.

Список використаної літератури

1. Денисюк С. П., Белоха Г. С., Чернещук І. С., Лисий В. В. Світові тенденції впровадження відновлюваних джерел енергії та особливості їх реалізації при відновленні економіки України // Енергетика: економіка, технології, екологія. 2022. № 4. С. 7–28. DOI: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.4.2022.273360>
2. Цих В. С., Кульчак А. М., Яворський А. В. Аналіз досліджень впливу температури на деградацію та ефективність роботи сонячних панелей // Енергетика: економіка, технології, екологія. 2024. № 2 (76). С. 37–45. DOI: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2024.303071>
3. Хомяк А. О., Розен В. П. Аналіз режиму роботи сонячної електростанції // Енергетика: економіка, технології, екологія. 2024. № 3 (77). С. 132–137. DOI: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2024.314622>
4. Денисюк С. П., Стржелецьки Р., Богойко І. І., Стржелецька Н. Аналіз особливостей ефективного впровадження сонячних електростанцій в локальних системах енергозабезпечення // Енергетика: економіка, технології, екологія. 2023. № 2. С. 7–28. DOI: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2023.279536>
5. Iturralde Carrera L. A., Alfonso-Francia G., Constantino-Robles C. D., Terven J., Chávez-Urbiola E. A., Rodríguez-Reséndiz J. Advances and Optimization Trends in Photovoltaic Systems: A Systematic Review // AI. 2025. Vol. 6, No. 9. Art. 225. DOI: <https://doi.org/10.3390/ai6090225>
6. Abdelhafez E., Abd-Alhamid F. Design and performance optimization of a solar photovoltaic system for Al-Zaytoonah University's computer center using PVsyst software // Journal of Renewable Energy and Environment (JREE). – 2025. – Vol. 12, No. 3 (Summer). – P. 77–84. – DOI: <https://doi.org/10.30501/jree.2025.513397.2314>
7. PVsyst 8 [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <https://www.pvsyst.com/en/products/pvsyst-8/>
8. Веремійчук Ю. В., Притискач І. В., Ярмолюк О. О. Оптимізація роботи енергетичних спільнот при непередбачуваних змінах попиту або обмеженнях в енергосистемі // Системні дослідження в енергетиці. – 2025. – № 3 (83). – С. 31–46. DOI: <https://doi.org/10.15407/srenergy2025.03.031>
9. Aïssa B., Tabet N. (ред.). Photovoltaic Technology for Hot and Arid Environments. – London: The Institution of Engineering and Technology, 2023. DOI: <https://doi.org/10.1049/PBPO144E>
10. Messenger R. A., Ventre J. Photovoltaic Systems Engineering. – Boca Raton: CRC Press, 2024. DOI: <https://doi.org/10.1201/9781003470892>
11. Stuart R. Wenham, Martin A. Green, Muriel E. Watt, Richard Corkish, Alistair Sproul Applied Photovoltaics (3rd edition), 2012. DOI: <https://doi.org/10.4324/9781849776981>
12. Weiß K.-A. Photovoltaic Modules: Reliability and Sustainability. Berlin; Boston: De Gruyter, 2021. DOI: <https://doi.org/10.1515/9783110685558>
13. Mandal S., Dutta P. Photovoltaic Systems: Advances in Research and Applications, 2023. DOI: <https://doi.org/10.52305/FDQH0067>
14. Mani M., Pillai R. Impact of dust on solar photovoltaic (PV) performance: Research status, challenges and recommendations. – 2010. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2010.07.065>
15. Klemens K. Ilse, Benjamin W. Figgis, Volker Naumann, Christian Hagendorf, Jörg Bagdahn, Fundamentals of soiling processes on photovoltaic modules, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2018.09.015>

M. Mohylat¹, master student, ORCID 0009-0000-2279-9552

V. Tkachenko¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-4528-7661

D. Yatsenko¹, PhD, asst., ORCID 0000-0001-6702-569X

¹National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

OPTIMIZATION OF A HYBRID PHOTOVOLTAIC SYSTEM FOR A PRIVATE HOUSE USING THE PVSYST SOFTWARE ENVIRONMENT

Hybrid photovoltaic (PV) systems play an important role in increasing the energy autonomy of private households in Ukraine, especially under conditions of unstable electricity supply and the growing need for distributed generation. Determining the optimal parameters of such systems is an important task, since the efficiency and economic feasibility of hybrid PV installations depend on the configuration of the photovoltaic array, installation angle, and operational conditions. Despite the availability of studies in the field of photovoltaic systems, comprehensive optimization of hybrid installations that accounts for module type, tilt angle, and surface soiling for the moderate climate of Ukraine remains insufficiently investigated.

The objective of the study is to determine the optimal configuration of a hybrid PV system for a private household in Chernivtsi by comparing photovoltaic module technologies, analysing the influence of panel tilt angle on energy production, and assessing operational losses caused by surface contamination. The research focuses on improving both the energy efficiency and economic performance of residential photovoltaic systems.

The modelling was performed in PVsyst 8.0.18 using Meteor norm climatic data, which ensures reliable simulation of solar radiation and temperature conditions for the selected region. Three groups of scenarios were examined: comparison of monocrystalline and polycrystalline modules; system performance at tilt angles of 30°, 35°, and 40°; and the impact of 1–3% surface soiling. Key PV performance indicators were used, including specific yield, performance ratio (PR), and levelized cost of energy (LCOE), which allow a comprehensive evaluation of the system efficiency.

The results show that the best performance is achieved with monocrystalline Longi LR7-72HTH-610M modules installed at a 40° tilt, providing an annual generation of 13,317 kWh, a specific yield of 1213 kWh/kWp/year, and PR ≈ 85%. The increase of the tilt angle within the studied range slightly improves the annual energy yield, while higher levels of surface soiling reduce the performance of the system. Increasing the soiling level to 3% leads to a decrease in energy production by approximately 1.5% and increases the LCOE, confirming the importance of regular cleaning of the module surface.

The obtained results can be used to improve the efficiency of residential PV systems and to optimize the configuration of hybrid installations under the climatic conditions of Ukraine. Future research may include the analysis of module degradation, variation of load profiles, and the influence of different storage capacities on the performance of hybrid photovoltaic systems.

Keywords: hybrid solar power plant, PVsyst software environment, operation optimization, tilt angle, surface soiling level.

References

1. S. Denysiuk, H. Bielokha, I. Cherneshchuk, and V. Lysyi, “Global trends in implementation of renewable energy sources and features of their implementation during the recovery of Ukraine's economy,” *Power Engineering: Economics, Technique, Ecology*, no. 4, pp. 7–28, 2022. <https://doi.org/10.20535/1813-5420.4.2022.273360>
2. V. Tsykh, A. Kulchak, and A. Yavorskyi, “Analysis of research on the influence of temperature on the degradation and efficiency of solar panels,” *Power Engineering: Economics, Technique, Ecology*, no. 2 (76), pp. 37–45, 2024. <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2024.303071>
3. A. Khomiak and V. Rozen, “Analysis of the operation mode of the solar power plant,” *Power Engineering: Economics, Technique, Ecology*, no. 3 (77), pp. 132–137, 2024. <https://doi.org/10.20535/1813-5420.3.2024.314622>
4. S. Denysiuk, R. Strzelecki, I. Bohoiko, and N. Strzelecki, “Analysis of the features of effective implementation of solar power plants in local energy supply systems,” *Power Engineering: Economics, Technique, Ecology*, no. 2, pp. 7–28, 2023. <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2023.279536>
5. L. A. Iturralde Carrera, G. Alfonso-Francia, C. D. Constantino-Robles, J. Terven, E. A. Chávez-Urbiola, and J. Rodríguez-Reséndiz, “Advances and optimization trends in photovoltaic systems: A systematic review,” *AI*, vol. 6, no. 9, Art. 225, 2025. <https://doi.org/10.3390/ai6090225>
6. E. Abdelhafez and F. Abd-Alhamid, “Design and performance optimization of a solar photovoltaic system for Al-Zaytoonah University’s computer center using PVsyst software,” *Journal of Renewable Energy and Environment*, vol. 12, no. 3, pp. 77–84, 2025. <https://doi.org/10.30501/jree.2025.513397.2314>
7. PVsyst SA, “PVsyst 8,” [Online]. Available: <https://www.pvsyst.com/en/products/pvsyst-8/>
8. Y. Veremiyshuk, I. Prytyskach, and O. Yarmolyuk, “Optimization of energy communities’ operation considering unpredictable changes in demand or restrictions in the power system,” *System Research in Energy*, no. 3 (83), pp. 31–46, 2025. <https://doi.org/10.15407/srenergy2025.03.031>
9. Aïssa B., Tabet N. (eds.) *Photovoltaic Technology for Hot and Arid Environments*. – London: The Institution of Engineering and Technology, 2023. DOI: <https://doi.org/10.1049/PBPO144E>
10. Messenger R. A., Ventre J. *Photovoltaic Systems Engineering*. – Boca Raton: CRC Press, 2024. DOI: <https://doi.org/10.1201/9781003470892>
11. Stuart R. Wenham, Martin A. Green, Muriel E. Watt, Richard Corkish, Alistair Sproul *Applied Photovoltaics* (3rd edition), 2012. DOI: <https://doi.org/10.4324/9781849776981>
12. Weiß K.-A. *Photovoltaic Modules: Reliability and Sustainability*. Berlin; Boston: De Gruyter, 2021. DOI: <https://doi.org/10.1515/9783110685558>
13. Mandal S., Dutta P. *Photovoltaic Systems: Advances in Research and Applications*, 2023. DOI: <https://doi.org/10.52305/FDQH0067>
14. Mani M., Pillai R. *Impact of dust on solar photovoltaic (PV) performance: Research status, challenges and recommendations*. – 2010. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2010.07.065>
15. Klemens K. Ilse, Benjamin W. Figgis, Volker Naumann, Christian Hagedorf, Jörg Bagdahn, *Fundamentals of soiling processes on photovoltaic modules*, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2018.09.015>

Надійшла: 14.10.2025
Received: 14.10.2025

Прийнята: 07.03.2026
Accepted: 07.03.2026

IMPROVING THE EFFICIENCY OF HYBRID POWER SUPPLY SYSTEMS THROUGH THE INTEGRATION OF ENERGY STORAGE SYSTEMS

The paper analyzes the improvement of efficiency in hybrid power supply systems of enterprises through the integration of photovoltaic generation and energy storage systems with different dispatch control algorithms. Four operating scenarios are considered: grid-only power supply, the use of photovoltaic installations only, a hybrid mode with storage of excess generation in the energy storage system, and a mode with forecast-oriented charging of the energy storage system during off-peak tariff periods. The modeling was performed with hourly discretization, taking into account seasonal load profiles, solar generation, and battery degradation costs. Efficiency was evaluated based on total electricity costs, import and export volumes, as well as self-consumption and self-sufficiency indicators. The obtained results indicate that the integration of energy storage systems significantly increases the utilization of on-site generation and reduces grid dependence, while the application of tariff-oriented control algorithms provides additional economic benefits without altering the structure of solar energy consumption. At the same time, the proposed approach is applicable not only to systems with strongly differentiated electricity tariffs, but also to enterprise power supply conditions typical of Ukraine, where the economic effect of storage may be determined to a greater extent by increasing local renewable energy utilization, reducing dependence on external supply, and improving operational flexibility.

Keywords: hybrid power supply system, photovoltaic generation, energy storage system, dispatch control, self-consumption, self-sufficiency.

Introduction

The rapid transformation of the electric power sector, driven by the need to reduce greenhouse gas emissions, enhance energy resilience, and decrease dependence on fossil fuels, has led to a growing role of renewable energy sources (RES) in the structure of electricity generation. In the coming decades, a further increase in installed capacity based on renewable technologies—primarily photovoltaic (PV) systems and wind turbines—is expected. A significant driver of this process has been the substantial cost reduction of photovoltaic modules and power conversion equipment over the past decade, which has ensured the competitiveness of solar energy compared to conventional generation [1].

At the same time, the large-scale deployment of RES in distributed electrical networks and industrial power supply systems is accompanied by a fundamental limitation associated with the intermittent and stochastic nature of generation. In solar energy systems, daily cycles, meteorological conditions, and seasonal variations are decisive factors, leading to a mismatch between the electricity production profile and the load schedule. In the industrial sector, where continuity and quality of power supply directly affect technological processes, such discrepancies necessitate capacity reservation and improved controllability of energy flows. In this context, the development of local energy systems and microgrids naturally involves the integration of energy storage systems (ESS) [2].

The application of ESS within hybrid power supply systems (HPSS) expands operational optimization capabilities by enabling the accumulation of excess generation, load leveling, and controlled temporal redistribution of energy. Through ESS, functions such as peak shaving, load shifting, increased utilization of on-site renewable generation, and cost reduction via managed electricity imports under multi-zone tariffs can be implemented. However, the effectiveness of HPSS depends not only on the proper sizing of PV capacity and ESS energy capacity, but also on the quality of dispatch control algorithms, which should be based on a formalized mathematical model of the system [3]. Studies indicate that simplified or economically inconsistent control strategies lead to underutilization of RES potential, accelerated degradation of electrochemical storage elements, and reduced investment attractiveness of projects [4].

The problem of optimal power flow management in both autonomous and grid-connected hybrid systems remains an active area of research. The typical dispatch problem involves determining, at each time step, whether charging or discharging the ESS is appropriate, defining the volume of grid imports and exports (where permitted), and selecting operating modes of backup generation sources in order to minimize total costs while satisfying technical constraints. Historically, the scientific literature has established several basic heuristic strategies that have served as a foundation for further development of optimization methods [5]. One of the simplest approaches is the load-following strategy, in which the external grid or local generator compensates only the difference between demand and current PV generation, while ESS charging is allowed exclusively from surplus solar energy. Although this strategy increases the share of “clean” energy in the charging balance, it often results in prolonged

operation of the ESS near the minimum state of charge, reducing supply reliability in the presence of load fluctuations or power interruptions [2,5]. An alternative is the cycle-charging strategy, which involves intensive ESS charging when the system is forced to engage the grid or a backup generator; however, excessive charging during nighttime or morning hours may reduce the system's ability to absorb daytime PV surpluses, leading to curtailment or undesirable exports under unfavorable conditions. Further development has led to combined dispatch strategies with adaptive switching between these modes depending on the system state and expected demand, enabling cost reduction while maintaining a high RES share in the energy balance [5]. Nevertheless, a common drawback of rule-based strategies is their reactive nature: they are formed based on current measurements and only limitedly account for future changes in generation and tariffs, thereby reducing economic efficiency under variable electricity pricing [6].

In grid-connected operation, two main economic logics typically dominate HPSS exploitation: increasing the share of on-site generation in load coverage and reducing costs through controlled load shifting according to tariff structures. These approaches define different and sometimes conflicting control objectives [7]. The effectiveness of solar generation utilization is appropriately assessed through self-consumption and self-sufficiency indicators, reflecting the share of locally used PV energy in total generation and the share of load covered by on-site (including stored) generation, respectively. In a self-consumption-oriented mode, the ESS primarily performs a buffering function: it charges during PV surplus and discharges during solar generation deficits. The economic rationale lies in avoiding electricity purchases at retail tariffs for each additionally utilized kilowatt-hour of on-site generation. However, research results indicate that, given the high cost of ESS, an isolated focus on self-consumption may be characterized by an excessively long payback period in the absence of additional monetization mechanisms or cost compensation [8].

Another approach involves the use of multi-zone tariffs or dynamic pricing, where ESS control is aimed at cost minimization by charging during low-price periods and discharging during high-price hours to substitute expensive imports; if export is allowed, additional revenue may also be generated. According to certain studies, under specific conditions such tariff-oriented operation can significantly reduce the payback period of ESS investments, especially given the ongoing decline in capital expenditures [6,9]. However, it has also been shown that intensive use of tariff mechanisms may increase the total volume of bidirectional grid exchange in the long term, potentially intensifying peak power flows and conflicting with the objective of locally reducing the load on distribution infrastructure [10]. Moreover, combining tariff-oriented control with self-consumption maximization requires reserving part of the ESS capacity: excessive morning discharge aimed at savings or export may result in insufficient available capacity to absorb peak daytime PV generation. Therefore, HPSS dispatch requires a formalized balance of objectives through appropriate selection of objective functions and constraints.

A key factor limiting intensive ESS operation is the degradation of electrochemical elements, which accompanies each charge–discharge cycle and leads to gradual loss of usable capacity and increased internal resistance [4,11]. Ignoring degradation costs in optimization problems results in excessive cycling for marginal short-term gains, while the long-term consequence is accelerated depletion of ESS lifetime and increased replacement costs [12]. ESS wear is typically divided into calendar degradation, dependent on time, temperature, and average state of charge, and cycling degradation, determined by the number of cycles, depth of discharge, and current loading regimes. The literature commonly presents approaches integrating degradation into optimization models via generalized energy throughput indicators and the introduction of a specific “degradation cost,” preserving linearity and computational tractability for dispatch problems. More detailed physicochemical models are also applied, providing higher accuracy in aging description; however, their nonlinearity significantly complicates long-horizon optimization and usually requires simplification or post-assessment use [12].

The limitations of reactive rule-based control strategies have stimulated a transition toward proactive approaches using solar generation and load forecasting. In such systems, forecasted PV output and demand values serve as inputs for optimization over a rolling planning horizon, ensuring adaptation to expected conditions and improved robustness against forecast errors [13]. One of the most widely used tools is model predictive control, where the optimization problem is solved for a specified time horizon, but only the first control action is implemented, followed by data updating and recalculation [14]. Forecast utilization allows, on the one hand, advance release of ESS capacity before expected daytime PV surpluses and, on the other hand, planned charging during low-tariff periods only to the extent necessary for peak-hour coverage, thereby reducing unnecessary losses and degradation.

Given the multidimensional nature of HPSS dispatch problems, characterized by multiple energy sources, time-varying tariffs, power conversion constraints, and ESS degradation processes, a significant portion of studies relies on mathematical optimization methods. To address forecast uncertainty, stochastic formulations are applied, while in cases of significant nonlinearity, metaheuristic methods capable of generating compromise solution sets are used. Nevertheless, publication analysis reveals fragmentation of approaches: some works focus primarily on self-consumption, others on tariff-oriented control, whereas the integration of local solar generation, tariff components, and ESS degradation within a unified, practically applicable linear model remains insufficiently

covered. Certain comprehensive formulations minimizing degradation with high accuracy often require substantial computational resources, complicating their application in real dispatch systems of industrial facilities.

The objective of this study is to evaluate the impact of integrating photovoltaic generation and ESS on the operational performance of a power supply system. To this end, four operating scenarios are compared: grid-only power supply, power supply using only PV installations, a hybrid mode with ESS used exclusively for storing excess PV generation, and a mode with ESS charging during off-peak tariff periods, taking into account self-consumption and self-sufficiency indicators.

Mathematical Formulation of the Problem

An enterprise is considered whose power supply can be organized according to different scenarios: exclusively from the external grid; with the use of a photovoltaic (PV) installation; within a hybrid system including an energy storage system (ESS) used solely for storing excess solar generation; and within a hybrid system with generation forecasting and active tariff-based charging optimization. The formalization of these scenarios is carried out within a unified mathematical model by introducing appropriate structural and algorithmic constraints. It should be emphasized that, in this study, the dispatch problem is not formulated as a purely instantaneous real-time optimization based only on the current measured values of load, PV generation, and battery state of charge. Instead, the considered approach corresponds to short-term operational planning on a rolling horizon. At each decision step, forecasted values of load and PV generation, together with known tariff parameters, are used to determine the economically justified charging, discharging, import, and export schedule over a finite optimization horizon. After solving the optimization problem, only the first control action is implemented, and the procedure is repeated at the next time step using updated input data. Therefore, the objective function is written in an integral discrete form over the planning horizon, which is consistent with predictive dispatch rather than with a purely real-time control strategy.

Let the discrete time horizon of analysis be defined by the set $t \in \{1, 2, \dots, T\}$ with a time step Δt . The known or forecasted quantities are the enterprise load L_t , PV generation PV_t , the electricity import tariff c_t^{imp} , and, if applicable, the export tariff c_t^{exp} . The control variables are the charging power P_t^{ch} , discharging power P_t^{dis} , grid import P_t^{imp} , and grid export P_t^{exp} .

The general power balance equation is given by

$$L_t = PV_t + P_t^{\text{dis}} - P_t^{\text{ch}} + P_t^{\text{imp}} - P_t^{\text{exp}}.$$

The ESS state-of-charge (SOC) dynamics are described by

$$SOC_{t+1} = SOC_t + \frac{\eta_{\text{ch}} P_t^{\text{ch}} \Delta t}{E_{\text{nom}}} - \frac{P_t^{\text{dis}} \Delta t}{\eta_{\text{dis}} E_{\text{nom}}},$$

subject to the constraints

$$\begin{aligned} SOC_{\text{min}} &\leq SOC_t \leq SOC_{\text{max}}, \\ 0 &\leq P_t^{\text{ch}} \leq P_{\text{max}}^{\text{ch}}, \quad 0 \leq P_t^{\text{dis}} \leq P_{\text{max}}^{\text{dis}}. \end{aligned}$$

The economic objective of minimizing total electricity costs without accounting for battery degradation is defined as

$$J = \sum_{t=1}^T (c_t^{\text{imp}} P_t^{\text{imp}} - c_t^{\text{exp}} P_t^{\text{exp}}) \Delta t.$$

To account for battery degradation, a specific degradation cost is introduced:

$$c^{\text{deg}} = \frac{C_{\text{bat}}}{N_{\text{cycle}} E_{\text{nom}}},$$

and the corresponding degradation cost component is defined as

$$J_{\text{deg}} = \sum_{t=1}^T c^{\text{deg}} (P_t^{\text{ch}} + P_t^{\text{dis}}) \Delta t.$$

The generalized objective function then takes the form

$$J_{\text{tot}} = J + J_{\text{deg}}.$$

The performance indicators of solar generation utilization are defined as

$$\begin{aligned} SC &= \frac{\sum_{t=1}^T P V_t^{\text{com}}}{\sum_{t=1}^T P V_t}, \\ SS &= \frac{\sum_{t=1}^T P V_t^{\text{com}}}{\sum_{t=1}^T L_t}, \end{aligned}$$

where PV_t^{com} denotes the portion of PV generation used to supply the load without export to the grid, including energy previously stored in the ESS and consumed within the enterprise.

In this study, the indicators SC and SS are not included directly in the optimization objective. Instead, they are used as post-optimization performance metrics for evaluating the quality of the obtained operating mode from the standpoint of local renewable energy utilization. The self-consumption indicator SC characterizes the share of generated PV energy that is consumed within the enterprise without being exported to the grid. The self-sufficiency indicator SS reflects the share of the total load supplied by local PV generation, including the part previously stored in the ESS and later consumed on-site. Their joint analysis together with the total operating cost makes it possible to distinguish between two different sources of efficiency improvement: an increase in the internal use of PV generation and a reduction in costs due to tariff-oriented temporal redistribution of electricity imports.

For the comparison to be methodologically consistent, all scenarios are evaluated for the same enterprise load profile and under the same external tariff conditions.

The reference scenario without local generation and storage is formalized as a particular case of the general model under the conditions $PV_t = 0$, $P_t^{ch} = 0$, $P_t^{dis} = 0$, and $P_t^{exp} = 0$. In this case, the power balance reduces to $L_t = P_t^{imp}$, and the objective function reflects only the cost of electricity purchased from the grid.

The scenario with PV generation but without ESS is described by setting $P_t^{ch} = 0$ and $P_t^{dis} = 0$. In this operating mode, PV generation is first used to cover the enterprise load, while any excess energy may either be exported to the grid or curtailed, depending on the adopted boundary conditions.

The hybrid buffer scenario with ESS is characterized by the prohibition of charging from the grid. Accordingly, the charging power is limited by the instantaneous PV surplus:

$$P_t^{ch} \leq \max(0, PV_t - L_t).$$

In this case, the ESS performs the function of buffering excess PV generation in order to increase self-consumption and self-sufficiency, while tariff arbitrage is excluded by construction. Discharging is permitted only when the load exceeds current PV generation.

The predictive tariff-oriented scenario extends the previous case by allowing controlled charging of the ESS from the grid during low-tariff periods when this is economically justified and does not violate the battery constraints. In this case, the scheduling of ESS operation is performed using forecasted values of \widehat{PV}_t and \widehat{L}_t over the rolling horizon. The expected daytime energy deficit may be estimated as

$$E^{def} = \sum_{t \in \mathcal{J}_{day}} \max(0, \widehat{L}_t - \widehat{PV}_t) \Delta t,$$

and this quantity may be used to determine the target charging level before the beginning of the higher-tariff period. In contrast to the buffer mode, this scenario allows the ESS to perform not only renewable energy buffering but also tariff-based load shifting.

Thus, the proposed unified mathematical formulation makes it possible to represent, within a common framework, a reference grid-supplied case and three operating scenarios with fixed technical parameters of PV generation and ESS but different dispatch logic. The model is used to determine the operating schedule that minimizes the short-term operating cost on a rolling horizon, while the indicators SC and SS are used to evaluate the degree of local renewable energy utilization achieved by each scenario.

Simulation Results and Analysis

To ensure a consistent comparison, the simulations for all scenarios were carried out using the same hourly load data set, PV generation profiles, and tariff parameters. The installed PV capacity was kept unchanged across all scenarios involving photovoltaic generation. The simulation was performed for the aggregated load of two enterprises. For comparison, four scenarios were considered: the baseline case, a PV-only option without an ESS, a hybrid option where the ESS is used solely to store excess PV generation, and a hybrid option with predictive control that allows ESS charging during minimum-tariff hours. The evaluation was based on total electricity costs, import/export volumes, and the self-consumption (SC) and self-sufficiency (SS) indicators.

It should also be noted that the present study focuses on the operational comparison of dispatch strategies and operating configurations for fixed equipment parameters. Capital expenditures related to the installation of PV panels and ESS are not included in the optimization objective. Accordingly, the obtained results should be interpreted as an assessment of operating efficiency rather than as a full life-cycle investment appraisal. A comprehensive economic evaluation including capital costs, payback period, and net present value is considered a subject for further research.

Tables 1-2 summarize the results for the summer and winter periods. For the summer period, the transition from the baseline scenario to the PV-only option reduces costs to 48.97% of the baseline level, accompanied by an increase of SC to 45.40% and SS to 55.07%.

Adding an ESS operated in the mode of charging only from PV surplus leads to a further cost reduction to 36.15% of the baseline level and increases SC to 54.45% and SS to 66.05%. Compared to the “PV without ESS” option, grid imports decreased, indicating effective capture of part of the PV surplus and its subsequent use to supply the enterprise load. The mode with ESS charging during minimum-tariff hours in summer demonstrates

practically identical values of *SC* and *SS* and similar energy balances, while total costs decrease slightly relative to the buffer mode. This is consistent with the fact that under a summer profile, where a significant share of demand is covered by PV and the ESS, the additional economic benefit from grid charging is limited.

Table 1 – Comparison of scenarios for the summer period

Scenario	Costs, UAH	Costs, % of baseline	SC, %	SS, %	Import, kWh	Export, kWh
Grid-only power supply	182 648 504	100.00	0.00	0.00	34 182 798.00	0.00
PV without ESS	89 433 877.51	48.97	45.40	55.07	15 356 732.84	22 638 045.07
PV and ESS (store PV surplus only)	66 034 712.87	36.15	54.45	66.05	11 605 255.04	18 483 960.86
PV and ESS (charging during minimum-tariff hours)	65 790 728.74	36.02	54.45	66.05	11 605 255.04	18 483 960.86

Table 2 – Comparison of scenarios for the winter period

Scenario	Costs, UAH	Costs, % of baseline	SC, %	SS, %	Import, kWh	Export, kWh
Grid-only power supply	211 993 984.40	100.00	0.00	0.00	34 182 798.00	0.00
PV without ESS	144 359 145.50	68.10	78.90	32.31	23 138 419.88	2 953 433.89
PV and ESS (store PV surplus only)	127 694 610.40	60.24	97.24	39.82	20 571 182.77	111 527.74
PV and ESS (charging during minimum-tariff hours)	123 506 264.70	58.26	97.24	39.82	20 571 182.77	111 527.74

For the winter period, baseline costs are higher and the effectiveness of PV without an ESS decreases: costs amount to 68.10% of the baseline level, while *SS* equals 32.31%. This corresponds to lower winter PV output and weaker alignment between generation and load profiles. At the same time, *SC* for the “PV without ESS” scenario increases to 78.90%, which is explained by relatively small PV surpluses: a large portion of generated energy is consumed immediately and export remains comparatively low. Integrating an ESS in buffer operation increases *SC* to 97.24% and *SS* to 39.82% and reduces costs to 60.24% of the baseline level. Particularly indicative is the sharp reduction of exports in the hybrid buffer scenario, which implies near-complete absorption of PV surpluses by the ESS and their use within the enterprise. The mode with ESS charging during minimum-tariff hours in winter provides an additional cost reduction to 58.26% of the baseline level, with unchanged *SC* and *SS*. Therefore, under winter conditions, the economic effect is mainly driven by the temporal redistribution of imports according to tariffs, whereas the contribution of PV to load coverage remains limited by the physical generation conditions.

A graphical interpretation of *SC* and *SS* for the three non-baseline scenarios is shown in Figs. 1-2. In summer, the ESS effect appears as a simultaneous increase in both *SC* and *SS*, corresponding to a higher share of on-site utilization of generated energy and reduced grid purchases. In winter, a characteristic situation is observed where *SC* approaches 100% in the hybrid scenarios while *SS* remains significantly lower, reflecting insufficient PV generation relative to the load demand.

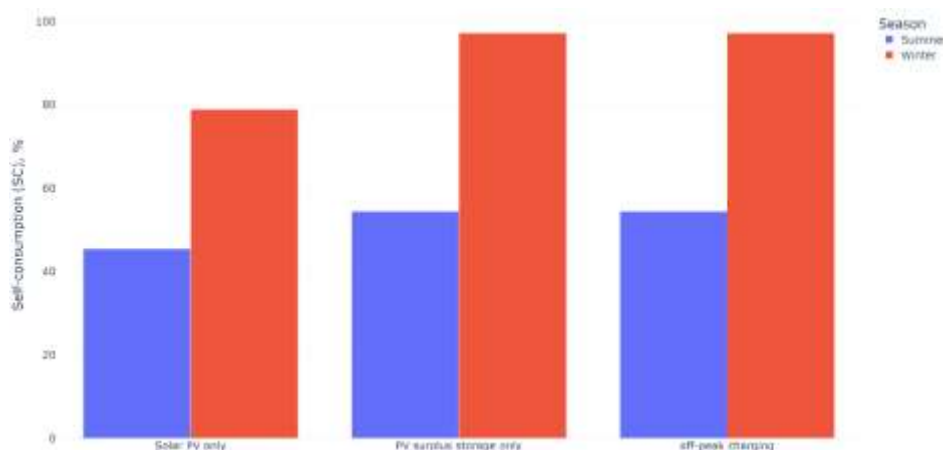


Figure 1 – Self-consumption indicator by scenario for the summer and winter periods

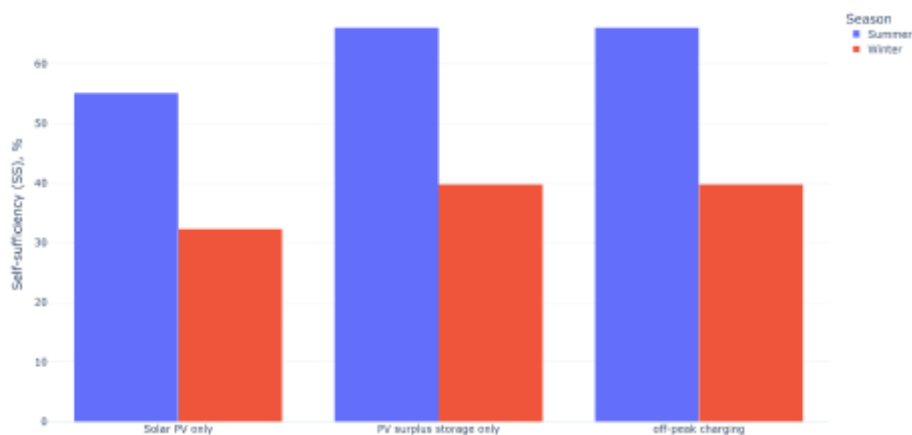


Figure 2 – Self-sufficiency indicator by scenario for the summer and winter periods

To illustrate the scenario with ESS charging during minimum-tariff hours, it is useful to consider representative daily profiles of the state of charge and charging/discharging power (Figs. 3).

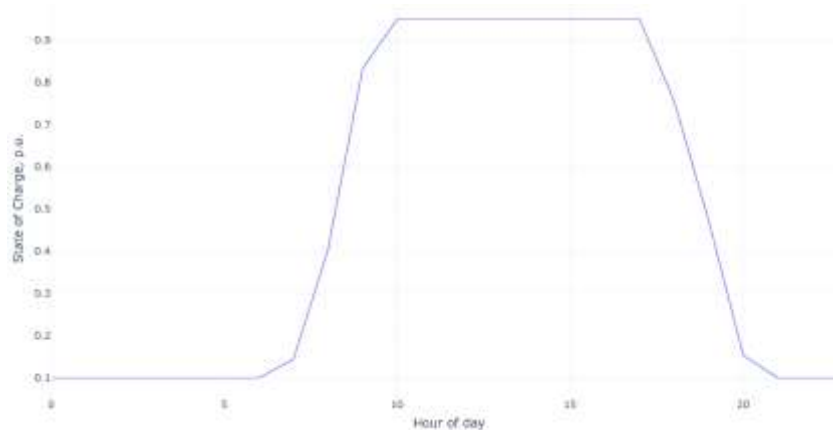


Figure 3 – Daily state-of-charge profile SOC (summer period with ESS charging during minimum-tariff hours)

These profiles show ESS charging in the morning hours, followed by maintaining a high *SOC* level during the daytime period and discharging in the evening interval that corresponds to higher tariffs. The absence of differences in *SC* and *SS* between the two hybrid scenarios is explained by the fact that the additional energy obtained from the grid during charging does not increase the locally consumed solar generation PV^{com} , but it reduces costs by replacing expensive imports during high-tariff hours.

Overall, the simulation results confirm that PV deployment is the determining factor for cost reduction in the summer period, whereas ESS integration substantially increases *SC* and *SS* and reduces import volumes by converting excess PV generation into a useful energy resource for on-site demand. In winter, the ESS ensures near-complete utilization of PV surpluses and a moderate increase in *SS*, while the additional economic effect is achieved through tariff-driven import redistribution enabled by charging during minimum-tariff hours.

Conclusions

This work provides a comprehensive analysis of the efficiency of hybrid power supply systems for enterprises with photovoltaic generation and energy storage systems under different dispatch strategies. Based on hourly simulations that account for seasonal load and generation profiles as well as multi-zone tariffs, the impact of integrating PV installations and ESS on the economic performance of the system and on the self-consumption and self-sufficiency indicators was investigated.

The results confirm that PV deployment is the key driver for reducing electricity costs, particularly in the summer period characterized by high generation output. At the same time, the use of ESS significantly improves the utilization of generated solar energy by storing surplus energy and subsequently using it to supply on-site demand. In summer, this is reflected in a simultaneous increase of both *SC* and *SS* and a reduction of grid import volumes, whereas in winter the ESS ensures near-complete internal utilization of PV generation, although the self-sufficiency level remains limited by physical generation shortages.

It was additionally found that the forecast-oriented strategy allowing ESS charging during minimum-tariff hours improves the economic performance of the hybrid system without changing *SC* and *SS*. This indicates that

efficiency improvements in hybrid systems are achieved not only by increasing the share of renewable generation, but also through optimizing ESS operating modes with consideration of time-differentiated electricity prices and battery degradation costs.

At the same time, the results should be interpreted within the scope of the adopted research design. The paper compares operating scenarios for fixed PV and ESS parameters and focuses on operating cost minimization together with post-optimization assessment using the self-consumption and self-sufficiency indicators. Therefore, the obtained conclusions characterize the operational effectiveness of different dispatch strategies rather than the full investment attractiveness of alternative system configurations over the entire life cycle. These conclusions are also relevant to the conditions of Ukrainian enterprises, where the economic effect of ESS may be determined not only by tariff differentiation, but also by increasing self-consumption of PV generation and reducing grid dependence.

Further research should focus on deepening the analysis by accounting for uncertainty in generation and load forecasts, refining ESS degradation models with consideration of operational factors, and solving the problem of optimal sizing of PV installed capacity and ESS energy capacity within a multi-criteria optimization framework that includes techno-economic and network constraints.

References

- 1.Y. Veremiichuk, O. Yarmoliuk, I. Prytyskach, V. Opryshko, Energy Sources Selection for Industrial Enterprise Combined Power Supply System, in: Proceedings of the IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS2019), IEEE, Kyiv, Ukraine, 17–19 Apr. 2019, 2019, pp. 283–288. <https://doi.org/10.1109/ESS.2019.8764188>.
- 2.Kanaan, Laith & Ismail, Loay & Gowid, Samer & Meskin, Nader & Massoud, Ahmed. (2023). Optimal Energy Dispatch Engine for PV-DG-ESS Hybrid Power Plants Considering Battery Degradation and Carbon Emissions. IEEE Access. PP. 1-1. <https://doi.org/10.1109/ACCESS.2023.3281562>.
- 3.Ouédraogo, Sarah & Faggianelli, Ghjuvan & Pigelet, Guillaume & Notton, G. & Duchaud, Jean-Laurent. (2021). Performances of energy management strategies for a Photovoltaic/Battery microgrid considering battery degradation. Solar Energy. 230. 654-665. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2021.10.067>.
- 4.Upadhya, Sahana & Wagner, Michael. (2021). A Dispatch Optimization Model for Hybrid Renewable and Battery Systems Incorporating a Battery Degradation Model. Journal of Energy Resources Technology. 144. 1-13. <https://doi.org/10.1115/1.4052983>.
- 5.Jufri, Fauzan & Aryani, Dwi & Garniwa, Iwa & Sudiarto, Budi. (2021). Optimal Battery Energy Storage Dispatch Strategy for Small-Scale Isolated Hybrid Renewable Energy System with Different Load Profile Patterns. Energies. 14. 3139. <https://doi.org/10.3390/en14113139>.
- 6.Grimaldi, Alberto & Minuto, Francesco Demetrio & Brouwer, Jacob & Lanzini, Andrea. (2024). Profitability of energy arbitrage net profit for grid-scale battery energy storage considering dynamic efficiency and degradation using a linear, mixed-integer linear, and mixed-integer non-linear optimization approach. Journal of Energy Storage. 95C. 112380. <https://doi.org/10.1016/j.est.2024.112380>.
- 7.Tom Terlouw, Tarek AlSkaif, Christian Bauer, Wilfried van Sark. Multi-objective optimization of energy arbitrage in community energy storage systems using different battery technologies, Applied Energy, Volume 239, 2019, Pages 356-372, <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2019.01.227>.
- 8.Alberizzi, Jacopo & Rossi, Mosè & Renzi, Massimiliano. (2020). A MILP algorithm for the optimal sizing of an off-grid hybrid renewable energy system in South Tyrol. Energy Reports. 6. 21-26. <https://doi.org/10.1016/j.egyr.2019.08.012>.
- 9.Dufo-López, Rodolfo & Lujano-Rojas, Juan & Bernal-Agustín, José & Artal-Sevil, Jesús & Bayod, A. & Cortés-Arcos, Tomas & Carroquino, Javier & Escriche, Cristina. (2023). Electricity price arbitrage in utility-scale PV-plus-battery systems. Renewable Energy and Power Quality Journal. 21. 13-18. <https://doi.org/10.24084/repqj21.207>.
- 10.Kiray, Vedat. (2025). A Scenario-Based Simulation Study for Economic Viability and Widespread Impact Analysis of Consumption-Side Energy Storage Systems. Energies. 18. 347. <https://doi.org/10.3390/en18020347>.
- 11.Grimaldi, Alberto & Minuto, Francesco Demetrio & Brouwer, Jacob & Lanzini, Andrea. (2024). Optimal Energy Management of a Utility-Scale Battery Energy Storage System Integrated with a Photovoltaic Power Plant Considering Battery Degradation. 1-5. <https://doi.org/10.1109/PESGM51994.2024.10761082>.
- 12.Jin, Lingkang & Kazemi, Milad & Comodi, Gabriele & Papadimitriou, Christina. (2024). Assessing battery degradation as a key performance indicator for multi-objective optimization of multi-carrier energy systems. Applied Energy. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2024.122925>.
- 13.Li, Qing & Zhang, Xinyan & Ma, Tianjiao & Jiao, Chunlei & Wang, Heng & Hu, Wei. (2021). A multi-step ahead photovoltaic power prediction model based on similar day, enhanced colliding bodies optimization, variational mode decomposition, and deep extreme learning machine. Energy. 224. 120094. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2021.120094>.

14.Velasquez Motta, Miguel & Barreiro-Gomez, Julian & Quijano, Nicanor & Cadena, Angela & Shahidehpour, M.. (2019). Distributed model predictive control for economic dispatch of power systems with high penetration of renewable energy resources. International Journal of Electrical Power & Energy Systems. 113. 607-617. <https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2019.05.044>.

І.В. Притискач¹, канд. техн. наук, ст. викл., ORCID 0000-0002-1892-0054

О.О. Шаповалов¹, магістр, ORCID 0009-0008-2236-0812

¹Національний технічний університет України

«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ГІБРИДНИХ СИСТЕМ ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ ЗА РАХУНОК ЗАСТОСУВАННЯ УСТАНОВОК ЗБЕРІГАННЯ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ

У роботі проаналізовано підвищення ефективності гібридних систем електропостачання підприємств шляхом інтеграції фотоелектричної генерації та систем накопичення енергії з різними алгоритмами диспетчерського керування. Розглянуто чотири сценарії роботи: електропостачання тільки від зовнішньої мережі, використання лише фотоелектричних установок, гібридний режим із накопиченням надлишкової генерації в системі накопичення енергії та режим із прогнозно-орієнтованим заряджанням установок зберігання електроенергії. Моделювання виконано з погодинною дискретизацією з урахуванням сезонних графіків навантаження, сонячної генерації та вартості деградації акумуляторної батареї. Ефективність оцінювалася за сумарними витратами на електроенергію, обсягами імпорту та експорту, а також за показниками власного споживання та самозабезпечення. Отримані результати показують, що інтеграція систем накопичення енергії істотно підвищує рівень використання локальної генерації та зменшує залежність від мережі, тоді як застосування прогнозно-орієнтованих алгоритмів керування забезпечує додатковий економічний ефект без зміни структури використання сонячної енергії. Водночас запропонований підхід є придатним для умов електропостачання підприємств в Україні, де ефект від використання накопичувачів може додатково визначатися підвищенням рівня локального використання відновлюваної генерації та зменшенням залежності від зовнішнього електропостачання.

Ключові слова: гібридна система електропостачання, фотоелектрична генерація, установка зберігання енергії, диспетчеризація, самоспоживання, самозабезпеченість.

Надійшла: 03.02.2026

Received: 03.02.2026

Прийнята: 16.03.2026

Accepted: 16.03.2026

ELECTRICITY DEMAND FORECASTING IN SMART GRIDS BASED ON MACHINE LEARNING MODELS

The paper addresses the urgent problem of high-precision short-term electricity demand forecasting within modern intelligent power systems (Smart Grids). The transformation of the energy sector, driven by the decentralization of generation and the massive integration of renewable energy sources, necessitates new approaches to processing large volumes of high-frequency data. The inefficiency of traditional statistical models, such as ARIMA, for analyzing complex non-linear dependencies in dynamic networks is substantiated. The Long Short-Term Memory (LSTM) neural network model was chosen as the primary research method, as it effectively addresses the vanishing gradient problem and captures long-term temporal dependencies. The model integrates both primary time series of historical demand and exogenous factors, specifically weather conditions and calendar events. Experimental studies were conducted using high-resolution data (5-minute intervals). Modeling results demonstrated a significant advantage of LSTM over ARIMA and XGBoost models. The use of LSTM allowed for a 20–50% reduction in forecasting errors (RMSE and MAE metrics) compared to traditional methods, achieving values of MAE of 7.8 kW and RMSE of 10.5 kW. The practical value of the results lies in the potential to minimize operating costs, optimize the performance of energy storage systems, and enhance the overall stability of Smart Grids.

Keywords: energy efficiency, demand forecasting, smart grid, machine learning, LSTM, recurrent neural networks.

Introduction. Modern power systems are undergoing a significant transformation, moving towards the Smart Grid model. This is driven by the decentralization of generation, the massive integration of renewable energy sources (RES), and the need to process large volumes of high-frequency data (Big Data).

In the context of Smart Grids, the forecasting target is increasingly not just total consumption, but the so-called "net demand," which is formed as the difference between the facility's total energy requirement and the energy generated by its local renewable sources (e.g., solar panels). This transforms consumers into active grid participants (prosumers) and makes the grid consumption profile highly stochastic. It is precisely this volatility, driven by the impact of weather conditions on local generation, that explains the inefficiency of traditional linear models and necessitates the application of recurrent neural networks.

Inaccurate demand forecasting in such dynamic conditions leads to significant economic losses, increased operating costs, and risks to system instability. Traditional statistical models (e.g., ARIMA [1]) are ineffective for analyzing the complex, non-linear dependencies that arise in modern Smart Grids [2]. Consequently, there is a need to develop and investigate advanced methods, particularly machine learning (ML), to significantly improve the accuracy of short-term demand forecasting.

Recent scientific research is actively shifting from traditional statistical methods to the use of complex ML architectures. Key areas include:

–Studies emphasize the use of Recurrent Neural Networks (RNN) and their modifications, specifically Long Short-Term Memory (LSTM). These models have shown high efficiency in capturing long-term temporal dependencies in energy consumption time series [3, 4].

–The use of Gradient Boosting (XGBoost) is widespread, especially for the effective integration of heterogeneous external features (weather, calendar events) [5, 6].

–Combining LSTM for temporal dependencies with, for example, XGBoost for non-linear features, which increases the overall robustness and accuracy of the forecast [7, 8].

Despite this progress, existing models have certain limitations. Most studies work with hourly or daily data. The problem of accurate forecasting at 5–15 minute intervals remains relevant, as it is critical for operational management. Additionally, there is insufficient integration of the impact of unpredictable RES generation as a dynamic factor, which complicates net demand forecasting [9, 10, 11].

Scientific Contribution. Unlike existing studies that primarily utilize LSTM for hourly or daily forecasting, the authors' contribution in this work lies in adapting the machine learning model for ultra-short-term forecasting using high-frequency data (5-minute intervals). This approach enables the identification of consumption micro-trends that are otherwise obscured by hourly averaging, which is critical for the real-time operational management of hybrid microgrids and energy storage systems.

