

ТЕХНОЛОГІЇ ТА ОБЛАДНАННЯ В ЕНЕРГЕТИЦІ ENERGY TECHNOLOGIES AND EQUIPMENT

УДК 62.621

В.І. Коньшин, канд. техн. наук, доц.,
Т.Г. Іваненко, магістрант

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

ОЦІНКА ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ТЕПЛОБМІННИКА СИСТЕМИ РОЗХОЛОДЖУВАННЯ БАСЕЙНУ ВИТРИМКИ ДЛЯ ЯДЕРНОЇ ЕНЕРГЕТИЧНОЇ УСТАНОВКИ З РЕАКТОРОМ ВВЕР-1000 З МЕТОЮ ПРОДОВЖЕННЯ ТЕРМІНУ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

Проведено оцінку технічного стану теплообмінника системи розхолодження басейну витримки енергоблоку №3 ВП ЮУАЕС. Виконано аналіз проектної, технічної та експлуатаційної документації в об'ємі попередньої оцінки технічного стану. Визначені потенційні механізми старіння елементів теплообмінників. Описано методику проведення повірочних розрахунків на статичну, циклічну та сейсмічну стійкість. Наведені результати повірочного розрахунку теплообмінника системи розхолодження басейну витримки в розрахункових станах, які відповідають нормальним умовам експлуатації (НУЕ), гідровипробуванням (ГВ) та при сейсмічних впливах в умовах максимального розрахункового землетрусу (МРЗ). Встановлена відповідність фактичних напружень в розрахункових зонах теплообмінника допустимим, зазначеним в діючій нормативній документації. Визначена величина пошкодженості елементів теплообмінника для допустимої кількості циклів навантаження.

Ключові слова: теплообмінник системи розхолодження басейну витримки (ТОР БВ), механізми старіння, зварне з'єднання, твердість, пошкоджуваність, сейсмічна стійкість.

Вступ На даний момент проектні 30-річні терміни експлуатації переважної більшості енергоблоків діючих в Україні АЕС закінчилися, або близькі до закінчення. Водночас досвід експлуатації АЕС, зокрема і в Україні, показав, що фактичний термін служби основних елементів конструкцій і обладнання суттєво вищий, ніж це припускалось раніше, а заміна елементів, які цього потребують, може бути здійснена з прийнятними витратами. Тому в більшості країн, які експлуатують атомні електростанції, продовження терміну експлуатації енергоблоків є прийнятною стратегією і здійснюється практично. Особливий інтерес зараз представляє науково-технічне обґрунтування можливості продовження термінів служби корпусу АЕС і інших систем обладнання, та обґрунтування безпечної експлуатації енергоблоків у понадпроектний період на основі оцінки технічного стану обладнання. У вирішенні цієї проблеми беруть участь багато інститутів НАН України спільно з НАЕК «Енергоатом» і безпосередньо з АЕС.

Елементи ТОР БВ піддаються поступовому дестабілізаційному впливу зовнішніх і внутрішніх факторів. Це призводить до погіршення початкових параметрів об'єктів, і в кінцевому підсумку - до відмови. Великим числом досліджень встановлено, що подовження термінів служби об'єктів при частковій заміні і ремонті обладнання стає економічно і технічно доцільним способом підвищення промислового потенціалу. Однак для обґрунтування можливості продовження терміну служби кожного конкретного об'єкта необхідно виконати ретельний аналіз факторів, що впливають на їх безпеку, працездатність і довговічність.

З огляду на мінімальні резерви потужностей в нашій країні і значні щорічні напрацювання обладнання, слід підкреслити важливість робіт по оцінці поточного технічного стану та прогнозуванню ресурсу обладнання з метою забезпечення достатньої надійності. Наближення великої кількості промислового устаткування до граничних термінів служби, неприпустимість зниження рівня безпеки екологічно небезпечних об'єктів при значному вичерпанні ресурсу обладнання - це основні причини появи і загострення проблеми оцінки технічного стану і прогнозування ресурсу обладнання промислових об'єктів.

Мета та завдання Зробити оцінку технічного стану (ОТС) теплообмінників системи розхолодження басейну витримки енергоблоку №3 ВП ЮУАЕС для обґрунтування можливості продовження терміну експлуатації даного обладнання.

Можливість перепризначення терміну служби ТОР БВ оцінюється на підставі результатів ОТС

теплообмінників, для яких виконано обстеження, а саме:

- 1) аналізу всієї накопиченої і додатково отриманої інформації про технічний стан елементів ТОР БВ протягом їх експлуатації;
- 2) результатів прогнозування технічного стану елементів ТОР БВ на період перепризначеного терміну служби [1].

ТОР БВ є складним тепломеханічним обладнанням, тому оцінка його технічного стану виконується шляхом оцінки окремих конструктивних елементів:

1. Корпусних елементів;
2. Теплопередаючої поверхні;
3. Внутрішньокорпусних пристроїв (камера розподільна, трубні дошки, дистанціонуючі решітки);
4. Опорних конструкцій [2].

Матеріал і результати дослідження Теплообмінник являє собою горизонтальний, жорсткотрубний, кожухотрубчастий, протиточний двоходовий апарат по стороні трубного простору з багатократним поперечним обтіканням трубного пучка по стороні міжтрубного простору. ТОР БВ призначений для охолодження води контуру розхолодження басейну витримки.

Теплообмінник відносяться до систем важливих для безпеки і належить до 2, 3 класу безпеки згідно [3].

Попередня оцінка технічного стану ТОР БВ енергоблоку №3 ВП ЮУАЕС проведена на підставі аналізу технічної документації, встановлення параметрів і критеріїв технічного стану, аналізу відмов і пошкоджень, аналізу результатів контролю стану металу, аналізу умов експлуатації теплообмінників, визначення механізмів старіння елементів ТОР БВ. За результатами даних робіт визначено перелік критичних вузлів, зон і обсяг додаткового контролю технічного стану елементів теплообмінників.

Відповідно до [4] механічні властивості металу відповідно до вимірних значень твердості визначені за співвідношеннями, наведені в таблиці 1.

Таблиця 1 – Визначення механічних властивостей металу

Марка сталі	Тимчасовий опір R_m^T , кг/мм ²	Межа текучості $R_{p0,2}^T$, кг/мм ²
08X18H10T 12X18H10T	$0,38 \cdot HB$, при $140 < HB < 340$	$-4,28 + 0,238 \cdot HB + 0,00022 \cdot HB^2$

Потенційні механізми старіння елементів ТОР БВ, ефекти старіння, параметри технічного стану та методи їх контролю визначені згідно [5] та наведені в таблиці 2.

Таблиця 2 – Потенційні механізми старіння для елементів ТОР БВ

Механізми старіння	Ефекти старіння	Параметр технічного стану	Метод контролю ефекту старіння
Термічне окрихчення	Зміна механічних властивостей	Межа міцності, межа текучості, відносне подовження, відносне звуження	Руйнівний та / або неруйнівний методи контролю механічних властивостей
Втома	Зміна механічних властивостей	Межа міцності, межа текучості, відносне подовження, відносне звуження	