Research Objective. The objective of this work is to develop and experimentally validate the effectiveness of the Long Short-Term Memory (LSTM) model for high-precision short-term electricity demand forecasting in Smart Grids, utilizing high-frequency data and integrating key external factors.

Main Material. The object of the study is the aggregated load of a local microgrid (e.g., an infrastructure facility or a group of consumers) with a baseline power range of 800 to 1300 kW. The LSTM model is a type of Recurrent Neural Network (RNN) specifically designed to work with time series and to overcome the vanishing gradient problem inherent in conventional RNNs when processing long sequences [3, 12].

The LSTM model employs special internal structures called memory cells, which allow it to selectively store, read, and discard information over extended periods. This is ideally suited for electricity demand forecasting, where current consumption depends on factors that were active days, weeks, or even months ago.

Each LSTM cell has three main gates that control the flow of information:

Forget Gate (f_t) – determines which part of the information from the previous cell state (C_{t-1}) should be forgotten or discarded.

$$f_t = \sigma(W_f \cdot [h_{t-1}, x_t] + b_f)$$

where x_t – input data at time t (e.g., current temperature, demand); h_{t-1} – hidden state (output) from the previous time step $t-1$; W_f , b_f – weight matrix and bias vector for the forget gate; σ – sigmoid activation function (outputs values from 0 to 1), where 1 means "keep entirely" and 0 means "forget entirely."

Input Gate (i_t) and Cell State Candidate (\hat{C}_t) – determine what new information will be added to the cell state

$$i_t = \sigma(W_i \cdot [h_{t-1}, x_t] + b_i)$$

$$\hat{C}_t = \tanh(W_C \cdot [h_{t-1}, x_t] + b_C)$$

де i_t – input gate, determines which values to update (sigmoid function); \hat{C}_t – a new candidate for the cell state value (tanh function for generating new values).

Cell State Update (C_t) occurs by combining forgotten old information and adding new information

$$C_t = f_t * C_{t-1} + i_t * \hat{C}_t$$

where * denotes element-wise multiplication.

Output Gate (o_t) and Hidden State (h_t) – determine which part of the cell state (C_t) will be output as the hidden state (h_t).

$$o_t = \sigma(W_o \cdot [h_{t-1}, x_t] + b_o)$$

$$h_t = o_t * \tanh(C_t)$$

After the data passes through one or more LSTM layers, the output hidden state (h_t) is fed to a final layer (usually a Dense or linear layer), which transforms it into the final demand forecast (\hat{y}_t):

$$\hat{y}_t = W_{out} \cdot h_t + b_{out}$$

where \hat{y}_t – predicted electricity demand at time t ; W_{out} , b_{out} – weights and bias of the output layer.

To train the model, a Loss Function is used, which measures the difference between the predicted value (\hat{y}_t) and the actual demand (y_t). The most common is the Mean Squared Error (MSE) (often represented via Root Mean Squared Error, RMSE):

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{t=1}^N (y_t - \hat{y}_t)^2}$$

It is often used when large errors are particularly undesirable or costly (which is typical for power systems). A high RMSE compared to MAE indicates the presence of significant, albeit infrequent, forecasting misses.

MAE (Mean Absolute Error) is the arithmetic average of the absolute values of the errors (the difference between the predicted and actual values) for all data points. The MAE value is used by Smart Grid operators to understand the average cost of a planning miss.

$$MAE = \frac{1}{N} \sum_{t=1}^N |y_t - \hat{y}_t|$$

where N – number of data points; y_t – actual demand at time t ; \hat{y}_t – predicted demand at time t .

To evaluate the relative forecasting accuracy, regardless of the absolute load values, the Mean Absolute Percentage Error (MAPE) is also utilized:

$$MAPE = \frac{100\%}{N} \sum_{t=1}^N \left| \frac{y_t - \hat{y}_t}{y_t} \right|$$

Considering that the peak load of the investigated object exceeds 1200 kW, the calculated Mean Absolute Percentage Error (MAPE) is less than 1%. This indicates an exceptionally high accuracy for high-frequency time series, proving that the absolute error margins are negligible relative to the overall system capacity.

The LSTM model serves as an optimal mathematical foundation for implementing the results, as it is specifically designed to analyze dependencies in time series and provides the high accuracy required for critical operations in Smart Grids. The LSTM model provides electricity demand forecasts with high precision for the next few hours or a day (short-term forecasting). Table 1 presents the summarized technical and economic advantages of the LSTM model.

Table 1 – Results of using the LSTM model for demand forecasting in Smart Grids

Expected Result (Quantitative)	Description and Metrics	Practical Value for Smart Grids
High forecasting accuracy	Significant reduction in forecasting error compared to base models (e.g., ARIMA). Metrics: RMSE and MAE are 20–50% lower than traditional methods.	Economic efficiency: Minimization of required operating reserves and reduction of costs in the balancing market.
Successful cycle modeling	Accurate forecasting of daily peaks and troughs, as well as demand fluctuations during the week (weekends vs. weekdays).	Generation planning: Optimal switching on/off of generating capacities and avoidance of network overloads.
Quantitative assessment of weather impact	Identification and utilization of non-linear relationships between external factors (temperature, humidity) and demand.	Proactive management: Precise prediction of demand spikes caused by extreme heat or cold to activate cooling or heating systems.
Efficient processing of high-frequency data	Ability to process data with 5–15 minute discretization, providing a forecast for each interval.	Microgrid management: Rapid decision-making in local systems and precise control of energy storage systems (ESS).
Identification of long-term dependencies	Retention of demand information obtained a week or month ago (via LSTM memory cells).	Forecast stability: Reliability of results even in the event of intermediate anomalies or short-term data failures.
Decision support for ESS	Providing accurate time intervals when energy prices are likely to rise or fall.	ESS optimization: Automation of battery charge/discharge strategies to maximize profit (arbitrage) and support grid frequency.

The study was conducted based on historical demand data with high discretization (5-minute intervals), supplemented by exogenous factors. The main stages of the LSTM model implementation in a machine learning project for time series forecasting are presented in Fig. 1.

The input data provided to the LSTM model for electricity demand forecasting is divided into two main groups:

Primary time series – historical electricity demand (in kW or MW). This is the single variable we aim to predict, as well as a key input feature for the LSTM itself;

Exogenous (external) features – factors that influence demand but are not part of the demand itself (weather data, temporal features, calendar events). These help the model understand the reasons behind changes in demand.

Figure 2, which shows two bar charts (for MAE and RMSE), visually confirms the significant advantage of machine learning and deep learning models over traditional methods for demand forecasting in Smart Grids. The LSTM model (with the shortest bars) demonstrates the highest forecasting accuracy, achieving the lowest values of MAE (7.8 kW) and RMSE (10.5 kW). This indicates its effectiveness in capturing complex, non-linear, and long-term dependencies in high-frequency time series.

The XGBoost model also significantly outperforms the traditional ARIMA model, highlighting the importance of using ensemble methods and the effective use of external features (weather, calendar) in forecasting. The use of LSTM allows for a substantial minimization of operational risks and costs associated with inaccurate forecasting, providing a reliable foundation for energy resource management.

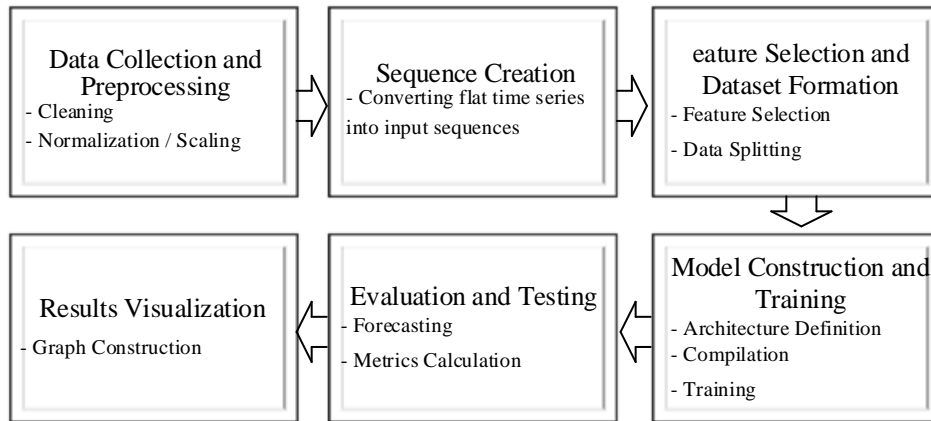


Fig. 1 – Main stages of LSTM model implementation in a machine learning project for time series forecasting

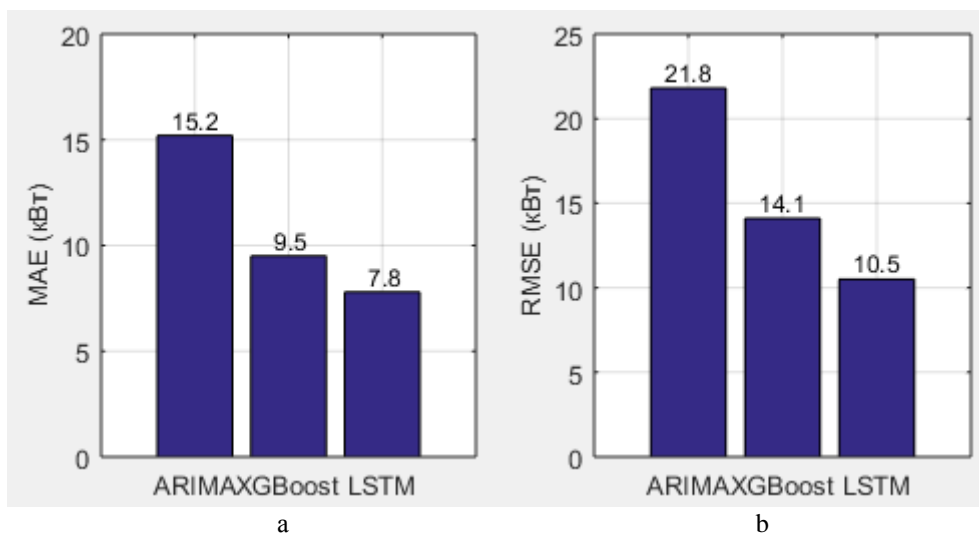


Fig. 2 – Comparison of MAE values for ARIMA, XGBoost, and LSTM models (a); Comparison of RMSE values for ARIMA, XGBoost, and LSTM models (b)

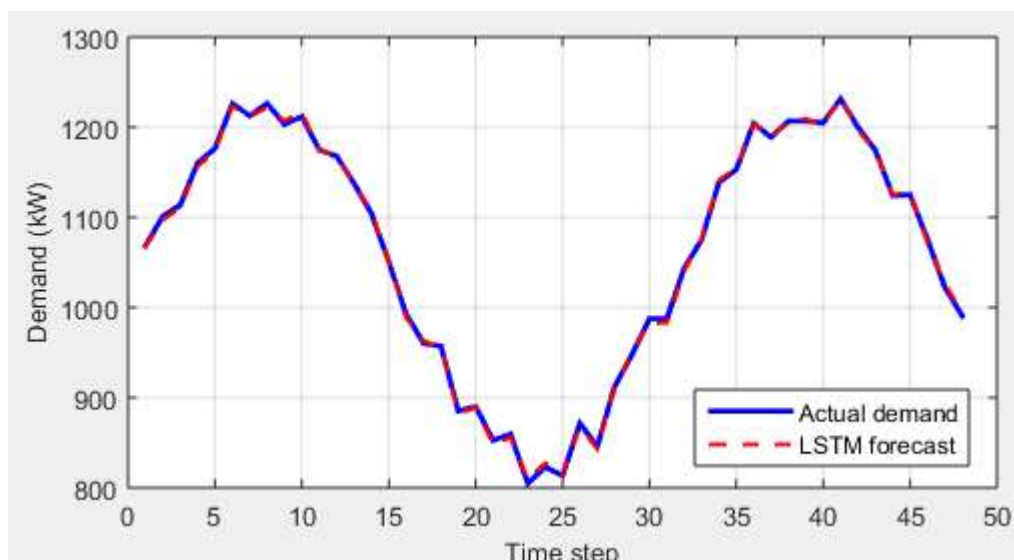


Fig. 3 – Electricity demand forecast

The time series line graph in Fig. 3 is key visual evidence of the model's quality, demonstrating its ability to accurately model demand dynamics. The red dashed line (LSTM forecast) closely overlaps the blue line (actual

demand) across all 48 intervals, including periods of fluctuation. Successful dynamics modeling: The model successfully simulates the rises and falls in demand, reflecting its ability to capture the daily cyclicality of consumption. This is critical for operational decision-making (e.g., activating reserve capacities) in Smart Grid environments.

The visual proximity of the lines confirms that LSTM generates reliable short-term forecasts necessary for effective grid balancing.

The residual scatter plot in Fig. 4 provides important information about the nature and distribution of the model's errors. The residual points (errors) are randomly distributed around the zero line (red dashed line), showing no clear patterns, such as constant overestimation or underestimation of the forecast at a specific time of day. This demonstrates the reliability and generalization ability of the LSTM model.

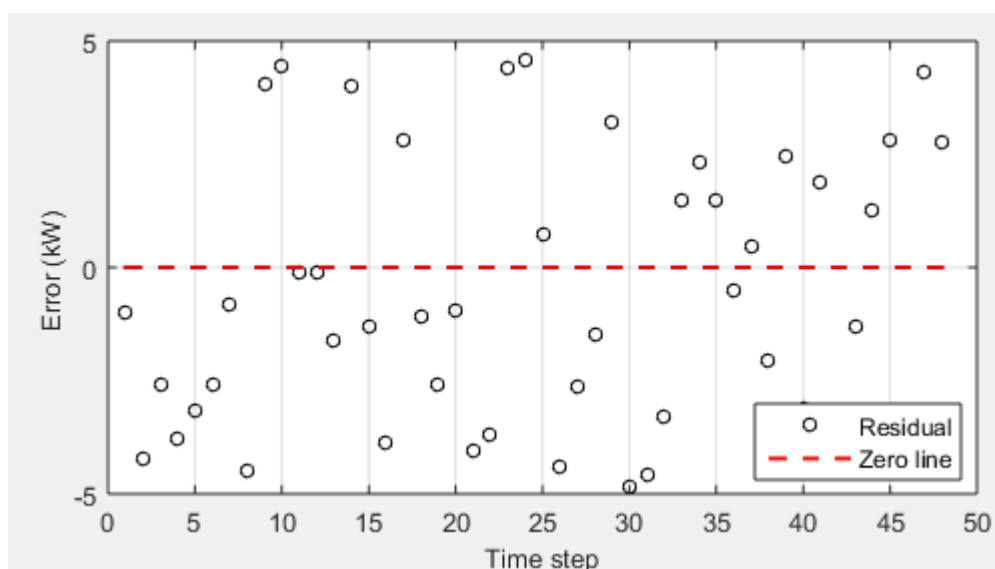


Fig. 4 – LSTM forecast residuals

Most of the points are grouped close to zero, confirming the low MAE value. This means that large errors are rare and non-systematic, which is a sign of high model quality for time series. The uniform distribution of errors indicates that LSTM forecasts can be confidently used for automated grid management.

Conclusion. This study has successfully proven that the configured LSTM model effectively solves the problem of ultra-short-term net demand forecasting using high-frequency data (5-minute intervals), which constitutes the main contribution of this research. LSTM provides a significant reduction in error (by 20-50%) compared to traditional and basic machine learning models. The model successfully captures complex time-series dynamics and lacks systematic errors, making it ideal for automated decision-making.

High-precision forecasts obtained with LSTM directly lead to the minimization of operating costs, optimization of energy storage management, and increased reliability of the entire energy system.

The obtained results and the proposed model architecture can be generalized for the level of microgrids, distribution substations, or multi-apartment complexes. However, at the level of an individual household consumer, the forecasting accuracy may decrease due to the high randomness of switching on specific electrical appliances.

References

1. Pertsev Yu.O., Korotka L.I. (2025). Comparative analysis of traditional statistical methods and the LSTM neural network model. *System technologies* 1 (156). C. 65-77. <https://doi.org/10.34185/1562-9945-1-156-2025-08>
2. Lobodzinskiy V.Yu., Buryk M.P., Spinul L.Yu, Chybelis V.I., Illina O.A. (2022). Features of smart grid technologies introduction in the energy industry. *Scientific notes of Taurida National V.I. Vernadsky University. Series: Technical Sciences*, 33 (72) № 4, pp. 160-166. <https://doi.org/10.32838/2663-5941/2022.4/24>
3. Nehme B., Hajj E., Nohra C. (2025). Energy consumption predictions using a neural network. *Energy Informatics*, 8, Article 139. <https://doi.org/10.1186/s42162-025-00601-w>
4. Hosseini E., Saeedpour B., Banaei M., Ebrahimi R. (2025). Optimized deep neural network architectures for energy consumption and PV production forecasting. *Energy Strategy Reviews*, 59, 101704. <https://doi.org/10.1016/j.esr.2025.101704>

5. Dakheel F., Çevik M. (2025). Optimizing Smart Grid Load Forecasting via a Hybrid Long Short-Term Memory–XGBoost Framework: Enhancing Accuracy, Robustness, and Energy Management. *Energies*, 18(11), 2842. <https://doi.org/10.3390/en18112842>
6. Abdulameer Y. H., Ibrahim, A. A. (2025). Forecasting of Electrical Energy Consumption Using Hybrid Models of GRU, CNN, LSTM, And ML Regressors (включно з XGBoost). *Journal of Wireless Mobile Networks, Ubiquitous Computing, and Dependable Applications*, 16(1), 560–575. <https://doi.org/10.58346/JOWUA.2025.I1.033>
7. Abdulameer Y. H., Ibrahim A. A. (2025). Forecasting of Electrical Energy Consumption Using Hybrid Models of GRU, CNN, LSTM, And ML Regressors. *JOWUA*, 16(1), 560–575. <https://doi.org/10.58346/JOWUA.2025.I1.033>
8. Nandigam S. H., Nageswararao K., Sharma P. K. (2025). Hybrid Deep Learning Models for Energy Consumption Forecasting: CNN-LSTM Approach for Large-Scale Datasets. *Journal of Renewable Energy and Smart Grid Technology*. <https://doi.org/10.69650/rast.2025.261326>
9. Dakheel F., Çevik M. (2025). Optimizing Smart Grid Load Forecasting via a Hybrid LSTM–XGBoost Framework: Enhancing Accuracy, Robustness, and Energy Management. *Energies*, 18, 2842. <https://doi.org/10.3390/en18112842>
10. Hosseini E., Saeedpour B., Banaei M., Ebrahimi R. (2025). Optimized deep neural network architectures for energy consumption and PV production forecasting. *Energy Strategy Reviews*, 59, 101704. <https://doi.org/10.1016/j.esr.2025.101704>
11. Kazemi Naeini H., Shomali R., Pishahang A., Hasanzadeh H., Mohammadi M., Asadi S. (2025). PINN-DT: Optimizing Energy Consumption in Smart Buildings Using Hybrid Physics-Informed Neural Networks and Digital Twin Framework with Blockchain Security. *arXiv preprint*. <https://doi.org/10.48550/arXiv.2503.00331>
12. Hosseini E., Saeedpour B., Banaei M., Ebrahimi R. (2025). Optimized deep neural network architectures for energy consumption and PV production forecasting. *Energy Strategy Reviews*, 59, 101704. <https://doi.org/10.1016/j.esr.2025.101704>

В.Ю. Лободзинський¹, канд. техн. наук, доцент, ORCID 0000-0003-1167-824X

М.П. Бурик¹, канд. техн. наук, доцент, ORCID 0000-0002-7114-1084

А.О. Паламарчук¹, студентка, ORCID 0009-0005-9918-9855

¹Національний технічний університет України

”Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського”

ПРОГНОЗУВАННЯ ПОПИТУ НА ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЮ В SMART GRIDS НА ОСНОВІ МОДЕЛЕЙ МАШИННОГО НАВЧАННЯ

У роботі розглядається актуальна проблема високоточного короткострокового прогнозування попиту на електроенергію в умовах сучасних інтелектуальних енергосистем (Smart Grids). Трансформація енергетичного сектору, зумовлена децентралізацією генерації та масовим впровадженням відновлюваних джерел енергії, потребує нових підходів до обробки великих обсягів високочастотних даних. Обґрунтовано неефективність традиційних статистичних моделей, таких як ARIMA, для аналізу складних нелінійних залежностей у динамічних мережах. Основним методом дослідження обрано модель нейронної мережі Довгої Короткочасної Пам'яті (LSTM), яка дозволяє ефективно вирішувати проблему зникаючого градієнта та вловлювати довготривалі часові залежності. Модель інтегрує як основні часові ряди історичного попиту, так і екзогенні фактори, зокрема погодні умови та календарні події. Експериментальні дослідження проводилися на даних з високою дискретизацією (5-хвилинні інтервали). Результати моделювання продемонстрували значну перевагу LSTM над моделями ARIMA та XGBoost. Використання LSTM дозволило знизити похибки прогнозування (метрики RMSE та MAE) на 20–50% порівняно з традиційними методами, досягнувши значень MAE 7.8 кВт та RMSE 10.5 кВт. Практична цінність отриманих результатів полягає у можливості мінімізації операційних витрат, оптимізації роботи систем накопичення енергії та підвищенні загальної стабільності Smart Grids.

Ключові слова: енергоефективність, прогнозування попиту, smart grid, машинне навчання, LSTM, рекурентні нейронні мережі.

Надійшла: 08.05.2025

Received: 08.05.2025

Прийнята: 23.03.2026

Accepted: 23.03.2026

ЕНЕРГЕТИЧНА ЕФЕКТИВНІСТЬ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

ENERGY EFFICIENCY AND ENERGY SAVING

УДК 536.24

DOI 10.20535/1813-5420.1.2026.352955

Б.І Басок^{1,2}, д-р техн. наук, проф., ORCID: 0000-0002-8935-4248

С.М. Гончарук¹, канд. техн. наук, доцент, ORCID: 0000-0002-5609-7337

Д.Б. Давиденко¹, аспірант, ORCID: 0009-0003-5791-1980

О.М. Лисенко^{1,2}, канд. техн. наук, доцент, ORCID: 0000-0003-3981-9796

¹Інститут технічної теплофізики НАН України

²Національний технічний університет України

«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

ОСОБЛИВОСТІ ПЕРЕНЕСЕННЯ ТЕПЛОТИ ЧЕРЕЗ ВАКУУМНИЙ СКЛОПАКЕТ

Наведено результати чисельних досліджень перенесення теплоти через вакуумний однокамерний склопакет. Задачі конвекційної течії повітря в камері склопакета в умовах вакуумування і перенесення теплоти розв'язуються в двовимірній постановці у вертикальному перерізі склопакета. На поверхнях скла в умовах вакууму задаються граничні умови проковзування. За результатами досліджень визначено вплив тиску в камері склопакета на його опір теплопередачі. Показано, що опір теплопередачі вакуумного склопакета з відстанню між поверхням скла в камері 10 мм відчутно збільшується після того, як тиск в камері такого склопакета стає меншим ніж 10 Па. При більших тисках вакуумування практично не впливає на опір теплопередачі, або впливає несуттєво. Чутливому збільшенню опору теплопередачі при вакуумуванні камери склопакета сприяє низькоемісійне покриття внутрішніх поверхонь скла камери.

Ключові слова: вакуумний склопакет, опір теплопередачі, радіаційний тепловий потік, вільна конвекція, низькоемісійне покриття, чисельне моделювання.

Вступ. Однією з найсуттєвіших причин втрат теплоти з приміщення в зимовий період року є низький опір теплопередачі віконних конструкцій. У більшості будівель цей коефіцієнт менший, ніж коефіцієнт опору теплопередачі стінових конструкцій, який можна підвищити шляхом встановлення шару теплоізоляційного матеріалу на зовнішній поверхні стіни. Заходи з підвищення коефіцієнту опору віконних конструкцій передбачають збільшення камер у вікні, нанесення низькоемісійного покриття на внутрішню поверхню скла з метою зниження радіаційного теплового потоку з приміщення, заміну повітряного середовища камер склопакета на інертні гази, що мають менший коефіцієнт теплопровідності, ніж повітря.

Коефіцієнт теплопровідності газового середовища в камерах склопакета можливо також зменшити шляхом його вакуумування. З цією метою можна вакуумувати камери склопакета, або застосовувати для вікон вакуумне скло. Але при цьому обов'язковим є також застосування опорних вставок між листами скла для запобігання їх суттєвих деформацій внаслідок перепаду тиску і можливого руйнування. В найпростішому варіанті такий склопакет представляє собою герметичну вакуумну камеру, що містить два скла, які розташовані на малій відстані одне від одного і розподілені маленькими розпірками.

Отже, розробку і створення вакуумних склопакетів можна вважати перспективним напрямком у розвитку енергоефективних віконних конструкцій. Головною перевагою таких вікон вважається високі енергозберігаючі характеристики. Інша перевага полягає в ізоляції приміщення від шуму, що надходить ззовні.

Результатам підвищення опору теплопередачі вікон шляхом застосування вакуумного скління приділяється в літературі значна увага. Аналіз особливостей передачі теплоти через вакуумне скління наведено в [1]. Розглядається вакуумне скло, що складається з двох скляних листів товщиною 4 мм або 5 мм. Відстань між листами дорівнює 0,5 мм. Між ними в певному порядку розташовані кульки з нержавіючої сталі. У герметичному просторі між листами скла створюється вакуум (тиск нижче 0,01 Па). На внутрішній поверхні одного скла нанесено низькоемісійне покриття. Для аналізу теплопровідності через опорну кулю з нержавіючої сталі і визначення її опору теплопередачі застосовується контактна модель Герца. За результатами досліджень встановлено, що коефіцієнт теплопередачі центральної комірочки, що утворена кульками, становить 0,26 Вт/(м² К), а отримані з чисельної моделі значення

коефіцієнта теплопередачі всього вакуумного скла (без теплової ізоляції рами) становлять $0,84 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$, що є достатньо задовільним результатом щодо зниження теплових втрат через таке скло.

В [2] досліджується теплопередача через потрійне вакуумне скління. Проаналізовано вплив випромінювання поверхонь скляних листів всередині порожнини між листами, радіуса опорних стійок, що вставлені між склою, та теплопровідності матеріалу опорних стійок на коефіцієнт теплопередачі. Результати цих досліджень показали, що використання потрійного вакуумного скління може значно знизити коефіцієнт теплопередачі. Так при застосуванні вакуумного скла, що складається з трьох листів товщиною 6 мм; 4 мм та 6 мм і містить чотири низькоемісійні покриття ($\epsilon=0,03$) можна одержати коефіцієнт теплопередачі центральної ділянки скління менше, ніж $0,2 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$.

В [3] запропоновано метод прогнозування коефіцієнта теплопередачі через композитне вакуумне скління. Шляхом аналізу процесу перенесення теплоти через цю систему визначалася теоретична формула для розрахунку коефіцієнта теплопередачі. Було проаналізовано вплив різних положень низькоемісійних покриттів на скляних поверхнях на характеристики теплопередачі через композитне вакуумне скління. Результати показали, що найкращі теплоізоляційні характеристики забезпечували низькоемісійні покриття, що розташовані з обох боків вакуумного шару.

В [4] зазначається, що вакуумне скління, як спосіб зменшення втрат теплоти через вікно, забезпечує при цьому здатність вікна максимально пропускати світло, сприяє звукоізоляції, та запобігає конденсації на внутрішніх поверхнях скла. В даній роботі наведено системний огляд вакуумного скління та його конструкцій, включаючи вибір матеріалів, методи виготовлення, методи досліджень та оцінку експлуатаційних характеристик. Узагальнено аналітичні, чисельні та експериментальні методи оцінки теплових характеристик вакуумного скління. Наведені також коефіцієнти теплопередачі для різних конструкцій вакуумного скління. Досліджено вплив різних параметрів на ці коефіцієнти та оцінено їх потенціал для енергозбереження у різних кліматичних зонах.

Основні концепції вакуумного скління, а також результати дослідження, що проведені при розробці технологій високотемпературної та низькотемпературної герметизації вакуумного скління, наведені в [5]. Розглядаються теплові характеристики різних систем вакуумного скління. Наводяться дані про теплоізоляційну ефективність таких вікон, яка може бути досягнута завдяки використанню низькоемісійних покриттів на склі. Описуються результати дослідження віконних систем, в яких використовується вакуумне скління, і показано вплив їх застосування для підвищення енергетичних характеристик вікон.

Вакуумне ізоляційне скління є дієвим способом підвищення енергетичної ефективної огорожувальних конструкцій будівель завдяки його високим теплоізоляційним характеристикам. Таке скління є також одним зі шляхів термомодернізації будівель. Воно є ефективним як для зменшення втрат теплоти з приміщення в регіонах з холодним кліматом, так і для зменшення зовнішніх теплонадходжень в регіонах з тропічним кліматом [6]. Застосування вакуумного скління сприяє зменшенню енергетичних витрат на кондиціонування та охолодження повітря в літній період року.

В [7] було застосовано чисельне моделювання для визначення принципів конструювання вікон з використанням вакуумного скла. В цій роботі зазначається, що в простішому варіанті вакуумне скління створюється з двох скляних панелей з вакуумним проміжним простором між листами скла. Для збереження функціональності скління необхідне вакуумне ущільнення країв та сітка дистанційних стійок. Переваги вакуумного скління в порівнянні з багатокамерними склопакетами, що мають ті ж самі теплоізоляційні характеристики, полягають в тому, що вакуумні скляні вироби мають меншу вагу та габарити конструкції. Але при цьому вакуумне скління вимагає більш ретельного ущільнення країв скла, яке можна вважати слабким місцем вакуумного скла з точки зору теплопередачі.

В [8] розглядається варіант потрійного вакуумного ізоляційного скління, що складається з трьох скляних панелей, розділених двома зміщеними сітками. Сітки виготовлені з волокон, які сплавляються зі скляними панелями у вакуумі для створення багатьох незалежних комірок. На відміну від традиційних потрійних вакуумних ізоляційних склопакетів, які розділені опорними стовпчиками, ці комірки значно збільшують надійність герметизації порожнини між склою, а додаткові з'єднання, що утворені лініями сітки, зменшують напруження на крайових з'єднаннях, тим самим підвищуючи надійність такої конструкції. Було проведено чисельні дослідження теплових характеристик зазначеної конструкції вакуумного скління, за результатами якого отримано коефіцієнти теплопередачі нижче, ніж $0,5 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Експериментальне значення коефіцієнта теплопередачі в центрі скла для вікна з подвійним склопакетом, заповненого аргоном, з низькоемісійним покриттям на двох скляних поверхнях становило $0,42 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Це значення коефіцієнта теплопередачі приблизно в чотири рази нижче, ніж у типового однокамерного склопакета, заповненого аргоном.

Мета цього дослідження полягає у визначенні впливу вакуумування склопакета на його теплоізоляційні характеристики, а також визначення величини тиску в камері склопакета, при якому вплив вакуумування на опір теплопередачі стає достатньо суттєвим. З цією метою проводяться відповідні чисельні дослідження.

Постановка задачі чисельного моделювання. Згідно з молекулярно-кінетичною теорією, при зниженні тиску в газовому середовищі коефіцієнт теплопровідності газів майже не змінюється (тобто, не залежить від тиску) до тих пір, поки довжина вільного пробігу його молекул L не стає такого ж порядку, що і визначальний лінійний розмір порожнини, що вміщує газ. Для однокамерних склопакетів за такий розмір варто прийняти відстань між поверхнями скла в камері склопакета δ_n , яка є товщиною газового прошарку в склопакеті. Залежність теплопровідності повітря від тиску можна розраховувати за формулою [9]

$$\lambda = \frac{\lambda_0(T)}{1 + 2\beta \cdot \text{Kn}} \quad (1)$$

де $\lambda_0(T)$ – теплопровідність повітря при тиску 100000 Па, яка залежить від температури; $\text{Kn} = L / \delta_n$ - число Кнудсена; L - довжина вільного пробігу молекул; $\beta \approx 1,5 \dots 2$ - експериментальний коефіцієнт. Довжина вільного пробігу молекул повітря визначається за відомою з молекулярно - кінетичної теорії формулою:

$$L = \frac{kT}{\sqrt{2}\pi d^2 p}, \quad (2)$$

де k - постійна Больцмана; p - тиск в газі; d - діаметр молекул газу; T - абсолютна температура газу. Тоді вираз для числа Кнудсена матиме вигляд

$$\text{Kn} = \frac{kT}{\delta_n \sqrt{2}\pi d^2 p} \quad (3)$$

З врахуванням рівності (3), вираз (1) матиме вигляд

$$\lambda = \frac{\lambda_0(T)}{1 + C_\lambda \frac{T}{p\delta_n}} \quad (4)$$

де $C_\lambda = \frac{2\beta \cdot k}{\sqrt{2}\pi d^2}$

Залежність відносного коефіцієнту теплопровідності повітря λ / λ_0 від тиску при $T=278$ К та $\delta_n=0,01$ м представлено на рис. 1. Коефіцієнт λ_0 приймається рівним 0,0247 Вт/(м·К).

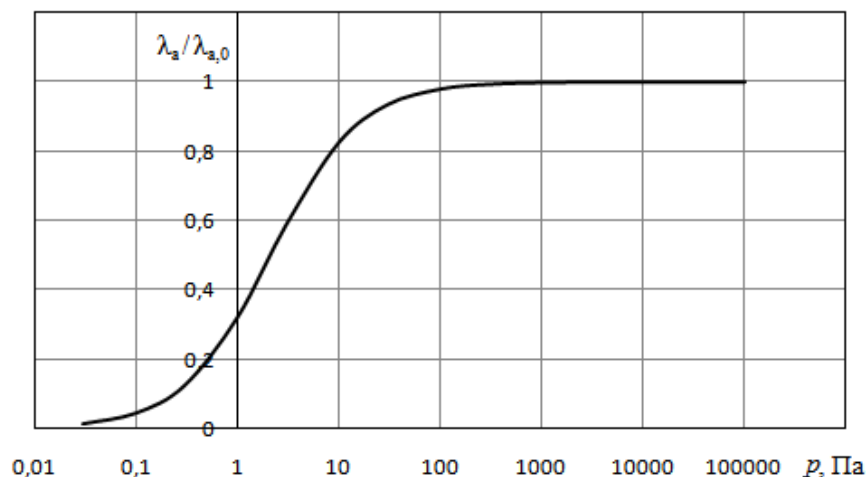


Рисунок 1 – Залежність відносного коефіцієнта теплопровідності повітря від тиску при $T=278$ К та $\delta_n=0,01$ м

Задача перенесення теплоти через вакуумний склопакет розв'язується у двовимірній постановці у вертикальному перерізі склопакета і описується системою рівнянь, що включає:

- рівняння нерозривності

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} = 0; \quad (5)$$

- рівняння перенесення імпульсу вздовж вертикальної осі OY:

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial \tau} + \frac{\partial(\rho v u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v^2)}{\partial y} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[2 \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{2\mu}{3} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] - \rho g; \quad (6)$$

- рівняння перенесення імпульсу вздовж горизонтальної осі OX:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial \tau} + \frac{\partial(\rho u^2)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho u v)}{\partial y} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left[2\mu \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right) - \frac{2\mu}{3} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right]; \quad (7)$$

- рівняння енергії для газового середовища:

$$\frac{\partial(C_{p,g} \rho T)}{\partial \tau} + \frac{\partial(C_{p,g} \rho u T)}{\partial x} + \frac{\partial(C_{p,g} \rho v T)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{\tau} \frac{\partial}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{\tau} \frac{\partial}{\partial y} \right), \quad (8)$$

де x - горизонтальна координата; y - вертикальна координата; u ; v - горизонтальна і вертикальна проекції швидкості газового середовища; p - тиск; g - прискорення сили тяжіння; T - температура; ρ - густина газового середовища; $C_{p,g}$ - теплоємність газу; μ - динамічний коефіцієнт в'язкості; λ_{τ} - коефіцієнт теплопровідності газу; τ - час. Течія газу в камері склопакета вважається ламінарною.

До системи рівнянь (5) - (8) додається також рівняння стану ідеального газу.

$$p = \rho R T \quad (9)$$

Перенесення теплоти в склі описується рівнянням теплопровідності

$$\frac{\partial(C_c \rho_c T)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_c \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_c \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (10)$$

де C_c - теплоємність скла; λ_c - коефіцієнт теплопровідності скла; ρ_c - густина матеріалу скла.

Систему рівнянь (5-10) складено в системі координат, в якій горизонтальна вісь OX спрямована від зовнішньої поверхні склопакета ($x=0$) у бік приміщення, а вісь OY спрямована вертикально вгору. Значення $y=0$ відповідає нижньому краю склопакета. Теплофізичні властивості скла приймаються постійними, а теплопровідність газового середовища вважаються залежними від температури і тиску відповідно до рівняння (4).

Граничні умови на зовнішніх поверхнях скла записуються у вигляді умов першого роду:

$$x = 0: T = T_{\text{зовн}}; \quad x = B: T = T_{\text{внутр}}; \quad (T_{\text{внутр}} > T_{\text{зовн}}), \quad (11)$$

де $T_{\text{зовн}}$ - температура поверхні скла з боку зовнішнього оточуючого середовища; $T_{\text{внутр}}$ - температура поверхні скла з боку приміщення. На верхній та нижній поверхнях склопакету приймаються умови теплоізоляції

$$y = 0; \quad H: \quad \frac{\partial T}{\partial y} = 0. \quad (12)$$

Між протилежними поверхнями скла в камері склопакету теплота переноситься теплопровідністю, природною конвекцією і випромінюванням. Виходячи з цього, умови спряження на внутрішніх поверхнях скла записуються у вигляді:

$$-\lambda_c \frac{\partial T_c(y, x)}{\partial x} \Big|_{x=\delta_c-0} = -\lambda_{\tau} \frac{\partial T_{\tau}(y, x)}{\partial x} \Big|_{x=\delta_c+0} - q_{\text{п}} \Big|_{x=\delta_c} \quad (13)$$

$$-\lambda_{\tau} \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=\delta_c+b-0} - q_{\text{п}} \Big|_{x=\delta_c+b} = -\lambda_c \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=\delta_c+b+0} \quad (14)$$

де $q_{\text{п}}$ - густини променевого теплового потоку, що визначаються за законом Стефана - Больцмана; δ_c - товщина скла; b - відстань між внутрішніми поверхнями скла в склопакеті. Променивий потік $q_{\text{п}} \Big|_{x=\delta_c}$ на лівій внутрішній поверхні зовнішньої камери склопакета розраховується за формулою

$$q_{\text{п}} \Big|_{x=\delta_c} = \frac{c_0}{\frac{1}{\epsilon_{\text{п1}}} + \frac{1}{\epsilon_{\text{п1}}} - 1} \int_0^H \left[\left(\frac{T_c(y', \delta_c + b)}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_c(y, \delta_c)}{100} \right)^4 \right] \int_{-0,5L}^{+0,5L} \frac{\cos(r, n_1) \cos(r, n_2)}{\pi r^2} dz dy'$$

де $\epsilon_{\text{п1}}$; $\epsilon_{\text{п1}}$ - степені чорноти лівої та правої поверхонь камери склопакета відповідно; n_1 - зовнішня нормаль до лівої внутрішньої поверхні камери, на яку падає даний променивий потік; n_2 - зовнішня нормаль до протилежної правої внутрішньої поверхні камери; r - довжина відрізка прямої, що з'єднує точку на лівій поверхні камери склопакета с координатами y ($0 \leq y \leq H$), $x = \delta_c$; $z=0$, для якій записується дана

гранична умова, з точками на правій поверхні камери склопакета, що мають координати y' ($0 \leq y' \leq H$), $x = \delta + b$; z ($-0,5L \leq z \leq +0,5L$). Вираз для густини променевого теплового потоку на правій внутрішній поверхні камери склопакета $q_{\text{п}}|_{x=\delta_c+b}$ складається аналогічно.

Вирази (13), (14) описують умови четвертого роду, або умови спряження. Вони доповнюються також умовами, що визначають співвідношення між температурами скла і повітря на внутрішніх поверхнях скла в склопакеті. При атмосферному тиску температури газу і скла на скляній поверхні вважаються однаковими. При зниженому тиску повітря в камері склопакета на внутрішній поверхні скла доцільно застосовувати умови проковзування, згідно з якими має місце різниця між температурою поверхні скла і повітря біля цієї поверхні [10]:

$$T_{\Gamma}|_{x=\delta_c+0} = T_c|_{x=\delta_c-0} + \frac{L}{Pr} \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_{\Gamma} \Big|_{x=\delta_c+0}$$

$$T_c|_{x=\delta_c+b+0} = T_{\Gamma}|_{x=\delta_c+b-0} + \frac{L}{Pr} \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_{\Gamma} \Big|_{x=\delta_c+b-0}$$

Крім того, замість умови, що вертикальна швидкість v на поверхні скла дорівнює нулю, в умовах зниженого тиску доцільно задавати для швидкості умови проковзування течії, згідно з якими в газі вертикальна швидкість на поверхні скла не дорівнює нулю. Швидкість повітря на внутрішній поверхні скла за цих умов дорівнює $v_w = L \left(\frac{dv}{dx} \right)_w$. При значеннях тиску, близьких до атмосферного, величина довжини вільного пробігу молекул L надто мала. Тому швидкість v_w в умовах атмосферного тиску близька до нуля.

За цих умов виконується моделювання полів швидкості і температури в однокамерному склопакеті для $\delta_{\text{п}} = 0,01$ м; $t_3 = -10,0$ °С, $t_6 = +20,0$ °С; $\varepsilon = 0,89$ при різних значеннях тиску в склопакеті. Наявність опорних стійок в першому наближенні не враховується.

Результати. Результати розрахунку полів швидкості і температури наведено на рис. 2.

З цього рисунку видно, що зі зниженням тиску температурне поле в камері склопакета стає більш однорідним. При $p = 1,0$ Па температура всередині склопакета складає приблизно 5 °С і практично не змінюється по товщині газового прошарку камери. На поверхнях же скла температура стрибкоподібно змінюється. На відміну від цього випадку, при $p = 100000$ Па; та $p = 10$ Па температура всередині газового прошарку майже монотонно зростає від поверхні зовнішнього скла до поверхні внутрішнього скла. З цих рисунків також видно, що при $p = 100000$ Па вертикальна швидкість повітря на поверхнях скла дорівнює нулю, а мінімальні швидкості опускання повітря спостерігаються приблизно на відстані $0,22 \delta_{\text{п}}$ від поверхні холодного скла. Максимальні швидкості підйомного руху відповідають відстані $0,78 \delta_{\text{п}}$ від поверхні холодного скла (або $0,22 \delta_{\text{п}}$ від поверхні теплого скла).

При зниженні тиску швидкості повітря на поверхнях скла приймають кінцеві (відмінні від нуля) значення. При цьому максимуми функції розподілу швидкості переміщуються ближче до поверхні теплого скла, а мінімуми переміщуються ближче до поверхні холодного скла. При $p = 1,0$ Па максимуми і мінімуми вже знаходяться практично біля поверхонь теплого і холодного скла.

Описані характери розподілу вертикальної швидкості газу в камері склопакета при зниженні тиску в камерах видно також з рис. 3. З цих рисунків видно, що зі зменшенням тиску абсолютні значення максимумів і мінімумів функції розподілу швидкості руху газу, який виникає внаслідок природної термогравітаційної конвекції, суттєво зменшуються.

Якщо при $p = 100000$ Па максимальна швидкість в камері складає $v_{\text{max}} = 0,0579$ м/с, то при $p = 10$ Па швидкість $v_{\text{max}} = 0,82 \cdot 10^{-6}$ м/с, а при $p = 0,1$ Па $-v_{\text{max}} = 0,23 \cdot 10^{-6}$ м/с. Це викликано зменшенням густини повітря при зниженні тиску в камерах, а також зменшенням різниці у значеннях максимальної і мінімальної густини повітря, що саме і є рушійною силою природної конвекції. Такі значення швидкості практично унеможливають перенесення теплоти вільною конвекцією від теплого скла до холодного.

Зміна температури по товщині склопакета представлена на рис. 4. З рисунку видно, що при тиску $p = 100000$ Па (рис. 4 а) температури повітря і скла на поверхні скла практично однакові. Але зі зменшенням тиску, у зв'язку з проковзуванням потоку газу біля поверхні скла, різниця між температурами газу і скла на його поверхні збільшується. Біля внутрішніх поверхонь скла спостерігаються стрибки між температурами скла і газу, який збільшується зі зменшенням тиску. Видно також, що градієнт температури газу в склопакеті в напрямку осі Ox при зменшенні тиску також зменшується.

За рахунок суттєвого зменшення градієнта температури в газі, а також суттєвого зменшення коефіцієнта теплопровідності (рис. 1) і швидкості течії в газі зі зменшенням тиску (рис. 3), суттєво зменшується кондуктивно-конвекційний тепловий потік через вакуумний склопакет. Розподіли густин

теплого потоку по внутрішній і зовнішній поверхнях склопакета при різних значеннях тиску в камері представлено на рис. 5. З цього рисунку видно, що при тиску $p=100000$ Па розподіли густини теплового потоку по зовнішній і внутрішній поверхнях камери склопакету практично збігаються в середніх частинах поверхонь і відрізняються у нижній та верхній ділянках внутрішнього і зовнішнього скла. Ця відмінність густин теплового потоку в нижній і верхній частинах склопакета від густин теплового потоку в середній частині поверхонь пояснюється зміною напрямків вільноконвекційного руху газу з підйомного напрямку на опускний.

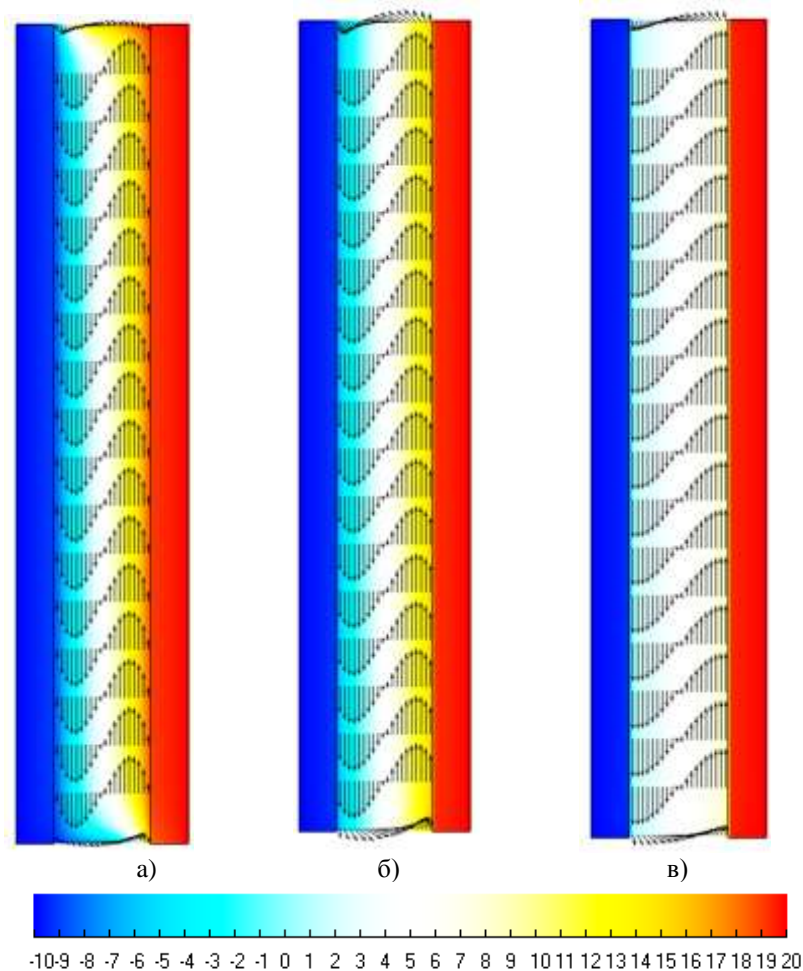


Рисунок 2 – Поле швидкості і температури в однокамерному склопакеті:
 а) - $p=100000$ Па; б) - $p=10$ Па; в) - $p=1$ Па

Якщо при $p=100000$ Па конвекційний рух повітря в камерах навіть при достатньо малих швидкостях певним чином впливає на розподіл густин теплового потоку, то при зменшенні тиску через зменшення швидкості руху повітря конвекція практично перестає впливати на розподіл густин теплового потоку. Це виражається в тому, що при зниженні тиску в склопакеті розподіли густин теплового потоку по зовнішній і внутрішній поверхнях практично збігаються по всій поверхні. В середніх частинах поверхонь розподіл густини теплового потоку практично рівномірний. У верхній і нижній частинах поверхонь густини теплових потоків зменшуються, але не надто суттєво. Зменшення густин теплового потоку в нижній і верхній частинах поверхонь пов'язано зі зменшенням густин радіаційного потоку на периферійних частинах поверхонь в порівнянні з радіаційним потоком в середній частині.

З порівняння графіків на рис. 5 видно, що зі зменшенням тиску густини теплового потоку зменшуються. При $p=100000$ Па густина теплового потоку в середній частині поверхонь склопакета складає $q=179$ Вт/м², при $p=10$ Па - $q=156$ Вт/м² та при $p=0,1$ Па - $q=112$ Вт/м². Зменшення густини теплового потоку зі зменшенням тиску пов'язано з тим, що зі зменшенням тиску зменшується кондуктивно-конвекційна складова сумарного теплового потоку. Залишається лише радіаційна складова, яка практично не змінюється зі зменшенням тиску. Несуттєва зміна радіаційної складової пов'язана зі зміною температур внутрішніх поверхонь камери при зміні тиску.

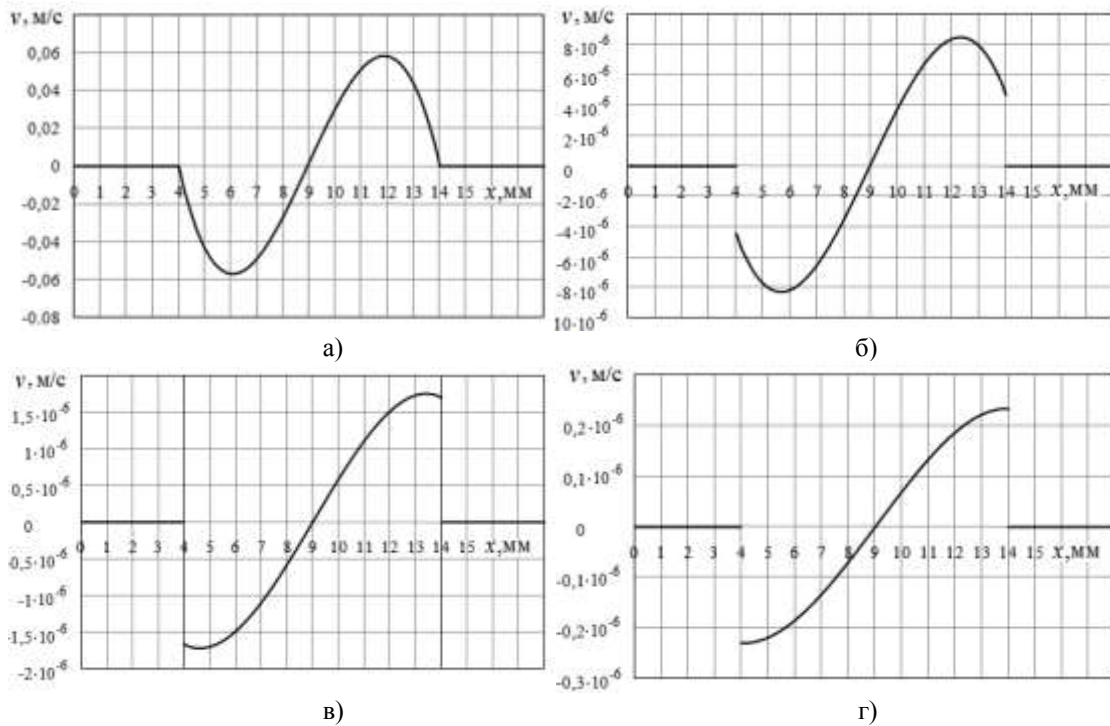


Рисунок 3 – Розподіл вертикальної швидкості в газових прошарках по товщині однокамерного склопакета: а) - $p=100000$ Па; б) - $p=10$ Па; в) - $p=1,0$ Па; г) - $p=0,1$ Па

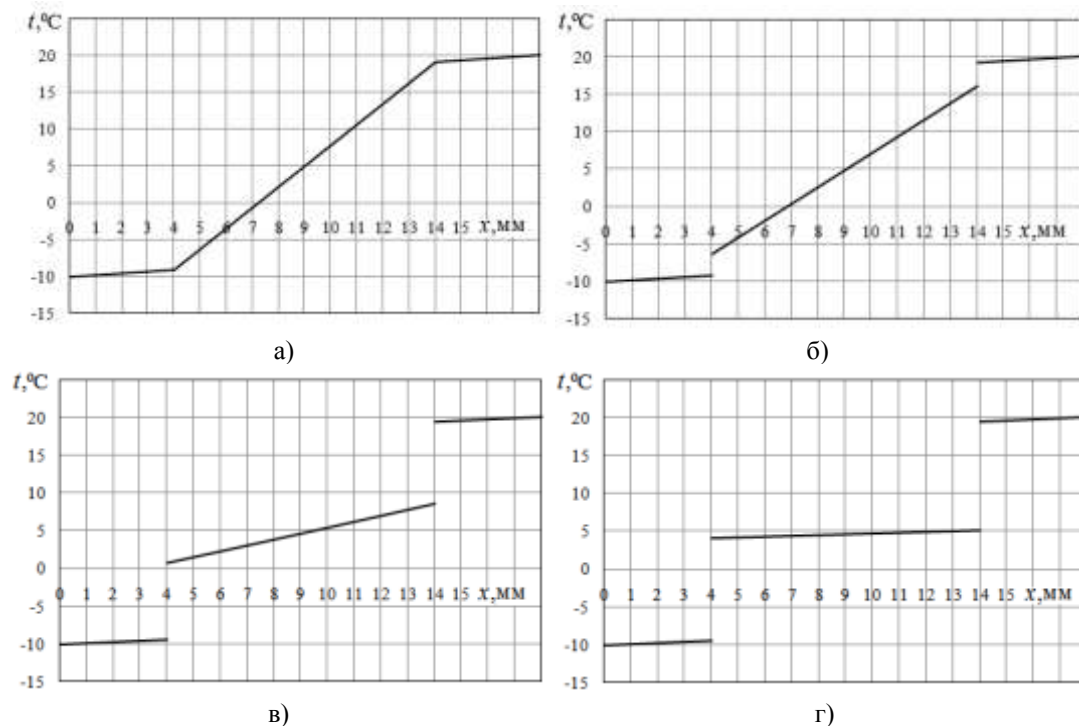


Рисунок 4 – Розподіл температури по товщині однокамерного склопакета: а) - $p=100000$ Па; б) - $p=10$ Па; в) - $p=1,0$ Па. г) - $p=0,1$ Па

Оцінка сумарного по всій поверхні вікна кондуктивно-конвекційного і радіаційного теплового потоку через вікно показує, що якщо при тиску $p=100000$ Па всередині камери склопакета сумарний тепловий потік складає $Q_{sum}=44,246$ Вт, то при $p=1$ Па сумарний потік зменшується до $Q_{sum}=28,58$ Вт, а при $p=0,1$ Па - зменшується до $Q_{sum}=27,148$ Вт. Завдяки такому зниженню сумарного теплового потоку збільшується опір теплопередачі склопакета при зниженні тиску в його камері (рис. 6). Якщо при тиску $p=100000$ Па опір теплопередачі складає $R=0,166$ К·м²/Вт, то при $p=1,0$ Па опір теплопередачі збільшується до $R=0,257$ К·м²/Вт, а при $p=0,1$ Па - зростає до $Q_{sum}=0,271$ К·м²/Вт.

Як видно з рис. 6, опір теплопередачі при зменшенні тиску нижче $p=1$ Па збільшується вже несуттєво. Це пов'язано з тим, що при практичній відсутності кондуктивно-конвекційної складової теплового потоку, радіаційна складова залишається і навіть трохи збільшується зі зменшенням тиску. Тому можливим шляхом подальшого збільшення опору теплопередачі склопакета є зменшення радіаційної складової теплового потоку.

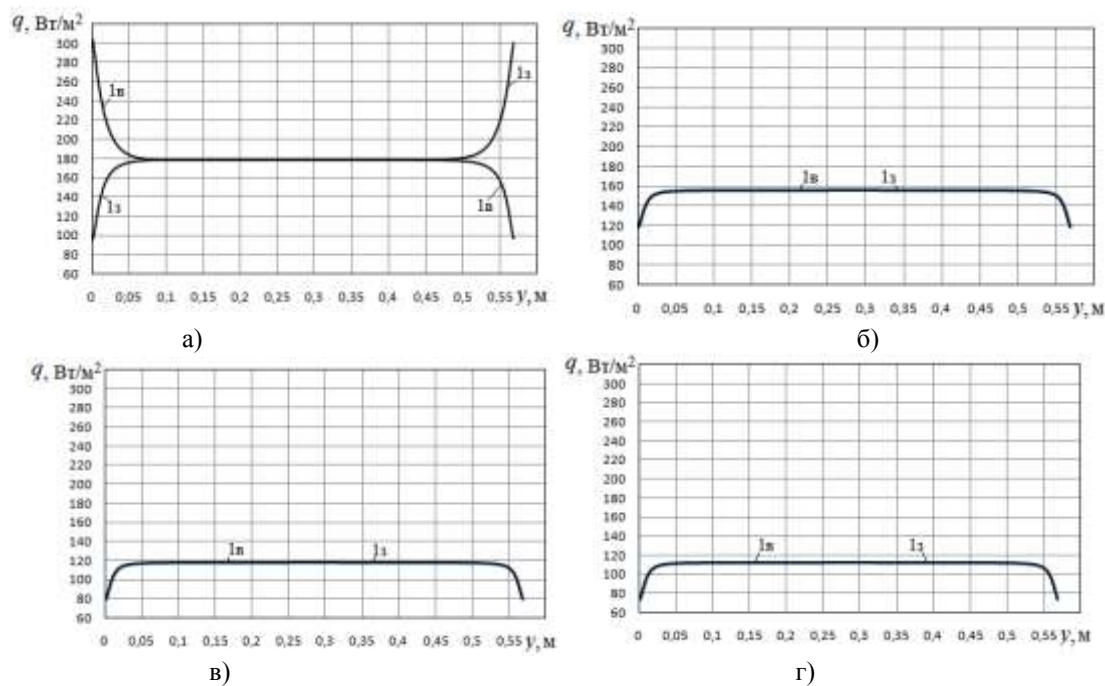


Рисунок 5 – Розподіли густин теплових потоків по зовнішній (з) і внутрішній (в) поверхнях однокамерного склопакета: а) - $p=100000$ Па; б) - $p=10$ Па; в) - $p=1,0$ Па; г) - $p=0,1$ Па

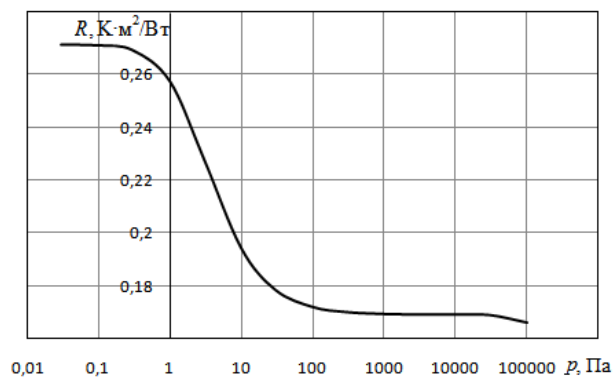


Рисунок 6 – Залежність опору теплопередачі однокамерного склопакета без низькоемісійних покриттів від тиску повітря всередині склопакета

Обговорення результатів. Для визначення впливу низькоемісійних покриттів на теплообмінні характеристики вакуумних склопакетів, описані вище чисельні дослідження виконуються також для варіанту нанесення низькоемісійного покриття на внутрішню поверхню теплового скла, а також для варіанту нанесення низькоемісійного покриття на обидві внутрішні поверхні камери склопакета. На поверхнях з низькоемісійним покриттям степінь чорноти складає $\epsilon=0,2$, а на поверхні без покриття $\epsilon=0,89$.

Як показують результати чисельних досліджень, наявність низькоемісійних покриттів на внутрішніх поверхнях камери склопакета дещо підвищує кондуктивно- конвекційну складову теплового потоку, але не надто суттєво. Найбільш суттєво низькоемісійні покриття впливають на радіаційну складову теплового потоку. Якщо при відсутності низькоемісійного покриття радіаційний тепловий потік при зменшенні тиску від $p=100000$ Па до $p=0,1$ Па змінюється від $Q_r=26,4$ Вт до $Q_r=27,12$ Вт, то при наявності одного покриття радіаційний тепловий потік значно зменшується і змінюється в межах від $Q_r=6,62$ Вт до $Q_r=6,6$ Вт. При наявності двох покриттів радіаційний потік знижується ще суттєвіше і змінюється при зменшенні тиску від $p=100000$ Па до $p=0,1$ Па в межах від $Q_r=3,79$ Вт до $3,89$ Вт. В результаті, сумарний тепловий потік при

відсутності покриттів змінюється від $Q_{sum}=44,246$ Вт до $Q_{sum}=27,148$ Вт при зменшенні тиску в камері від 100000 Па до 0,1 Па (крива 1, рис. 7). При наявності одного покриття сумарний тепловий потік при зменшенні тиску від 100000 Па до 0,1 Па змінюється в діапазоні від $Q_{sum}=25,02$ Вт до 6,81 Вт (крива 2, рис. 7). Тобто, при наявності одного покриття сумарний тепловий потік виявляється при $p=100000$ Па навіть меншим, ніж тепловий потік при тиску 0,1 Па, але при відсутності покриттів. При наявності двох покриттів сумарний тепловий потік зменшується ще суттєвіше. При зменшенні тиску від 100000 Па до 0,1 Па сумарний тепловий потік зменшується від 22,26 Вт до 3,896 Вт (крива 3, рис. 7).

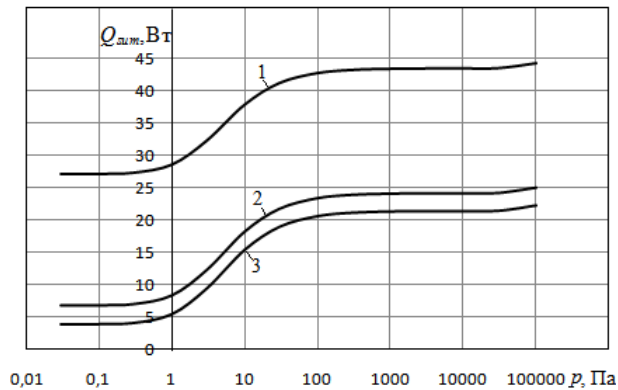


Рисунок 7 – Вплив низькоемісійних покриттів на сумарний тепловий потік через однокамерний склопакет при різних значеннях тиску повітря всередині склопакета:
1- без низькоемісійних покриттів; 2 - одне низькоемісійне покриття; 3-два покриття

Суттєве зменшення сумарного теплового потоку при встановленні низькоемісійних покриттів сприяє збільшенню опору теплопередачі вікна. Якщо при відсутності низькоемісійного покриття опір теплопередачі при зменшенні тиску від $p=100000$ Па до $p=0,1$ Па збільшувався від $R=0,166$ К·м²/Вт до $R=0,271$ К·м²/Вт (крива 1, рис. 8), то при наявності одного покриття опір теплопередачі збільшується від $R=0,294$ К·м²/Вт до $R=1,075$ К·м²/Вт при зменшенні тиску від $p=100000$ Па до $p=0,1$ Па (крива 2, рис. 8), а при наявності двох покриттів - відповідно від $R=0,33$ К·м²/Вт до $R=1,87$ К·м²/Вт (крива 3, рис. 8).

Загалом зазначимо, що отримані результати цілком кореспондують із матеріалами монографії [11] і змістом звіту по проекту Національного фонду досліджень України №2022.01/0172 «Аеродинаміка, теплообмін та інновації для підвищення енергоефективності віконних конструкцій та їх використання для відновлення зруйнованих війною будівель в Україні», конкурс «Наука для відбудови України у воєнний та повоєнний періоди».

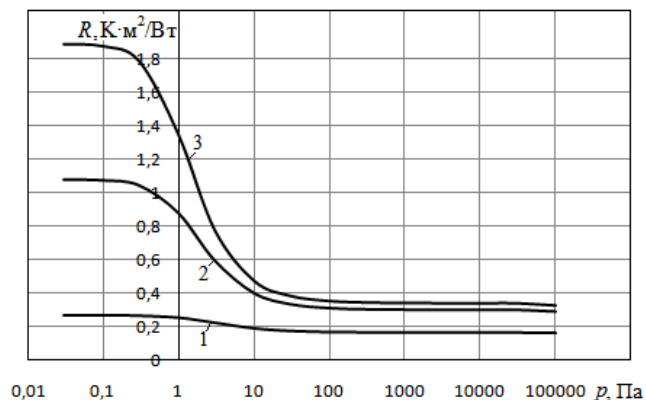


Рисунок 8 – Вплив низькоемісійних покриттів на опір теплопередачі через однокамерний склопакет при різних значеннях тиску повітря всередині склопакета: 1- без низькоемісійних покриттів; 2 - одне низькоемісійне покриття; 3-два покриття

Висновки. Зниження тиску (вакуумування) однокамерного склопакета без низькоемісійних покриттів підвищує його опір теплопередачі. Для однокамерного склопакета з відстанню між поверхнями скла 0,01 м це підвищення відчутно проявляється після того, як тиск в камері склопакета стає нижчим за 10 Па. При більших тисках вакуумування практично не впливає на опір теплопередачі, або впливає не надто суттєво. Підвищення опору теплопередачі при тиску нижче 10 Па пояснюється збільшенням числа Кнудсена та зменшенням коефіцієнту теплопровідності повітря при тисках менших ніж 10 Па, а також

суттєвою різницею температури повітря і скла на поверхні скла за рахунок ефекту проковзування при низьких тисках повітря. Це, в свою чергу, зменшує градієнт температури повітря в газовому середовищі склопакета, що суттєво знижує рівень перенесення теплоти теплопровідністю. Але максимальне значення опору теплопередачі при цьому не перевищує $R=0,271 \text{ К}\cdot\text{м}^2/\text{Вт}$ при тиску 1,0 Па (при тиску 100000 Па опір теплопередачі складає $R=0,166 \text{ К}\cdot\text{м}^2/\text{Вт}$), тому що лишається суттєвим перенесення теплоти випромінюванням між бічними поверхнями скла.

Суттєвішому збільшенню опору теплопередачі при вакуумуванні камери склопакета сприяє низькоемісійне покриття внутрішніх поверхонь скла камери. При наявності одного покриття опір теплопередачі при зменшенні тиску від $p=100000 \text{ Па}$ до $p=0,1 \text{ Па}$ збільшується від $R=0,294 \text{ К}\cdot\text{м}^2/\text{Вт}$ до $R=1,075 \text{ К}\cdot\text{м}^2/\text{Вт}$, а при наявності двох покриттів - відповідно від $R=0,33 \text{ К}\cdot\text{м}^2/\text{Вт}$ до $R=1,87 \text{ К}\cdot\text{м}^2/\text{Вт}$.

Додаткове застосування. Отримані результати в частині розрахунку радіаційного теплообміну при різних варіантах облаштування поверхні і варіаціях коефіцієнта її випромінювальної здатності широко використовуються для виконання проєкту №2025.06/0054 «Поглинання та запобігання поширенню електромагнітного випромінювання в інфрачервоному діапазоні та створення засобів теплового маскування» конкурсу Національного фонду досліджень України «Наука для зміцнення обороноздатності та національної безпеки України».

Список використаної літератури

1. Dongfang Hu, Yichen Li, Chang Liu, Yanbing Li. Analysis for the heat transfer of fully tempered vacuum glazing based on the thermal resistance model and finite element model. *Advances in Mechanical Engineering*. 2018, Vol.10(9), P.1–11:168781401879598. DOI:10.1177/1687814018795985
2. Manz H., Brunner S., Wullschlegler L. Triple vacuum glazing: Heat transfer and basic mechanical design constraints. *Solar Energy*. 2006, Vol. 80 (12), P. 1632-1642. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2005.11.003>
3. Shi Y., Xi X., Zhang Y., Xu H., Zhang J., Zhang R. Prediction and Analysis of the Thermal Performance of Composite Vacuum Glazing. *Energies* 2021, 14, 5769. <https://doi.org/10.3390/en14185769>.
4. Jinqing Penga, Yutong Tan, Yueping Fangc, Hongxing Yangd, Aotian Songe, Charlie Curcijaf, Stephen Selkowitz. Excellent Insulation Vacuum Glazing for Low-Carbon Buildings: Fabrication, Modeling, and Evaluation. *Engineering*. 2025. Vol. 53. P. 18–39.
5. Eames P C. Vacuum glazing: current performance and future prospects *Vacuum*. 2008; Vol. 82, Issue 7, P. 717-722
6. Changyu Qiu, Hongxing Yang, Kaijun Dong. Energy and Thermal Comfort Performance of Vacuum Glazing-Based Building Envelope Retrofit in Subtropical Climate: A Case Study. *Buildings*. 2025, vol. 15, 2038. <https://doi.org/10.3390/buildings15122038>.
7. Ulrich Pont, Magdalena Wölzl, Peter Schober, Shiva Najaf Khosravi, Matthias Schuss, Ardeshir Mahdavi. Recent progress in the development of windows with vacuum glass. *MATEC Web of Conference*. 2019. Vol. 282. 02020. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201928>
8. Ratnesh Tiwari, Jungho Kim. Multi-Cell, Triple Pane, Vacuum Insulated Glazing. *Solar Energy*. 2022. Vol. 245, P. 340-352. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2022.09.008>
9. Erlend Wegger, Bjørn Petter Jelle, Erland Sveipe, Steinar Grynning, Arild Gustavsen, Ruben Baetens, Jan Vincent Thue. Aging effects on thermal properties and service life of vacuum insulation panels. *Journal of Building Physics*. 2011. 35 (2). P. 128–167.
10. Авраменко А.А., Ковецкая Ю.Ю. Теплообмен и гидродинамика при смешанной конвекции в пористом микроканале. *Пром. теплотехника*. 2017. т.39, №4. С. 33-38.
11. Басок Б.І., Давиденко Б.В., Кужель Л.М., Новіков В.Г., Гончарук С.М. Теплопередача через віконні конструкції. Київ. Наукова думка. 2024. 208 с. ISBN 978-966-00-1887-7

B. Basok^{1,2}, Dr. Sc. (Eng.), Prof., ORCID: 0000-0002-8935-4248

S. Goncharuk¹, Cand. Sc. (Eng.), ORCID: 0000-0002-5609-7337

D. Davydenko¹, PhD student, ORCID: 0009-0003-5791-1980

O. Lysenko^{1,2}, Cand. Sc. (Eng.), ORCID: 0000-0003-3981-9796

¹Institute of Engineering Thermophysics of NAS of Ukraine

²National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

FEATURES OF HEAT TRANSFER THROUGH VACUUM GLASS UNIT

The results of numerical studies of heat transfer through a vacuum double-glazed window are presented. The problems of convection air flow in the double-glazed window chamber under vacuum conditions and heat transfer are solved in a two-dimensional formulation in a vertical section of the double-glazed window. The boundary conditions for slipping are set on the glass surfaces under vacuum conditions. According to the results of the studies, the influence of the pressure in the double-glazed window chamber on its heat transfer resistance is determined. It is shown that the heat transfer resistance of a vacuum double-glazed window with a distance between the glass surfaces in the chamber of 10 mm increases significantly after the pressure in the chamber of such a double-glazed window becomes less than 10 Pa. At higher pressures, vacuuming has practically no effect on the heat transfer resistance, or has a very insignificant effect. A more significant increase in the heat transfer resistance when vacuuming the double-glazed window chamber is facilitated by the low-emissivity coating of the inner surfaces of the glass of the chamber.

Keywords: vacuum glass unit, heat transfer resistance, radiation heat flux, free convection, low-emission coating, numerical modeling.

References

1. Dongfang Hu, Yichen Li, Chang Liu, Yanbing Li. Analysis for the heat transfer of fully tempered vacuum glazing based on the thermal resistance model and finite element model. *Advances in Mechanical Engineering*. 2018, Vol.10(9), P.1–11:168781401879598. DOI:10.1177/1687814018795985
2. Manz H., Brunner S., Wullschleger L. Triple vacuum glazing: Heat transfer and basic mechanical design constraints. *Solar Energy*. 2006, Vol. 80 (12), P. 1632-1642. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2005.11.003>
3. Shi Y., Xi X., Zhang Y., Xu H., Zhang J., Zhang R. Prediction and Analysis of the Thermal Performance of Composite Vacuum Glazing. *Energies* 2021, 14, 5769. <https://doi.org/10.3390/en14185769>.
4. Jinqing Penga, Yutong Tan, Yueping Fangc, Hongxing Yangd, Aotian Songe, Charlie Curcijaf, Stephen Selkowitz. Excellent Insulation Vacuum Glazing for Low-Carbon Buildings: Fabrication, Modeling, and Evaluation. *Engineering*. 2025. Vol. 53. P. 18–39.
5. Eames P C. Vacuum glazing: current performance and future prospects *Vacuum*. 2008; Vol. 82, Issue 7, P. 717-722
6. Changyu Qiu, Hongxing Yang, Kaijun Dong. Energy and Thermal Comfort Performance of Vacuum Glazing-Based Building Envelope Retrofit in Subtropical Climate: A Case Study. *Buildings*. 2025, vol. 15, 2038. <https://doi.org/10.3390/buildings15122038>.
7. Ulrich Pont, Magdalena Wölzl, Peter Schober, Shiva Najaf Khosravi, Matthias Schuss, Ardeshir Mahdavi. Recent progress in the development of windows with vacuum glass. *MATEC Web of Conference*. 2019. Vol. 282. 02020. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201928>
8. Ratnesh Tiwari, Jungho Kim. Multi-Cell, Triple Pane, Vacuum Insulated Glazing. *Solar Energy*. 2022. Vol. 245, P. 340-352. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2022.09.008>
9. Erlend Wegger, Bjørn Petter Jelle, Erland Sveipe, Steinar Grynning, Arild Gustavsen, Ruben Baetens, Jan Vincent Thue. Aging effects on thermal properties and service life of vacuum insulation panels. *Journal of Building Physics*. 2011. 35 (2). P. 128–167.
10. Avramenko A.A., Kovetskaya Yu.Yu. Heat transfer and hydrodynamics at mixed convection in a porous microchannel. *Industrial heat engineering*. 2017. vol.39, №4. P. 33-38.
11. Basok B.I., Davydenko B.V., Kuzhel L.M., Novikov V.G., Goncharuk S.M. Heat transfer through window structures. Kyiv. Naukova Dumka. 2024. 208 p. ISBN 978-966-00-1887-7

Надійшла: 25.02.2026

Received: 25.02.2026

Прийнята: 21.03.2026

Accepted: 21.03.2026

ВПЛИВ ХАРАКТЕРИСТИК РЕКУПЕРАТОРА НА ЕФЕКТИВНІСТЬ РОБОТИ ТЕПЛОНАСОСНО-РЕКУПЕРАТОРНИХ СХЕМ ВЕНТИЛЯЦІЇ І ПОВІТРЯНОГО ОПАЛЕННЯ

На основі аналізу результатів попередніх досліджень показано, що підвищення енергоефективності комбінованих теплонасосно-рекуператорних схем повітряного опалення і вентиляції з рециркуляцією повітря досягається в основному за рахунок ефективності роботи саме рекуператора, тобто збільшення його коефіцієнта рекуперації. Тому при вирішенні конкретних практичних задач постає питання раціонального вибору величини коефіцієнта рекуперації η_p рекуператора, що дозволяє підвищити енергоефективність схеми вентиляції чи опалення і водночас не перевищити прийнятні масогабаритні характеристики рекуператора. У зв'язку з цим у роботі проведено аналіз впливу основних характеристик рекуператора (коефіцієнта рекуперації і коефіцієнта тепловіддачі) на величину питомої поверхні рекуператора, яка визначає його масогабаритні характеристики та дозволяє обґрунтовано підійти до визначення меж підвищення енергоефективності теплонасосно-рекуператорних схем вентиляції і опалення за задовільних значень питомої поверхні теплообміну рекуператора, а отже, і його масогабаритних характеристик. Аналіз виконано для випадку застосування пластинчатих рекуператорів, оскільки доцільність їх використання зумовлена високою тепловою ефективністю, компактністю конструкції та значною площею теплообмінної поверхні.

Ключові слова: енергоефективність, повітряне опалення, вентиляція, повітряний тепловий насос, рекуператор, коефіцієнт рекуперації, коефіцієнт тепловіддачі.

Вступ

Світове споживання енергії та відповідні викиди CO₂ стрімко збільшилися внаслідок зростання чисельності населення і їх прагненні комфортного життя [1, 2]. Світове кінцеве споживання енергії, зокрема у житловому секторі, у значній кількості формується потребами систем опалення, вентиляції і кондиціонування (ОВК) [3, 4]. У зв'язку з інтенсивним використанням невідновлюваних джерел енергії, обсяги яких скорочуються, все більше держав переходять на відновлювані джерела енергії (ВДЕ) [5-7].

Найважливішою проблемою нашого часу є раціональне використання природних ресурсів і застосування екологічно чистих альтернатив. Зростання потреби в енергії, тепловій чи електричній, що зумовлюється технологічним прогресом, стимулює розробку нових чи удосконалення існуючих технологій [8]. Пошук інноваційних джерел енергії та способів їх застосування, що покращать стан навколишнього середовища й зменшать використання традиційних енергоресурсів, є наразі основним завданням людства [8-10].

Одним з найбільш ефективних рішень є впровадження теплонасосних систем. Тепловий насос, замість генерації теплоти, лише переносить її з зовнішнього середовища, таким чином значно зменшуючи споживання первинної енергії порівняно зі звичайними системами [11]. Особливу увагу і значення мають ТН типу «повітря-повітря», зокрема, у вентиляційних системах, на об'єктах з великими об'ємами приміщень [12]. Завдяки малій різниці температур у робочому циклі, забезпечується високий рівень енергоефективності у системах ОВК. Адже ТН здатні брати теплоту з витяжного вентиляційного повітря як стабільного джерела енергії [11].

Однак, при суттєвому зниженні температури навколишнього середовища коефіцієнт трансформації теплоти повітряного теплового насоса значно зменшується. Через це постає потреба у використанні більш складних схем, наприклад, поєднання теплонасосної установки з рекуператором (теплообмінник повітря-повітря, рис. 1), що у свою чергу підвищить ефективність опаловально-вентиляційних систем [11, 13].

Але дієвість таких схем також залежить і від характеристик самого рекуператора. Тип теплообмінника, різниця температур, об'ємні витрати повітря, аеродинамічний опір та інші показники значною мірою впливають на те, наскільки ефективно відпрацьоване повітря віддає теплоту свіжому (припливному) повітрю, тим самим зменшуючи навантаження на систему опалення чи ТН. Усе це узагальнює коефіцієнт рекуперації η_p , що є основним показником продуктивності даного теплообмінника.

Виходить, що характеристики рекуператора є ключовими факторами, які прямо впливають на термодинамічну ефективність усієї системи [14-16].

Таким чином, нагальною науково-практичною проблемою є аналіз впливу властивостей рекуператора на енергоефективність теплонасосно-рекуператорних систем вентиляції та повітряного опалення з метою пошуку умов максимального зменшення витрат енергії.

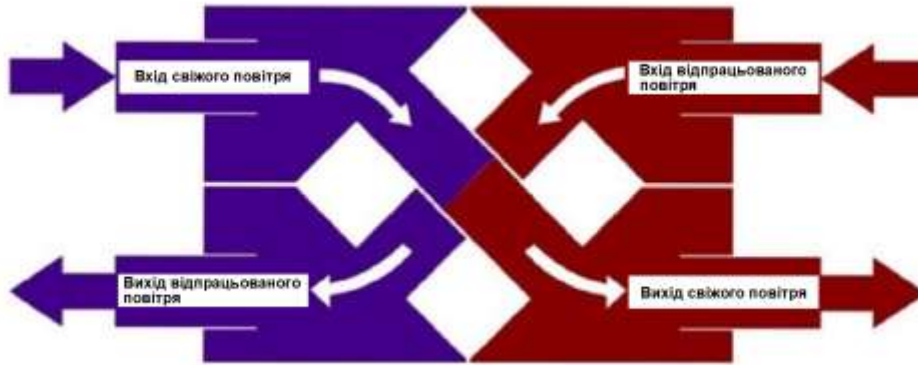


Рисунок 1 – Схема теплообмінника повітря-повітря

Аналіз останніх досліджень і публікацій

У останні роки системи повітряного опалення й вентиляції стають дедалі популярнішими. Значна частина досліджень присвячена комбінованим теплонасосно-рекуперативним схемам, які утилізують теплоту витяжного повітря. Водночас у літературі недостатньо розглянуто кількісну оцінку енергоефективності таких систем, що вимагає чіткого визначення [11].

Ключові публікації [17, 18] досліджують комплексні системи повітряного обігріву й вентиляції, які складаються з теплового насоса, рекуператора і механізму часткової рециркуляції відпрацьованого повітря. Одним із ключових питань в оптимізації такої схеми є вибір місця для камери змішування (КЗ) потоків рециркульованого та свіжого повітря. Тому розглянуто два варіанти поєднання обладнання (рис. 2).

Автори дослідження встановили, що найбільша енергоефективність досягається при розташуванні камери змішування перед конденсатором ТН. Порівняно з іншим варіантом, дана схема забезпечує більш сприятливі температурні умови роботи теплового насоса. Також результати аналізу ефективності використання теплоти підтвердили, що рекуперация, порівняно з простою рециркуляцією, значно покращує умови роботи випарника ТН.

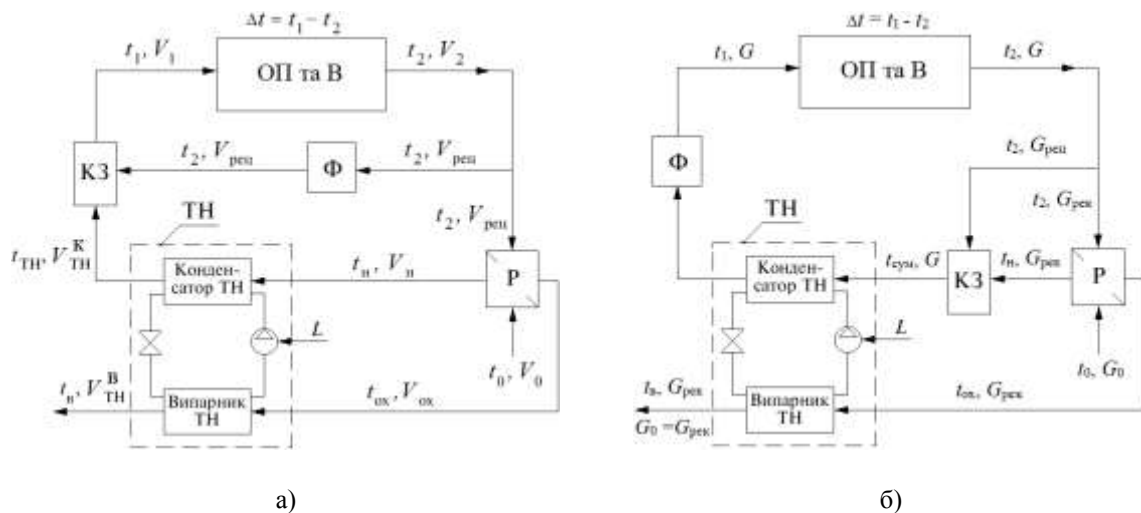


Рисунок 2 – Схема з частковою рециркуляцією та розміщенням камери змішування а) після конденсатора ТН; б) перед конденсатором ТН: ОП та В – об'єкт опалення та вентиляції; ТН – тепловий насос; Р – рекуператор; Ф – фільтр; КЗ – камера змішування [17, 18]

Коефіцієнт використання зовнішньої енергії на ТНС опалення та вентиляції з використанням рекуператора теплоти та рециркуляцією відпрацьованого повітря за схемою зображеною на рисунку 2а, визначено в роботі [11] і має вигляд

$$l_{\text{оп+вент}} = \frac{(1 - K_{\text{рец}})(t_2 - \eta_p(t_2 - t_0) - t_b)}{(\varphi - 1)(t_2 + \Delta t - t_0)},$$

де $K_{\text{рец}}$ – коефіцієнт рециркуляції; φ – дійсний коефіцієнт трансформації ТН; η_p – коефіцієнт рекуперації; t_2, t_0, t_b – температури повітря на виході з приміщення, навколишнього повітря та на виході з випарника ТН відповідно, °С; Δt – перепад температур повітря, на вході та виході з приміщення, °С.

Відповідно коефіцієнта використання зовнішньої енергії ТНС повітряного опалення та вентиляції наведеній на рисунку 2б, визначено в роботі [18] і має вигляд

$$l_{\text{оп+вент}} = \frac{(1 - K_{\text{рец}})(t_{\text{ок}} - t_b)}{(\varphi - 1)(t_n - t_0)(K + 1)},$$

де $t_{\text{ок}}, t_n$ – температури повітря на виході з рекуператора та повітря в приміщенні відповідно, °С; K – коефіцієнт пропорційності, який представляє собою відношення витрат теплоти на опалення до вентиляції.

Із вище наведених формул випливає, що при заданих температурах в вузлових точках теплонасосно-рекуператорних схем вентиляції і повітряного опалення енергоефективність цих схем залежить як від коефіцієнта трансформації φ теплового насоса, так і від основної характеристики рекуператора, тобто від його коефіцієнта рекуперації η_p . При цьому, відповідно до результатів робіт [17, 18], лише за низьких значень η_p додаткове використання рециркуляції забезпечує позитивний ефект, а при високих значеннях η_p , схема з рециркуляцією (рис. 2а) поступається за ефективністю простішій системі, що працює лише з рекуператором.

Однак, підвищення енергоефективності схеми за рахунок збільшення коефіцієнта рекуперації η_p тягне за собою негативний наслідок, пов'язаний зі зростанням необхідної поверхні теплообміну рекуператора, а значить, до збільшення його масогабаритних характеристик, і відповідно до додаткових матеріальних затрат. Тому, при вирішенні конкретних практичних задач, постає питання раціонального вибору величини η_p рекуператора, що дозволяє підвищити енергоефективність схеми вентиляції чи опалення і разом з тим не перевищити прийнятні масогабаритні характеристики рекуператора. При вирішенні цього питання враховано те, що різні конструкції рекуператорів мають свої особливості, які ускладнюють розробку загального підходу вирішення поставленого питання. Тому, нижченаведений аналіз виконано для випадку застосування пластинчатих рекуператорів, оскільки доцільність їх використання зумовлена високою тепловою ефективністю, компактністю конструкції та значною площею теплообмінної поверхні [13-16].

В зв'язку з цим нижче наведено аналіз впливу основних характеристик пластинчатих рекуператорів (коефіцієнта рекуперації і коефіцієнта тепловіддачі) на їх питому поверхню теплообміну, завдяки яким можна оцінити вплив даних показників не тільки на енергоефективність системи, а і на її конструктивні характеристики.

Мета та завдання

Метою даної роботи є дослідження впливу характеристик пластинчастого рекуператора (коефіцієнта рекуперації η_p і коефіцієнта тепловіддачі α) на величину питомої поверхні теплообміну рекуператора, що може забезпечити в подальшому комплексний аналіз і оптимізацію енергетичних і матеріальних затрат при реалізації теплонасосно-рекуператорних схем вентиляції і повітряного опалення.

Матеріали і результати досліджень

Як показують попередні дослідження енергоефективність теплонасосно-рекуператорних схем залежить окрім інших параметрів від коефіцієнта рекуперації рекуператора η_p . Тому постає проблема у забезпеченні високого значення η_p .

В основі розрахунку будь-якого рекуператора є два рівняння:

1) рівняння теплопередачі

$$Q = kF\Delta t, \quad (1)$$

де Q – тепловий потік, який передається через поверхню, Вт; F – площа теплопередаючих стінок рекуператора, м²; k – середній коефіцієнт теплопередачі, Вт/(м²·К); Δt – середня різниця температур між теплоносіями, К.

2) рівняння теплового балансу:

$$Q = G_1 c_p (t_1 - t_{\text{ок}}) = G_2 c_p (t_n - t_0), \quad (2)$$

де G_1, G_2 – масові витрати відпрацьованого і свіжого повітря, кг/с; c_p – масова питома теплоємність повітря, Дж/(кг·К); t_1 – температура відпрацьованого повітря на вході в рекуператор, °С; $t_{\text{ок}}$ – температура

охолодженого відпрацьованого повітря, °C; t_n – температура нагрітого свіжого повітря на виході з рекуператора, °C; t_o – температура навколишнього середовища, °C.

Шуканою величиною у даному дослідженні є поверхня теплообміну F .

Якщо $G_1 = G_2 = G$, то прирівнявши рівняння (1) та (2) вийде:

$$\frac{F}{G} = \frac{c_p(t_1 - t_{ox})}{k\Delta t} \quad \text{або} \quad \frac{F}{G} = \frac{c_p(t_n - t_o)}{k\Delta t}, \quad (3)$$

де $\frac{F}{G}$ – питома поверхня рекуператора на одиницю витрати повітря, $m^2 \cdot c / кг$.

Треба визначити залежність цієї величини від характеристики рекуператора η_p . Для цього величини t_{ox} , t_n , Δt треба виразити через η_p .

$$t_{ox} = t_1 - \eta_p(t_1 - t_o), \quad (4)$$

$$t_n = t_1 - (1 - \eta_p)(t_1 - t_o). \quad (5)$$

Отже, середня різниця температур між теплоносіями з урахуванням виразів (4) та (5), буде мати вигляд

$$\Delta t = \frac{t_1 + t_{ox}}{2} - \frac{t_n + t_o}{2} = (t_1 - t_o)(1 - \eta_p). \quad (6)$$

Коефіцієнт теплопередачі рекуператора має вигляд:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2}}. \quad (7)$$

Величиною термічного опору $\frac{\delta}{\lambda}$ металевої стінки рекуператора в виразі (7) можна знехтувати. Тоді, за умови, що $G_1 = G_2$, для пластинчатого рекуператора можна прийняти $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_{пов}$, а вираз для коефіцієнта теплопередачі приймає вигляд

$$k = \frac{\alpha_{пов}}{2}. \quad (8)$$

Звідси виходить, що шукана залежність (3) спрощується до виразу:

$$\frac{F}{G} = \frac{2c_p\eta_p}{\alpha_{пов}(1 - \eta_p)}. \quad (9)$$

Таким чином, відношення (3) для визначення питомої поверхні рекуператора на одиницю витрати повітря є функцією тільки двох величин η_p і $\alpha_{пов}$:

$$\frac{F}{G} = f(\eta_p, \alpha_{пов}). \quad (10)$$

На рис. 3 і 4 показані залежності величини F/G від характеристик рекуператора η_p і $\alpha_{пов}$ в практично важливих діапазонах зміни цих величин.

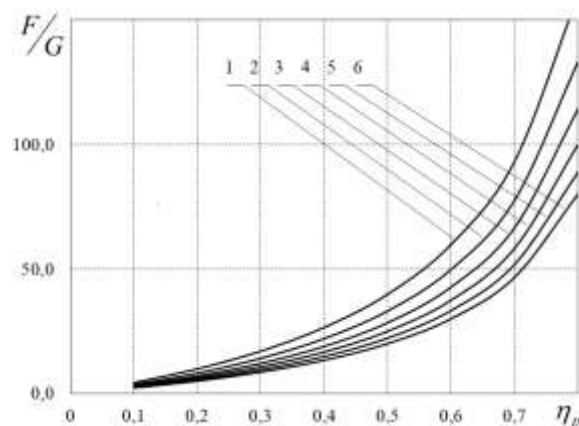


Рисунок 3 – Графік залежності питомої поверхні рекуператора на одиницю витрати повітря F/G від коефіцієнта рекуперации η_p для різних значень коефіцієнта теплопередачі:

1-6 $\alpha_{пов} = 50; 60; 70; 80; 90; 100 \text{ Вт/м}^2\text{К}$.

Графік на рис.3 показує, що для всіх значень коефіцієнта тепловіддачі $\alpha_{\text{пов}}$ зі зростанням коефіцієнта рекуперації η_p необхідна питома поверхня рекуператора різко збільшується, особливо при переході до високих значень (понад 0,6 – 0,7). Водночас за більших значень коефіцієнта тепловіддачі криві розташовані нижче, тобто для досягнення одного й того самого коефіцієнта рекуперації потрібна менша площа теплообміну. Це наочно демонструє, що інтенсифікація тепловіддачі дозволяє суттєво зменшити габарити рекуператора при збереженні високої ефективності рекуператора.

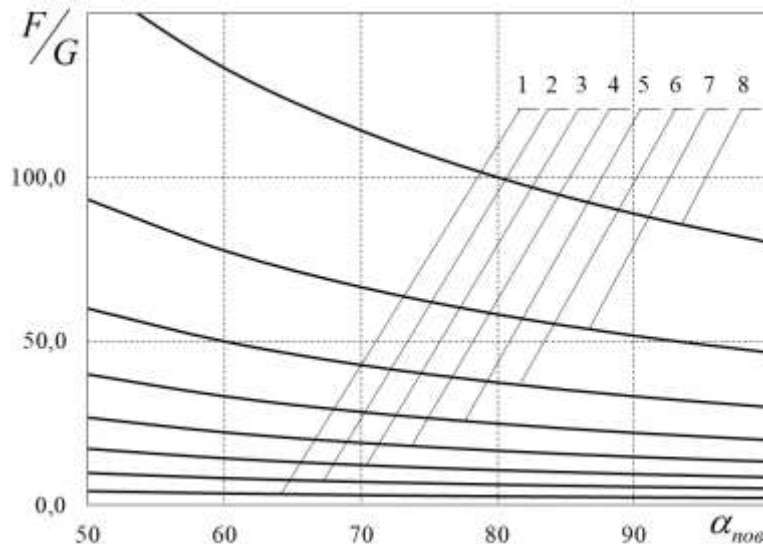


Рисунок 4 – Графік залежності питомої поверхні рекуператора на одиницю витрати повітря F/G від коефіцієнта тепловіддачі $\alpha_{\text{пов}}$ для різних значень коефіцієнта рекуперації:
1-8 $\eta_p = 0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5; 0,6; 0,7; 0,8$.

Графік на рис.4 наочно ілюструє залежність питомої поверхні рекуператора на одиницю витрати повітря від коефіцієнта тепловіддачі $\alpha_{\text{пов}}$ для різних значень коефіцієнта рекуперації η_p . Звертає на себе увагу те, що вплив коефіцієнта тепловіддачі $\alpha_{\text{пов}}$ на величину питомої поверхні теплообміну особливо великий при високих значеннях коефіцієнта рекуперації η_p , який забезпечує високу енергетичну ефективність схеми вентиляції чи опалення. Таким чином, графік підтверджує, що підвищення інтенсивності теплообміну є ключовим шляхом зменшення поверхні рекуператора, особливо при проектуванні високоефективних систем з великими значеннями коефіцієнта рекуперації.

Висновки:

Наведені в даній роботі результати аналізу дозволяють сформулювати наступні висновки.

1. Показано, що енергетична ефективність теплонаосно-рекуператорних схем вентиляції і повітряного опалення в значній мірі залежить від однієї з основних характеристик рекуператора, а саме його коефіцієнта рекуперації η_p . Однак в відомих роботах немає рекомендацій щодо вибору його значень.

2. Показано, що підвищення енергетичної ефективності розглянутих схем вентиляції і опалення за рахунок збільшення коефіцієнта рекуперації рекуператора заходиться в протиріччі з впливом цього коефіцієнта на величину питомої поверхні теплообміну рекуператора, а значить, на його масогабаритні характеристики.

3. Наведені результати обчислень наочно ілюструють вплив коефіцієнтів рекуперації η_p та тепловіддачі $\alpha_{\text{пов}}$ на величину питомої поверхні теплообміну рекуператора, що дозволяє зробити вибір раціональних значень коефіцієнта рекуперації, який в свою чергу забезпечує високу енергетичну ефективність схеми вентиляції чи опалення при задовільних значеннях питомої поверхні теплообміну рекуператора, а значить його масогабаритних характеристик.

4. Подальші напрямки досліджень доцільно пов'язати з розширенням аналізу на інші типи рекуператорів з урахуванням аеродинамічних втрат та реальних режимів роботи систем, а також із розробкою методів комплексної оптимізації, що одночасно враховують енергетичні, економічні та конструктивні параметри. Перспективним є також дослідження впливу змінних кліматичних умов і режимів експлуатації на ефективність систем, а також інтеграція отриманих моделей у системи автоматизованого керування вентиляцією.

Список використаної літератури

1. Kadir Amasyali, Nora M. El-Gohary A review of data-driven building energy consumption prediction studies // *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 81 (2018) 1192-1205. <http://dx.doi.org/10.1016/j.rser.2017.04.095>
2. European Commission (2022), REPowerEU Plan [Електронний ресурс] // Режим доступу – <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/HTML/?uri=CELEX:52022DC0230&from=EN>
3. Renewable Energy Policies in a Time of Transition: Heating and Cooling. URL: <https://www.irena.org/publications/2020/Nov/Renewable-Energy-Policies-in-a-Time-of-Transition-Heating-and-Cooling>
4. ДБН В.2.5-67:2013. Опалення, вентиляція та кондиціонування. [Чинний від 2014-01-01]. Вид. офіц. Київ, 2013. 240 с.
5. Про схвалення Енергетичної стратегії України на період до 2050 року. Розпорядження Кабінету Міністрів України від 21 квітня 2023 р. № 373-р. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/373-2023-%D1%80#Textoku>
6. Про схвалення Енергетичної стратегії України на період до 2035 року «Безпека, енергоефективність, конкурентоспроможність»: розпорядження Кабінету Міністрів України від 18.08.2017 р. № 605-р. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/605-2017-p#Text>
7. Мисак С., Шаповал С. та Хивлюд А. (2024). Аналіз частки відновлюваних джерел енергії у валовому кінцевому енергоспоживанні країн Європи. *Енерготехнології та ресурсозбереження*, 78 (1), 59-75. <https://doi.org/10.33070/etars.1.2024.05>
8. Басок Б., Дубовський С., Pastushenko E., Нікітін Є., & Базєєв Є. (2023). Теплові насоси як тренд низьковуглецевого розвитку енергетики. *Енерготехнології та ресурсозбереження*, 75(2), 23-44. <https://doi.org/10.33070/etars.2.2023.02>
9. International Energy Agency [Електронний ресурс] // Режим доступу – <https://www.iea.org/reports/the-future-of-heat-pumps>
10. European Heat Pump Association (EHPA) [Електронний ресурс] // Режим доступу – <http://www.ehpa.org/>
11. Безродний М.К., Пригула Н.О. Енергоефективність теплонасосних схем опалення, вентиляції і кондиціонування: монографія / М.К. Безродний, Н.О. Пригула. – Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського, Вид-во “Політехніка”, 2023, 528 с.
12. Fabian Ochs, Martin Hauer, Michele Bianchi Janctti, Siegele Dietmar Energy Performance of Membrane Energy Recovery Ventilation in Combination with an Exhaust Air Heat Pump. Proceedings of the 15th IBPSA Conference San Francisco, CA, USA, Aug. 7-9, 2017, pp. 1121-1130. <https://doi.org/10.26868/25222708.2017.293>
13. Sonam Jangid. " Plate Type Heat Exchanger – A Review Study. I IOSR Journal of Engineering (IOSRJEN), vol. 08, no. 10, 2018, pp. 11-18.
14. Mancini, R. (2019). Design and Performance Analysis of Plate Heat Exchangers for Heat Pumps using Pure and Mixed Refrigerants (PhD thesis). Kgs. Lyngby, Denmark: Technical University of Denmark.
15. Bhuiyan, A. A., & Sadrul Islam A. K. M. (2016). Thermal and hydraulic performance of finned-tube heat exchangers under different flow ranges: A review on modeling and experiment. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 101, 38–59. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.05.022>
16. Qasem, N. A. A., & Zubair, S. M. (2018). Compact and microchannel heat exchangers: A comprehensive review of air-side friction factor and heat transfer correlations. *Energy Conversion and Management*, 173, 555–601. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2018.06.104>
17. Безродний М.К. Теплонасосна система повітряного опалення та вентиляції з рекуператором теплоти і рециркуляцією відпрацьованого повітря / М.К. Безродний, Н.О. Пригула, І.Ю. Опанасюк // *KPI Science News* – 2019, № 3, с. 7 – 15. <https://doi.org/10.20535/kpi-sn.2019.3.175730>
18. Безродний М.К. Комбінована теплонасосна система повітряного опалення та вентиляції з рекуператором теплоти та частковою рециркуляцією відпрацьованого повітря / М.К. Безродний, Н.О. Пригула, І.Ю. Опанасюк // *Енергетика: економіка, технології, екологія* – 2019, № 3, с. 65–73.

М. Bezrodny¹, Dr. Sc. (Eng.), Prof., ORCID 0000-0003-0793-7317

N. Prytula¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-3500-5165

Kh. Matusevych¹, master student, ORCID 0009-0009-8853-6734

¹**National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute»**

**INFLUENCE OF RECUPERATOR CHARACTERISTICS
ON THE ENERGY EFFICIENCY OF HEAT PUMP–RECUPERATIVE
VENTILATION AND AIR HEATING SYSTEMS**

Based on the analysis of the results of previous studies, it is shown that an increase in the energy efficiency of combined heat pump–recuperator schemes for air heating and ventilation with air recirculation is mainly achieved due to the efficiency of the recuperator itself, namely by increasing its heat recovery efficiency coefficient.

Therefore, when solving specific practical problems, the issue of a rational selection of the recuperator heat recovery coefficient arises η_p , which makes it possible to increase the energy efficiency of the ventilation or heating system while not exceeding acceptable mass and dimensional characteristics of the recuperator. In this regard, the present study analyzes the influence of the main characteristics of the recuperator (the heat recovery coefficient and the heat transfer coefficient) on the value of the specific surface area of the recuperator, which determines its mass and dimensional characteristics and allows a justified approach to defining the limits for increasing the energy efficiency of heat pump–recuperator ventilation and heating schemes under satisfactory values of the specific heat exchange surface area of the recuperator, and, consequently, its mass and dimensional characteristics. The analysis is performed for the case of plate heat exchangers, since the expediency of their use is determined by high thermal efficiency, compact design, and a large heat transfer surface area.

Keywords: energy efficiency, air heating, ventilation, air-source heat pump, recuperator, heat recovery coefficient, heat transfer coefficient.

References

1. Kadir Amasyali, Nora M. El-Gohary A review of data-driven building energy consumption prediction studies // *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 81 (2018) 1192-1205. <http://dx.doi.org/10.1016/j.rser.2017.04.095>
2. European Commission (2022), REPowerEU Plan [Електронний ресурс] // Режим доступу – <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/HTML/?uri=CELEX:52022DC0230&from=EN>
3. Renewable Energy Policies in a Time of Transition: Heating and Cooling. URL: <https://www.irena.org/publications/2020/Nov/Renewable-Energy-Policies-in-a-Time-of-Transition-Heating-and-Cooling>
4. DBN B.2.5-67:2013. Heating, Ventilation and Air Conditioning. [Effective from January 1, 2014]. Official edition. Kyiv, 2013. 240 p.
5. On Approval of the Energy Strategy of Ukraine until 2050. Order of the Cabinet of Ministers of Ukraine No. 373-r dated April 21, 2023. Available at: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/373-2023-%D1%80#Textoku>
6. On Approval of the Energy Strategy of Ukraine until 2035 “Security, Energy Efficiency, Competitiveness”. Order of the Cabinet of Ministers of Ukraine No. 605-r dated August 18, 2017. Available at: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/605-2017-p#Text>
7. Mysak, S., Shapoval, S., & Hyvliud, A. (2024). Analysis of the share of renewable energy sources in the gross final energy consumption of European countries. *Energy Technologies & Resource Saving*, 78(1), 59-75. <https://doi.org/10.33070/etars.1.2024.05>
8. Basok, B., Dubovskiy, S., Pastushenko, E., Nikitin, Y., & Bazeev, Y. (2023). Heat pumps as a trend of low-carbon energy development. *Energy Technologies & Resource Saving*, 75(2), 23-44. <https://doi.org/10.33070/etars.2.2023.02>
9. International Energy Agency [Електронний ресурс] // Режим доступу – <https://www.iea.org/reports/the-future-of-heat-pumps>
10. European Heat Pump Association (EHPA) [Електронний ресурс] // Режим доступу – <http://www.ehpa.org/>
11. M. Bezrodny, N. Prytula Energy Efficiency of Heat Pump Systems for Heating, Ventilation and Air Conditioning: Monograph. Kyiv: Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, Publishing House “Politekhnik”, 2023. 528 p.
12. Fabian Ochs, Martin Hauer, Michele Bianchi Janctti, Siegele Dietmar Energy Performance of Membrane Energy Recovery Ventilation in Combination with an Exhaust Air Heat Pump. Proceedings of the 15th IBPSA Conference San Francisco, CA, USA, Aug. 7-9, 2017, pp. 1121-1130. <https://doi.org/10.26868/25222708.2017.293>
13. Sonam Jangid. " Plate Type Heat Exchanger – A Review Study. | IOSR Journal of Engineering (IOSRJEN), vol. 08, no. 10, 2018, pp. 11-18.
14. Mancini, R. (2019). Design and Performance Analysis of Plate Heat Exchangers for Heat Pumps using Pure and Mixed Refrigerants (PhD thesis). Kgs. Lyngby, Denmark: Technical University of Denmark.
15. Bhuiyan, A. A., & Sadrul Islam A. K. M. (2016). Thermal and hydraulic performance of finned-tube heat exchangers under different flow ranges: A review on modeling and experiment. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 101, 38–59. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.05.022>
16. Qasem, N. A. A., & Zubair, S. M. (2018). Compact and microchannel heat exchangers: A comprehensive review of air-side friction factor and heat transfer correlations. *Energy Conversion and Management*, 173, 555–601. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2018.06.104>
17. M. Bezrodny Heat pump system for air heating and ventilation with recuperator and recirculation of exhaust air / M. Bezrodny, N. Prytula, I. Opanasyuk // *KPI Science News* – 2019, № 3, с. 7 – 15. <https://doi.org/10.20535/kpi-sn.2019.3.175730>
18. M. Bezrodny Combined heat pump air heating and ventilation system with recirculation and heat recoverer / M. Bezrodny, N. Prytula, I. Opanasyuk // *POWER ENGINEERING: economics, technique, ecology*. – 2019, № 3, с. 65–73.

Надійшла: 13.02.2026
Received: 13.02.2026

Прийнята: 27.02.2026
Accepted: 27.02.2026

І.Ю. Білоус¹, канд. техн. наук, доц., ORCID 0000-0002-6640-103X
В.І. Дешко¹, д-р техн. наук, проф., ORCID 0000-0002-8218-3933
О.М. Шевченко¹, канд. техн. наук, ст. викл., ORCID 0000-0001-9304-5432
Н.А. Буяк¹, канд. техн. наук, ст. викл., ORCID 0000-0003-0597-6945
А.В. Гавриш¹, аспірант, ORCID 0009-0000-1728-1169
¹Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОЛОГІСНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОБОЛОНКИ ІСТОРИЧНОЇ БУДІВЛІ В УМОВАХ ВНУТРІШНЬОГО УТЕПЛЕННЯ

Мета дослідження полягає в обґрунтуванні підходів до вибору та застосування утеплювальних матеріалів для внутрішньої термомодернізації історичних будівель на основі комплексної теплотехнічної та гіротермічної оцінки огорожувальних конструкцій з урахуванням вимог енергоефективності та збереження стабільного тепловологісного режиму масивних мінеральних стін.

Методика дослідження ґрунтується на застосуванні методів будівельної фізики та нормативного теплотехнічного і тепловологісного розрахунку внутрішнього утеплених огорожувальних конструкцій відповідно до чинної нормативної бази. Розрахунковий аналіз виконано для варіантів внутрішнього утеплення із застосуванням мінеральної вати, конопляного утеплювача та піноскла з урахуванням кліматичних параметрів експлуатації та теплофізичних характеристик матеріалів.

Результати дослідження. Встановлено вплив внутрішнього утеплення на тепловий і тепловологісний режим масивних мінеральних стін історичних будівель. Показано, що за порівнюваних значень опору теплопередачі огорожувальної конструкції різні утеплювальні матеріали демонструють принципово відмінну гіротермічну поведінку. Зокрема, застосування матеріалів з обмеженою здатністю до регульованого вологообміну супроводжується сезонним накопиченням вологи та формуванням нерівноважного тепловологісного режиму.

Висновки. Обґрунтовано доцільність комплексного підходу до внутрішньої термомодернізації історичних будівель, який передбачає поєднання теплотехнічної оцінки з обов'язковим гіротермічним аналізом сумісності утеплювального матеріалу та існуючої огорожувальної конструкції як необхідної умови забезпечення довготривалої експлуатаційної надійності та збереження матеріальної автентичності історичних будівель.

Ключові слова: енергоефективність будівель, внутрішнє утеплення, гіротермічний режим огорожувальних конструкцій, гіротермічний аналіз, теплоізоляційні матеріали, збереження архітектурної спадщини.

Вступ. Проблематика утеплення історичних будівель набуває особливої наукової та практичної актуальності в умовах зростання енергетичних витрат, посилення вимог до енергоефективності будівельного фонду та необхідності збереження об'єктів культурної спадщини. Історичні будівлі проєктувалися за відсутності регламентованих нормативних вимог до теплозахисту, що зумовило істотну невідповідність їхніх огорожувальних конструкцій сучасним теплотехнічним нормативам. Унаслідок цього експлуатація таких об'єктів супроводжується підвищеними тепловтратами, дискомфорними мікрокліматичними умовами та зростанням витрат на опалення, що створює довгострокові економічні й екологічні ризики.

Водночас застосування стандартних технологій утеплення, розроблених для сучасного будівництва, у випадку історичних будівель часто є неприйнятним через загрозу втрати автентичних архітектурних елементів, порушення паро- та вологісного режимів стін, активізацію процесів конденсації та біологічного ураження матеріалів. Це формує складну міждисциплінарну проблему, що поєднує завдання будівельної фізики, реставрації, матеріалознавства та охорони культурної спадщини. Наукове обґрунтування рішень з утеплення історичних будівель потребує врахування не лише теплотехнічної ефективності, але й довготривалої сумісності нових матеріалів з традиційними конструкціями, їх впливу на збереження історичної та архітектурної цілісності об'єктів.

Зв'язок досліджуваної проблеми з важливими науковими та практичними завданнями визначається необхідністю розроблення адаптованих методів термомодернізації, які забезпечують баланс між енергозбереженням і збереженням культурної цінності будівель. У практичній площині це пов'язано з формуванням науково обґрунтованих рекомендацій для проєктування та реалізації заходів з утеплення історичних будівель у процесах їх реставрації, реконструкції та пристосування до сучасного використання. У науковому вимірі проблема інтегрується у ширший контекст досліджень сталого розвитку,

енергоефективності забудованого середовища та збереження історико-архітектурної спадщини, що надає їй міжгалузевого характеру та визначає перспективність подальших досліджень у цьому напрямі.

Історичний будівельний фонд України характеризується значним розмаїттям конструктивних рішень, зокрема варіативністю товщини масивних цегляних огорожувальних конструкцій, яка може складати 510 мм, 640 мм, 770 мм і більше залежно від періоду зведення та призначення об'єкта. Водночас для значної частини будівель кінця XIX – початку XX століття типовими є зовнішні стіни, виконані кладкою у дві цеглини (510 мм).

Огляд сучасних досліджень з питань утеплення історичних будівель засвідчує поступовий перехід від загальних концепцій енергоефективної модернізації до поглибленого аналізу матеріалів, екологічних наслідків та кліматично-експлуатаційних чинників, що визначають можливості термомодернізації об'єктів культурної спадщини. У працях авторів [1] розглянуто проблематику впровадження принципів будівель з близьким до нульового споживанням енергії у сучасних і історичних будівлях, де доведено, що вимоги збереження автентичних фасадів і конструктивних елементів істотно обмежують застосування зовнішнього утеплення та зумовлюють необхідність внутрішніх теплоізоляційних рішень із контролем тепловологісного режиму. Комплексний аналіз енергетичної ефективності, екологічного впливу та вартості різних утеплювальних матеріалів здійснено у дослідженні Д. Діксона (D. Dickson) і С. Павія (S. Pavía), де наголошується на доцільності системного підходу до їх вибору для існуючих і реконструйованих будівель [2]. Узагальнення сучасних тенденцій розвитку інноваційних утеплювальних матеріалів, виконане Б. Ерзеном (B. Erzen) та співавторами, підкреслює перспективність нових теплоізоляційних рішень, але водночас вказує на обмеженість їх прямого застосування в історичній забудові без адаптації до вимог паропроникності та конструктивної сумісності [3]. Подальші дослідження доцільно спрямувати на розробку адаптованих концепцій термомодернізації історичних будівель, що поєднують сучасні енергоефективні вимоги із принципами охорони культурної спадщини.

Вагомий масив досліджень присвячено експериментальному аналізу теплофізичних і вологісних властивостей утеплювальних матеріалів, насамперед природного походження. Зокрема, у роботах П. Косінського (P. Kosiński) та співавторів досліджено змочувальні та вологісні характеристики конопляного волокна, целюлози й мінеральної вати, що дозволило довести кращу здатність природних волокнистих матеріалів до регулювання вологи, критично важливу для старих мурованих конструкцій [4]. Порівняльний аналіз будівель без утеплення і з використанням природних теплоізоляційних матеріалів, виконаний С. Хасаном (S. Hasan) та співавторами, демонструє суттєве зниження тепловтрат без порушення вологісної рівноваги огорожувальних конструкцій [5]. Теплоізоляційні властивості біомасових матеріалів проаналізовано у працях К. Е. Мазура (K. E. Mazur) та співавторів, де підкреслюється їхня конструктивна сумісність із традиційними будівельними матеріалами та потенціал застосування в існуючих будівлях [6]. Експериментальне обґрунтування ефективності конопляної вовни як утеплювача для стін і покрівель наведено у дослідженнях М. Длімі (M. Dlimi) та співавторів, що є релевантним для практики реконструкції та адаптивного повторного використання історичних будівель [7]. Подальші дослідження у цьому контексті мають бути доповнені довготривалими натурними спостереженнями тепловологісної поведінки природних утеплювачів у реальних умовах експлуатації пам'яток архітектури.

Окремий блок досліджень зосереджений на оцінюванні енергетичних, економічних та екологічних наслідків утеплення з використанням підходів аналізу життєвого циклу та багатокритеріальної оцінки. На прикладі шведського кейсу М. Гульта (M. Hult) і С. Карлсма (S. Karlsma) доводять, що утеплення конопляним волокном характеризується нижчим екологічним навантаженням і конкурентними витратами упродовж життєвого циклу будівлі порівняно з традиційними утеплювачами [8]. Багатокритеріальний підхід до оцінювання сталості «зелених» утеплювальних матеріалів застосовано у працях Д. Стреймікене (D. Streimikiene) та співавторів, де наголошується на необхідності одночасного врахування енергетичних, екологічних і соціальних критеріїв при виборі рішень для будівель [9]. Порівняння традиційних та високотехнологічних утеплювачів, зокрема аерогелю і мінеральної вати, виконано Х. М. Данаджі (H. M. Danaci) і Н. Акіном (N. Akin), які вказують на обмеження їх застосування у реконструкції історичних будівель через високу вартість і специфічні експлуатаційні вимоги [10]. Подальші дослідження доцільно спрямувати на адаптацію методів аналізу життєвого циклу саме до умов термомодернізації об'єктів культурної спадщини.

Значна увага в сучасних працях приділяється впливу кліматичних і експлуатаційних чинників на ефективність утеплення огорожувальних конструкцій. Зокрема, у дослідженнях П. Косінського (P. Kosiński) та співавторів проаналізовано тепловтрати, спричинені тимчасовим впливом вітру у стінах з волокнистими утеплювачами, що є типовою проблемою для будівель старої забудови з нещільними конструкціями [11]. Особливості вибору утеплювальних матеріалів у різних кліматичних зонах узагальнено у роботах Ю. Донга (Y. Dong) та співавторів, де підкреслюється необхідність кліматично адаптованих рішень для існуючих і історичних будівель [12]. Аналіз динамічних теплоізоляційних технологій, виконаний Т. Каранафті (T. Karanafti) та співавторами, відзначає їх потенціал для підвищення енергоефективності будівель за умов змінних температурних і вологісних навантажень [13]. Подальші

дослідження варто спрямувати на розробку кліматично орієнтованих моделей внутрішнього утеплення історичних будівель із урахуванням вітрових, температурних та вологісних впливів.

Незважаючи на значний обсяг досліджень у сфері енергоефективної термомодернізації будівель, проблематика внутрішнього утеплення історичних об'єктів залишається недостатньо вирішеною. Більшість наявних робіт орієнтована на досягнення нормативних показників теплозахисту без урахування гіротермічної сумісності сучасних утеплювальних матеріалів із традиційними мінеральними стінами. Недостатньо вивченими залишаються процеси довготривалого вологонакопичення, сезонної компенсації конденсації та впливу внутрішнього мікроклімату на експлуатаційну надійність огорожувальних конструкцій. Відсутність спеціалізованих критеріїв оцінювання внутрішнього утеплення історичних будівель у чинній нормативній базі обмежує можливості науково обґрунтованого вибору інженерних рішень.

Запропоноване дослідження заповнює виявлені прогалини шляхом комплексного аналізу конструктивних особливостей історичних будівель у поєднанні з теплотехнічними та тепловологісними розрахунками для різних утеплювальних матеріалів за однакових кліматичних умов. Проведена порівняльна оцінка гіротермічної поведінки утеплювачів дозволяє обґрунтувати інженерні рішення з позицій експлуатаційної надійності та збереження історичної структури будівель, розширюючи наукові уявлення про ефективність внутрішньої термомодернізації історичних будівель.

Метою статті є порівняльний аналіз впливу конопляного утеплювача та мінеральної вати на теплотехнічні показники та гіротермічний режим внутрішньо утеплених стін історичної будівлі. Для досягнення поставленої мети в статті передбачається розв'язання таких завдань:

1. Проаналізувати конструктивні та історико-архітектурні особливості історичних будівель як чинники, що визначають можливості внутрішнього утеплення.

2. Виконати теплотехнічні й тепловологісні розрахунки огорожувальних конструкцій для різних варіантів внутрішнього утеплення та порівняти їх за показниками теплозахисту й гіротермічної надійності.

3. Виявити науково-практичні проблеми внутрішньої термомодернізації історичних будівель та обґрунтувати рекомендації щодо вибору утеплювальних матеріалів з урахуванням вимог енергоефективності та збереження архітектурної спадщини.

Матеріал і результати досліджень. Історичні будівлі як об'єкти дослідження у сфері енергоефективності характеризуються специфічними конструктивними та експлуатаційними особливостями, що формувалися в умовах відсутності регламентованих вимог до теплозахисту. Для такого будівельного фонду типовими є огорожувальні конструкції з цегли або каменю, виконані на мінеральних розчинах, які за класифікацією ДСТУ 9191:2022 [14] відповідають категоріям «важкі» або «дуже важкі» (за тепловою інерцією), забезпечують значну теплоємність і згладжування температурних коливань, проте характеризуються недостатніми значеннями приведенного опору теплопередачі відносно чинних нормативних вимог. Експлуатація історичних будівель у сучасних умовах, зокрема при використанні їх для громадських, адміністративних або житлових функцій, передбачає підтримання належних умов внутрішнього мікроклімату в період перебування користувачів, що визначає актуальність заходів з підвищення теплозахисних властивостей огорожувальних конструкцій.

Особливістю історичних будівель є поєднання матеріалів із різними теплофізичними властивостями, зокрема високою паропроникністю та капілярною активністю мінеральних основ, що формує специфічний тепловологісний режим стін. У попередніх наукових дослідженнях показано, що для коректного аналізу енергоефективності таких об'єктів доцільно застосовувати розрахункові методи, засновані на сучасних засадах будівельної фізики. При цьому використовуються теплофізичні характеристики матеріалів, визначені для реальних умов експлуатації, та кліматичні параметри, що відповідають географічному регіону розташування об'єкта. Саме такий підхід забезпечує перехід від формального дотримання стандартів до обґрунтованого інженерного оцінювання (табл. 1).

У межах даного дослідження такий підхід реалізується через розрахунки опору теплопередачі огорожувальних конструкцій та аналіз їхнього тепловологісного стану. Оцінювання проводиться з урахуванням нормативних методик теплотехнічного аналізу та вимог щодо гіротермічної надійності внутрішньо утеплених стін. Такий аналіз дозволяє перевірити відповідність конструкції критеріям енергоефективності та підтвердити відсутність ризиків критичного накопичення вологи в зоні контакту утеплювача з історичною кладкою.

У сучасній практиці термомодернізації історичних будівель наведені конструктивні та експлуатаційні особливості враховуються шляхом поєднання методів будівельної фізики та адаптованих інженерних рішень. Важкі цегляні й кам'яні стіни, завдяки високій теплоємності, здатні акумулювати теплову енергію та згладжувати добові коливання зовнішньої температури, що на практиці проявляється у більш стабільному мікрокліматі приміщень порівняно з легкими сучасними конструкціями. Разом з тим відсутність теплоізоляційних шарів зумовлює значні питомі тепловтрати, які можуть бути кількісно

оцінені шляхом визначення опору теплопередачі огорожувальних конструкцій з урахуванням товщини шарів та їх теплофізичних характеристик.

Таблиця 1. Конструктивні, експлуатаційні та історико-архітектурні чинники, що визначають специфіку внутрішнього утеплення історичних будівель

Характеристика	Узагальнений опис	Значення для вибору внутрішнього утеплення
Статус об'єкта культурної спадщини	Охорона історичного фасаду та архітектурного вигляду	Унеможливорює або суттєво обмежує застосування зовнішнього утеплення
Тип огорожувальних конструкцій	Цегляні або кам'яні огорожувальні конструкції, що за ДСТУ 9190:2022 належать до категорій «важкі» та «дуже важкі»	Зумовлюють високу теплову інерцію та чутливість до зміни гіротермічного режиму при внутрішньому утепленні
Відсутність теплоізоляційного шару	Первинна конструкція стін без теплоізоляції	Формує низькі значення приведенного опору теплопередачі за чинними нормативами
Неможливість зміни зовнішнього вигляду	Заборона втручання у фасадні рішення	Внутрішнє утеплення розглядається як єдино допустимий варіант термомодернізації
Функціональне призначення	Громадські будівлі	Вимоги до теплового комфорту та збереження автентичності будівлі

З урахуванням зазначеного подальший аналіз ґрунтується на нормативних розрахунках опору теплопередачі та перевірці умов відсутності міжшарової конденсації водяної пари в товщі огорожувальних конструкцій для різних варіантів внутрішнього утеплення. Застосування таких підходів у практиці реконструкції дозволяє не лише формально оцінити рівень теплозахисту огорожувальних конструкцій, але й коректно порівнювати різні інженерні рішення з урахуванням специфіки історичних матеріалів.

У процесі проектування внутрішньої теплоізоляції історичних будівель розрахункові моделі дають змогу оцінити зміну температурного профілю в товщі стіни, вплив товщини та теплоємності утеплювального шару на теплову інерцію, а також очікуваний ефект від зменшення тепловтрат упродовж опалювального періоду. Такий підхід широко застосовується у сучасних проєктах реновації історичної забудови, оскільки він забезпечує науково обґрунтовану основу для прийняття інженерних рішень і створює передумови для подальшого аналізу сумісності теплоізоляційних матеріалів із традиційними огорожувальними конструкціями в реальних умовах експлуатації [9].

Виконання теплотехнічних і тепловологічних розрахунків огорожувальних конструкцій при внутрішньому утепленні історичних будівель є необхідним етапом наукового обґрунтування ефективності та коректності інженерних рішень. Такі розрахунки спрямовані не лише на визначення приведенного опору теплопередачі конструкції після утеплення, а й на оцінювання зміни температурно-вологісного режиму в товщі стіни протягом опалювального періоду.

У дослідженні розглянуто декілька конструктивних сценаріїв огорожувальних конструкцій, зокрема варіант без утеплення та варіанти внутрішнього утеплення з використанням різних теплоізоляційних матеріалів. Один із підходів передбачає застосування волокнистого конопляного утеплювача, змонтованого з внутрішнього боку стіни без улаштування суцільного паробар'єрного шару, з метою збереження дифузійної відкритості системи та забезпечення регульованого вологообміну між утеплювачем і мінеральною кладкою. У межах даного дослідження під конопляним утеплювачем розуміється теплоізоляційний матеріал на основі конопляної костри (подрібненого стебла технічних конопель) з використанням вапняного в'язучого, що формується у вигляді пористого композиту природного походження. За технологією виробника матеріал складається з костри технічних конопель, спеціалізованого вапняного в'язучого «5 Елемент» та води, без додавання синтетичних смол або полімерних зв'язуючих. Така структура забезпечує поєднання низької теплопровідності з високою відкритою пористістю та дифузійною проникністю для водяної пари, що є принципово важливим для внутрішнього утеплення масивних мінеральних стін історичних будівель. Вапняне в'язуче виконує не лише конструктивну, але й регулюючу функцію, сприяючи капілярному транспорту та тимчасовому акумулюванню вологи з подальшим її виведенням у сприятливих кліматичних умовах. Опис складу та принципів формування матеріалу прийнято за даними виробника та галузевих технічних джерел [15]. Інший підхід базується на використанні мінеральної вати як теплоізоляційного матеріалу, що

є типовим інженерним рішенням внутрішнього утеплення огорожувальних конструкцій у сучасній практиці реконструкції. Мінеральна вата являє собою волокнистий неорганічний матеріал, отриманий шляхом розплавлення мінеральної сировини з формуванням хаотично орієнтованої волокнистої структури, що забезпечує низьку теплопровідність і відносно високу повітропроникність. Водночас матеріал характеризується обмеженою капілярною активністю та низькою вологемністю, що зумовлює його чутливість до умов зволоження та необхідність контролю дифузії водяної пари при застосуванні в системах внутрішнього утеплення масивних мінеральних стін. За умов внутрішнього утеплення історичних будівель це потребує особливої уваги до формування температурно-вологісного режиму в зоні контакту утеплювача з кладкою з метою запобігання накопиченню вологи в товщі огорожувальної конструкції. Третій підхід передбачає використання плитного піноскла. Це жорсткий неорганічний теплоізоляційний матеріал із замкненою комірчастою структурою, що характеризується абсолютною паро- та водонепроникністю, високою міцністю на стиск та стабільністю геометричних розмірів. Завдяки своїй структурі піноскло виконує функцію не лише утеплювача, а й пароізоляційного бар'єру, що унеможливує проникнення водяної пари з приміщення в товщу конструкції.

У межах цього завдання розрахунки виконано з використанням фізичних характеристик матеріалів, визначених для умов експлуатації відповідно до вимог чинних ДСТУ, та розрахункових кліматичних параметрів типового року згідно з ДБН «Будівельна кліматологія». Для визначення теплотехнічних і паропроникних параметрів матеріалів, зокрема конопляного утеплювача, використано положення та табличні дані ДСТУ 9191:2022, що забезпечує коректність вихідних характеристик і їх відповідність національним стандартам [14]. Кліматичні параметри для розрахунків приймалися відповідно до регіону розташування будівель на основі даних типового року, що відповідають вимогам чинної нормативної бази ДСТУ-Н Б В.1.1-27:2010 [16].

У межах дослідження розглянуто декілька конструктивних сценаріїв огорожувальних конструкцій, що відрізняються наявністю та типом внутрішнього утеплення. Базовим сценарієм для порівняльного аналізу є зовнішня стіна без теплоізоляційного шару, яка відповідає первинному конструктивному рішенням історичної будівлі. Для розрахунків обрано цегляну кладку товщиною 510 мм (у дві цеглини). Її обрано як найбільш тонку стіну, що дозволяє розглянути найгірший експлуатаційний сценарій із найнижчим початковим опором теплопередачі. Такий підхід дозволяє виконати порівняльний аналіз тепловологісних режимів у найбільш жорстких умовах, формуючи надійну розрахункову базу для оцінювання інженерних рішень із внутрішнього утеплення, результати якої можуть бути екстрапольовані на масивніші історичні конструкції.

Окрім цього, проаналізовано три принципово відмінні схеми внутрішнього утеплення огорожувальних конструкцій. Перша схема передбачає застосування волокнистого конопляного утеплювача, змонтованого з внутрішнього боку стіни без улаштування суцільного паробар'єрного шару, з метою збереження дифузійної відкритості системи та забезпечення регульованого вологообміну між утеплювачем і мінеральною кладкою. Друга схема базується на використанні мінеральної вати як теплоізоляційного матеріалу, що відповідає поширеним інженерним рішенням внутрішнього утеплення і передбачає контроль дифузії водяної пари в товщу огорожувальної конструкції без застосування суцільного паробар'єрного шару в розрахунковій моделі. Третя схема базується на використанні піноскла, яке монтується на цементно-піщаний розчин. Особливістю цієї схеми є відсутність потреби в додатковому паробар'єрі, оскільки сам матеріал утеплювача має високий опір дифузії водяної пари.

Конструктивні відмінності зазначених сценаріїв та послідовність шарів огорожувальної конструкції наведено на рисунку 1.

Розрахунки виконано із використанням фізичних характеристик матеріалів, визначених для умов експлуатації відповідно до вимог чинних ДСТУ, та розрахункових кліматичних параметрів типового року згідно з ДБН «Будівельна кліматологія». Теплотехнічні та тепловологісні розрахунки огорожувальних конструкцій здійснювалися з використанням онлайн-платформи CADE.E. PRO [17], призначеної для нормативного аналізу теплоізоляційних властивостей будівельних огорожень та оцінювання їх гіротермічного режиму.

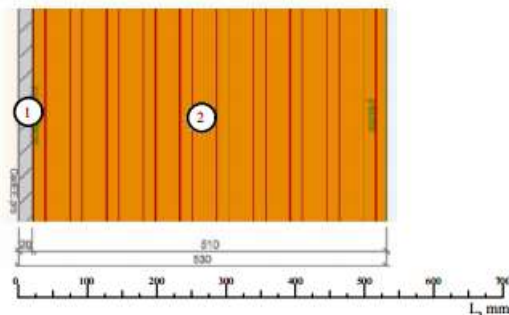
Для визначення теплотехнічних і паропроникних параметрів теплоізоляційних матеріалів, зокрема конопляного утеплювача, використано положення та табличні дані ДСТУ 9191:2022, що забезпечує коректність вихідних характеристик і їх відповідність національним стандартам [14]. Кліматичні параметри для розрахунків приймалися відповідно до регіону розташування будівлі на основі даних типового року згідно з додатком А ДБН В.2.6-31:2021 [18]. Усі розрахункові дані та графічні результати наведено для найхолоднішого місяця - січня, що відповідає умовам максимального ризику конденсації водяної пари в товщі огорожувальних конструкцій.

Опір теплопередачі огорожувальної конструкції визначали згідно з нормативною методикою, встановленою ДСТУ 9191:2022, за співвідношенням [14]:

$$R = \frac{1}{h_{si}} + \sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\lambda_i} + \frac{1}{h_{se}} \quad (1)$$

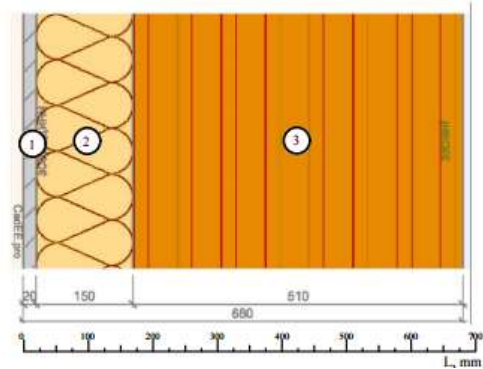
де h_{si} та h_{se} - коефіцієнти тепловіддачі внутрішньої та зовнішньої поверхонь, відповідно, Вт/(м · К).
 d_i - товщина i -го шару конструкції, м.

λ_i - теплопровідність матеріалу i -го шару конструкції за розрахункових умов експлуатації (розрахункова теплопровідність), Вт/(м · К).



Продовження схеми 1

Схема 1 – стіна без утеплення



Продовження схеми 2

Схема 2 – утеплення мінеральною ватою

Шар №1 Розчин цементно-піщаний товщиною 0,020 м., λ -0,93 Вт/(м*К).

Шар №2 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., λ -0,81 Вт/(м*К)

Шар №1 Розчин цементно-піщаний товщиною 0,020 м., λ -0,93 Вт/(м*К).

Шар №2 Мінеральна вата з густиною 150 кг/м³ та товщиною 0,150 м., λ -0,05 Вт/(м*К).

Шар №2 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., λ -0,81 Вт/(м*К)

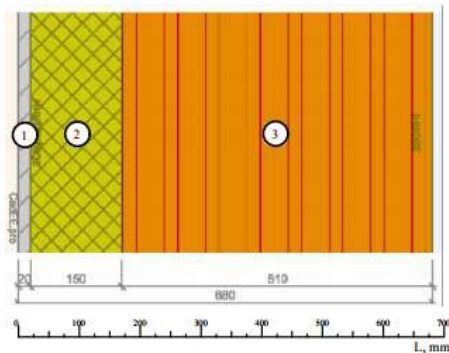


Схема 3 – конопляний утеплювач

Шар №1 Розчин цементно-піщаний та товщиною 0,020 м., λ -0,93 Вт/(м*К).

Шар №2 конопляним утеплювач з густиною 200 кг/м³ та товщиною 0,150 м., λ -0,048 Вт/(м*К).

Шар №3 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., λ -0,81 Вт/(м*К)

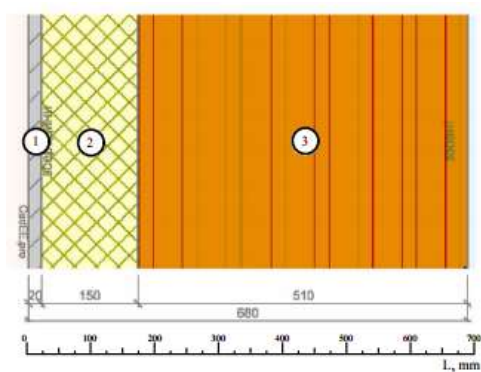


Схема 4 – піноскло

Шар №1 Розчин цементно-піщаний та товщиною 0,020 м., λ -0,93 Вт/(м*К).

Шар №2 піноскло з густиною 120 кг/м³ та товщиною 0,150 м., λ -0,054 Вт/(м*К).

Шар №3 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., λ -0,81 Вт/(м*К).

Рисунок 1 – Розрахункові схеми внутрішнього утеплення стін історичної будівлі

Отримані значення опору теплопередачі порівнювали з мінімально допустимими нормативними значеннями відповідно до вимог ДБН В.2.6-31:2021 [18] за умовою:

$$R \geq R_{q, \min} \quad (2)$$

$R_{q, \min}$ - мінімально допустиме значення приведенного опору теплопередачі непрозорої огорожувальної конструкції чи непрозорої частини огорожувальної конструкції, $m^2 \cdot K/Вт$.

Оцінювання гіротермічного режиму огорожувальних конструкцій для чотирьох розрахункових сценаріїв (стіна без утеплення, внутрішнє утеплення мінеральною ватою, внутрішнє утеплення конопляним утеплювачем та внутрішнє утеплення піносклом) здійснювали на основі аналізу розподілу температури та парціального тиску водяної пари за товщиною конструкції відповідно до методики ДСТУ ДСТУ Б В.2.6-192:2013 [19]:

$$e = 0,01 \cdot \varphi \cdot E \quad (3)$$

де φ - відносна вологість повітря, %.

E - тиск насиченої водяної пари при відповідній температурі, Па.

Міжшарову конденсацію водяної пари у товщі огорожувальної конструкції вважали відсутньою за виконання нерівності:

$$e \leq E \quad (4)$$

E - парціальний тиск насиченої водяної пари згідно з ДСТУ Б В.2.6-192:2013 [18]

Розрахункова процедура передбачала поетапне визначення приведенного опору теплопередачі огорожувальної конструкції, побудову температурних і парціальних профілів водяної пари, а також оцінювання можливого сезонного вологонакопичення в утеплювальному шарі та річного балансу вологи. Для уніфікації та відтворюваності результатів розрахунку виконано із застосуванням спеціалізованої онлайн-платформи CAD E.E. PRO [17], яка реалізує алгоритми, узгоджені з вимогами чинних ДСТУ [14] та ДБН [18]. Розподіл температури та парціальних тисків водяної пари за товщиною огорожувальної конструкції для розрахункового періоду наведено на рисунку 2 та 3.

Результати теплотехнічних і тепловологісних розрахунків для двох варіантів внутрішнього утеплення огорожувальної конструкції наведено в таблиці 2. Розрахунки виконано за однакових геометричних, матеріальних і кліматичних умов, що забезпечує коректність порівняльного аналізу досліджуваних рішень.

Таблиця 2. Результати теплотехнічних і тепловологісних розрахунків огорожувальної конструкції при внутрішньому утепленні

Показник	Мінеральна вата	Конопляний утеплювач	Піноскло	Нормативно-допустимий критерій
Товщина утеплювального шару, мм	150	150	150	Задається проектом
Умови експлуатації утеплювача	A	A	A	Відповідно до ДСТУ 9190, ДСТУ 9191
Коефіцієнт теплопровідності утеплювача λ , Вт/(м·К)	0,050	0,048*	0,054	Для умов експлуатації A
Коефіцієнт паропроникності δ , мг/(м·год·Па)	0,38	0,35	0,35	Довідкове значення
Опір теплопередачі огорожувальної конструкції після утеплення R , $m^2 \cdot K/Вт$	3,80	3,92	3,58	Порівнюється з $R_{q, \min}$ за ДБН
Максимальне сезонне вологонакопичення в утеплювальному шарі, % мас.	4,67	2,94	0	Допускається за умови відсутності річного накопичення (ДСТУ EN ISO 13788)
Наявність річного залишкового вологонакопичення	Так	Ні	Ні	Не допускається

* — за даними виробника / галузевих технічних джерел.

Дані таблиці 2 відображають порівняльні результати теплотехнічної та гіротермічної оцінки трьох варіантів внутрішнього утеплення. Отримані значення приведенного опору теплопередачі свідчать про суттєве зменшення тепловтрат порівняно з неутепленою стіною, однак залишаються близькими до мінімально допустимих нормативних рівнів, що є типовим для рішень внутрішнього утеплення історичних будівель.

Відмінності у величинах сезонного вологонакопичення зумовлені різною паропроникністю теплоізоляційних матеріалів і характером дифузійного вологообміну в системі “утеплювач – мінеральна кладка”, що безпосередньо впливає на формування річного балансу вологи в товщі огорожувальної конструкції.

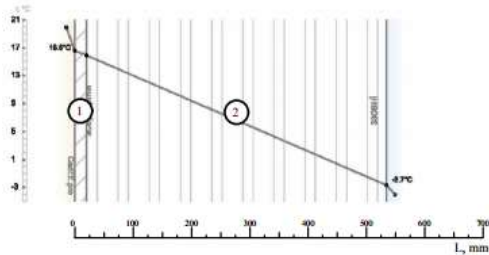


Схема 1 – Розподіл температур у товщині огорожжувальної конструкції - Стіна без утеплення (січень).

Шар №1 Розчин цементно-піщаний товщиною 0,020 м., $\lambda=0,93$ Вт/(м*К).

Шар №2 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., $\lambda=0,81$ Вт/(м*К).

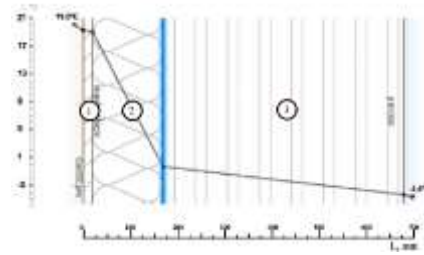


Схема 2 – Розподіл температур у товщині огорожжувальної конструкції при утепленні мінеральною ватою (січень).

Шар №1 Розчин цементно-піщаний товщиною 0,020 м., $\lambda=0,93$ Вт/(м*К)..

Шар №2 Мінеральна вата з густиною 150 кг/м³ та товщиною 0,150 м., $\lambda=0,05$ Вт/(м*К)..

Шар №3 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., $\lambda=0,81$ Вт/(м*К).

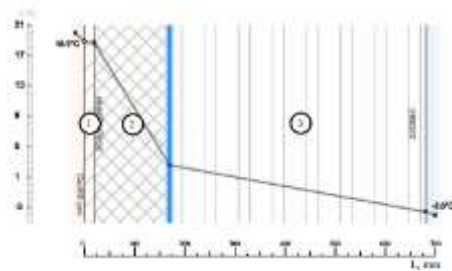


Схема 3 – Розподіл температур у товщині огорожжувальної конструкції з конопляним утеплювачем (січень).

Шар №1 Розчин цементно-піщаний та товщиною 0,020 м., $\lambda=0,93$ Вт/(м*К)..

Шар №2 конопляним утеплювач з густиною 200 кг/м³ та товщиною 0,150 м., $\lambda=0,048$ Вт/(м*К).

Шар №3 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., $\lambda=0,81$ Вт/(м*К).

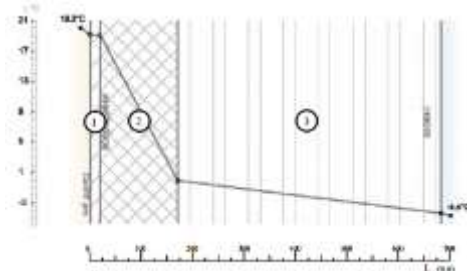


Схема 4 – Розподіл температур у товщині огорожжувальної конструкції з піносклом (січень).

Шар №1 Розчин цементно-піщаний та товщиною 0,020 м., $\lambda=0,93$ Вт/(м*К)..

Шар №2 піноскло з густиною 120 кг/м³ та товщиною 0,150 м. $\lambda=0,054$ Вт/(м*К).

Шар №3 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., $\lambda=0,81$ Вт/(м*К).

Рисунок 2 – Розподіл температури по товщині огорожжувальної конструкції при внутрішньому утепленні

Наведені результати отримано для зовнішньої огорожжувальної конструкції історичної будівлі з цегляною кладкою товщиною 500 мм, виконаною на цементно-піщаному розчині, з урахуванням внутрішнього вирівнювального шару цементно-піщаного розчину товщиною 20 мм, що відповідає типовим конструктивним рішенням забудови кінця XIX – початку XX століття.

Приведений опір теплопередачі неутепленої стіни становив близько $R \approx 0,9-1,1$ м²·К/Вт, що зумовлює значні тепловтрати в опалювальний період. Влаштування внутрішнього теплоізоляційного шару

товщиною 150 мм у всіх розглянутих варіантах забезпечує істотне підвищення опору теплопередачі огорожувальної конструкції, однак не гарантує повної відповідності мінімальним нормативним вимогам, що є характерною особливістю внутрішнього утеплення історичних будівель.

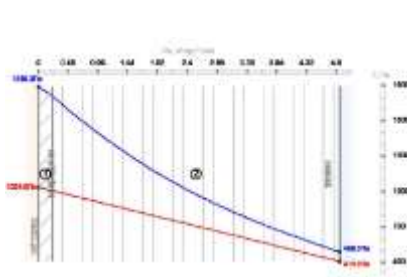


Схема 1 – Розподіл парціальних тисків у товщині огорожувальної конструкції - Стіна без утеплення (січень)

Шар №1 Розчин цементно-піщаний товщиною 0,020 м., $\lambda=0,93$ Вт/(м*К)..

Шар №2 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., $\lambda=0,81$ Вт/(м*К).

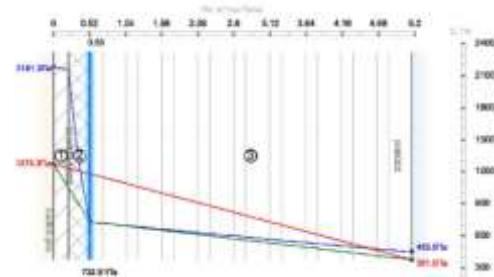


Схема 2 – Розподіл парціальних тисків у товщині огорожувальної конструкції при утепненні мінеральною ватою (січень).

Шар №1 Розчин цементно-піщаний товщиною 0,020 м., $\lambda=0,93$ Вт/(м*К).

Шар №2 Мінеральна вата з густиною 150 кг/м³ та товщиною 0,150 м., $\lambda=0,05$ Вт/(м*К).

Шар №3 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ та товщиною 0,510 м., $\lambda=0,81$ Вт/(м*К).

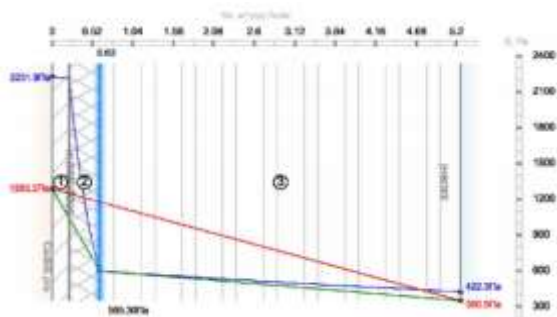


Схема 3 – Розподіл парціальних тисків у товщині огорожувальної конструкції з конопляним утеплювачем (січень).

Шар №1 Розчин цементно-піщаний та товщиною 0,020 м., $\lambda=0,93$ Вт/(м*К)..

Шар №2 конопляним утеплювач з густиною 200 кг/м³ та товщиною 0,150 м. $\lambda=0,048$ Вт/(м*К)

Шар №3 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ товщиною 0,510 м., $\lambda=0,81$ Вт/(м*К).

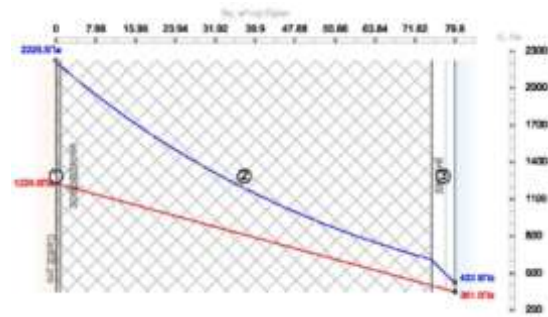


Схема 4 – Розподіл температур у товщині огорожувальної конструкції з піносклом (січень).

Шар №1 Розчин цементно-піщаний та товщиною 0,020 м., $\lambda=0,93$ Вт/(м*К)..

Шар №2 піноскло з густиною 120 кг/м³ та товщиною 0,150 м., $\lambda=0,054$ Вт/(м*К).

Шар №3 Кладка з цегли керамічної повнотілої звичайної на ц/п розчині з густиною 1800 кг/м³ товщиною 0,510 м., $\lambda=0,81$ Вт/(м*К).

Рисунок 3 – Розподіл парціальних тисків по товщині огорожувальної конструкції при внутрішньому утепненні.

На графіку синя - графік розподілу парціального тиску насиченої водою пари (E), червона - допоміжна лінія для оцінки наявності конденсації пари (e), зелена - допоміжна лінія для оцінки кількості вологи що надходить/випаровується з конструкції.

Оцінювання гіротермічної надійності огорожувальної конструкції виконувалося на основі аналізу сезонного вологонакопичення в утеплювальному шарі та річного балансу вологи. Динаміку сезонного вологонакопичення для двох варіантів внутрішнього утеплення наведено на рисунку 4.

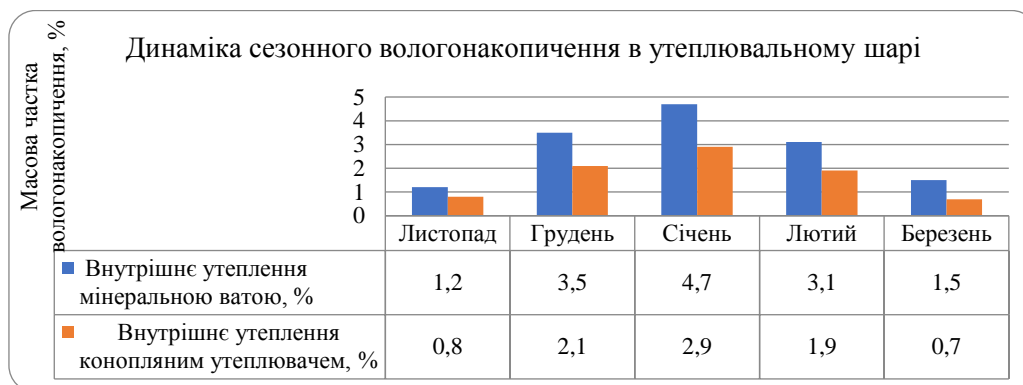


Рисунок 4 – Динаміка сезонного вологонакопичення в утеплювальному шарі огорожувальної конструкції для двох варіантів внутрішнього утеплення.

Для системи внутрішнього утеплення з мінеральною ватою встановлено формування річного залишкового вологонакопичення, що свідчить про нерівноважний характер вологообміну та підвищений ризик деградації теплоізоляційного шару і прилеглої мінеральної кладки в умовах тривалої експлуатації. Натомість система з конопляним утеплювачем характеризується нижчими значеннями максимального сезонного вологонакопичення та відсутністю річного накопичення вологи, що вказує на більш збалансований гіротермічний режим огорожувальної конструкції. Для системи внутрішнього утеплення з використанням піноскла розрахунки показали повну відсутність зони конденсації в товщі конструкції (лінії парціального тиску пари та тиску насичення не перетинаються). Це пояснюється високим опором паропроникненню самого матеріалу, який ефективно блокує дифузію вологи з приміщення в холодну зону стіни. Відсутність вологонакопичення (0 %) свідчить про високу експлуатаційну надійність такого рішення для історичних будівель, де ризик замокання старої кладки є критичним.

Теплофізичні та паропроникні характеристики конопляного утеплювача для розрахунків приймалися з урахуванням чинних нормативних підходів до визначення властивостей теплоізоляційних матеріалів, а також уточнювалися за даними виробників і галузевих технічних джерел, що є типовою практикою при аналізі сучасних біосумісних матеріалів у наукових дослідженнях.

Порівняльна оцінка результатів теплотехнічних і гіротермічних розрахунків виконана відповідно до методики тепловологісного аналізу огорожувальних конструкцій, описаної в розділі «Матеріали і методи досліджень», із використанням показників, отриманих у ході чисельного аналізу внутрішнього утеплення історичних будівель. Аналіз зосереджено на інтерпретації інженерного змісту отриманих результатів, зокрема з точки зору теплозахисних властивостей, характеру паро- та вологообміну і формування річного балансу вологи в конструкції.

Такий підхід дає змогу обґрунтовано оцінити придатність теплоізоляційних матеріалів для застосування в історичних будівлях, де визначальним є поєднання підвищення опору теплопередачі з забезпеченням стабільного та збалансованого гіротермічного режиму огорожувальних елементів.

Узагальнені результати порівняльної оцінки внутрішнього утеплення за теплотехнічними та тепловологісними критеріями наведено в узагальнювальній таблиці 3.

Узагальнені критерії оцінювання сформовано на основі результатів теплотехнічних і гіротермічних розрахунків, а також аналізу температурно-вологісних профілів огорожувальної конструкції. Якісні показники сумісності утеплювальних матеріалів з мінеральною кладкою відображають характер річного балансу вологи та здатність конструкції до висихання в теплий період року, що є визначальним для оцінювання експлуатаційної надійності внутрішнього утеплення.

Існуюча цегляна кладка історичних будівель належить до важких мінеральних огорожувальних конструкцій і характеризується відносно високою паропроникністю та капілярною активністю, що забезпечує її здатність до сезонного вологообміну та природного висихання. Умови внутрішнього утеплення істотно змінюють температурно-вологісний режим такої стіни, зсуваючи зону можливого утворення конденсату в бік внутрішніх шарів конструкції, тому гіротермічна сумісність утеплювача з мінеральною кладкою є визначальним чинником експлуатаційної надійності.

Результати розрахунків свідчать, що обидва варіанти внутрішнього утеплення забезпечують близький рівень підвищення теплозахисних властивостей огорожувальної конструкції. З позицій теплозахисту різниця між варіантами є незначною і не може розглядатися як визначальний критерій вибору утеплювального матеріалу для історичних будівель.

Таблиця 3. Порівняльна оцінка результатів внутрішнього утеплення за теплотехнічними та тепловологісними критеріями

Критерій оцінювання	Мінеральна вата	Конопляний утеплювач	Піноскло
Приведений опір теплопередачі огорожувальної конструкції після утеплення, R, м ² ·К/Вт	3,80	3,92	3,58
Максимальне сезонне вологонакопичення в утеплювальному шарі за опалювальний період, % мас.	4,67	2,94	0,00
Річний баланс вологи в утеплювальному шарі	Виявлено залишкове накопичення	Залишкове накопичення не виявлено	Накопичення відсутнє
Узгодженість з паропроникними властивостями мінеральної кладки	Обмежена, потребує контролю вологообміну	Сприятлива	Специфічна (пароізолююча)
Інженерна доцільність застосування для внутрішнього утеплення історичних будівель (за критерієм гіротермічної надійності)	Обмежена: Існує високий ризик накопичення вологи. Рішення потребує обов'язкових додаткових заходів: облаштування пароізоляції або примусової вентиляції.	Обґрунтована: Матеріал підтримує стабільний річний баланс вологи. Це мінімізує загрозу зволоження та руйнування історичної мінеральної кладки.	Висока: В конструкції повністю відсутні зони конденсації. Це забезпечує максимальну надійність та довговічність огорожувальних конструкцій.

Водночас аналіз тепло-вологісних режимів виявляє принципові відмінності в роботі систем внутрішнього утеплення. Для системи з мінеральною ватою характерне формування негативного річного балансу вологи, що проявляється у накопиченні вологи в холодний період без її повної компенсації в теплий період року. Така поведінка створює передумови для поступового зростання вологовмісту утеплювального шару при повторенні річних циклів експлуатації, що може призводити до погіршення теплоізоляційних властивостей матеріалу та несприятливого впливу на суміжні шари мінеральної кладки.

Для системи з конопляним утеплювачем характерні нижчі значення сезонного вологонакопичення та відсутність залишкового накопичення вологи за підсумком річного циклу. Це свідчить про здатність огорожувальної конструкції до висихання в межах експлуатаційного циклу та формування більш збалансованого тепловологісного режиму.

Характер зміни вологонакопичення в утеплювальному шарі протягом опалювального періоду для обох варіантів внутрішнього утеплення подано на рисунку 3, що дозволяє наочно оцінити відмінності у динаміці процесів зволоження та висихання матеріалів.

У нормативному сенсі допустимість внутрішнього утеплення визначається не абсолютною величиною сезонного вологонакопичення, а відсутністю залишкового накопичення вологи за підсумком річного циклу. З цієї позиції застосування конопляного утеплювача забезпечує більш стабільний тепловологісний режим огорожувальної конструкції та вищу гіротермічну надійність порівняно з традиційними рішеннями внутрішнього утеплення.

Таким чином, порівняльна оцінка підтверджує, що за умов внутрішнього утеплення історичних будівель вибір утеплювального матеріалу має ґрунтуватися на комплексному аналізі теплотехнічних і тепловологісних показників, а не лише на досягненні підвищеного рівня теплозахисту, що дозволяє забезпечити інженерну доцільність і довготривалу експлуатаційну стабільність прийнятих рішень.

Внутрішнє утеплення історичних будівель, незважаючи на його потенціал щодо зниження тепловтрат, супроводжується комплексом науково-практичних проблем, зумовлених принциповою відмінністю фізичної поведінки сучасних теплоізоляційних матеріалів і традиційних мінеральних огорожувальних конструкцій. Відповідно до результатів виконаних теплотехнічних і гіротермічних розрахунків встановлено, що ключовою проблемою є порушення сформованого впродовж тривалого періоду гіротермічного балансу масивних стін, які в неутепленому стані функціонують як інерційні системи з природним сезонним вологообміном.

Улаштування внутрішнього теплоізоляційного шару змінює температурний градієнт у товщі стіни та зміщує зони потенційного утворення конденсату водяної пари в бік контакту утеплювача з мінеральною кладкою, що створює передумови для накопичення вологи в критичних зонах конструкції. Такий ефект узгоджується з результатами попередніх досліджень і підтверджується виконаними розрахунками [10].

Особливої актуальності набуває проблема невідповідності паропроникності сучасних утеплювачів властивостям традиційних матеріалів стін. Порівняльний аналіз розрахункових даних показує, що навіть

за близьких значень коефіцієнтів теплопровідності різні теплоізоляційні матеріали демонструють принципово відмінні тепло-вологісні характеристики, яка визначає їхню реальну експлуатаційну придатність. У випадках, коли утеплювальний матеріал не забезпечує ефективний дифузійний вологообмін із мінеральною кладкою, формується сезонне вологонакопичення, яке не компенсується процесами висихання в теплий період року. Це створює передумови для поступового зростання вологовмісту як утеплювача, так і прилеглих шарів стіни, що супроводжується зниженням теплозахисних властивостей та зміною фізико-механічних характеристик матеріалів.

Додатковою науково-практичною проблемою, є обмежена прогнозованість довготривалої роботи внутрішнього утеплення в умовах змінного мікроклімату приміщень, характерного для історичних будівель. Коливання внутрішньої температури та вологості, зумовлені режимами опалення, вентиляції та фактичного використання приміщень, посилюють нерівноважність тепловологісних процесів у конструкціях. У поєднанні з обмеженими можливостями зовнішнього висихання стін це підвищує ризик латентних пошкоджень, які не проявляються на початкових етапах експлуатації, але мають кумулятивний характер і можуть призводити до поступової деградації історичних матеріалів кладки [13].

У подальших дослідженнях планується проведення комплексу довготривалих експериментальних вимірювань градієнта температури (*grad T*) за товщиною та висотою стіни з внутрішнім утепленням на основі конопляно-вапняного утеплювача. Це дасть змогу здійснювати моніторинг теплофізичних характеристик історичної конструкції з урахуванням впливу коливань внутрішньої температури та вологості, зумовлених режимами опалення, вентиляції та фактичного використання приміщень.

Суттєвою проблемою залишається також відсутність у чинній нормативній базі спеціалізованих критеріїв оцінювання внутрішнього утеплення саме для історичних будівель. Результати виконаних розрахунків свідчать, що застосування загальних нормативних вимог, орієнтованих на сучасні огорожувальні конструкції, не враховує інерційність масивних стін, їх капілярну активність і обмежені можливості регенерації вологи. Унаслідок цього інженерні рішення, які формально відповідають нормативам за показником опору теплопередачі, можуть виявлятися неприйнятними з позицій довготривалої збереженості історичних огорожувальних конструкцій.

Таким чином, на основі отриманих теплотехнічних і гіротермічних результатів встановлено, що основні проблеми внутрішнього утеплення історичних будівель мають системний характер і пов'язані з поєднанням теплотехнічних, гіротермічних і матеріалознавчих чинників. Ігнорування хоча б одного з цих аспектів призводить до формування рішень, які забезпечують короткостроковий енергетичний ефект, але створюють підвищені ризики для експлуатаційної надійності та збереження історичних огорожувальних конструкцій у довготривалій перспективі.

Рекомендації щодо внутрішньої термомодернізації історичних будівель мають ґрунтуватися на поєднанні вимог енергоефективності та збереження фізичної цілісності й матеріальної автентичності огорожувальних конструкцій. Вибір утеплювального матеріалу доцільно здійснювати з урахуванням не лише його теплопровідності, але й гіротермічної сумісності з традиційними мінеральними матеріалами стін.

При проектуванні внутрішнього утеплення рекомендовано застосовувати розрахункові методи, що дозволяють оцінювати опір теплопередачі огорожувальної конструкції після утеплення та річний баланс вологи в її товщі з урахуванням нормативно визначених кліматичних параметрів і умов експлуатації. Критерієм допустимості внутрішнього утеплення слід вважати відсутність річного залишкового вологонакопичення, а не лише досягнення нормативних значень теплозахисту.

Внутрішнє утеплення доцільно розглядати як цілісну систему, у межах якої утеплювальний матеріал, основна стіна та внутрішнє повітря приміщення взаємодіють у межах єдиного тепловологісного режиму. У цьому контексті рекомендованим є використання матеріалів із достатньою паропроникністю та вологоємністю, здатних забезпечувати сезонне акумулювання й подальше виведення вологи без формування зон критичного її накопичення в товщі конструкції.

З позицій охорони архітектурної спадщини внутрішнє утеплення слід виконувати з дотриманням принципів мінімальної інвазивності та оборотності інженерних рішень. Рекомендовано застосовувати теплоізоляційні системи, які не потребують жорсткого пароізоляційного відсікання мінеральної кладки від внутрішнього середовища та не порушують її здатності до природного висихання. Демонтаж або заміна утеплювального шару мають бути можливими без пошкодження історичної стіни та зміни її фізико-механічних і тепловологісних властивостей.

Таким чином, результати теплотехнічного та гіротермічного аналізу внутрішнього утеплення історичних будівель дозволяють розглядати вибір теплоізоляційного матеріалу не лише з позицій досягнення нормативного рівня теплозахисту, але й у ширшому інженерному контексті довготривалої експлуатації огорожувальної конструкції. Гіротермічна сумісність утеплювального матеріалу з мінеральною кладкою безпосередньо впливає на стабільність конструкції впродовж життєвого циклу, а отже - на тривалість її ефективного функціонування без потреби передчасних ремонтних втручань.

У цьому зв'язку застосування теплоізоляційних матеріалів на основі органічної сировини, які поєднують паропроникність, вологоємність і здатність до регульованого вологообміну, може розглядатися як інженерно та екологічно обґрунтоване рішення, оскільки довготривала стабільність тепловологісного режиму конструкції корелює зі зменшенням сумарних ресурсних і матеріальних витрат протягом експлуатації. Крім того, біогенне походження таких матеріалів та карбонізаційні процеси вапняного в'язучого створюють передумови для формування сприятливого вуглецевого балансу теплоізоляційної системи, що набуває особливої актуальності в контексті сучасних вимог декарбонізації будівельного фонду.

Порівняльний аналіз демонструє два ефективні, але принципово різні підходи до внутрішнього утеплення. Конопляний утеплювач працює за принципом "дифузійно відкритої" системи, регулюючи вологість завдяки природним властивостям волокон. Натомість піноскло реалізує стратегію "абсолютного бар'єру", повністю відсікаючи вологу від конструкції. Обидва варіанти, на відміну від мінеральної вати без належної пароізоляції, забезпечують відсутність річного накопичення вологи, проте піноскло гарантує найвищий рівень захисту від зволоження навіть в умовах підвищеної вологості приміщень.

Висновки. У результаті проведеного дослідження встановлено, що внутрішня термомодернізація історичних будівель є інженерно складною задачею, ефективність якої визначається не лише підвищенням рівня теплосахисту, а насамперед здатністю огорожувальних конструкцій зберігати стабільний тепловологісний режим у межах річного циклу експлуатації. Показано, що важкі мінеральні стіни історичних будівель функціонують як інерційні системи з природним сезонним вологообміном, тоді як улаштування внутрішнього утеплення істотно змінює умови теплопередачі та дифузії водяної пари в товщі конструкції.

На основі теплотехнічних і тепло-вологісних розрахунків доведено, що утеплювальні матеріали з близькими значеннями коефіцієнта теплопровідності можуть демонструвати принципово відмінні тепло-вологісні характеристики, що підтверджує недостатність оцінювання внутрішнього утеплення виключно за показником опору теплопередачі. Застосування матеріалів із обмеженою здатністю до регульованого вологообміну супроводжується сезонним накопиченням вологи та формуванням нерівноважного тепловологісного режиму, що знижує прогнозованість довготривалої експлуатації систем внутрішнього утеплення.

Водночас встановлено, що використання утеплювальних матеріалів із достатньою паропроникністю та вологоємністю забезпечує формування більш збалансованого тепло-вологісного режиму огорожувальної конструкції та відсутність річного залишкового вологонакопичення, що підвищує експлуатаційну надійність таких рішень. У цьому контексті застосування теплоізоляційних матеріалів на основі органічної сировини є перспективним не лише з інженерних, але й з екологічних позицій, оскільки поєднує тепло-вологісну сумісність з потенціалом зменшення вуглецевого навантаження теплоізоляційної системи протягом її життєвого циклу.

Обґрунтовано доцільність комплексного підходу до внутрішньої термомодернізації історичних будівель, який поєднує теплотехнічний аналіз із обов'язковою оцінкою тепло-вологісної сумісності утеплювального матеріалу та існуючої огорожувальної конструкції. Перспективи подальших досліджень пов'язані з удосконаленням методик тепло-вологісного аналізу з урахуванням інерційних властивостей масивних стін, розвитком нормативної бази для історичних будівель і залученням даних довготривалого моніторингу реальних об'єктів. Водночас встановлено, що використання утеплювальних матеріалів із достатньою паропроникністю (конопля) або ж матеріалів із закритою комірчастою структурою (піноскло) забезпечує відсутність річного залишкового вологонакопичення. Зокрема, піноскло демонструє повну відсутність конденсації, що робить його технічно безпечним рішенням для внутрішнього утеплення, хоча і з дещо нижчим термічним опором порівняно з волокнистими аналогами аналогічної товщини. Як логічне продовження цього напрямку, у подальших дослідженнях планується проведення комплексу довготривалих експериментальних вимірювань температури по товщині та висоті стіни з внутрішнім утепленням на основі конопляно-вапняного утеплювача. Це дасть змогу здійснювати моніторинг теплофізичних характеристик історичної конструкції з урахуванням впливу коливань внутрішньої температури та вологості, зумовлених режимами опалення, вентиляції та фактичного використання приміщень.

Список використаної літератури

1. Білоус І. Ю., Гетманчук Г. О., Крамаренко С. О., Гавриш А. В. Будівлі з близьким до нульового споживанням енергії в сучасних та історичних будівлях: виклики та рішення. *Refrigeration Engineering & Technology*. 2025. Вип. 61, № 2. DOI: <https://doi.org/10.15673/ret.v61i2.3173>.
2. Dickson T., Pavia S. Energy performance, environmental impact and cost of a range of insulation materials. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2021. Vol. 140. Article 110752. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2021.110752>.
3. Erzen B., Karataş M., Orhan R., Aydoğmuş E. Innovative Insulation Materials: A Comprehensive Review of Current Trends, Challenges, and Future Directions in Sustainable Building Technologies. *Polymer-*

Plastics Technology and Materials. 2025. Vol. 64, № 10. P. 1538–1561. DOI: <https://doi.org/10.1080/25740881.2025.2472378>.

4. Kosiński P., Brzyski P., Duliasz B. Moisture and wetting properties of thermal insulation materials based on hemp fiber, cellulose and mineral wool in a loose state. *Journal of Natural Fibers*. 2020. Vol. 17, № 2. P. 199–213. DOI: <https://doi.org/10.1080/15440478.2018.1477086>.

5. Hasan S., Khan S., Akhtar I., Kirmani S. Study of natural insulation materials and compared it with no insulation building. *Materials Today: Proceedings*. 2021. Vol. 46. P. 10692–10697. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.01.452>.

6. Mazur K. E., Wardal W. J., Barwicki J., Tseyko M. Thermal insulation of agricultural buildings using different biomass materials. *Energies*. 2025. Vol. 18, № 3. Article 636. DOI: <https://doi.org/10.3390/en18030636>.

7. Dlimi M., Agounoun R., Kadiri I., Sbai K., Rahmani A. Effect of the integration of hemp wool as an insulation material for the construction of the roof and external walls of a typical Moroccan building. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2020. Vol. 783, № 1. Article 012013. DOI: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/783/1/012013>.

8. Hult M., Karlsmo S. Life cycle environmental and cost analysis of building insulated with hemp fibre compared to alternative conventional insulations – a Swedish case study. *Journal of Sustainable Architecture and Civil Engineering*. 2022. Vol. 30, № 1. P. 106–120. DOI: <https://doi.org/10.5755/j01.sace.30.1.30357>.

9. Streimikiene D., Skulskis V., Balezentis T., Agnusdei G. P. Uncertain multi-criteria sustainability assessment of green building insulation materials. *Energy and Buildings*. 2020. Vol. 219. Article 110021. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2020.110021>.

10. Danaci H. M., Akin N. Thermal insulation materials in architecture: A comparative test study with aerogel and rock wool. *Environmental Science and Pollution Research*. 2022. Vol. 29, № 48. P. 72979–72990. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11356-022-20927-2>.

11. Kosiński P., Brzyski P., Suchorab Z., Łagód G. Heat losses caused by the temporary influence of wind in timber frame walls insulated with fibrous materials. *Materials*. 2020. Vol. 13, № 23. Article 5514. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13235514>.

12. Dong Y., Kong J., Mousavi S., Rismanchi B., Yap P. S. Wall insulation materials in different climate zones: A review on challenges and opportunities of available alternatives. *Thermo*. 2023. Vol. 3, № 1. P. 38–65. DOI: <https://doi.org/10.3390/thermo3010003>.

13. Karanafti A., Theodosiou T., Tsikaloudaki K. Assessment of buildings' dynamic thermal insulation technologies: A review. *Applied Energy*. 2022. Vol. 326. Article 119985. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2022.119985>.

14. ДСТУ 9191:2022. Теплоізоляція будівель. Метод вибору теплоізоляційного матеріалу для утеплення будівель. *Budstandart Online: вебсайт*. 2022. URL: https://online.budstandart.com/ua/catalog/doc-page.html?id_doc=98996 (дата звернення: 17.12.2025).

15. Hempire. Конопляний утеплювач «5 Елемент»: склад та принцип формування матеріалу. *Hempire: вебсайт*. URL: <https://www.hempire.com.ua/products/5-element/> (дата звернення: 17.12.2025).

16. ДСТУ-Н Б В.1.1-27:2010. Будівельна кліматологія. *Budstandart Online: вебсайт*. 2010. URL: https://online.budstandart.com/ua/catalog/doc-page.html?id_doc=26655 (дата звернення: 17.12.2025).

17. CAD E.E. PRO – онлайн-платформа для теплотехнічних і тепловологісних розрахунків огорожувальних конструкцій. *Cadee pro: вебсайт*. 2024. URL: <https://cadee.pro/> (дата звернення: 17.12.2025).

18. ДБН В.2.6-31:2021 «Теплова ізоляція та енергоефективність будівель». *Dream Dim: вебсайт*. 2022. URL: https://dreamdim.ua/wp-content/uploads/2022/08/DBN-V_2_6-31-2021.pdf DREAMDIM | Yuriy Brukaylo (дата звернення: 17.12.2025).

19. ДСТУ Б В.2.6-192:2013. Настава з розрахункової оцінки тепловологісного стану огорожувальних конструкцій. *Budstandart Online: вебсайт*. 2013. URL: <https://teplovizor-plus.lviv.ua/wp-content/uploads/2019/11/dstu-v-2-6-192.pdf> (дата звернення: 03.02.2026).

I. Bilous¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof, ORCID 0000-0002-6640-103X

V. Deshko¹, Dr. Sc. (Eng.), Prof., ORCID 0000-0002-8218-3933

O. Shevchenko¹, Cand. Sc. (Eng.), senior teacher, ORCID 0000-0001-9304-5432

N. Buyak¹, Cand. Sc. (Eng.), senior teacher, ORCID 0000-0003-0597-6945

A. Gavrysh¹, Ph. D. student, ORCID 0009-0000-1728-1169

¹National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

RESEARCH ON THERMAL INSULATION ISSUES OF HISTORIC BUILDINGS

The relevance of this study is driven by increasing energy efficiency requirements for the existing building stock alongside the necessity to preserve historic and architectural heritage. Historic buildings are typically characterized by massive masonry envelopes with high thermal inertia and moisture buffering capacity, which limits the applicability of conventional insulation solutions developed for modern lightweight constructions. Consequently, internal wall insulation of historic buildings requires scientifically substantiated approaches based on comprehensive thermal and hygrothermal assessment of envelope performance and material compatibility.

Objective. The objective of this study is to substantiate approaches to the selection and application of insulation materials for internal insulation of historic masonry walls based on a combined thermal and hygrothermal analysis, with particular emphasis on energy efficiency and long-term hygrothermal stability of the building envelope.

Methods. The study is based on methods of building physics, normative thermal resistance calculation, and hygrothermal analysis of building envelopes in accordance with the current regulatory framework. Comparative thermal and moisture calculations were performed for internal insulation systems using mineral wool, hemp-based insulation, and cellular foam glass under identical climatic and operating conditions. Material properties were adopted in accordance with national standards, and specialized engineering software was used to ensure consistency and reproducibility of the calculation results.

Results. The influence of internal insulation on the thermal and hygrothermal behavior of massive masonry walls typical of historic buildings was analyzed. The results show that insulation materials with comparable thermal resistance values may exhibit fundamentally different hygrothermal performance. Insulation systems with limited moisture-regulating capacity were found to be associated with seasonal moisture accumulation and the formation of an unbalanced annual moisture regime, whereas bio-based insulation materials demonstrated lower moisture accumulation and a more balanced hygrothermal behavior of the envelope. Furthermore, the application of cellular foam glass demonstrated a complete absence of interstitial condensation and zero seasonal moisture accumulation due to its closed-cell structure and high vapor diffusion resistance.

Conclusions. The findings indicate that the effectiveness of internal insulation in historic buildings is determined not only by thermal resistance but primarily by the compatibility of insulation materials with the hygrothermal characteristics of traditional masonry. A comprehensive approach to internal thermal retrofitting is substantiated, combining energy efficiency requirements with hygrothermal reliability to ensure durability and long-term preservation of historic building structures.

Keywords: *building energy efficiency, internal thermal insulation, hygrothermal performance, hygrothermal regime of building envelopes, insulation materials, architectural heritage preservation.*

References:

1. I. Yu. Bilous, H. O. Hetmanchuk, S. O. Kramarenko, and A. V. Havrysh, “Budivli z blyzkym do nul'ovoho spozhyvannia enerhii v suchasnykh ta istorychnykh budivliakh: vyklyky ta rishennia [Nearly zero-energy buildings in modern and historical buildings: Challenges and solutions],” *Refrigeration Engineering & Technology*, vol. 61, no. 2, 2025, DOI: <https://doi.org/10.15673/ret.v61i2.3173>.

2. T. Dickson and S. Pavia, “Energy performance, environmental impact and cost of a range of insulation materials,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 140, Art. no. 110752, 2021, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2021.110752>.

3. B. Erzen, M. Karataş, R. Orhan, and E. Aydoğmuş, “Innovative insulation materials: A comprehensive review of current trends, challenges, and future directions in sustainable building technologies,” *Polymer-Plastics Technology and Materials*, vol. 64, no. 10, pp. 1538–1561, 2025, DOI: <https://doi.org/10.1080/25740881.2025.2472378>.

4. P. Kosiński, P. Brzyski, and B. Duliasz, “Moisture and wetting properties of thermal insulation materials based on hemp fiber, cellulose and mineral wool in a loose state,” *Journal of Natural Fibers*, vol. 17, no. 2, pp. 199–213, 2020, DOI: <https://doi.org/10.1080/15440478.2018.1477086>.
5. S. Hasan, S. Khan, I. Akhtar, and S. Kirmani, “Study of natural insulation materials and compared it with no insulation building,” *Materials Today: Proceedings*, vol. 46, pp. 10692–10697, 2021, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.01.452>.
6. K. E. Mazur, W. J. Wardal, J. Barwicki, and M. Tseyko, “Thermal insulation of agricultural buildings using different biomass materials,” *Energies*, vol. 18, no. 3, Art. no. 636, 2025, DOI: <https://doi.org/10.3390/en18030636>.
7. M. Dlimi, R. Agounoun, I. Kadiri, K. Sbai, and A. Rahmani, “Effect of the integration of hemp wool as an insulation material for the construction of the roof and external walls of a typical Moroccan building,” in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 783, no. 1, Art. no. 012013, 2020, DOI: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/783/1/012013>.
8. M. Hult and S. Karlsmo, “Life cycle environmental and cost analysis of building insulated with hemp fibre compared to alternative conventional insulations – a Swedish case study,” *Journal of Sustainable Architecture and Civil Engineering*, vol. 30, no. 1, pp. 106–120, 2022, DOI: <https://doi.org/10.5755/j01.sace.30.1.30357>.
9. D. Streimikiene, V. Skulskis, T. Balezentis, and G. P. Agnusdei, “Uncertain multi-criteria sustainability assessment of green building insulation materials,” *Energy and Buildings*, vol. 219, Art. no. 110021, 2020, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2020.110021>.
10. H. M. Danaci and N. Akin, “Thermal insulation materials in architecture: A comparative test study with aerogel and rock wool,” *Environmental Science and Pollution Research*, vol. 29, no. 48, pp. 72979–72990, 2022, DOI: <https://doi.org/10.1007/s11356-022-20927-2>.
11. P. Kosiński, P. Brzyski, Z. Suchorab, and G. Łagód, “Heat losses caused by the temporary influence of wind in timber frame walls insulated with fibrous materials,” *Materials*, vol. 13, no. 23, Art. no. 5514, 2020, DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13235514>.
12. Y. Dong, J. Kong, S. Mousavi, B. Rismanchi, and P. S. Yap, “Wall insulation materials in different climate zones: A review on challenges and opportunities of available alternatives,” *Thermo*, vol. 3, no. 1, pp. 38–65, 2023, DOI: <https://doi.org/10.3390/thermo3010003>.
13. A. Karanafti, T. Theodosiou, and K. Tsikaloudaki, “Assessment of buildings’ dynamic thermal insulation technologies: A review,” *Applied Energy*, vol. 326, Art. no. 119985, 2022, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2022.119985>.
14. DSTU 9191:2022, “Теплоізоляційні будівельні матеріали. Метод вибору теплоізоляційного матеріалу для утеплення будівель [Thermal insulation of buildings. Method for selecting thermal insulation materials for building insulation],” Budstandart Online, 2022. [Online]. Available at: https://online.budstandart.com/ua/catalog/doc-page.html?id_doc=98996. Accessed: Dec. 17, 2025.
15. Hempire, “Hemp insulation material ‘5 Element’: composition and material formation principles,” *Hempire*, 2026. [Online]. Available: <https://www.hempire.com.ua/products/5-element/>. Accessed: Dec. 17, 2025.
16. DSTU-N B V.1.1-27:2010, “Будівельна кліматологія [Building climatology],” Budstandart Online, 2010. [Online]. Available at: https://online.budstandart.com/ua/catalog/doc-page.html?id_doc=26655. Accessed: Dec. 17, 2025.
17. “CAD E.E. PRO – online platform for thermal and hygrothermal calculations of building envelope structures,” *Cadee Pro*, 2024. [Online]. Available at: <https://cadee.pro/>. Accessed: Dec. 17, 2025.
18. DBN V.2.6-31:2021, *Thermal insulation and energy efficiency of buildings*. DreamDim: website. 2022. Available at: https://dreamdim.ua/wp-content/uploads/2022/08/DBN-V_2_6-31-2021.pdf DREAMDIM | Yuriy Brykaylo. Accessed: Dec. 17, 2025.
19. DSTU B V.2.6-192:2013, “Настанова з розрахункової оцінки теплового стану об’єкту [Guidelines for the calculation assessment of the hygrothermal state of building envelopes],” Teplovizor-plus: website, 2013. [Online]. Available at: <https://teplovizor-plus.lviv.ua/wp-content/uploads/2019/11/dstu-v-2-6-192.pdf>. Accessed: Feb. 03, 2026.

Надійшла: 08.02.2026
Received: 08.02.2026

Прийнята: 24.03.2026
Accepted: 24.03.2026

МОНІТОРИНГ, ДІАГНОСТИКА ТА КЕРУВАННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИМИ ПРОЦЕСАМИ ТА ОБЛАДНАННЯМ

MONITORING, DIAGNOSTICS AND MANAGEMENT OF ENERGY PROCESSES AND EQUIPMENT

УДК 621.311

DOI 10.20535/1813-5420.1.2026.352974

В.П. Розен¹, д.т.н. професор, ORCID: 0000-0002-0440-4251

П.В. Розен², аспірант, ORCID: 0009-0003-7934-3398

¹Національний технічний університет України

«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

²Інститут загальної енергетики НАН України.

МЕТОД ДІАГНОСТИКИ СТАНУ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ ПРОМИСЛОВОГО ПІДПРИЄМСТВА

В статті вперше розглядається одна з задач енергетичного менеджменту - діагностика стану енергоефективності промислового підприємства. Викладена постановка та формалізація задачі багатомірного розпізнавання стану. У статті розроблено математичну модель діагностики стану енергоефективності промислового підприємства на основі методів розпізнавання образів. Запропонований підхід дозволяє здійснювати швидко та економічно доцільне оцінювання рівня енергоефективності виробничих систем у межах діагностичного енергоаудиту. Метод ґрунтується на формуванні простору показників ефективного використання паливно-енергетичних ресурсів, навчанні системи розпізнавання для формування еталонних класів успішних і неуспішних підприємств та прийнятті рішення шляхом статистичної класифікації. Для підвищення достовірності результатів використано багатовимірний статистичний апарат, оцінювання логарифма відношення правдоподібності та визначення помилок розпізнавання першого і другого роду. Проведено модельні розрахунки для підприємства харчової промисловості із використанням системи показників. Отримані результати підтверджують можливість практичного застосування моделі для порівняльного аналізу підприємств, моніторингу динаміки енергоефективності та підтримки управлінських рішень щодо доцільності проведення повного енергетичного аудиту та впровадження енергозберігаючих заходів.

Ключові слова: енергоефективність, діагностичний енергоаудит, промислове підприємство, розпізнавання образів, математична модель, енергоменеджмент.

Вступ.

Сучасний етап розвитку світової економіки характеризується широким впровадженням енерго- і ресурсозберігаючих технологій в промислове виробництво, пошуком нових форм та засобів підвищення рівня енергетичної ефективності діяльності його провідних галузей: машинобудування, енергетики, мікроелектроніки, чорної та кольорової металургії, хімічної, електро- і світлотехнічної, харчової промисловості [1, 2, 3].

В Україні майже усі промислові підприємства проводять роботу з зниження споживання енергоресурсів, запроваджують енергозберігаючі технології. Під час вирішення проблеми підвищення рівня енергоефективності постають наступні питання: наскільки підприємство ефективно працює у цьому напрямку, яке місце воно посідає за рівнем енергоефективності серед інших підприємств, де підприємство знаходиться на відрізку "успішне" - "неуспішне" за рівнем енергоефективності.

В залежності від оцінки про рівень енергоефективності керівництво виробничої системи може прийняти рішення про інтенсифікацію робіт у сфері енергозбереження; про проведення або відмову від

проведення енергетичного аудиту, запровадженні невідкладних енергозберігаючих заходів або використанні вільних фінансів на інші цілі окрім енергозбереження.

Одним її напрямів вирішення цієї проблеми може слугувати діагностичний енергоаудит [4]. Енергетичний аудит широко визнається як систематичний процес оцінки використання енергії та визначення можливостей для покращення енергетичної ефективності. Зокрема, він визначається як структуроване дослідження споживання енергії, спрямоване на виявлення неефективності та рекомендацію економічно ефективних покращень [5]. На практиці енергетичний аудит також можна інтерпретувати як форму енергетичної діагностики, оскільки він включає оцінку та інтерпретацію характеристик енергетичної ефективності промислових систем. Однак, традиційні енергетичні аудити, як правило, є ресурсоємними та вимагають детальних вимірювань, що обмежує їхню застосовність для швидкої оцінки. У цьому контексті діагностичний енергетичний аудит може бути запроваджений як спеціалізований підхід, зосереджений на швидкій ідентифікації та класифікації стану енергетичної ефективності підприємства. Діагностичний аудит - це початкова, незалежна оцінка поточного стану компанії, бізнес-процесів або систем менеджменту для виявлення "вузьких місць", ризиків та невідповідностей стандартам. Діагностичний аудит враховує основні положення документів [6] та [7]. Діагностування стану підприємства з енергоефективності - це процедура визначення рівня енергетичної ефективності виробничої системи за допомогою єдиного та незмінного математичного апарату та визначеними показниками. При цьому незмінність математичного апарату та показників необхідна для однакового оцінювання стану енергоефективності одного й того ж підприємства у часі, або порівняння декількох підприємств.

Діагностичний енергоаудит повинен бути дешевою процедурою, оскільки це допоміжний інструмент який призначений для прийняття рішення і застосування цієї процедури повинно бути досить частим явищем на відміну від загального енергетичного аудиту, у будь-якому випадку не менше одного разу на рік.

Мета та завдання

Метою даної роботи є підвищення рівня енергетичної ефективності промислових підприємств шляхом розроблення методу проведення діагностичного енергоаудиту, що дозволить швидко та дешево визначати стан підприємства за рівнем енергоефективності та необхідність у проведенні енергетично аудиту.

Основним завданням розроблення методу проведення діагностичного енергоаудиту є розроблення математичного забезпечення, що містить алгоритм який дозволяє здійснити аналізування стану підприємства з енергоефективності за показниками, які встановлюються особою, що приймає рішення.

Об'єктом дослідження є показники ефективного споживання енергоресурсів для визначення рівня стану підприємства з енергоефективності і проведення порівняльного аналізу стану енергоефективності одного того ж підприємства у часі, або порівняння декількох підприємств.

Матеріал та результати дослідження

Задача діагностування станів підприємства за рівнем енергоефективності є типовою задачею двоальтернативного прийняття рішень з ризиком та може бути вирішена в рамках теорії розпізнавання образів [8, 9].

Методи розпізнавання образів найбільше пристосовані для вирішення задачі оцінювання стану підприємства з енергоефективності, оскільки прийняття навіть двоальтернативного рішення "успішність" - "неуспішність" потребує охопту великої кількості показників діяльності підприємства та потребує застосування багатовимірних статистичних методів. Це покликано тим, що показники, які обрані для оцінювання стану підприємства за рівнем енергоефективності є випадковими величинами. На теперішній час використовується велика кількість показників і вони можуть бути пов'язані між собою будь-яким чином у будь-яких сполученнях.

Задача розпізнавання образів для оцінювання стану енергоефективності промислового підприємства містить три етапи:

1. Формування простору показників, які оцінюють рівень енергетичної ефективності використання паливно-енергетичних ресурсів;

2. Навчання системи розпізнавання – створення узагальнених класів успішних S_2 та неуспішних S_1 промислових підприємств за рівнем енергоефективності для зняття невизначеності за допомогою навчаючих спостережень;

3. Прийняття рішень – віднесення підприємства до класу найгірших S_2 або найкращих S_1 підприємств за рівнем енергоефективності.

Також необхідно при цьому дотримуватися необхідного рівня достовірності:

$$D = 1 - \alpha = 1 - \beta$$

де α , β - помилки розпізнавання першого та другого роду відповідно.

Формування простору показників. Формування простору показників X_1, X_2, \dots, X_p . є невід’ємною частиною процесу розпізнавання. З одного боку, обрана сукупність показників повинна у найбільшій степені відображати усі ті властивості станів, які важливі для розпізнавання, тобто набір показників X_1, X_2, \dots, X_p повинен бути найбільш повним. З іншого боку, збільшення кількості показників дуже швидко зростає складність процедур обчислення та прийняття рішень. Також зазначимо, що сучасні програмні пакети Microsoft Excel, MathCAD, MATLAB дозволяють швидко обробляти великі масиви даних.

Навчання системи розпізнавання

Метою навчання є поповнення нестачі апріорних знань про класи, що розпізнаються S_1 та S_2 шляхом використання інформації про них, яка міститься у навчаючих спостереженнях:

$$X_{m_1}^{(1)} = \begin{pmatrix} x_{11}^{(1)} & x_{12}^{(1)} & \dots & x_{1m_1}^{(1)} \\ x_{21}^{(1)} & x_{22}^{(1)} & \dots & x_{2m_1}^{(1)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_{p1}^{(1)} & x_{p2}^{(1)} & \dots & x_{pm_1}^{(1)} \end{pmatrix}, X_{m_2}^{(2)} = \begin{pmatrix} x_{11}^{(2)} & x_{12}^{(2)} & \dots & x_{1m_2}^{(2)} \\ x_{21}^{(2)} & x_{22}^{(2)} & \dots & x_{2m_2}^{(2)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_{p1}^{(2)} & x_{p2}^{(2)} & \dots & x_{pm_2}^{(2)} \end{pmatrix} \quad (1)$$

де m_i - кількість навчаючих спостережень.

Існують різноманітні методи та підходи, які використовуються при навчанні, наведемо деякі з них:

- детерміністичні методи;
- лінгвістичні методи;
- логічні та алгебраїчні методи;
- статистичні методи.

І хоча методи навчання можуть бути різними, результат навчання є тільки один – це еталонний опис станів \hat{S}_1 та \hat{S}_2 .

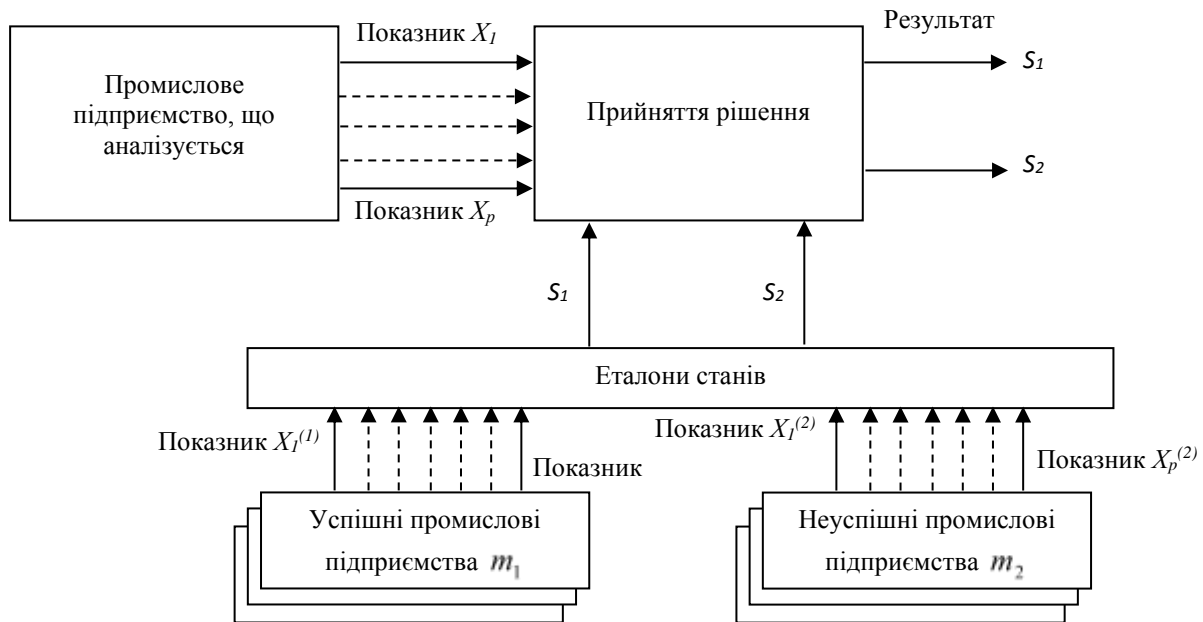


Рисунок 1 - Схема діагностування стану енергоефективності промислового підприємства

Етап 1: Навчання

На етапі навчання за наведеними характеристиками обчислимо вектори середніх:

$$\hat{a}_1 = \frac{1}{m_1} \sum_{i=1}^{m_1} x_i^{(1)} = \begin{pmatrix} x_1^{(1)} \\ x_2^{(1)} \\ x_3^{(1)} \\ x_4^{(1)} \\ x_5^{(1)} \\ x_6^{(1)} \end{pmatrix}, \hat{a}_2 = \frac{1}{m_2} \sum_{i=1}^{m_2} x_i^{(2)} = \begin{pmatrix} x_1^{(2)} \\ x_2^{(2)} \\ x_3^{(2)} \\ x_4^{(2)} \\ x_5^{(2)} \\ x_6^{(2)} \end{pmatrix} \quad (2)$$

де m_1 та m_2 кількість підприємств в успішному та неуспішному стані відповідно.
Використовуючи наступну формулу:

$$m_{jl}^{(1)} = \sum_{i=1}^{m_1} (x_{il}^{(1)} - x_l^{(1)}) (x_{il}^{(1)} - x_l^{(1)}) \quad (3)$$

Складаємо коваріаційну матрицю успішних підприємств:

$$\widehat{M}_1 = \begin{pmatrix} x_{11}^{(1)} & x_{12}^{(1)} & x_{13}^{(1)} & x_{14}^{(1)} & x_{15}^{(1)} & x_{16}^{(1)} \\ x_{21}^{(1)} & x_{22}^{(1)} & x_{23}^{(1)} & x_{24}^{(1)} & x_{25}^{(1)} & x_{26}^{(1)} \\ x_{31}^{(1)} & x_{32}^{(1)} & x_{33}^{(1)} & x_{34}^{(1)} & x_{35}^{(1)} & x_{36}^{(1)} \\ x_{41}^{(1)} & x_{42}^{(1)} & x_{43}^{(1)} & x_{44}^{(1)} & x_{45}^{(1)} & x_{46}^{(1)} \\ x_{51}^{(1)} & x_{52}^{(1)} & x_{53}^{(1)} & x_{54}^{(1)} & x_{55}^{(1)} & x_{56}^{(1)} \\ x_{61}^{(1)} & x_{62}^{(1)} & x_{63}^{(1)} & x_{64}^{(1)} & x_{65}^{(1)} & x_{66}^{(1)} \end{pmatrix} \quad (4)$$

Використавши формулу (3) складаємо коваріаційну матрицю неуспішних підприємств:

$$\widehat{M}_2 = \begin{pmatrix} x_{11}^{(2)} & x_{12}^{(2)} & x_{13}^{(2)} & x_{14}^{(2)} & x_{15}^{(2)} & x_{16}^{(2)} \\ x_{21}^{(2)} & x_{22}^{(2)} & x_{23}^{(2)} & x_{24}^{(2)} & x_{25}^{(2)} & x_{26}^{(2)} \\ x_{31}^{(2)} & x_{32}^{(2)} & x_{33}^{(2)} & x_{34}^{(2)} & x_{35}^{(2)} & x_{36}^{(2)} \\ x_{41}^{(2)} & x_{42}^{(2)} & x_{43}^{(2)} & x_{44}^{(2)} & x_{45}^{(2)} & x_{46}^{(2)} \\ x_{51}^{(2)} & x_{52}^{(2)} & x_{53}^{(2)} & x_{54}^{(2)} & x_{55}^{(2)} & x_{56}^{(2)} \\ x_{61}^{(2)} & x_{62}^{(2)} & x_{63}^{(2)} & x_{64}^{(2)} & x_{65}^{(2)} & x_{66}^{(2)} \end{pmatrix}$$

Оцінку загальної коваріаційної матриці здійснюємо за формулою:

$$\widehat{M} = \frac{1}{m_1 + m_2 - 2} (m_1 \widehat{M}_1 + m_2 \widehat{M}_2) \quad (5)$$

На наступному кроці розраховуємо зворотню коваріаційну матрицю:

$$\widehat{M}^{-1} = \frac{1}{|\widehat{M}|} \begin{pmatrix} m_{11} & m_{21} & m_{31} & m_{41} & m_{51} & m_{61} \\ m_{12} & m_{22} & m_{32} & m_{42} & m_{52} & m_{62} \\ m_{13} & m_{23} & m_{33} & m_{43} & m_{53} & m_{63} \\ m_{14} & m_{24} & m_{34} & m_{44} & m_{54} & m_{64} \\ m_{15} & m_{25} & m_{35} & m_{45} & m_{55} & m_{65} \\ m_{16} & m_{26} & m_{36} & m_{46} & m_{56} & m_{66} \end{pmatrix} \quad (6)$$

Реалізація інформації про класи, що розпізнаються яка міститься в еталонному описі, здійснюється у процедурі прийняття рішень.

Етап 2: Прийняття рішення

На етапі 2 здійснюється співставлення неklasифікованих спостережень за об'єктом, що досліджується (підприємством) з еталонними описами з визначенням класу до якого належить сукупність спостережень, що досліджується а з нею і сам об'єкт.

Для прийняття рішень також існує декілька алгоритмів, а саме:

- Байєсівський алгоритм;
- алгоритм максимальної апостеріорної вірогідності;
- мінімакний алгоритм;
- алгоритм Неймана-Пірсона;
- послідовний алгоритм Вальда;
- алгоритм максимальної правдоподібності;

Кожний з цих алгоритмів має свої переваги. Обчислимо оцінку логарифму відношення правдоподібності $\ln \widehat{L}$ за формулою:

$$\ln \widehat{L} = \frac{1}{2} (\widehat{a}_1 - \widehat{a}_2)^T \widehat{M}^{-1} [2\bar{x} - (\widehat{a}_1 + \widehat{a}_2)] \quad (7)$$

Для цього вираховуємо різницю векторів середніх $(\widehat{a}_1 - \widehat{a}_2)$ і транспонуємо отриманий результат

$$(\widehat{a}_1 - \widehat{a}_2)^T \quad (8)$$

Далі транспонований вектор середніх помножимо на зворотню коваріаційну матрицю

$$(\hat{a}_1 - \hat{a}_2)^T \hat{M}^{-1} \quad (9)$$

Розраховуємо значення другого співмножника:

$$[2\bar{x} - (\hat{a}_1 + \hat{a}_2)], \quad (10)$$

де \bar{x} – вектор значень підприємства, стан якого досліджується.

Маючи значення усіх співмножників, розрахуємо оцінку логарифма відношення правдоподібності $\ln \hat{L}$ за формулою (7). Рішення обирається шляхом порівняння значення $\ln \hat{L}$ із пороговим значенням $\ln C$ який, як правило, обирається рівним $\ln C = 0$. Тобто, якщо виконується $\ln \hat{L} > 0$, то підприємство є успішним, як що ж $\ln \hat{L} < 0$, то досліджуване підприємство є неуспішним.

Етап 3. Оцінка достовірності діагностики

На даному етапі розраховуємо помилки розпізнавання першого та другого роду α та β за формулою:

$$\alpha = \beta = F\left(\frac{d}{\sigma_1}\right)F\left(-\frac{d}{\sigma_2}\right) + F\left(-\frac{d}{\sigma_1}\right)F\left(\frac{d}{\sigma_2}\right) + \left[\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{\sigma_1 \sigma_2}{d(\sigma_1^2 - \sigma_2^2)}\right] \left[\sigma_2 \exp\left\{-\frac{d^2}{2\sigma_1^2}\right\}\right] \left[F\left(\frac{d}{\sigma_2}\right)F\left(-\frac{d}{\sigma_2}\right)\right] - \left(\sigma_1 \exp\left\{-\frac{d^2}{2\sigma_2^2}\right\}\right) \left[F\left(\frac{d}{\sigma_1}\right)F\left(-\frac{d}{\sigma_1}\right)\right] \quad (12)$$

Для цього попередньо розраховуємо її складові:

Відстань Махалобіса d^2

$$d^2 = (\hat{a}_1 - \hat{a}_2)^T \hat{M}^{-1} (\hat{a}_1 - \hat{a}_2) \quad (13)$$

$$d = \sqrt{d^2} \quad (14)$$

Значення σ_1^2 і σ_2^2 та σ_1 та σ_2 розраховуються відповідно до формул:

$$\sigma_1^2 = \frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2}, \quad \sigma_1 = \sqrt{\sigma_1^2}; \quad \sigma_2^2 = \frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2} + \frac{4}{n}, \quad \sigma_2 = \sqrt{\sigma_2^2} \quad (15)$$

Розрахуємо значення інтегралу Лапласа:

$$F\left(\frac{d}{\sigma_1}\right); F\left(-\frac{d}{\sigma_1}\right) = 1 - F\left(\frac{d}{\sigma_1}\right); F\left(\frac{d}{\sigma_2}\right); F\left(-\frac{d}{\sigma_2}\right) = 1 - F\left(\frac{d}{\sigma_2}\right) \quad (16)$$

Розрахуємо значення експонент $\exp\{-Z\}$:

$$\exp\left\{-\frac{d^2}{2\sigma_1^2}\right\}; \exp\left\{-\frac{d^2}{2\sigma_2^2}\right\} \quad (17)$$

Підставивши ці значення у формулу (12) розраховуємо вірогідності помилок діагностики $\alpha = \beta$. Вірогідність рішення визначається а формулою:

$$D = 1 - \alpha = 1 - \beta$$

Моделльні розрахунки діагностування стану енергоефективності промислового підприємства

Проведемо діагностування стану енергоефективності промислового підприємства харчової промисловості м. Дніпропетровська, яке досліджується X_r у порівнянні із найкращими успішними підприємствами S_1 , у тому числі з одним ідеальним - $X_1^{(1)}, X_2^{(1)}, X_3^{(1)}$ та найгіршими неуспішними підприємствами S_2 , у тому числі також з одним ідеальним $X_1^{(2)}, X_2^{(2)}, X_3^{(2)}$. Для діагностування стану підприємства оберемо наступні показники та дамо їм оцінку за чотирибальною системою 0, 1, 2, 3 керуючись зазначеними нижче правилами:

1. Повнота паспортизації обладнання

- 0 балів – на підприємстві паспорти мають менше 30% обладнання;
- 1 бал – на підприємстві паспорти мають від 30% до 60% обладнання;
- 2 бали – на підприємстві паспорти мають від 60% до 90% обладнання;
- 3 бали – на підприємстві паспорти мають від 90% до 100% обладнання;

2. Дотримання графіків сервісного обслуговування обладнання

- 0 балів – графіків сервісного обслуговування обладнання на підприємстві не існує;
- 1 бал – графіки сервісного обслуговування на підприємстві існують, але обслуговування проводиться вчасно менше ніж для 50% обладнання;
- 2 бали – графіки сервісного обслуговування на підприємстві існують, але обслуговування проводиться вчасно менше ніж для 75% обладнання;
- 3 бали – графіки сервісного обслуговування на підприємстві повністю дотримуються.

3. Наявність служби енергоменеджменту

0 балів – на підприємстві відсутня служба енергоменеджменту. Всі функції покладені на відділ (управління) головного енергетика;

1 бал – на підприємстві є спеціалізований підрозділ, що виконує інспекційні функції;

2 бали – на підприємстві існує служба енергоменеджменту;

3 бали – на підприємстві існує служба енергоменеджменту, що сертифікована за стандартом ISO50001 і є такі позитивні результати роботи як зниження питомих норм енергоспоживання.

4. Система навчання в області енергозбереження

0 балів – на підприємстві відсутня система навчання;

1 бал – на підприємстві з питань енергозбереження навчається тільки персонал служби головного енергетика;

2 бали – на підприємстві весь персонал навчається з питань енергозбереження, але навчання епізодичне;

3 бали – на підприємстві існує система навчання, графіки навчання, результати навчання постійно контролюються і аналізуються.

5. Система заохочень за результати у сфері енергозбереження

0 балів – на підприємстві відсутня система заохочень у сфері енергозбереження, або існує але не діє;

1 бал – на підприємстві існують заохочення з питань енергозбереження, але співробітникам незрозуміла система заохочень.

2 бали – на підприємстві існує система заохочень система і вона зрозуміла всім співробітникам.

3 бали – на підприємстві заохочуються всі співробітники, що приймають участь в економії енергоресурсів і є позитивні результати.

6. Програма енергозбереження

0 балів – Програма енергозбереження відсутня;

1 бал – Програма енергозбереження існує, однак реально не фінансується;

2 бали – Програма енергозбереження існує й фінансується в обсязі до 70%;

3 бали - Програма енергозбереження існує й фінансується в обсязі від 70% до 100%.

Вихідні данні стану енергоефективності промислових підприємств наведено у таблиці 1.

Таблиця 1 Формування масиву вихідних даних стану енергоефективності промислових підприємств

	Показники	Успішні підприємства S_1						Неуспішні підприємства S_2						Підпр-во \bar{X}
		$X_1^{(1)}$	$X_2^{(1)}$	$X_3^{(1)}$	$X_4^{(1)}$	$X_5^{(1)}$	$X_6^{(1)}$	$X_1^{(1)}$	$X_2^{(1)}$	$X_3^{(1)}$	$X_4^{(1)}$	$X_5^{(1)}$	$X_6^{(1)}$	
1.	Повнота паспортизації обладнання	3	2	3	2	3	2	2	1	2	3	2	2	2
2.	Дотримання графіків сервісного обслуговування обладнання	3	3	3	3	3	3	2	1	1	2	1	3	0
3.	Наявність служби енергоменеджменту	3	3	2	2	2	3	1	0	1	2	1	2	1
4.	Система навчання в області енергозбереження	3	2	0	2	2	2	0	1	0	1	0	1	1
5.	Система заохочень за результати в галузі енергозбереження	3	2	1	1	2	1	1	0	1	0	1	0	2
6.	Програма енергозбереження	3	3	2	2	2	3	0	1	1	1	2	1	3

Вихідні данні зведемо у дві групи показників.

Успішні підприємства:

$$X_1^{(1)} = \begin{pmatrix} 3 \\ 3 \\ 3 \\ 3 \\ 3 \\ 3 \end{pmatrix}, X_2^{(1)} = \begin{pmatrix} 2 \\ 3 \\ 3 \\ 2 \\ 2 \\ 3 \end{pmatrix}, X_3^{(1)} = \begin{pmatrix} 3 \\ 3 \\ 2 \\ 0 \\ 1 \\ 2 \end{pmatrix}, X_4^{(1)} = \begin{pmatrix} 2 \\ 3 \\ 2 \\ 2 \\ 1 \\ 2 \end{pmatrix}, X_5^{(1)} = \begin{pmatrix} 3 \\ 3 \\ 2 \\ 2 \\ 2 \\ 2 \end{pmatrix}, X_6^{(1)} = \begin{pmatrix} 2 \\ 3 \\ 3 \\ 2 \\ 1 \\ 3 \end{pmatrix}$$

Неуспішні підприємства:

$$X_1^{(2)} = \begin{pmatrix} 2 \\ 2 \\ 1 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix}, X_2^{(2)} = \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}, X_3^{(2)} = \begin{pmatrix} 2 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix}, X_4^{(2)} = \begin{pmatrix} 3 \\ 2 \\ 2 \\ 1 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}, X_5^{(2)} = \begin{pmatrix} 2 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \\ 1 \\ 2 \end{pmatrix}, X_6^{(2)} = \begin{pmatrix} 2 \\ 3 \\ 2 \\ 1 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}$$

Підприємство, стан якого досліджується:

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} 2 \\ 0 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \\ 2 \\ 2 \\ 3 \end{pmatrix}$$

Етап 1: Навчання

На етапі навчання за наведеними вище характеристиками за формулою (2) обчислимо вектори середніх :

$$\hat{a}_1 = \frac{1}{m_1} \sum_{i=1}^{m_1} x_i^{(1)} = \begin{pmatrix} x_1^{(1)} \\ x_2^{(1)} \\ x_3^{(1)} \\ x_4^{(1)} \\ x_5^{(1)} \\ x_6^{(1)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 3,00 \\ 2,50 \\ 1,83 \\ 2,00 \\ 2,33 \\ 2,33 \end{pmatrix} \quad \hat{a}_2 = \frac{1}{m_2} \sum_{i=1}^{m_2} x_i^{(2)} = \begin{pmatrix} 1,00 \\ 0,67 \\ 1,00 \\ 1,50 \\ 1,67 \\ 1,50 \end{pmatrix}$$

де m_1 та m_2 кількість успішних та неуспішних підприємств відповідно, $m_1 = m_2 = 6$
Використовуючи формулу (3)

$$m_{jl}^{(1)} = \sum_{i=1}^{m_1} (x_{il}^{(1)} - x_l^{(1)}) (x_{il}^{(1)} - x_l^{(1)}); \quad i = 1, 2 \dots 6; \quad l = 1, 2 \dots 6$$

Складаємо коваріаційну матрицю успішних підприємств:

$$\hat{M}_1 = \begin{pmatrix} 0,00 & 0,00 & 0,00 & 0,00 & 0,00 & 0,00 \\ 0,00 & 1,50 & 1,50 & 1,00 & 0,00 & 2,00 \\ 0,00 & 1,50 & 6,83 & 2,00 & 2,33 & 2,33 \\ 0,00 & 1,00 & 2,00 & 2,00 & 1,00 & 2,00 \\ 0,00 & 0,00 & 2,33 & 1,00 & 1,33 & 0,33 \\ 0,00 & 2,00 & 2,33 & 2,00 & 0,33 & 3,33 \end{pmatrix}$$

Повторно використавши формулу (3) складаємо коваріаційну матрицю неуспішних підприємств:

$$\hat{M}_2 = \begin{pmatrix} 4,00 & 0,00 & 2,00 & 3,00 & 1,00 & 3,00 \\ 0,00 & 1,33 & 0,00 & 1,00 & 0,33 & 1,00 \\ 2,00 & 0,00 & 2,00 & 2,00 & 2,00 & 1,00 \\ 3,00 & 1,00 & 2,00 & 5,50 & 1,50 & 4,50 \\ 1,00 & 0,33 & 2,00 & 1,50 & 2,83 & 0,50 \\ 3,00 & 1,00 & 1,00 & 4,50 & 0,50 & 5,50 \end{pmatrix}$$

Оцінку загальної коваріаційної матриці здійснюємо за формулою (5):

$$\hat{M} = \frac{1}{m_1 + m_2 - 2} (m_1 \hat{M}_1 + m_2 \hat{M}_2) = \begin{pmatrix} 0,40 & 0,00 & 0,20 & 0,30 & 0,10 & 0,30 \\ 0,00 & 0,28 & 0,15 & 0,20 & 0,03 & 0,30 \\ 0,20 & 0,15 & 0,88 & 0,40 & 0,43 & 0,33 \\ 0,30 & 0,20 & 0,40 & 0,75 & 0,25 & 0,65 \\ 0,10 & 0,03 & 0,43 & 0,25 & 0,42 & 0,8 \\ 0,30 & 0,30 & 0,33 & 0,65 & 0,08 & 0,88 \end{pmatrix}$$

Використовуючи програмний пакет MS Excel розрахуємо зворотню коваріаційну матрицю за формулою (6):

$$\hat{M}^{-1} = \frac{1}{|\hat{M}|} \begin{pmatrix} 4,610 & 2,585 & -0,512 & -0,915 & 0,085 & -1,585 \\ 2,585 & 7,122 & -0,732 & 0,122 & 0,122 & -3,122 \\ -0,512 & -0,732 & 2,890 & 0,518 & -2,982 & -0,768 \\ -0,915 & 0,122 & 0,518 & 5,747 & -3,003 & -3,872 \\ 0,085 & 0,122 & -2,982 & -3,003 & 6,747 & 2,628 \\ -1,585 & -3,122 & -0,768 & -3,872 & 2,628 & 5,622 \end{pmatrix}$$

Етап 2. Прийняття рішення

Для оцінки логарифму відношення правдоподібності $\ln \hat{L}$ за формулою (7) покроково визначимо значення її співмножників. Спочатку вираховуємо різницю векторів середніх $(\hat{a}_1 - \hat{a}_2)$ и транспонуємо отриманий результат за формулою (8):

$$(\hat{a}_1 - \hat{a}_2)^T = (11,854 \quad 15,220 \quad -3,817 \quad -5,030 \quad 6,470 \quad -3,720)$$

Далі транспонований вектор середніх помножимо на зворотню коваріаційну матрицю (9)

$$(\hat{a}_1 - \hat{a}_2)^T \hat{M}^{-1} = (2,000 \quad 1,833 \quad 0,833 \quad 0,500 \quad 1,167 \quad 0,833)$$

Розрахуємо значення другого співмножника (10):

$$[2\bar{x} - (\hat{a}_1 + \hat{a}_2)] = (0,000 \quad -3,167 \quad -0,833 \quad -1,500 \quad 0,500 \quad 2,167)$$

де \bar{x} – вектор значень підприємства, стан якого досліджується.

Маючи значення усіх співмножників, розрахуємо оцінку логарифма відношення правдоподібності $\ln \hat{L}$ за формулою (7):

$$\ln \hat{L} = \frac{1}{2} (\hat{a}_1 - \hat{a}_2)^T \hat{M}^{-1} [2\bar{x} - (\hat{a}_1 + \hat{a}_2)] = -21,146$$

Етап 3. Оцінка достовірності діагностики

На даному етапі розрахуємо помилки розпізнавання першого та другого роду α та β за формулою (12). Для цього попередньо розрахуємо її складові:

Відстань Махаланобіса d^2 розрахуємо за (13) та (14)

$$d^2 = (\hat{a}_1 - \hat{a}_2)^T \hat{M}^{-1} (\hat{a}_1 - \hat{a}_2) = 50,362$$

$$d = \sqrt{d^2} = 7,097$$

За формулами (15) розрахуємо значення σ_1 та σ_2 відповідно:

$$\sigma_1 = \sqrt{\sigma_1^2} = 0,577, \quad \sigma_2 = \sqrt{\sigma_2^2} = 2,082$$

Підставимо значення параметрів σ_1 , σ_2 та функцій від них $F(x)$, $\exp\{-Z\}$ у формулу (12) обчислюємо вірогідності помилок діагностики $\alpha = \beta$:

$$\begin{aligned} \alpha = \beta = & F\left(\frac{d}{\sigma_1}\right) F\left(-\frac{d}{\sigma_2}\right) + F\left(-\frac{d}{\sigma_1}\right) F\left(\frac{d}{\sigma_2}\right) \\ & + \left[\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{\sigma_1 \sigma_2}{d(\sigma_1^2 - \sigma_2^2)} \right] \left[\sigma_2 \exp\left\{-\frac{d^2}{2\sigma_1^2}\right\} \right] \left[F\left(\frac{d}{\sigma_2}\right) F\left(-\frac{d}{\sigma_2}\right) \right] \\ & - \left(\sigma_1 \exp\left\{-\frac{d^2}{2\sigma_2^2}\right\} \right) \left[F\left(\frac{d}{\sigma_1}\right) F\left(-\frac{d}{\sigma_1}\right) \right] = 0,003 \end{aligned}$$

Тоді вірогідність рішення визначимо за формулою:

$$D = 1 - \alpha = 1 - \beta = 1 - 0,003 = 0,997$$

Таким чином, можна зробити висновок, що досліджувано підприємство є неуспішним $\ln \hat{L} = -21,146 < 0$ з вірогідністю $D = 0,997$

Висновки

1. В результаті проведення досліджень запропоновано метод діагностики стану енергоефективності промислового підприємства на стадії діагностичного енергоаудиту, що дає змогу здійснити аналізування

стану промислового підприємства з енергоефективності за показниками, які встановлюються особою, що приймає рішення.

2. Задача діагностування кризових станів підприємства з енергоефективності є типовою задачею двоальтернативного прийняття рішень з ризиком та може бути вирішена запропонованим методом в рамках теорії розпізнавання образів.

V. Rozen¹, Dr. Sc. (Eng.), Prof., ORCID: 0000-0002-0440-4251

P. Rozen², Ph. D. student, ORCID: 0009-0003-7934-3398

¹National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"

²General Energy Institute of National Academy of Sciences of Ukraine

METHOD FOR ASSESSING THE ENERGY EFFICIENCY PERFORMANCE OF AN INDUSTRIAL ENTERPRISE

This paper addresses the problem of diagnosing the energy performance of an industrial enterprise within the framework of energy management and diagnostic energy auditing. The study proposes a mathematical model that formalizes the diagnostic task as a problem of multidimensional pattern recognition. The approach is based on constructing a feature space of energy performance indicators that characterize the efficiency of fuel and energy resource utilization in production systems. A statistical classification procedure is employed to identify the state of an enterprise by assigning it to predefined reference classes formed on the basis of training samples representing different levels of energy performance. To enhance diagnostic reliability, the model incorporates a probabilistic framework that includes the evaluation of likelihood ratios, Mahalanobis distance, and type I and type II classification errors. The proposed method enables rapid and economically efficient assessment without the need for a full-scale energy audit, thus providing a tool for preliminary diagnostics and screening. Model validation is carried out using empirical data from a food industry enterprise, demonstrating the applicability of the approach for comparative analysis, monitoring of energy performance dynamics, and supporting managerial decision-making regarding the prioritization of energy efficiency measures and the justification of detailed energy audits.

Keywords: energy efficiency, diagnostic energy audit, industrial enterprise, pattern recognition, mathematical model, energy management.

References

1. Natsionalnyy plan diy z energetyky to klimatu na period do 20230 roku. Skhvaleno Rozporyadzhennyam KМУ № 587-p vid 25 chervnya 2024 r. [in Ukrainian]
2. Ковалко О.М., Новосельцев О.В., Євтухова Т.О. Вступ до теорії енергоефективності багаторівневих систем: методи та моделі енергетичного менеджменту в системі житлово-комунального господарства. –К.: НАН України, Інститут технічної теплофізики, 2014. –252 с. [in Ukrainian]
3. Energy management handbook / Stephen A. Roosa, Steve Doty, Wayne C. Turner. Ninth edition. | Louisville, Kentucky : Fairmont Press, Inc., 2018 - 893 p. ISBN 9788770222655 (electronic)
4. Energetychnyi audyt. Navchalnii pisibnyk. [Energy Audit: Training Manual] / O.I. Solovey, V.P. Rozen, ta inshi. – Cherkasy: ChDTU, 2005. – 229 p. [in Ukrainian]
5. Thumann, Albert. Handbook of energy audits / Albert Thumann, Terry Niehus, William J. Younger. -- 9th ed. 2012 – 495 p. ISBN 978-8-7702-2303-4 (electronic)
6. IWA 48:2024 Framework for implementing environmental, social and governance (ESG) principles
7. ISO/UNDP PAS 53002:2024 Guidelines for contributing to the United Nations Sustainable Development Goals (SDGs).
8. Julius T. Tou, Rafael C. Gonzalez. Pattern Recognition Principles. Addison-Wesley Publishing Company, 1974. – 377 p. ISBN 0201075865
9. Ulisses Braga-Neto. Fundamentals of Pattern Recognition and Machine Learning. Springer Nature, 2024. – 292 p. ISBN 3031609514

Надійшла: 24.02.2026

Received: 24.02.2026

Прийнята: 24.03.2026

Accepted: 24.03.2026

ТЕХНОЛОГІЇ ТА ОБЛАДНАННЯ В ЕНЕРГЕТИЦІ

TECHNOLOGIES AND EQUIPMENT IN ENERGY

УДК 621.314

DOI 10.20535/1813-5420.1.2026.352969

В.П. Грудська¹, канд. техн. наук, доц., ORCID 0000-0002-7775-6397

Г.Г. Большаков¹, аспірант, ORCID 0009-0002-3339-7625

¹Національний технічний університет України

«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

ТИРИСТОРНИЙ КОМПЕНСАТОР ПОСТІЙНОЇ СКЛАДОВОЇ У СПЕКТРІ МЕРЕЖНОГО СТРУМУ НЕЛІНІЙНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Стрімкий науково-технічний прогрес практично в усіх сферах людської життєдіяльності призвів до появи великої кількості споживачів електроенергії зі специфічними характеристиками і швидкозмінними графіками споживання струму. Як правило, використання таких пристроїв зумовлює їх негативний вплив на функціонування систем електропостачання, знижує ефективність і термін служби електрообладнання, а в деяких випадках унеможливує паралельне підключення споживачів до однієї електромережі. Поширеним способом підвищення якості електроенергії у системах з нелінійним навантаженням є використання у вузлах навантаження коригуючих пристроїв, зокрема різноманітних фільтрів, які забезпечують електромагнітну сумісність споживачів та оптимізують режим роботи електричної мережі. На даний час найбільш ефективними вважаються фільтри, в яких відбувається частотне перетворення енергії, що відбирається від джерела напруги неосновної гармоніки у мережі (режим фільтрації) або від зовнішнього реактивного елемента (режим компенсації). У даній роботі досліджені функціональні можливості компенсатора постійної складової та субгармонік, які виникають у мережному струмі за підключення ряду нелінійних навантажень. Компенсатор побудований на вентильному комутаторі у вигляді мостового тиристорного безпосереднього перетворювача частоти, що працює у режимі дільника на два частоти мережі. У принцип роботи закладена комутація тиристорами струму реактора, індуктивний опір якого на основній частоті у сотні разів перевищує активний. Пристрій підключається паралельно нелінійному навантаженню і генерує у мережу таку саму за значенням, але протилежну за знаком постійну складову, що й навантаження. У роботі наведено графіки мережного струму компенсатора, напруги і струму реактора, а також регульовальну характеристику. Даному компенсатору притаманні важливі для практики функціональні властивості: простота регулювання компенсованого параметра, можливість паралельної роботи з фільтрами вищих гармонік, незалежність від частоти коливань мережі живлення, невибагливість до технологічних відхилень індуктивності реактора за необхідності його заміни, використання у перетворювачі тиристорів з природною комутацією, що спрощує систему управління тощо.

Ключові слова: компенсатор, перетворювач частоти, реактор, тиристор, фільтр, постійна складова струму, субгармоніка.

Вступ

Широке впровадження у сучасні технологічні процеси і побут електроспоживачів різного призначення зі специфічними характеристиками (нелінійними, несиметричними, швидкозмінними у часі тощо) призводить до погіршення якості електроенергії та техніко-економічних показників системи електропостачання, а також до зменшення її пропускної спроможності. Підключення таких споживачів до мережі спричиняє виникнення у струмі гармонік з частотою, відмінною від частоти ω_1 основної гармоніки, а в деяких випадках появу постійної складової ($\omega = 0$). Відповідно спотворенню струму мережі відбувається спотворення її напруги в залежності від співвідношення потужностей мережі та зазначених споживачів.

Ці фактори не тільки знижують надійність і економічність системи електропостачання, але й негативно впливають на роботу усіх споживачів: з'являються додаткові втрати потужності в

електрообладнанні, скорочується термін служби електричних машин і освітлювальної апаратури, можливий збій функціонування електронних та автоматичних пристроїв [1, 2].

Для покращення якості електроенергії використовують фільтри, сучасна класифікація яких виконана фахівцями Інституту електродинаміки НАН України і наведена на рис. 1. Найбільш численною і дослідженою є група пасивних фільтрів (ПФ), побудованих на основі комбінаторики реакторів та конденсаторів [3, 4, 5]. Оскільки реактивні опори цих елементів є частотозалежними, то при коливаннях частоти в системах електропостачання фільтрація гармонік погіршується. На ефективність роботи таких фільтрів негативно впливають також коливання температури зовнішнього середовища, старіння діелектрика у процесі експлуатації і особливо заміна пошкоджених реакторів і конденсаторів новими через дискретність допустимих технологічних відхилень індуктивності та ємності від номінальних значень. Використання цих фільтрів може спричинити виникнення резонансних явищ у мережі, тому при виході з ладу одного фільтра доводиться відключати і всі інші або мати 100% резерв фільтрів. Для запобігання перенапруг фільтри вищих гармонік слід вмикати у порядку зростання номерів гармонік, а відключати – у зворотному порядку. Крім того, у перехідних режимах нелінійних навантажень ефективність фільтрації знижується порівняно з усталеним режимом; при цьому термін служби фільтрів зменшується. На даний час можливості суттєвого поліпшення коефіцієнта фільтрації та точності налаштування таких фільтрів вважаються практично вичерпаними.

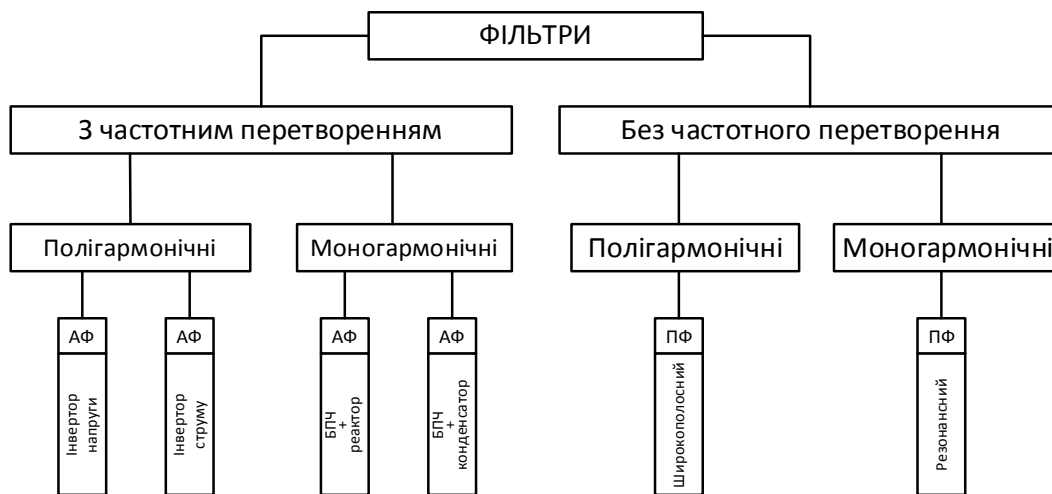


Рисунок 1 – Сучасна класифікація силових фільтрів

Найбільш перспективними є активні фільтри (АФ), побудовані на основі безпосереднього перетворювача частоти (БПЧ), рівень вихідної напруги якого регулюється вентилями зі штучною комутацією [6, 7, 8]. У принцип їх дії закладено дві опції: 1) випрямлення напруги однієї з неосновних гармонік у спектрі напруги мережі; 2) подача випрямленої напруги на згладжувальний реактор, у якого активний опір у сотні-тисячі разів менше за індуктивний. Таким чином, відносно фільтрованої гармоніки вентильний фільтр являє собою регульований випрямляч, що працює у режимі, наближеному до короткого замикання, а відносно основної гармоніки мережі – помножувача частоти з коефіцієнтом $1 - v$, де v – номер гармоніки.

Ці фільтри мають низку важливих переваг:

- легко налаштовуються на певну гармоніку і так само легко перелаштовуються на іншу шляхом зміни частоти імпульсів управління вентилями БПЧ;
- забезпечують потрібну точність обмеження амплітуди фільтрованої гармоніки шляхом зсуву за фазою імпульсів управління вентилями БПЧ;
- дозволяють виконувати комутацію паралельно працюючих фільтрів у будь-якому порядку і без стрибків струму.

Однак їм притаманний суттєвий недолік: у процесі випрямлення напруги v -тої гармоніки такий АФ, як звичайний випрямляч, генерує у мережу вищі гармоніки з частотами v раз більшими, ніж при випрямленні основної гармоніки ($v = 1$).

Фахівцями Інституту електродинаміки НАНУ розроблено моногармонічні АФ на основі сполучення послідовного резонансного $R-L-C$ контура і вентильного комутатора [7]. Принцип їх дії полягає у тому, що струм фільтра формується з вільної складової струму $R-L-C$ контура, яка виникає за одноразового увімкнення його на змінну напругу. Для отримання практично незгасаючих синусоїдних коливань з частотою $v \omega_1$ (що й потрібно від АФ) автори доповнили $R-L-C$ контур вентильним комутатором, який

багаторазово переключає обкладки конденсатора або затискачі реактора. Основними умовами здійснення режиму активної фільтрації є: 1) вибір резонансної частоти $R-L-C$ контуру рівною частоті фільтрованої гармоніки $\omega_0 = \nu \omega_1$, або у відносних одиницях $\nu = \omega_0/\omega_1 = 1/(\omega_1\sqrt{LC})$; 2) управління ключами комутатора з певною частотою f_y , яка при практичній реалізації фільтрів даного типу визначається за формулою $f_y = (\nu + 1)f_1/2$ або для мережі частотою $f_1 = 50$ Гц, $f_y = 25(\nu + 1)$ [6,7]. При цьому дослідним шляхом встановлено, що у випадках, коли отримане значення f_y буде рівним або меншим за частоту мережі f_1 у ціле число раз, тобто $f_y = f_1/a$, де $a = 1,2,3 \dots$ можлива поява у контурі перенапруг або надструмів залежно від варіанту підключення комутатора.

Як правило, у споживаному струмі значної кількості нелінійних навантажень (нульові схеми випрямлячів, зварювальна апаратура, люмінесцентне обладнання і т.п.) спостерігається наявність постійної складової ($\omega = 0$), однак для усунення її негативного впливу розроблено значно менше схемних рішень, ніж для фільтрації вищих гармонік.

Одним з дієвих способів зменшення рівня або повного усунення постійної складової є підключення паралельно нелінійному навантаженню пристрою, що генерує у мережу таку саму за значенням, але протилежну за знаком постійну складову.

Мета роботи

Дослідження функціональних можливостей регульованого тиристорного компенсатора постійної складової у спектрі мережного струму нелінійних навантажень різних типів для підвищення їх техніко-економічних показників і поліпшення роботи усіх ланок системи електропостачання.

Матеріал досліджень

Досліджуваний компенсатор є окремим випадком активних фільтрів, розроблених фахівцями Інституту електродинаміки НАН України. Його структуру (рис. 2) складають:

- однофазний БПЧ матричного типу, побудований на тиристорних ключах К1–К4;
- реактор з великим індуктивним опором L , що слугує навантаженням БПЧ;
- система управління, в яку входять: датчик постійної складової (ДПС) струму мережі; генератор імпульсів управління тривалістю 180° і частотою $\Omega = \omega_1/2$, а також фазозсувний пристрій, що виконує фазовий зсув на кут θ імпульсів управління відносно напруги мережі.

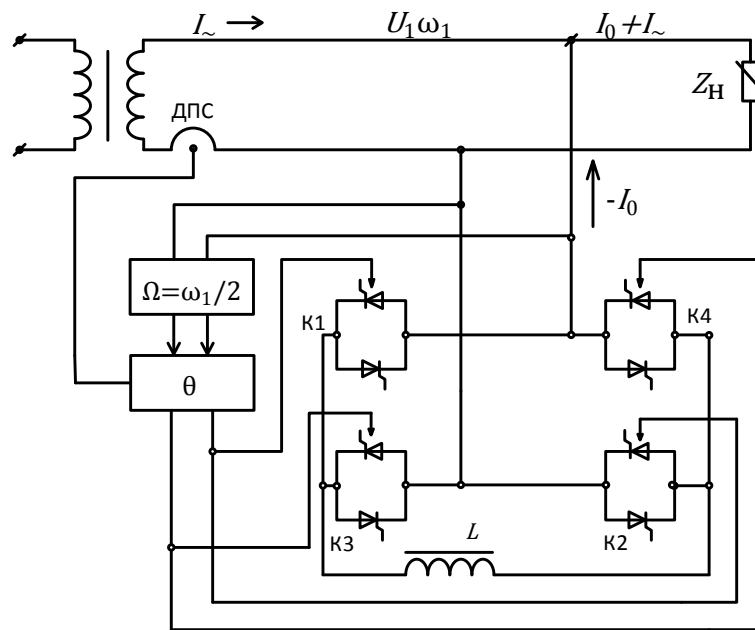


Рисунок 2 – Структурна схема компенсатора постійної складової струму

Компенсатор підключається паралельно однофазному нелінійному навантаженню Z_H .

У [6] встановлено, що управління ключами БПЧ даного типу має здійснюватися з частотою f_y , яка у загальному випадку описується формулою:

$$f_y = |\nu \pm 1|f_1/Km,$$

де коефіцієнт K – дискретне число ($K = 1,2,3 \dots$); m – число фаз, з яких формується крива напруги на виході БПЧ (реакторі); знак “+” відповідає максимальному значенню частоти f_y , знак “-” – мініимальному.

Теоретично пристрій може працювати за будь-якого значення частоти управління f_y у діапазоні $f_{y\max} - f_{y\min}$, однак при практичній реалізації цього способу фільтрації вибирають $f_y = f_{y\max}$ і коефіцієнт $K = 1$. У нашому випадку однофазного компенсатора постійної складової струму $v = 0$, $m = 1$, $K = 1$, відповідно $f_y = f_{y\max} = f_1/2$ і БПЧ працює у режимі дільника частоти напруги мережі на два.

Роботу даного компенсатора ілюструють графіки напруги мережі u_1 та реактора u_p за кута зсуву фаз імпульсів управління $\theta = -45^\circ$ (рис. 3) і графіки струмів реактора i_p та мережного i_1 при $\theta = -45^\circ$, $\theta = -15^\circ$, побудовані у відносних одиницях (рис. 4).

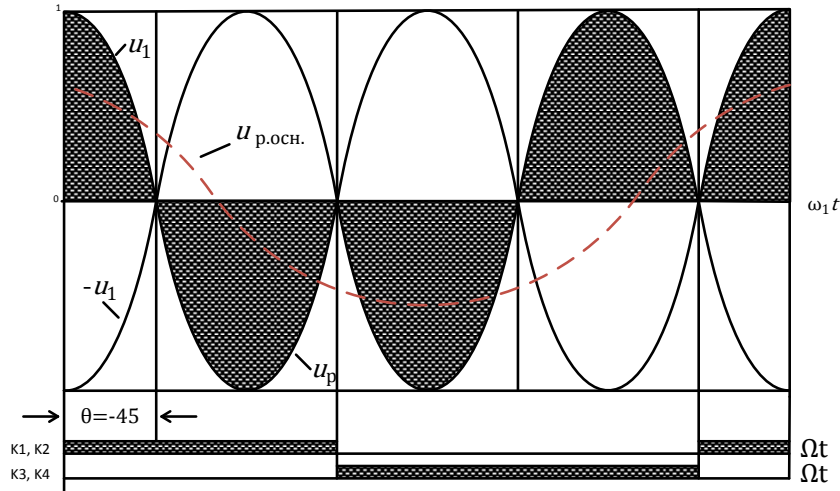


Рисунок 3 – Графіки напруги мереж u_1 та напруги реактора u_p

З рис. 4б видно, що в кривій мережного струму i_1 є дві складові – змінна та постійна, тому рівняння струму i_1 можна записати у вигляді:

$$i_1 = i_{1\sim} - I_{10} = \frac{U_{1m}}{\omega_1 L} \sin \omega_1 t - \frac{U_{1m}}{\omega_1 L} \sin 2\theta$$

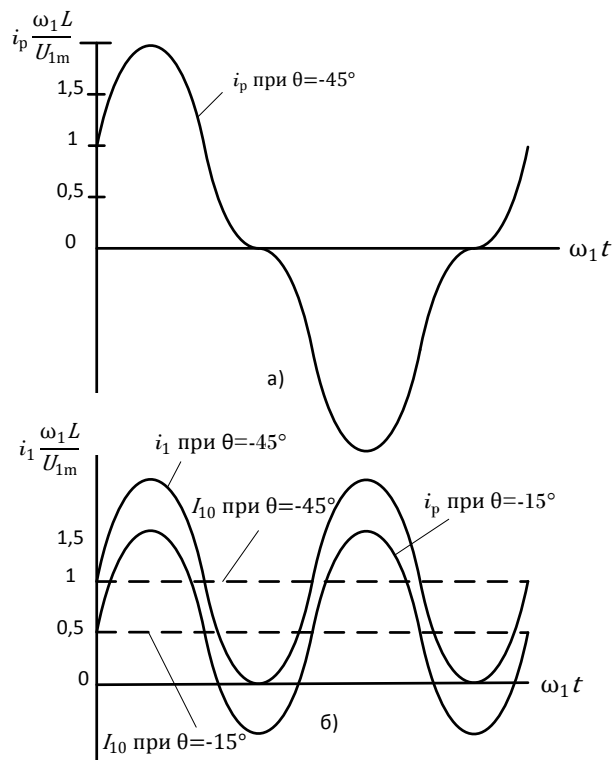


Рисунок 4 – Графіки струмів реактора (а) і мережі (б)

Змінна складова $\frac{U_{1m}}{\omega_1 L} \sin \omega_1 t$ не залежить від кута θ зсуву фаз імпульсів управління і визначається напругою мережі та індуктивним опором реактора на частоті ω_1 мережі; рівень і знак постійної складової $\frac{U_{1m}}{\omega_1 L} \sin 2\theta$ залежить тільки від однієї змінної – кута θ , що підтверджують результати побудов.

Регульовальну характеристику компенсатора – залежність рівня постійної складової мережного струму від фазового зсуву імпульсів управління $I_{10} = f(\theta)$ – показано на рис. 5.

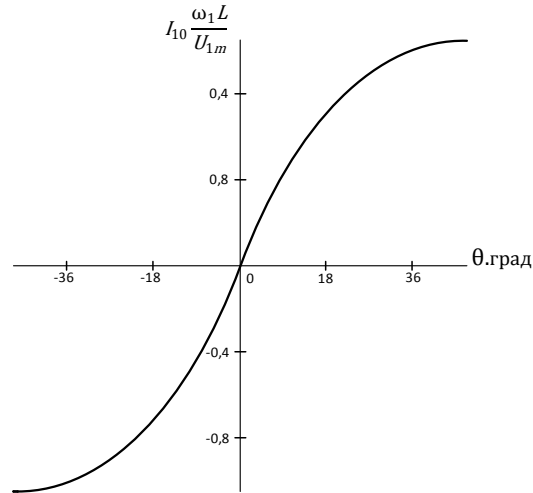


Рисунок 5 – Регульовальна характеристика компенсатора

За зміни кута θ у межах $-45^\circ \dots +45^\circ$ рівень постійної складової змінюється від від’ємного до додатного максимумів. При $\theta = 0$ у мережному струмі буде тільки змінна складова індуктивного характеру, яку нескладно усунути компенсуючими конденсаторами, встановленими на вході пристрою.

Слід відмітити особливість, притаманну даному компенсатору: хоча у процесі роботи відбувається комутація тиристорами струму реактора і він має несинусоїдну форму, однак у нелінійному струмі відсутні гармоніки неосновної частоти.

Аналогічним способом можна здійснювати компенсацію субгармонік мережного струму нелінійних навантажень. На відміну від режиму компенсації постійної складової у такому режимі фаза імпульсів управління буде дискретно змінюватись в залежності від сигналу датчика. За використання тиристорів зміни фази можуть відбуватись не частіше одного разу за період напруги живлення. Тому компенсатор буде генерувати у мережу прямокутно-ступінчасту криву струму з тривалістю кожної “сходинки”, рівною періоду напруги живлення (рис. 6).

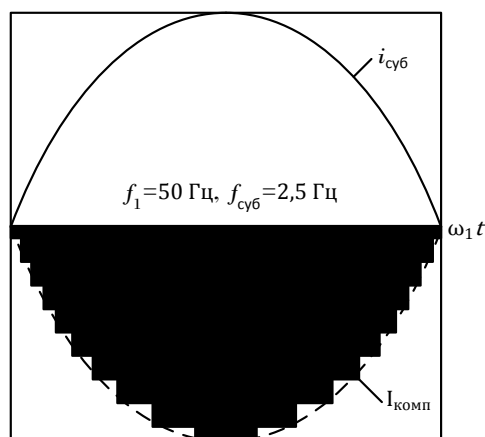


Рисунок 6 – Графік струму компенсатора субгармоніки частотою $f_{суб} = 2,5$ Гц

Чим більше період субгармонік порівняно з періодом мережі ($T_{суб} \gg T_1$), тим точніше можна здійснити апроксимацію кривої компенсаційного струму. Завдяки формуванню цього струму з окремих “сходенок” відпадає необхідність у додаткових силових пристроях, що забезпечують потрібний зсув фаз

180° між субгармоніками навантаження і компенсатора. Так само можна компенсувати і субгармонічні коливання більш складної форми.

У випадку багатозазного навантаження число компенсаторів вибирається рівним числу фаз навантаження, і кожний з них вмикається на лінійну (фазну) напругу. Датчики струму підключаються у розсічення кожної фази.

Висновки

У результаті проведених досліджень встановлені наступні особливості функціонування даного компенсатора:

- простота усунення або зменшення рівня постійної складової у спектри струму електромережі;
- можливість паралельної роботи з фільтрами вищих гармонік, причому комутувати фільтри можна у будь-якому порядку і без стрибків струму;
- можливість фільтрації субгармонік;
- незалежність від експлуатаційних коливань частоти промислових і автономних систем електропостачання;
- відсутність впливу на частотну характеристику мережі;
- усталеність роботи відносно технологічних відхилень індуктивності згладжувального реактора від номінального значення;
- можливість використання тиристорів з природною комутацією, оскільки у момент їх комутації мережний струм компенсатора проходить через 0; це суттєво спрощує систему управління.

Список використаної літератури

1. Шидловський А.К., Федій В.С. Класифікація методів і заходів зниження несинусоїдності напруг і струмів // Техн. Електродинаміка. Темат. вип. "Проблеми електромагнітної сумісності силових напівпровідникових перетворювачів" – 2011. Ч.3. С. 3-9.
2. Розанов Ю.К., Рябчицький М. В., Кваснук А.А. Силова електроніка і якість електроенергії // Техн. електродинаміка. Темат. вип. "Силова електроніка та енергоефективність" – 2020. – Ч. 3. С. 6-12.
3. S. Piasecki, "High order line filters for Grid Connected AC-DC Converter — Parameters selection and optimization," 2014 IEEE 23rd International Symposium on Industrial Electronics (ISIE), Istanbul, Turkey, 2014, pp. 2691-2696, doi: 10.1109/ISIE.2014.6865046.
4. A. Mishra, M. Singh, A. Srivastava and K. Chatterjee, "Suppression of Harmonics in DFIG based WECS using passive LCL filter," 2018 International Conference on Power Energy, Environment and Intelligent Control (PEEIC), Greater Noida, India, 2018, pp. 446-451, doi: 10.1109/PEEIC.2018.8665554.
5. I. Bessadet, H. Tedjini, "The Performances of Hybrid Filter in Elimination of AC-AC Converters Harmonics Pollution," 2018 6th International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC), Rabat, Morocco, 2018, pp. 1-6, doi: 10.1109/IRSEC.2018.8702849.
6. Жарський Б.К., Новський В.О., Голубев В.В. Перетворення параметрів електромагнітної енергії вентильними комутаторами. – К.: Інститут електродинаміки НАН України, 2013. – 323с.
7. Федій В.С. Трифазні моногармонічні активні фільтри на основі перетворювачів енергії. // Техн. електродинаміка. – 2015. – №1. – С. 17-21.
8. M. A. Hossain, T. H. Galib, M. A. Choudhury, "AC side switched active filter based high performance three-phase buck rectification," 2013 International Conference on Informatics, Electronics and Vision (ICIEV), Dhaka, Bangladesh, 2013, pp. 1-6, doi: 10.1109/ICIEV.2013.6572560.

V. Grudsk¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-7775-6397

H. Bolshakov¹, Ph. D. student, ORCID 0009-0002-3339-7625

¹National Technical University of Ukraine Ihor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

THYRISTOR COMPENSATOR FOR THE DC COMPONENT IN THE SPECTRUM OF THE MAINS CURRENT OF A NONLINEAR LOAD

The rapid scientific and technological progress across nearly all areas of human activity has led to the emergence of numerous electricity consumers with specific characteristics and rapidly changing current consumption patterns. Typically, the use of such devices negatively impacts the functioning of power supply systems, reduces the efficiency and lifespan of electrical equipment, and, in some cases, makes it impossible to connect multiple consumers to a single power network simultaneously. A common approach to improving power quality in systems with nonlinear loads is the use of corrective devices at the load nodes, particularly various

filters that ensure electromagnetic compatibility among consumers and optimize the operation of the electrical grid. At present, the most effective filters are those that involve frequency conversion of energy. This process either extracts non-fundamental harmonic voltage from the network (filtering mode) or draws energy from an external reactive component (compensation mode). This paper explores the functional capabilities of a compensator designed to address direct current (DC) components and subharmonics that occur in network current when multiple nonlinear loads are connected. The compensator is based on a thyristor switching element configured as a bridge direct frequency converter, operating in a mode that divides the network frequency by two. The device's operation relies on thyristors switching the reactor current, where the inductive reactance at the fundamental frequency is hundreds of times greater than the active resistance. The compensator connects in parallel to the nonlinear load and generates a DC component of the same magnitude but opposite in polarity to that produced by the load. The paper presents graphs of the compensator's network current, the reactor's voltage and current, as well as the adjustment characteristic. It establishes that this device can also be used to compensate for subharmonics in the network current of nonlinear loads. The compensator exhibits practical functional properties such as easy adjustment of the compensated parameter, compatibility with higher harmonic filters, independence from power grid frequency fluctuations, tolerance to manufacturing variations in reactor inductance when replacement is needed, and the use of naturally commutating thyristors, which simplifies the control system, among other advantages.

Keywords: *compensator, frequency converter, reactor, thyristor, filter, DC current component, subharmonic.*

References

1. Shydlovskiy A.K., Fedii V.S. Classification of Methods and Measures for Reducing the Nonsinusoidality of Voltages and Currents // Techn. Electrodynamics. Thematic Issue "Problems of Electromagnetic Compatibility of Power Semiconductor Converters" – 2011. Part 3. pp. 3–9.
2. Rozanov Yu.K., Ryabchitskiy M.V., Kvasnuk A.A. Power Electronics and Power Quality // Techn. Electrodynamics. Thematic Issue "Power Electronics and Energy Efficiency" – 2020. – Part 3. pp. 6–12.
3. S. Piasecki, "High order line filters for Grid Connected AC-DC Converter — Parameters selection and optimization," 2014 IEEE 23rd International Symposium on Industrial Electronics (ISIE), Istanbul, Turkey, 2014, pp. 2691-2696, doi: 10.1109/ISIE.2014.6865046.
4. A. Mishra, M. Singh, A. Srivastava and K. Chatterjee, "Suppression of Harmonics in DFIG based WECS using passive LCL filter," 2018 International Conference on Power Energy, Environment and Intelligent Control (PEEIC), Greater Noida, India, 2018, pp. 446-451, doi: 10.1109/PEEIC.2018.8665554.
5. I. Bessadet, H. Tedjini, "The Performances of Hybrid Filter in Elimination of AC-AC Converters Harmonics Pollution," 2018 6th International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC), Rabat, Morocco, 2018, pp. 1-6, doi: 10.1109/IRSEC.2018.8702849.
6. Zharskiy B.K., Novskiy V.O., Holubiev V.V. Conversion of Electromagnetic Energy Parameters by Valve Commutators. – Kyiv: Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine, 2013. – 323 p.
7. Fedii V.S. Three-Phase Monoharmonic Active Filters Based on Power Converters // Techn. Electrodynamics. – 2015. – No. 1. – pp. 17–21.
8. M. A. Hossain, T. H. Galib, M. A. Choudhury, "AC side switched active filter based high performance three-phase buck rectification," 2013 International Conference on Informatics, Electronics and Vision (ICIEV), Dhaka, Bangladesh, 2013, pp. 1-6, doi: 10.1109/ICIEV.2013.6572560.

Надійшла: 04.04.2025
Received: 04.04.2025

Прийнята: 10.03.2026
Accepted: 10.03.2026

МОДЕЛЮВАННЯ ЗМІНИ ТЕПЛООВОГО НАВАНТАЖЕННЯ КОТЛА Е-50-3,9-440ГМ (ГМ-50) НА ТЕПЛОВІ І ЕКОЛОГІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Дана стаття присвячена чисельному прогнозуванню емісії забруднюючих речовин у котлоагрегатах типу ГМ-50. Шляхом застосування методів обчислювальної гідродинаміки (CFD) у середовищі ANSYS проаналізовано взаємозв'язок між режимом роботи паликових пристроїв та рівнем генерації азотних сполук. В основу предмета дослідження покладено імітаційну модель топки, яка відтворює процеси горіння при різних рівнях потужності. Високий ступінь збіжності результатів (похибка до 6,7%) підтверджено порівняльним аналізом із натурними даними служби енергоресурсів та аналітичними розрахунками. Порівняння проводилося за показником середньої температури продуктів згорання на межі топки та конвективної частини котла.

Ключові слова: горіння, котел, CFD моделювання, гідродинамічна взаємодія, факел, NO_x , тепловий потік

Вступ

Енергетичний фундамент промисловості України складають теплові електростанції, що функціонують у складі об'єднаних енергосистем. Більшість генеруючих потужностей представлена паровими котлами великої продуктивності, що використовують органічне паливо. З огляду на значний ступінь зносу та вичерпання розрахункового ресурсу цього парку агрегатів, критично актуальним стає питання наукового обґрунтування продовження терміну їх експлуатації [1]. У даній роботі досліджується котел типу Е-50-3,9-440ГМ (ГМ-50) у контексті його технологічного оновлення шляхом впровадження високоефективного паливовикористовуючого обладнання [2]. Пріоритет надається вітчизняним розробкам, які, на відміну від іноземних рішень, максимально адаптовані до конструктивних особливостей українських котлів та мають суттєві переваги за критерієм «вартість-ефективність».

Прогнозування емісії токсичних компонентів за різних режимів роботи є обов'язковою умовою дотримання природоохоронного законодавства. Вектор на інтеграцію України до ЄС зумовив суттєве посилення вимог до екологічності енергооб'єктів [3]. Зокрема, Наказ Мінприроди № 541 [4] та Директива 2010/75/ЄС [5] ставлять перед галуззю завдання радикального зниження викидів при спалюванні вихисних палив. Реалізація цих вимог потребує системного підходу, що поєднує інноваційні технічні рішення, стратегічне планування та консолідацію зусиль науки, бізнесу і державних інституцій. Такий підхід дозволить привести існуюче обладнання у відповідність до актуальних міжнародних стандартів.

Вагомий внесок у вирішення зазначених проблем зробили провідні наукові установи, зокрема Інститут газу НАН України. Його фахівцями розроблено серію котлів потужністю 4...10 МВт (ТВГ-8, КВГ-7,56 та інші), яких в Україні налічується понад кілька тисяч, а також впроваджено щільніні подові паливники 3-го покоління. Ці технології забезпечують рівень викидів окислів азоту, що відповідає європейським екологічним лімітам для обладнання середньої потужності [6, 7]. Аналіз світового досвіду показує, що з початку 2000-х років більшість досліджень базується на методах обчислювальної гідродинаміки, зокрема з використанням платформи ANSYS CFD [8]. Сучасний інструментарій дозволяє відтворювати складні фізико-хімічні явища, включаючи пряме моделювання гідродинаміки з деталізованою кінетикою горіння [9, 10]. Проте при переході до розрахунків у промислових масштабах точність моделювання часто знижується. Хоча в літературі описані умови чисельного аналізу горіння у великогабаритних агрегатах [11, 12], невирішеною залишається проблема ідентифікації повного набору елементарних стадій радикально-ланцюгового окиснення газів, який би максимально точно відповідав реальним процесам в паливній топці.

Мета та завдання дослідження

Метою даної роботи є оцінка висоти дзеркала випаровування в сепараційному об'ємі барабана котла ГМ-50 залежно від його потужності. Паралельно вирішується задача чисельного прогнозування вмісту азотних сполук у димових газах, що утворюються в паливній топці при різних рівнях навантаження.

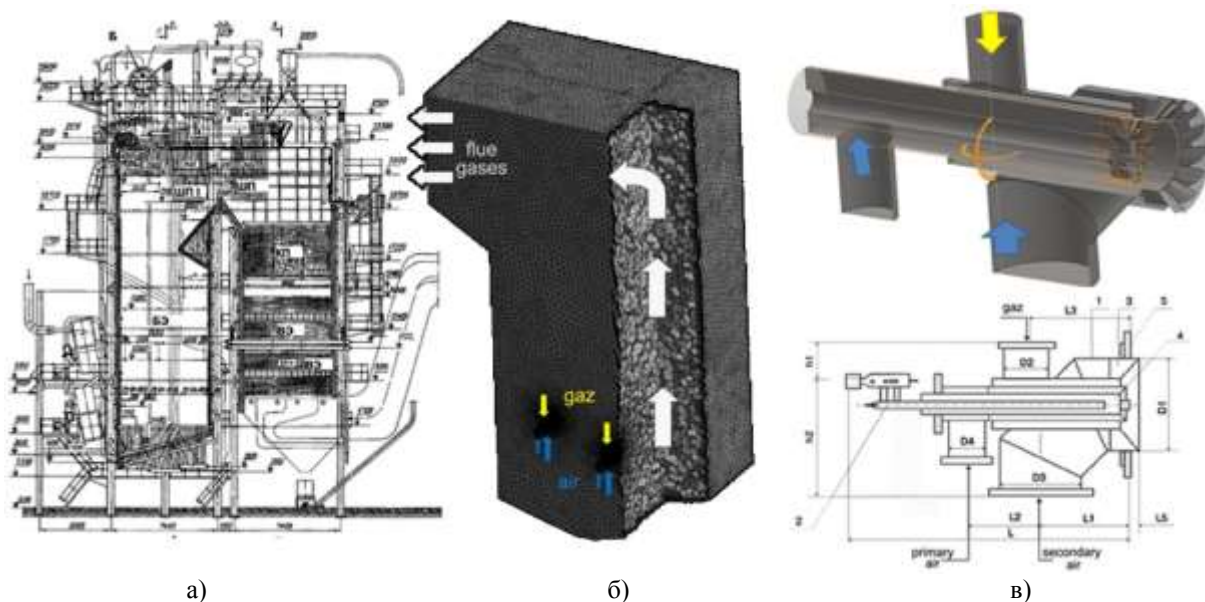
Основні завдання дослідження:

- визначити основні характеристики процесів горіння під час «спалювання» метану в комп'ютерній моделі паливної котла ГМ-50 за допомогою CFD-моделювання ANSYS CFX;
- визначити розподіл температур і теплових потоків по висоті паливної та теплове навантаження на екранні панелі;
- розрахувати локальні швидкості та об'ємні частки пари у вихідних перерізах екранних труб котла ГМ-50, а також визначити фактичні рівні розділу фаз у барабані-сепараторі. Ці параметри безпосередньо впливають на стабільність сольового режиму та якість пари в котельному агрегаті;
- виконати моделювання процесів горіння та утворення окислів азоту у паливній котла при різних навантаженнях;
- запропонувати рекомендації щодо покращення теплового стану екранних поверхонь котла і його екологічних характеристик.

Матеріал і результати досліджень

У вітчизняній теплоенергетиці для покриття пікових навантажень широко застосовуються парові котли з природною циркуляцією моделі Е-50-3,9-440ГМ (ГМ-50) [13, 14]. Дана установка (рис. 1а) спроектована для отримання пари з робочим тиском $P = 4,1$ МПа та температурою перегріву $t = 435$ °С при номінальному виході робочого тіла $D = 48$ т/год. Технологічний цикл передбачає подачу живильної води з температурою 160 °С до економайзера, де за рахунок теплоти димових газів вона нагрівається до стану насичення (254,5 °С). Економайзер виконаний у вигляді змієвикових пакетів, розташованих у конвективній шахті за шаховою схемою, що інтенсифікує тепловіддачу та дозволяє оптимізувати габарити поверхні нагріву. Циркуляційний контур котла базується на різниці густин середовища в опускній системі та обігрівальних екранних трубах. Пароводяна суміш надходить у барабан, де відбувається сепарація фаз. Контроль якості води та солемісту реалізовано через двоступеневу схему випаровування з використанням виносних циклонів. Перегрів пари до заданих параметрів (435 °С) здійснюється у двоступеневому пароперегрівачі, обладнаному впорскувальним пароохолоджувачем для точного регулювання температури. Під час розробки комп'ютерної моделі було використано оригінальну технічну документацію та кресленики агрегату [13, 14].

Для дискретизації розрахункового простору топочної камери (рис. 1б) авторами застосовано гібридну скінченно-елементну сітку, що дозволяє раціонально використовувати обчислювальні ресурси без втрати точності. Налаштування щільності сітки виконувалося через параметр Relevance Center у режимі Fine. Оптимальний розмір елементів (Element Size) було встановлено в результаті попередніх ітерацій моделювання для виключення впливу сітки на кінцевий результат. Геометрія паливної системи відтворює штатні газомазутні вихрові пальники ГМГ-5.5 тепловою потужністю 5,5 МВт (рис. 1в), розміщені на фронтальній стіні котла.



а) б)
 ← потік газу; ← потік повітря;

1 – корпус; 2 – форсунка паромеханічна; 3 – завихрювач вторинного повітря; 4 – завихрювач первинного повітря; 5 – плита монтажна.

Рисунок 1 – Поздовжній переріз котла ГМ-50 (а), зображення скінченно-елементної сітки (б) та поздовжній переріз пальника ГМГ-5.5, що використаний в моделі (в)

Чисельна симуляція процесів горіння в середовищі ANSYS базується на розв'язанні системи фундаментальних рівнянь збереження маси (рівняння нерозривності), імпульсу (Нав'є-Стокса) та енергії. Для опису турбулентної структури потоку осереднені за Рейнольдсом рівняння (RANS) замикалися за допомогою моделі Realizable k-ε. Математичний опис також включає рівняння переносу компонентів газової суміші, що враховують змінність теплофізичних властивостей в'язкого робочого тіла, яке стискається [15].

Для оптимізації обчислювальної моделі та спрощення крайових умов, у якості паливного компонента при CFD-моделюванні було обрано метан. Таке рішення базується на тому, що природний газ, який постачається енергогенеруючим підприємствам України, згідно з [16] на 99% складається з CH_4 , а вміст азоту в ньому не перевищує 1%. Порівняльний аналіз теплофізичних характеристик підтверджує правомірність такої заміни: нижча теплота згорання метану ($35,9 \text{ МДж/м}^3$) та природного газу ($35,59 \text{ МДж/м}^3$) відрізняється менш ніж на 1%. Аналогічна подібність спостерігається і в об'ємних показниках продуктів окиснення: для метану цей показник становить $9,41 \text{ м}^3/\text{м}^3$, а для природного газу – $9,44 \text{ м}^3/\text{м}^3$ (відхилення лише 0,3%). В обох розрахункових сценаріях підтримувався ідентичний коефіцієнт надлишку повітря ($\alpha = 1,05$). Наведені дані свідчать про високий ступінь адекватності прийнятого спрощення.

Прогнозування концентрацій термічних та швидких NO_x реалізовано за допомогою програмного інструментарію ANSYS CFX. Використана модель турбулентно-хімічної взаємодії дозволяє враховувати вплив пульсаційної складової швидкості на інтенсивність реакцій усередненого за часом потоку. Для ідентифікації вмісту радикала O, що є ключовим для розрахунку температурних оксидів азоту, застосовано підхід часткової рівноваги (partial equilibrium model). При налаштуванні граничних умов для огорожувальних поверхонь котла було задано лінійний градієнт температур: від значень теплоносія в нижньому колекторі до температури робочого тіла на вході в барабан-сепаратор. Умови на виході з топочного простору визначалися виходячи з принципу неперервності: сумарний потік маси, що надходить через палинкові пристрої, повністю евакуюється через вихідний переріз – «вікно» фестона (рис. 1б).

Витрата газу через паливник V_{Γ} автори визначали за формулою, $\text{нм}^3/\text{с}$:

$$V_{\Gamma} = \frac{Q_n}{Q_n^p \cdot N \cdot \eta}, \quad (1)$$

де Q_n – номінальна теплова потужність паливника, кВт; Q_n^p – нижча теплота згорання газу, кДж/нм^3 ; N – кількість однотипних паливників, що приймаються до встановлення з однаковою витратою газу (в представленій роботі використано 4-ри паливники розташованих на фронтальних стінах котла); η – ККД паливника.

Необхідна витрата повітря через паливник розраховувалась за формулою, $\text{м}^3/\text{с}$:

$$V_n = \alpha \cdot V_{\Gamma} \cdot V_n^0, \quad (2)$$

де α – коефіцієнт надлишку повітря, що подається в топкову камеру. При горінні газового палива прийнятий рівним 1,05; V_n^0 – витрата повітря, необхідна для горіння 1 нм^3 газу, $\text{м}^3/\text{нм}^3$:

$$V_n^0 = 0,0476 \left[0,5\text{CO} + 0,5\text{H}_2 + 1,5\text{H}_2\text{S} + \sum \left(m + \frac{n}{4} \right) C_m H_n - \text{O}_2 \right], \quad (3)$$

В роботі, навантаження котельного агрегату становило 100, 80, 60 і 40 відсотків від номінального навантаження. Для забезпечення такого навантаження, змінювались витрати газу і повітря, розраховані згідно формул (1 – 3).

Відомо, що результати комп'ютерного моделювання необхідно верифікувати з експериментальними або надійними теоретичними даними. Для верифікації результатів моделювання вибрані дані експериментального дослідження, що отриманні службою енергоресурсів ПАТ «Київенерго», Україна [17]. Це розподіл температур і емісія оксидів азоту в паливні котла.

На рис. 2 зображено температурне поле центрального поздовжнього перерізу паливни в залежності від навантаження котельного агрегату. На рис. 3 показано зміну температури димових газів в зоні активного горіння та в зонах горіння основного палива в залежності від висоти паливни.

Зіставлення отриманих даних із результатами натурних випробувань [17], наведених на рис. 3, підтверджує високу достовірність розробленої моделі. У зоні інтенсивної генерації теплоти та у вихідному перерізі топочної камери розбіжність температурних показників не перевищує 3%. Найбільша відповідність (похибка менше 1%) зафіксована у нижньому ярусі топки. Певне відхилення розрахункових значень від експериментальних (до 10%) спостерігається на висоті 5–8 метрів, що відповідає зоні завершення хімічних реакцій (допалювання). Така точність є цілком прийнятною, враховуючи використання академічної версії програмного комплексу ANSYS CFX. Слід зазначити, що попри очікувану за експериментальними точками рівномірність температурного поля, як у поточному дослідженні, так і в роботі [17], зафіксовано інтенсивніший відвід теплоти від димових газів саме в зоні допалювання.

Успішна апробація моделі дозволила деталізувати параметри, пряме вимірювання яких експериментальними методами є технічно складним. Зокрема, було ідентифіковано характер розподілу

теплових навантажень на екранованих поверхнях (рис. 4) та візуалізовано геометричну структуру і просторове положення факела (рис. 5).

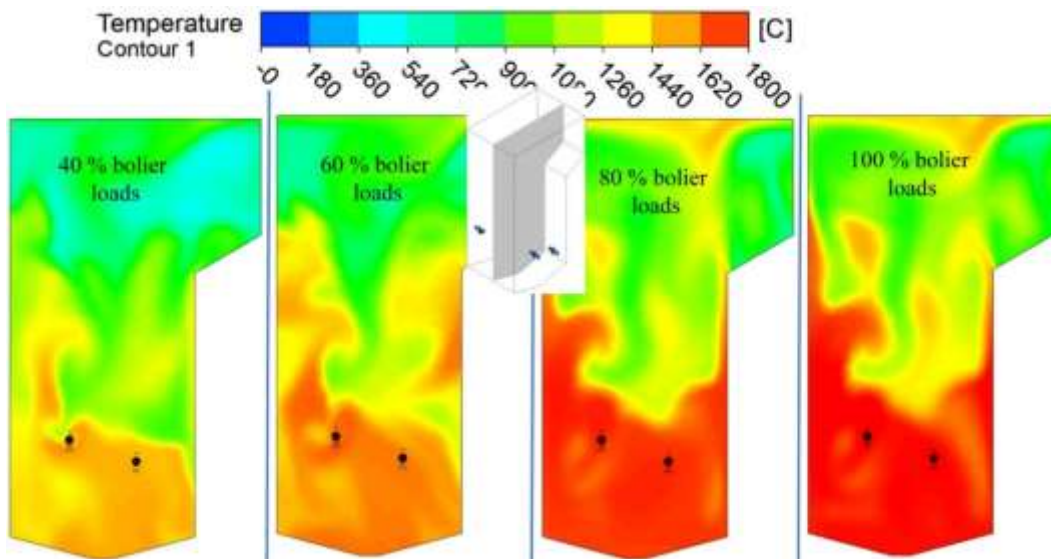


Рисунок 2 – Температурне поле центрального поздовжнього перерізу паливни в залежності від навантаження котельного агрегату

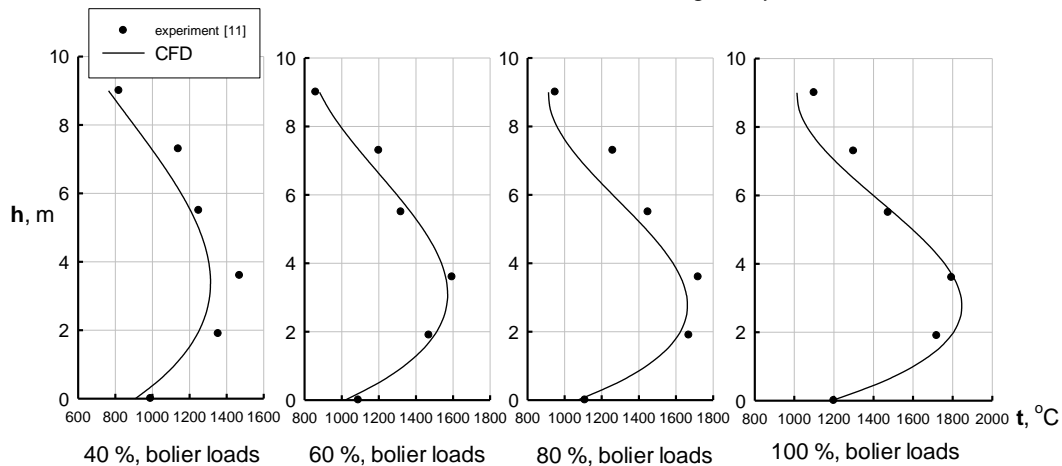


Рисунок 3 – Зміна температури продуктів згоряння по центральній осі по висоті паливни котла

Аналіз топографії теплових потоків (рис. 4) вказує на те, що зони максимального термічного напруження зосереджені в радіусі дії пальникових пристроїв — в області активного горіння. Ця ділянка охоплює близько 50% загальної висоти агрегату, починаючи від поду топки. Цілком закономірно, що при переході на режими зі зниженою тепловою потужністю інтенсивність термічного впливу на огорожувальні конструкції пропорційно зменшується.

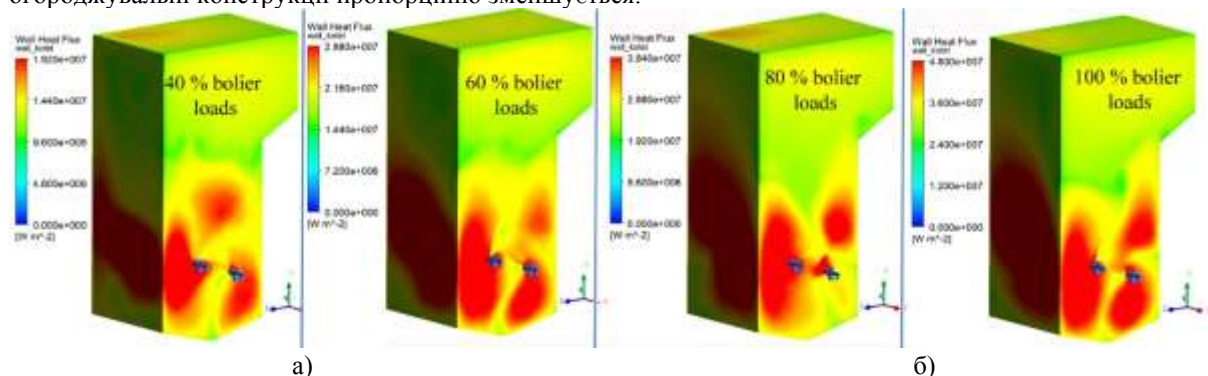


Рисунок 4 – Розподіл теплових потоків на задній і фронтальній (а), правій і лівій (б) (відносно фронтальної) бічних стінках котельного агрегату

Формування температурного поля в котлі безпосередньо залежить від гідродинаміки потоків, зумовленої турбулентною взаємодією закручених факелів. Повітряний потік, що обертається, захоплює газ, який подається трансверсально до поздовжньої осі пальника, забезпечуючи ефективне сумішоутворення. Якісну та кількісну оцінку цього процесу дозволяє надати аналіз масової частки суміші (Mixture Fraction), наведений на рис. 5.

Параметр Mixture Fraction є ключовим індикатором якості змішування паливного газу з окислювачем (зокрема у зоні завершених хімічних реакцій). У межах прийнятої шкали значення «0» відповідає чистому окислювачу, тоді як «1» вказує на нерозбавлений потік палива. Аналіз результатів (рис. 5) засвідчує, що паливо у чистому вигляді локалізоване лише у вихідних каналах пальника. Безпосередньо на виході з амбразури осьовий струмінь газу починає активно дифундувати у тангенціальний повітряний потік. Геометрія зони змішування (рис. 5) є непрямим відображенням форми високотемпературного факела, оскільки саме в цьому об'ємі відбувається інтенсивне окиснення метану киснем повітря.

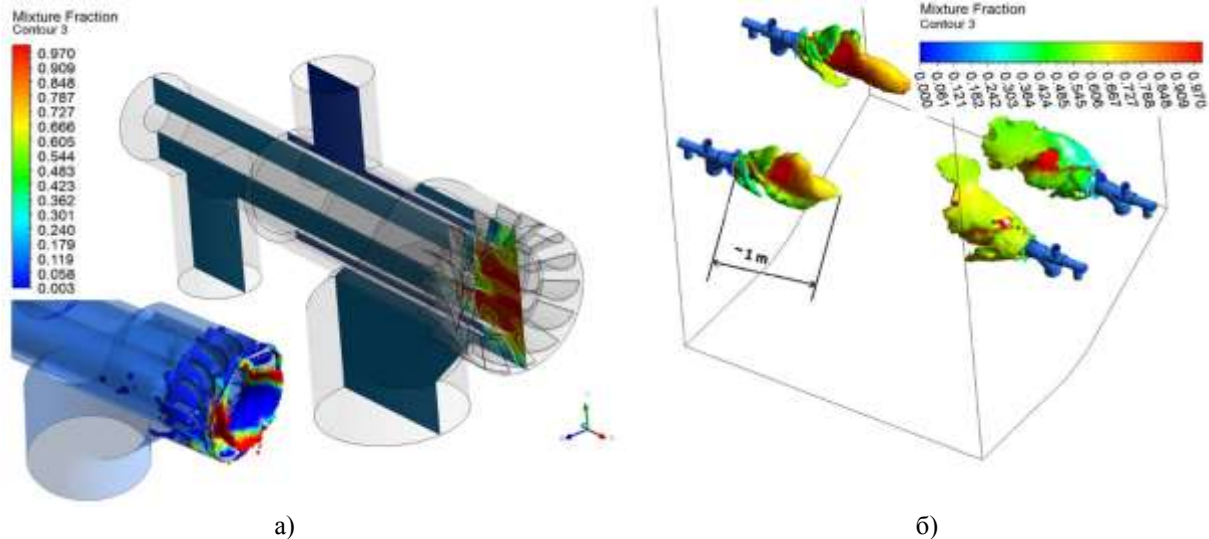


Рисунок 5 – Значення параметру Mixture Fraction в поздовжньому перерізі пальника (а) і зображення розподілу Mixture Fraction в об'ємі паливні (б) для візуалізації розмірів «факелів» з пальників

Просторові профілі концентрації окислів азоту наведені на рис. 6. Отримані дані демонструють чітку кореляцію між зонами максимального вмісту забруднюючих речовин та областями з найвищими температурами, що повністю узгоджується з класичними теоріями утворення оксидів азоту в топочних камерах. Зміщення піка генерації NO_x до периферійної (кінцевої) частини факела пояснюється тривалим часом перебування молекул повітря в зоні інтенсивного тепловиділення.

Результати візуалізації (рис. 6) дають підстави стверджувати, що утворені в ядрі факела оксиди азоту не піддаються термічній дисоціації і підспортуються з топки до конвективної шахти агрегату. Без впровадження спеціальних заходів із очищення димових газів (таких як селективне відновлення або адсорбція на пористих структурах – цеолітах, коксі чи торфі) ці сполуки безперешкодно потрапляють у навколишнє середовище.

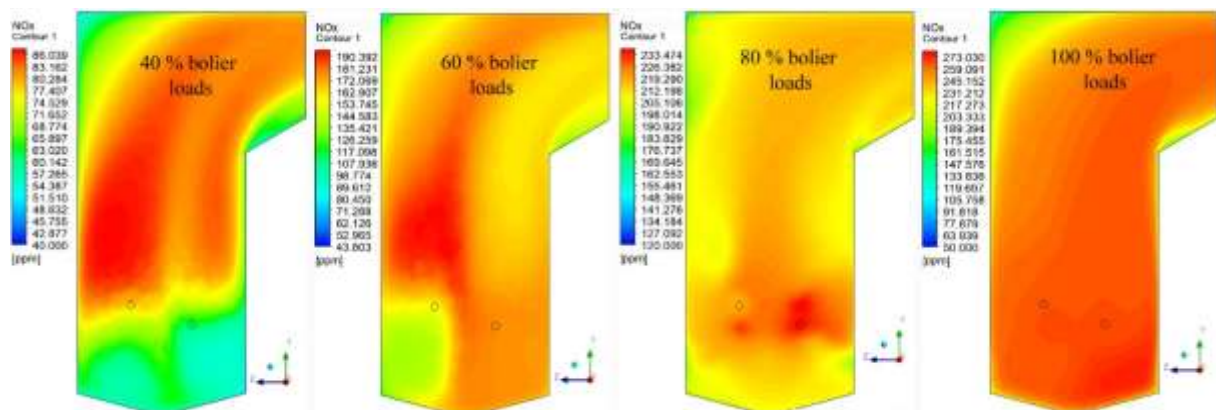


Рисунок 6 – Розподіл NO_x в центральному поздовжньому перерізі паливні

Для обґрунтування необхідності модернізації паливної системи було розраховано середній вміст NO_x на виході з топочного простору (рис. 7), який склав 359 ppm. Отримане значення демонструє задовільну збіжність із результатами натурних випробувань, проведених фахівцями ПАТ «Київенерго» [17]. Згідно з даними експлуатації [17], при роботі котла ГМ-50 на номінальній потужності середня концентрація оксидів азоту становить близько 280 ppm. Певна розбіжність між чисельним прогнозом та експериментальними показниками може бути зумовлена ідеалізацією граничних умов у моделі порівняно з реальними режимами теплообміну на внутрішніх поверхнях агрегату.

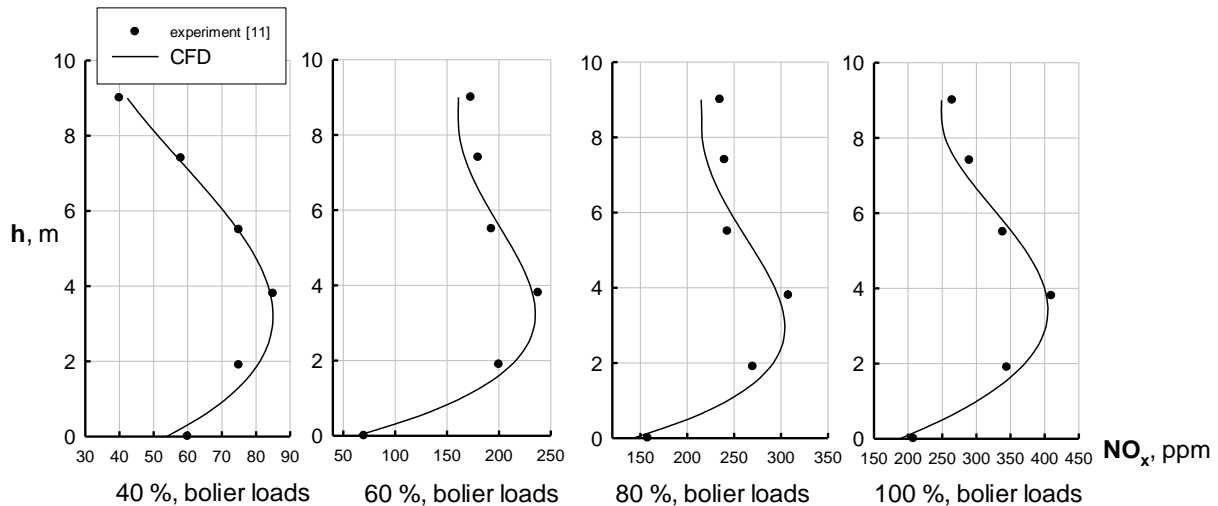


Рисунок 7 – Зміна значень NO_x продуктів згоряння по центральній осі по висоті паливної котла

Візуалізація полів концентрації оксидів азоту (рис. 6 та 7) демонструє, що найбільша інтенсивність утворення забруднюючих речовин зосереджена в областях з максимальною температурою смолоскипа. Даний розподіл повністю узгоджується з фундаментальними теоріями генерації термічних оксидів азоту в топочних камерах. Аналіз результатів (рис. 7) дає підстави стверджувати, що утворені азотні сполуки практично не піддаються дисоціації і транспортуються з димовими газами до конвективної частини агрегату. Без впровадження ефективних систем очищення (зокрема, технологій відновлення NO_x до молекулярного азоту N_2) концентрація шкідливих викидів у атмосферу перевищуватиме встановлені гранично допустимі нормативи [18].

Для суттєвого зниження рівня генерації NO_x у агрегатах такого типу автори вбачають перспективним рішенням заміну штатних паливних пристроїв на сучасні системи, що базуються на струменево-нішевій технології спалювання. Даний підхід є найбільш раціональним з огляду на підтвержену можливість досягнення низьких показників емісії шкідливих речовин [19].

Розраховані значення локальних теплових потоків (рис. 4) було використано як вхідні параметри для наступного етапу дослідження – чисельного аналізу багатофазної течії та процесів пароутворення в контурі природної циркуляції котла ГМ-50. Через ліміти обчислювальних ресурсів академічної версії ANSYS CFX, розрахункову область було обмежено фрагментом, що включає три суміжні екранні труби паливної (рис. 2а) та відповідний сегмент барабана-сепаратора (рис. 2б), куди надходить пароводяна суміш.

Для відтворення динаміки вологи в паровому середовищі застосовано підхід DPM (Discrete Phase Model), де краплі води розглядалися як сферичні об'єкти дискретної фази, розподілені в континуумі пари. Функціонал програмного комплексу ANSYS CFX [15] дозволив не лише розрахувати вектори руху цих частинок, а й змоделювати інтенсивність тепломасообмінних процесів між фазами.

Розподіл об'ємної частки пари вздовж випаровувальних поверхонь наведено на рис. 8б, в. З метою підтвердження достовірності чисельного розрахунку було проведено порівняльний аналіз із результатами, отриманими за нормативним методом [16]. На відповідних ділянках труб (позначених цифрами на рис. 8) зіставлено середні значення паровмісту: чорним кольором вказано аналітичні дані, а червоним – результати CFD-моделювання (Vapour Volume Fraction). Відхилення між результатами імітаційного моделювання та розрахунками за методикою [20] варіюється в діапазоні 9...18%.

Аналіз отриманих профілів (рис. 8б) демонструє нерівномірність розподілу парової фази за висотою труб [20]. У зоні інтенсивного тепловиділення спостерігається активне пароутворення, що призводить до значного заповнення перерізу труб парою. Водночас у кутових зонах паливної, де температури газів нижчі, фіксуються ознаки поверхневої конденсації, що знижує ступінь сухості середовища. Встановлено, що зменшення теплової потужності агрегату сприяє підйому точки початку кипіння теплоносія. Проте цей фактор практично не впливає на масову швидкість та кінцевий об'ємний паровміст на виході з труб, який стабільно тримається на рівні 0,85...0,86.

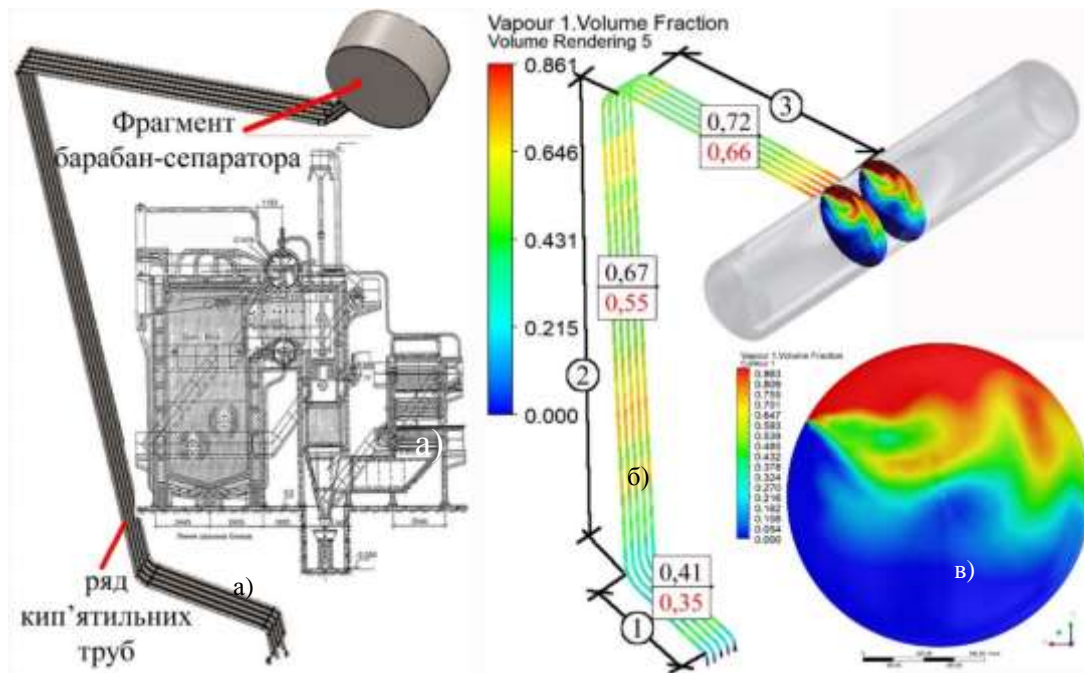


Рисунок 8 – Поздовжній переріз котла ГМ-50 і розрахункова область задачі (а) та візуалізація середнього об'ємного паровмісту в контурі природної циркуляції котла ГМ-50 при номінальному тепловому навантаженні (б) і збільшене зображення перерізу барабану для візуалізації розподілу пари в об'ємі барабан-сепаратора (в)

Деталізована структура розподілу фаз у барабані наведена на рис. 4б. Робочий об'єм барабану (рис. 7) заповнений рідкою фазою приблизно до середньої лінії («екватора»), при цьому спостерігаються постійні коливання рівня. Результати моделювання (рис. 4в) підтверджують чітке розділення середовищ: нижня частина об'єму заповнена водою, що спрямовується до опускної системи, тоді як пара, завдяки значній різниці густин, акумулюється у верхній частині та відводиться до пароперегрівача.

Верифікація моделі здійснювалася шляхом зіставлення з класичною схемою гравітаційної сепарації [21]. Як і в роботі [22], встановлено, що фактичний рівень води стабілізується приблизно на 150 мм нижче осевої лінії барабану (рис. 5). Поверхня розділу фаз (дзеркало випаровування) характеризується складною хвилоподібною геометрією та динамічною нестабільністю. Проте середнє положення цього рівня залишається поблизу «екватора» сепараційного пристрою і демонструє автономність від загальних змін теплового навантаження котла.

Висновки: виконана робота дозволяє зробити наступні висновки:

1. Результати апробації розробленої CFD-моделі продемонстрували задовільну збіжність із даними натурних вимірювань температурних полів та концентрацій NO_x , наданими службою енергоресурсів ПАТ «Київенерго» [17]. Максимальне відхилення не перевищує 10%. Розбіжність між чисельним прогнозуванням середнього паровмісту та аналітичними розрахунками становить 9–18%. Такий рівень похибки зумовлений як ідеалізацією теоретичних методик, так і апаратними лімітами академічної версії програмного комплексу ANSYS.

2. Аналіз роботи штатних пальникових пристроїв котла ГМ-50 підтвердив їхню невідповідність сучасним екологічним стандартам щодо емісії азотних сполук. Для приведення агрегату у відповідність до нормативних вимог обґрунтовано необхідність впровадження низькоемісійних пальників, що функціонують на основі струменево-нішевої технології.

3. Ідентифіковано фактичні параметри швидкості та витрати робочого середовища в екранних трубах. Ці дані використано як вихідні граничні умови для подальшого циклу досліджень, присвяченого моделюванню сепараційних процесів у барабані котла Е-50-3,9-440ГМ.

4. Встановлено, що пряма подача пароводяної суміші на поверхню розділу фаз призводить до інтенсивного хвилювання та динамічної нестабільності дзеркала випаровування. З метою стабілізації гідродинамічного режиму рекомендовано реалізувати подачу двофазного потоку під спеціальні конструктивні елементи (занурені дірчасті листи). Розробка та верифікація уточненої моделі з урахуванням цих внутрішньобарабанних пристроїв є пріоритетним напрямком наступних етапів роботи.

O. Baranyuk^{1,2}, Cand. Sc. (Eng.), ORCID 0000-0003-0610-1403

O. Chernousenko¹, Dr. Sc. (Eng.), Prof., ORCID 0000-0002-1427-8068

¹National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"

²Thermal Energy Technology Institute of the National Academy of Sciences of Ukraine

CFD MODELING OF THE CHANGE IN THE HEAT LOAD OF THE N-50-3.9-440GM (GM-50) BOILER ON ITS THERMAL AND ENVIRONMENTAL CHARACTERISTICS

The article presents the results of the study of the process of burning natural gas in the fuel of the GM-50 steam boiler, to assess its efficiency and study the impact on environmental indicators, which were performed using CFD modeling in the free student version of ANSYS Student. The aim of the work is to predict the formation of NO_x in the GM-50 fuel boiler at different loads by CFD modeling of combustion processes. The object of the study is the processes that occur during the combustion of gaseous fuel and their impact on the performance of the GM-50 steam boiler. The subject of the study is the CFD model of the GM-50 fuel boiler, the standard burners of which are capable of operating on both liquid and gaseous fuel. The application of numerical modeling methods using the ANSYS Student software package made it possible to analyze in detail the process of fuel combustion in the steam boiler, assess its efficiency and investigate its impact on environmental indicators. Verification of the CFD model, which was carried out using both the known analytical method and experimental data obtained by the energy resources service of PJSC «Kyivenergo», shows that the discrepancy between the values of analytical calculations and model calculations does not exceed 6,7%. The average temperature of flue gases in the «festoon window» was chosen as a comparison parameter. It was established that the standard burners of the GM-50 boiler are recognized as not meeting the standards for nitrogen oxide emissions and their replacement with jet-niche ones is proposed. The developed CFD model shows a 20% decrease in the average value of NO_x at the fuel outlet when replacing the standard burners with burners from the SNT company. The obtained result can be explained by the fact that for a fuel boiler equipped with burners from the SNT company, the temperature in the active combustion area reaches 1400 °C, and not up to 1800 °C as in the case of using a standard burner. The modeling also allowed us to visually identify the boundaries where the phase transition occurs. This allowed us to determine the height of the evaporation mirror in the drum, which is critical for its functioning.

Key words: combustion, boiler, CFD modeling, hydrodynamic interaction, torch, NO_x, heat flow.

References:

1. Baraniuk O.V. (2025) Modeling of flow and phase transition in the natural circulation circuit of the GM-50-1 boiler (E-50-3,9-440GM) [Modelyuvannya techiyi i fazovoho perekhodu v konturi pryrodnoyi tsyrkulyatsiyi kotla HM-50-1 (E-50-3,9-440HM)] // Vcheni zapysky TNU imeni V.I. Vernadskoho. Seriya: Tekhnichni nauky. Vol. 36 (75), No 5, Part 1. pp. 118–124. DOI: 10.32782/2663-5941/2025.5.1/16. (Ukr)
2. Baraniuk O.V., Chernousenko O.Yu., Rachynskiy A.Yu. (2025) CFD modeling of steam separation in the drum separator of the GM-50 boiler type (E-50-3,9-440GM) [CFD-modelyuvannya separatsiyi pary v baraban-separatori kotla typu HM-50 (E-50-3,9-440HM)] // Informatyka. Kultura. Tekhnika. Vol. 2. pp. 496–501. DOI: 10.15276/ict.02.2025.74. (Ukr)
3. Association Agreement between Ukraine, on the one hand, and the European Union, the European Atomic Energy Community and their member states, on the other hand: Law of Ukraine No. 1678-VII of 16.09.2014. URL: https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/984_011#Text (date of application: 10.09.2025).
4. On the approval of technological standards for permissible emissions of pollutants from thermal power plants, the nominal thermal power of which exceeds 50 MW: Order of the Ministry of Environmental Protection of Ukraine dated 10/22/2008 No. 541. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/z1110-08> (date of application: 10.09.2025).
5. Directive 2010/75/EU of the European parliament and of the council of 24 November 2010 on industrial emissions (integrated pollution prevention and control): Official Journal of the European Union. 2010. 17 December. 119 p. URL: <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/PDF/?uri=CELEX:32010L0075> (date of application: 10.09.2025).
6. Lavrentsov E.M., Sigal I.Ya., Smikhula A.V., Dombrovska E.P., Kernazhitska O.S., Marasin A.V. (2019) Experience in the development, implementation and modernization of water heating boiler units with two-light screens and slotted floor burners [Dosvid rozrobky, vprovadzhennya ta modernizatsiyi vodohriynykh kotloahrehativ z dvosvitnymy ekranamy ta shchilynnymy podovymy pal'nykamy] // Енерготехнології та ресурсозбереження. No 3. pp. 17-26. DOI: 10.33070/etars.3.2019.02. (Ukr)
7. Directive (EU) 2015/2193 of the European parliament and of the council of 25 November 2015 on the limitation of emissions of certain pollutants into the air from medium combustion plants: Official Journal of the

European Union. 2015. 28 November. 19 p. URL: <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/PDF/?uri=CELEX:32015L2193> (date of application: 10.09.2025).

8. ANSYS. The best tools for engineering calculations [Electronic resource] URL: <https://www.ansys.soften.com.ua> (date of application: 10.05.2024).

9. Aspden A. J., Day M. S., Bell J. B. (2016). Three-dimensional direct numerical simulation of turbulent lean premixed methane combustion with detailed kinetics. *Combust. Flame*. No166: pp. 266–283.

10. Wang H., Hawkes E. R., Savard B., Chen J. H. (2018). Direct numerical simulation of a high Ka CH₄/air stratified premixed jet flame. *Combust. Flame*. No193. pp. 229–245.

11. Chen W., Liu G. (2015) Numerical Investigation on the Flow, Combustion and NO_x Emission Characteristics in a 10 MW Premixed Gas Burner. *The Open Fuels & Energy Science Journal*; No.8. pp. 1–13.

12. Trisjono P., Kleinheinz K., Kang S., Pitsch H. (2014) Large eddy simulation of stratified and sheared flames of a premixed turbulent stratified flame burner using a flamelet model with heat loss. *Flow Turbulence Combust.* No. 92. Pp. 201–235.

13. Boilers of Small and Average Power, Catalog of M.: Research Institute of Informenergomash, 1987, p. 208p.

14. Ye. P. Kobylinskyi, "CFD modeling of gas combustion in the furnace of the GM-50-1 steam boiler using ANSYS-CFX [CFD modelyuvannya zghoriannya hazu u palyvni parovoho kotla HM-50-1 zasobamy ANSYS-CFX]," Master's thesis, Spec. 144 Heat Power Engineering, Kyiv, Ukraine, 2024.

15. ANSYS FLUENT 14.5 Theory Guide, (2012) ANSYS Inc. ANSYS Help, URL: <https://ansyshelp.ansys.com> (дата звернення: 10.09.2025).

16. Tuz, V.O., Marynenko, V.I. and Vasechko, O.O. (2014) Methodological instructions for calculation and graphic work in the discipline "Steam Boilers" [Metodychni vkazivky do rozrakhunkovo-hrafichnoyi roboty z dystsypliny «Parovi kotly»] // Kyiv: NTUU "KPI". 27 p. Available at: <https://ela.kpi.ua/handle/123456789/8079>. (Ukr).

17. Maksym Lohvyniuk, Yevhen Novakivskyi. (2024). CFD modeling of thermal processes in the firebox and heat load distribution on the screen surface firebox. *Heliyon*, 10(5), e27324, 2024: 1-24. DOI: 10.1016/j.heliyon.2024.e27324.

18. Volchyn I.A., Dunaevska N.I., Gaponych L.S., Chernyavskyi M.V., Topal O.I., Zasyadko Y.I. (2013) Prospects for the introduction of clean coal technologies in the energy industry of Ukraine [Perspektyvy vprovadzhennya chystykh vuhil'nykh tekhnolohiy v enerhetyku Ukrainy]: K.: GNOZIS. 308 p. (Ukr)

19. O.A. Siryi, M.Z. Abdulin, O.V. Baranyuk (2016) Study of the hydrodynamics of the air flow in the jet-niche system of fuel combustion [Doslidzhennya hidrodynamiky potoku povitrya v strumenevo-nisheviy systemi spalyuvannya palyva]. *Bulletin of the KhPI National Technical University. Collection of scientific works. Series: Energy and heat engineering processes and equipment.* Kharkiv: NTU "KhPI", No. 9(1181). - pp. 94-100. DOI: 10.20998/2078-774X.2016.09.14 (Ukr)

20 Chernousenko O.Yu., Rachinsky A.Yu., Baranyuk O.V. (2024) CFD modeling of fuel boiler GM-50 (E-50-3.9-440GM). [CFD modelyuvannya palyvni kotla HM-50 (N-50-3,9-440HM)] *Energy technologies and resource conservation.* . Vol 79 No 2. pp. 138-149, DOI: <https://doi.org/10.33070/etars.2.2024.10>.

21 Mario Nowitzki. Development and validation of a gas-liquid two-phase model for industrial computational fluid dynamics applications. Thesis for: Doctoral / Technical University of Applied Sciences Wildau. Deutschland. 2020. 228 p. DOI: 10.26127/BTUOpen-5413.

22 Kitto, John B. and Stultz, eds. (2005). *Steam: Its generation and use*. 41. ed., 1. print. Barberton, Ohio: Babcock & Wilcox. ISBN: 0963457012.

Надійшла: 24.09.2025
Received: 24.09.2025

Прийнята: 24.03.2026
Accepted: 24.03.2026

ІНТЕНСИВНІСТЬ ДЕГРАДАЦІЇ ТЕПЛОПРОВІДНОСТІ ТЕПЛОІЗОЛЯЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ФАСАДІВ БУДІВЕЛЬ

Довготривала поведінка теплоізоляційних матеріалів визначає ефективність енергоощадних будівель. Попри нормативну орієнтацію на початкові значення теплопровідності, реальна експлуатація показує, що теплопровідність утеплювачів зростає з часом унаслідок вологопоглинання, механічної втоми, ультрафіолетового опромінення та природного старіння полімерної матриці. У зв'язку з цим особливого значення набуває оцінювання інтенсивності деградації теплофізичних характеристик теплоізоляційних матеріалів у процесі тривалої експлуатації фасадних систем будівель.

Метою роботи є визначення інтенсивності деградації теплопровідності теплоізоляційних матеріалів фасадних систем на основі експериментальних даних та побудова математичної моделі прогнозування їх теплофізичних характеристик у часі. Для опису зміни теплопровідності використано експоненційну модель $\lambda(t) = \lambda_0 e^{kt}$, де k характеризує швидкість (інтенсивність) деградації теплофізичних властивостей матеріалу.

На основі експериментальних даних, отриманих у період з 2013 по 2025 рік, досліджено зміну коефіцієнта теплопровідності для пінополістиролу густин 15, 25 та 35 кг/м³, екструдованого пінополістиролу, мінераловатних теплоізоляційних плит марок «Техноніколь» і «Rotys» та пінополіуретану. Для кожного матеріалу визначено коефіцієнт інтенсивності деградації k шляхом апроксимації експериментальних даних методом найменших квадратів.

Отримані результати показують, що швидкість деградації теплопровідності суттєво залежить від типу теплоізоляційного матеріалу та умов його експлуатації. Прогнозні розрахунки свідчать, що протягом 30 - 50 років експлуатації теплопровідність окремих утеплювачів може збільшуватися до 40 %, що призводить до відповідного зменшення теплового опору огорожувальних конструкцій.

Запропонована модель дозволяє прогнозувати зміну теплофізичних характеристик теплоізоляційних матеріалів упродовж життєвого циклу будівлі та враховувати інтенсивність деградації при оцінюванні енергоефективності огорожувальних конструкцій будівель.

Ключові слова: енергоефективність; тепла ізоляція; деградація теплопровідності, коефіцієнт теплопровідності, огорожувальна конструкція.

Вступ.

Підвищення рівня енергоефективності будівельного фонду є одним із ключових напрямів державної політики більшості країн світу в умовах обмеженості енергетичних ресурсів, зростання вартості енергоносіїв, геополітичної нестабільності та глобальних кліматичних змін. Будівельний сектор споживає значну частку первинної енергії, а огорожувальні конструкції (ОК) формують основну складову теплових втрат. Саме тому забезпечення нормативного рівня термічного опору ОК є визначальним чинником досягнення цільових показників енергозбереження.

В Україні проблема енергозбереження у будівлях має особливу актуальність у контексті післявоєнної відбудови та модернізації енергетичної інфраструктури. За аналітичними оцінками, питоме енергоспоживання будівель в Україні у 2-3 рази перевищує відповідні показники країн Європейського Союзу, що свідчить про значний потенціал підвищення енергоефективності житлового та громадського фонду [1]. Середнє питоме енергоспоживання житлових будівель в Україні становить близько 163 кВт·год/м² на рік [2], що значно перевищує показники сучасних енергоефективних будівель.

При цьому житловий сектор є одним з найбільших споживачів енергії в структурі кінцевого енергоспоживання країни. За даними енергетичного балансу, споживання енергії житловим сектором становить близько 13 601 тис. т н.е., що відповідає приблизно 28,5 % кінцевого енергоспоживання [2]. Значна частина цього споживання зумовлена недостатнім рівнем теплозахисту будівель та високими тепловтратами через ОК.

Водночас темпи термомодернізації будівель в Україні залишаються низькими. За оцінками експертів, щорічний рівень модернізації становить близько 0,1 % будівельного фонду, тоді як у країнах Європейського Союзу цей показник сягає близько 1 % на рік [2]. Така ситуація свідчить про необхідність масштабного впровадження програм термомодернізації та підвищення енергоефективності будівель.

Відповідно до довгострокової стратегії термомодернізації будівель, 85–90 % існуючих будівель, що не були суттєво пошкоджені внаслідок війни, продовжуватимуть експлуатуватися і у 2050 році [1]. Тому, підвищення енергоефективності наявного будівельного фонду є стратегічним завданням для забезпечення енергетичної стійкості країни.

За оцінками експертів, реалізація програм енергоефективної реконструкції потребує значних фінансових ресурсів. Загальний обсяг інвестицій у програму підвищення енергоефективності будівель до 2030 року оцінюється у межах від 172,9 до 934,3 млрд грн, при цьому необхідний обсяг співфінансування з державного бюджету становить від 43,3 до 168,7 млрд грн [1].

У цьому контексті особливого значення набуває ефективність застосування теплоізоляційних матеріалів у конструкціях зовнішніх огорожень будівель. Проектні теплотехнічні розрахунки огорожувальних конструкцій будівель, як правило, ґрунтуються на використанні номінальних (декларованих) значень коефіцієнта теплопровідності матеріалів, визначених у стандартизованих лабораторних умовах. У більшості випадків ці значення приймаються сталими протягом усього розрахункового строку експлуатації конструкції. Водночас результати експериментальних та аналітичних досліджень свідчать, що теплофізичні характеристики теплоізоляційних матеріалів змінюються з часом під впливом комплексу фізичних чинників: циклічного зволоження та висушування, температурних коливань, структурної релаксації, а також дифузійних процесів у теплоізоляційному матеріалі. Такі процеси зумовлюють поступове зростання коефіцієнта теплопровідності λ та, відповідно, зниження фактичного опору теплопередачі R огорожувальних конструкцій.

Нехтування часовою динамікою теплопровідності призводить до систематичної переоцінки енергоефективності будівель, заниження прогнозованих тепловтрат та потенційно нераціонального використання фінансових і матеріальних ресурсів при плануванні заходів з термомодернізації. У довгостроковій перспективі це може спричинити невідповідність фактичних показників споживання енергії розрахунковим значенням.

Сучасні підходи до визначення опору теплопередачі, зокрема відповідно до [3], базуються на припущенні про сталість коефіцієнта теплопровідності матеріалів протягом усього строку служби конструкції. У реальних умовах експлуатації ОК зазнають багаторічного впливу кліматичних факторів, що спричиняє незворотні зміни мікроструктури пористих матеріалів і газового заповнення пор [4]. У результаті відбувається поступове зростання λ , яке може бути відносно незначним у перші роки, але набуває суттєвого значення в довгостроковій експлуатації.

З огляду на викладене, актуальним є розроблення уніфікованого підходу до кількісного врахування деградації теплопровідності теплоізоляційних матеріалів у процесі експлуатації. У статті досліджується довготривала зміна коефіцієнта теплопровідності традиційних утеплювачів та обґрунтовується введення узагальненого коефіцієнта деградації, який може бути використаний у теплотехнічних розрахунках для підвищення їх точності та прогностичної надійності та становити практичний інтерес для енергоаудиторів.

Мета роботи.

Для кількісного врахування зміни теплофізичних характеристик теплоізолюючих матеріалів у процесі експлуатації в попередній роботі [5] введено коефіцієнт деградації теплопровідності D_t , який визначається як відношення фактичної теплопровідності матеріалу на період експлуатації t до його номінального (декларованого) значення:

$$D_t = \frac{\lambda_t}{\lambda_n},$$

де λ_n – номінальна теплопровідність матеріалу, визначена у стандартних лабораторних умовах або взята з Технічних вимог виробника теплоізолюючого матеріалу; λ_t – фактична теплопровідність через t років експлуатації. Коефіцієнт D_t є безрозмірною величиною і характеризує ступінь погіршення теплоізоляційних властивостей матеріалу в часі.

Для подальшого дослідження та моделювання на основі аналізу фізичних механізмів старіння теплоізоляційних матеріалів прийнято експоненційну математичну модель зміни теплопровідності:

$$\lambda(t) = \lambda_0 e^{kt},$$

де λ_0 – початкова теплопровідність при $t = 0$ (на початок експлуатації); k – експоненційний коефіцієнт деградації (1/рік); t — період експлуатації, роки.

Параметри λ_0 та k визначалися методом найменших квадратів шляхом лінеаризації залежності у вигляді:

$$\ln \lambda(t) = \ln \lambda_0 + kt.$$

Експоненційний характер зростання теплопровідності узгоджується з дослідженнями довготривалого старіння полімерних утеплювачів, де деградація пов'язана з дифузією газів і вологісними процесами [4, 6-9].

Об'єкт дослідження.

Об'єктом дослідження є теплоізоляційні матеріали, що широко застосовуються у фасадних системах термомодернізації будівель. Аналіз виконано на основі довготривалих експериментальних спостережень за зміною коефіцієнта теплопровідності утеплювачів у реальних умовах експлуатації огорожувальних конструкцій. Дослідження охоплює період з 2013 по 2025 рік та базується на експериментально-розрахункових даних, отриманих шляхом вимірювання температурних полів та теплових потоків у шарах фасадних систем [5, 10].

Експериментальні значення коефіцієнта теплопровідності для досліджуваних матеріалів наведено у таблиці 1. Вказані значення характеризують фактичну теплопровідність матеріалів у різні роки експлуатації та використовуються як вихідні дані для подальшого аналізу деградації теплофізичних властивостей. Отримані результати дозволяють оцінити динаміку зміни теплопровідності утеплювачів у реальних кліматичних умовах та застосовуються для подальшого математичного моделювання процесів деградації теплоізоляційних матеріалів.

Таблиця 1 - Вихідні експериментальні значення λ (Вт/м·К) [5, 10]

Матеріал	2013	2019	2022	2024
ППС-15	0,055	0,060	0,057	0,057
ППС-25	0,050	0,057	0,057	0,054
ППС-35	0,047	0,049	0,053	0,042
Екстр. ППС	0,049	0,055	0,054	0,056
Техноніколь	0,042	0,048	0,048	0,048
Rotys	0,047	0,049	0,051	0,046
Пінополіуретан	0,022	0,030	0,030	0,030

Для більшості досліджуваних матеріалів спостерігається тенденція до збільшення коефіцієнта теплопровідності з часом експлуатації. Таке зростання може бути пов'язане з рядом фізичних процесів, зокрема накопиченням вологи у пористій структурі матеріалу, дифузією газів у комірках полімерних утеплювачів, а також структурними змінами пористого середовища внаслідок тривалого температурно-вологісного впливу.

До дослідження включено як полімерні теплоізоляційні матеріали (пінополістирол різної густини, екструдований пінополістирол та пінополіуретан), так і мінераловатні теплоізоляційні плити. Такий вибір дозволяє порівняти поведінку різних типів утеплювачів у процесі довготривалої експлуатації, оскільки механізми зміни їх теплофізичних характеристик суттєво відрізняються.

Полімерні утеплювачі характеризуються пористою структурою із замкненими газонаповненими комірками, що забезпечує низькі значення теплопровідності, однак з часом можливе проникнення атмосферного повітря в пори та зміна складу газової фази. Мінераловатні матеріали мають волокнисту структуру, у якій теплоперенос відбувається через тверду фазу волокон і повітряні пори, а їх теплофізичні характеристики значною мірою залежать від рівня зволоження матеріалу.

Таким чином, досліджуваний набір матеріалів охоплює основні типи теплоізоляційних матеріалів, що використовуються у сучасних фасадних системах термомодернізації будівель, що дозволяє комплексно оцінити вплив тривалої експлуатації на зміну коефіцієнта теплопровідності та подальше визначення коефіцієнта деградації теплофізичних характеристик.

Методика.

Апроксимація експериментальних даних зміни коефіцієнта теплопровідності виконувалась на основі припущення про експоненційний характер його еволюції в часі, що описується залежністю

$$\lambda(t) = \lambda_0 e^{kt},$$

яка була приведена вище. З метою застосування методу найменших квадратів зазначену залежність було лінеаризовано шляхом логарифмування, у результаті чого отримано рівняння

$$\ln \lambda(t) = \ln \lambda_0 + kt,$$

яке відповідає лінійній функції відносно часу. Для кожного матеріалу формувалась масив експериментальних точок у координатах $(t_i, \ln \lambda_i)$, де значення t_i визначались як кількість років експлуатації відносно базового моменту спостереження, а λ_i - відповідні експериментально-розрахунково визначені коефіцієнти теплопровідності. На основі цих даних виконувалась лінійна регресія, в якій коефіцієнт k визначався як кутовий коефіцієнт апроксимуючої прямої. Обчислення параметрів регресії здійснювалось за стандартними формулами методу найменших квадратів із використанням сумарних характеристик вибірки.

$$k = \frac{n \sum x_i y_i - \sum x_i \sum y_i}{n \sum x_i^2 - (\sum x_i)^2},$$

де n - кількість точок; $x_i = t_i$; $y_i = \ln \lambda_i$.

Наступним кроком виконано зворотне перетворення шляхом експонування для отримання значення λ_0 . Адекватність апроксимації оцінювалась за коефіцієнтом детермінації R^2 , що характеризує ступінь узгодження моделі з експериментальними даними. Отримані параметри λ_0 та k використовувались для побудови аналітичної залежності $\lambda(t)$, яка застосовувалась для подальшого прогнозування зміни теплофізичних властивостей матеріалів та їх використання у теплотехнічних розрахунках огорожувальних конструкцій.

Результати.

Наведені графічні залежності на рисунку 1 підтверджують коректність прийнятої експоненційної моделі зміни коефіцієнта теплопровідності теплоізоляційних матеріалів у часі. Лінеаризовані графіки у координатах $\ln(\lambda) - t$ демонструють близькість експериментальних точок до прямих ліній для більшості досліджуваних матеріалів, що свідчить про адекватність апроксимації та дозволяє інтерпретувати параметр k як сталу характеристику швидкості деградації. Найвищі значення нахилу спостерігаються для пінополіуретану та екструдованого пінополістиролу, що вказує на інтенсивні процеси зміни структури та газонаповнення, тоді як для мінеральних плит (зокрема «Rotys») і окремих марок пінополістиролу залежність є менш вираженою, що може свідчити про вищу стабільність або наявність розкиду експериментальних даних.

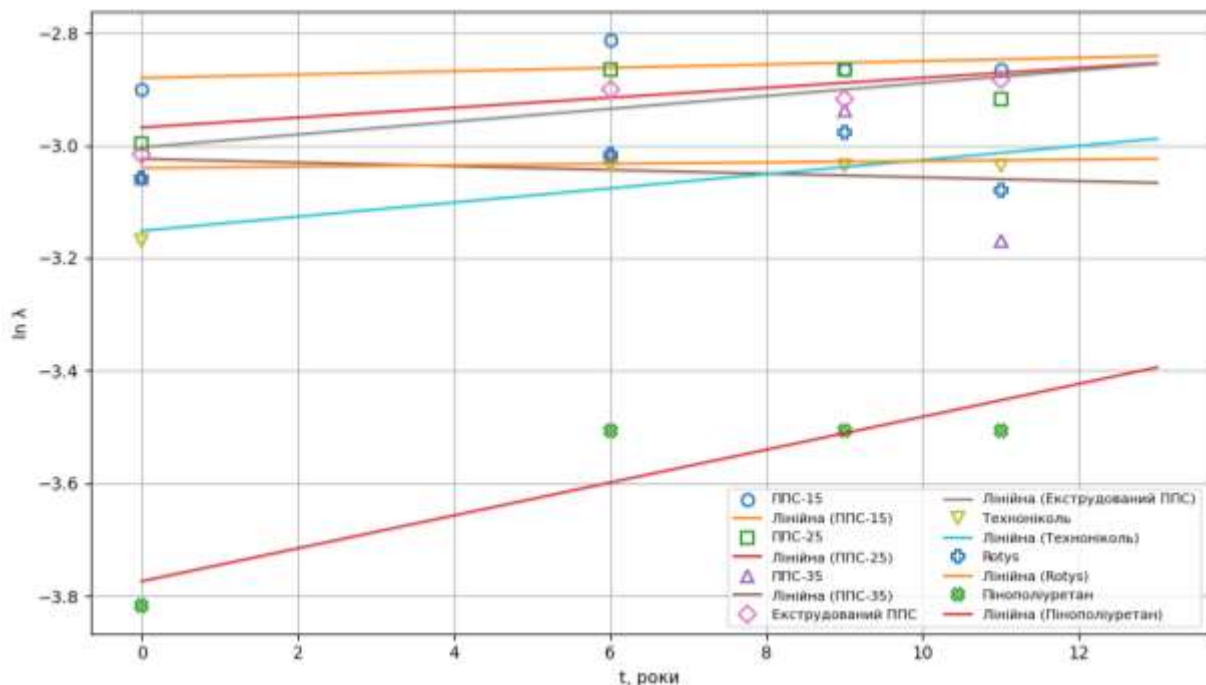


Рисунок 1 – Лінеаризована залежність $\ln(\lambda)$ від часу

Розрахунки показали, що для більшості матеріалів значення коефіцієнта швидкості деградації k є додатним, тобто в процесі експлуатації спостерігається зростання теплопровідності. Найбільш інтенсивне зростання в межах досліджуваної вибірки характерне для екструдованого пінополістиролу, мінераловатних плит типу «Техноніколь» та пінополіуретану. Для окремих матеріалів, зокрема ППС-35 та Rotys, отримані залежності виявилися менш стійкими, що може бути пов'язано з розкидом експериментальних значень, впливом умов зволоження або обмеженою кількістю часових точок спостереження. Одержані значення коефіцієнта k наведено в таблиці 2.

На рисунку 2 приведено прогнозні криві $\lambda(t)$ до 50 років експлуатації, які демонструють системне зростання теплопровідності для більшості матеріалів. Характер цього зростання є нелінійним і прискорюється з часом відповідно до експоненційного закону.

Аналіз прогнозних залежностей показує, що в процесі довготривалої експлуатації теплоізоляційні матеріали поступово втрачають теплозахисні властивості. Для більшості досліджуваних утеплювачів відносний тепловий опір через 50 років експлуатації може зменшуватися до 0,4–0,8 від початкового значення, що відповідає зростанню теплопровідності матеріалів.

Найбільша інтенсивність деградації спостерігається для пінополіуретану та екструдованого пінополістиролу, що пов'язано з дифузією газів у пористій структурі матеріалів. Для мінераловатних матеріалів зміна теплового опору є менш вираженою та значною мірою визначається рівнем зволоження волокнистої структури.

Отримані результати свідчать про необхідність врахування часової деградації теплофізичних властивостей при енергетичному моделюванні будівель та обґрунтуванні проектних рішень, а також, підтверджують доцільність використання експоненційної моделі деградації теплопровідності.

Таблиця 2 - Розраховані значення коефіцієнта швидкості деградації

Матеріал	k , 1/рік
ППС-15	0,00299
ППС-25	0,00882
ППС-35	-0,00328
Екстр. ППС	0,01139
Техноніколь	0,01258
Rotys	0,00126
Пінополіуретан	0,02922

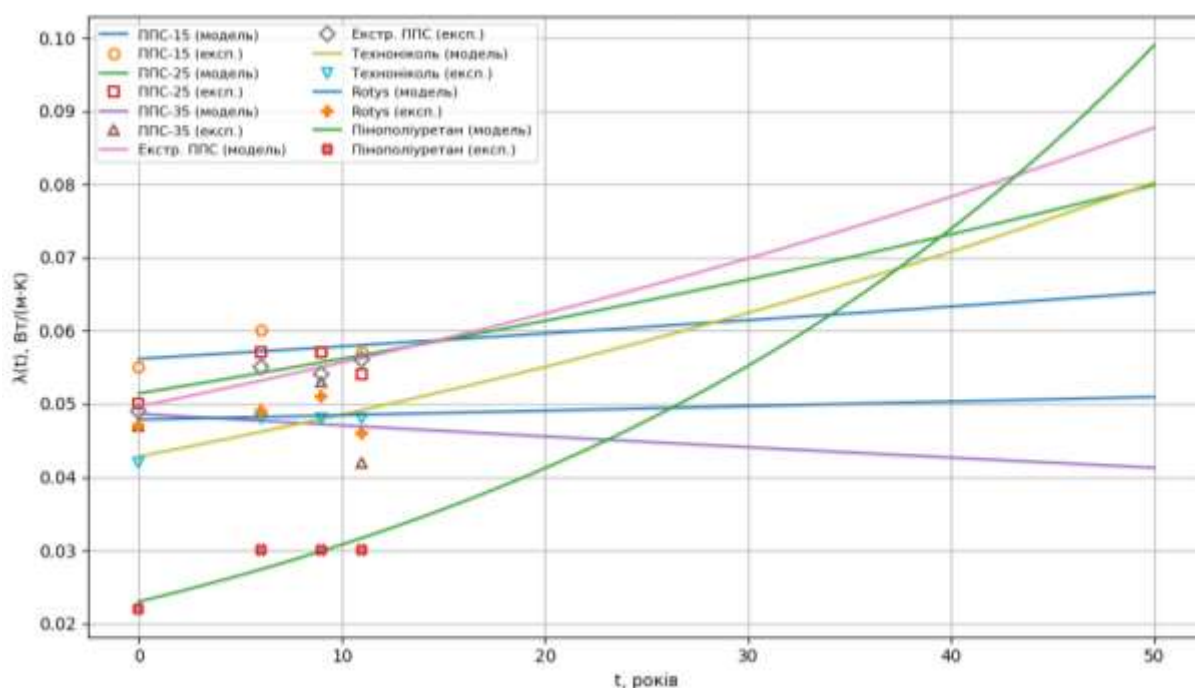


Рисунок 2 – Прогноз зміни коефіцієнта теплопровідності $\lambda(t)$ до 50 років експлуатації на основі експоненційної моделі з нанесенням експериментальних значень

Висновок.

У цій роботі досліджено інтенсивність деградації теплопровідності семи традиційних теплоізоляційних матеріалів, що використовуються при оздобленні фасадів огорожувальних конструкцій будівель. На основі багаторічних польових випробувань (2013–2024 рр.) побудовано експоненційну модель зміни теплопровідності $\lambda(t) = \lambda_0 e^{kt}$, і визначено коефіцієнти швидкості деградації k .

Отримані результати свідчать, що, для екструдованого пінополістиролу теплопровідність може збільшитись у 2–3,5 рази протягом 50 років, що становить суттєвий вплив на теплові втрати та економічну ефективність термомодернізації.

Пінополістирол марки 35 і мінерально-полімерні плити Rotys демонструють стабільність або навіть деяке покращення теплопровідності з часом, тоді як екструдованого пінополістиролу характеризуються високою швидкістю старіння.

В рамках подальших досліджень, доцільно розширити базу експериментальних спостережень, охопивши інші регіони з різними кліматичними умовами та випробувавши додаткові типи утеплювачів (пінополіізоціанурат, піноскло, вакуумні ізоляційні панелі, тощо). Потрібні також моделі, що враховують дію температурно-вологісних циклів та механічних навантажень, а також створення конструктивних рішень, які мінімізують газо- та волого дифузію.

Впровадження отриманих результатів у практику проектування та енергомодернізації будівель сприятиме підвищенню їхньої енергоефективності, зниженню викидів CO₂ та досягненню цілей сталого розвитку.

Отримані результати в частині апроксимації коефіцієнта теплопровідності при різних варіантах облаштування термоізоляції поверхні дотичні до виконання проєкту №2025.06/0054 «Поглинання та запобігання поширенню електромагнітного випромінювання в інфрачервоному діапазоні та створення засобів теплового маскування» конкурсу Національного фонду досліджень України «Наука для зміцнення обороноздатності та національної безпеки України».

Список використаної літератури

1. DiXi Group. Покроковий план енергоефективної відбудови України. <https://dixigroup.org/analytic/pokrokovyj-plan-energoefektyvnoyi-vidbudovy-v-ukrayini/> (дата звернення 28.02.2026)
2. ДОВГОСТРОКОВА СТРАТЕГІЯ ТЕРМОМОДЕРНІЗАЦІЇ БУДІВЕЛЬ на період до 2050 року. Міністерство розвитку громад, територій та інфраструктури України. 1314/39/63-23 від 23.12.2023. https://mindev.gov.ua/storage/app/imported_content/66bb575f1e1d2.pdf (дата звернення 05.03.2026)
3. ДСТУ EN ISO 6946:2022 Будівельні компоненти. Термічний опір і теплопроникність. Методи розрахунку (EN ISO 6946:2017, IDT; ISO 6946:2017, IDT). ДП «Український науково-дослідний і навчальний центр проблем стандартизації, сертифікації та якості» (ДП «УкрНДНЦ»). Чинний з 31.12.2023
4. Schumacher, Daniel & Guevara-Carrion, Gabriela & Kasper, Tina & Paul, Andreas & Elsner, Andreas & Peters, Bettina & Wollny, Wenke & Bluemel, Marcus & Hoelscher, Heike & Brzoska-Steinhaus, Nicola & Heil, Klaus & Schleelein, Lukas & Becker, Wolfgang & Gries, Ulrich & Vrabec, Jadran. (2026). Aging of polyurethane foam: Experimental analysis and modeling of cell gas composition and thermal conductivity. Applied Thermal Engineering. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2026.129850>.
5. Басок Б., Гончарук С., Данішевський А., & Гоман Є. (2025). ДИНАМІКА ТЕПЛОФІЗИЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕРМОІЗОЛЯЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ФАСАДІВ БУДІВЛІ. Енерготехнології та ресурсозбереження, 84(3), 119-128. DOI: <https://doi.org/10.33070/etars.3.2025.09>
6. Kim, J.-H.; Kim, S.-M.; Kim, J.-T. Comparison of Thermal Conductivity and Long-Term Change of Building Insulation Materials According to Accelerated Laboratory Test Methods of ISO 11561 and EN 13166 Standard. *Energies* 2024, 17, 6105. DOI: <https://doi.org/10.3390/en17236105>
7. Berardi, Umberto. (2019). The impact of aging and environmental conditions on the effective thermal conductivity of several foam materials. *Energy*. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.06.022> .
8. BS EN 13165:2012. Thermal Insulation Products for Buildings. Factory Made Rigid Polyurethane Foam (PU) Products - Specification. BSI Standard Publication: London, UK, 2016.
9. BS EN 13166:2012. Thermal Insulation Products for Building - Factory Made Phenolic Foam (PF) Products - Specification. BSI Standard Publication: London, UK, 2016.
10. Басок Б., Данішевський А. ДИНАМІКА ТЕПЛОПРОВІДНОСТІ ПІНОПОЛІУРЕТАНОВОЇ ІЗОЛЯЦІЇ ОГОРОДЖУВАЛЬНОЇ КОНСТРУКЦІЇ БУДІВЛІ. Енергетика: економіка, технології, екологія. 2025. 80(2), с.30-34. DOI: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2025.327137>

A. Danishevskiy¹, Ph.D. student, ORCID 0000-0002-6166-0999

¹**Institute of Engineering Thermophysics of NAS of Ukraine**

INTENSITY OF THERMAL CONDUCTIVITY DEGRADATION IN THERMAL INSULATION MATERIALS FOR BUILDING FACADES

The long-term performance of thermal insulation materials determines the energy efficiency of buildings. Despite regulatory focus on initial thermal conductivity values, real-world operation shows that the thermal conductivity of insulation materials increases over time due to moisture absorption, mechanical fatigue, ultraviolet radiation, and natural aging of the polymer matrix. In this regard, assessing the rate of degradation of the thermophysical properties of thermal insulation materials during the long-term operation of building facade systems is of particular importance.

The aim of this work is to determine the rate of thermal conductivity degradation in facade system insulation materials based on experimental data and to develop a mathematical model for predicting their thermophysical properties over time. To describe the change in thermal conductivity, the exponential model $\lambda(t) = \lambda_0 e^{kt}$ is used, where k characterizes the rate (intensity) of degradation of the material's thermophysical properties.

Based on experimental data obtained between 2013 and 2025, changes in the thermal conductivity coefficient were investigated for expanded polystyrene with densities of 15, 25, and 35 kg/m³, extruded polystyrene foam, mineral wool insulation boards of the “Technicol” and “Rotys” brands, and polyurethane foam. For each material, the degradation intensity coefficient *k* was determined by approximating the experimental data using the least squares method.

The results obtained show that the rate of thermal conductivity degradation depends significantly on the type of thermal insulation material and its operating conditions. Predictive calculations indicate that over 30–50 years of operation, the thermal conductivity of certain insulation materials may increase by up to 40%, leading to a corresponding decrease in the thermal resistance of building envelopes.

The proposed model allows for predicting changes in the thermophysical characteristics of thermal insulation materials throughout a building’s life cycle and for accounting for the rate of degradation when assessing the energy efficiency of building envelope structures.

Keywords: energy efficiency; thermal insulation; thermal conductivity degradation; thermal conductivity coefficient; building envelope.

References

1. DiXi Group. A roadmap for the energy-efficient reconstruction of Ukraine. <https://dixigroup.org/analytic/pokrokovyj-plan-energoefektyvnoyi-vidbudovy-v-ukrayini/> (Accessed: 28.02.2026) (Ukr.)
2. LONG-TERM STRATEGY FOR THE THERMAL RETROFIT OF BUILDINGS for the period up to 2050. Ministry for Development of Communities and Territories of Ukraine. No. 1314/39/63-23, dated December 23, 2023. https://mindev.gov.ua/storage/app/imported_content/66bb575f1e1d2.pdf (date of inquiry 05.03.2026)
3. DSTU EN ISO 6946:2022 Building components. Thermal resistance and thermal transmittance. Calculation methods (EN ISO 6946:2017, IDT; ISO 6946:2017, IDT). ДП «Український науково-дослідний і навчальний центр проблем стандартизації, сертифікації та якості» (ДП «УкрНДНЦ»). Чинний з 31.12.2023
4. Schumacher, Daniel & Guevara-Carrion, Gabriela & Kasper, Tina & Paul, Andreas & Elsner, Andreas & Peters, Bettina & Wollny, Wenke & Bluemel, Marcus & Hoelscher, Heike & Brzoska-Steinhaus, Nicola & Heil, Klaus & Schleelein, Lukas & Becker, Wolfgang & Gries, Ulrich & Vrabec, Jadran. (2026). Aging of polyurethane foam: Experimental analysis and modeling of cell gas composition and thermal conductivity. Applied Thermal Engineering. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2026.129850>.
5. Basok, B., Goncharuk, S., Danishevskiy, A., & Goman, Y. (2025). THERMAL PHYSICAL CHARACTERISTICS DYNAMICS IN THERMAL INSULATION MATERIALS OF BUILDINGS FACADE. Energy Technologies & Resource Saving, 84(3), 119-128. <https://doi.org/10.33070/etars.3.2025.09>
6. Kim, J.-H.; Kim, S.-M.; Kim, J.-T. Comparison of Thermal Conductivity and Long-Term Change of Building Insulation Materials According to Accelerated Laboratory Test Methods of ISO 11561 and EN 13166 Standard. *Energies* 2024, 17, 6105. DOI: <https://doi.org/10.3390/en17236105>
7. Berardi, Umberto. (2019). The impact of aging and environmental conditions on the effective thermal conductivity of several foam materials. Energy. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.06.022> .
8. BS EN 13165:2012. Thermal Insulation Products for Buildings. Factory Made Rigid Polyurethane Foam (PU) Products - Specification. BSI Standard Publication: London, UK, 2016.
9. BS EN 13166:2012. Thermal Insulation Products for Building - Factory Made Phenolic Foam (PF) Products - Specification. BSI Standard Publication: London, UK, 2016.
10. Basok, B., Danishevskiy, A., DYNAMICS OF THERMAL CONDUCTIVITY IN POLYURETHANE INSULATION OF THE BUILDING ENCLOSING STRUCTURE. POWER ENGINEERING: economics, technique, ecology. 2025. 80(2), pp.30-34. DOI: <https://doi.org/10.20535/1813-5420.2.2025.327137>

Надійшла: 23.02.2026
Received: 23.02.2026

Прийнята: 24.03.2026
Accepted: 24.03.2026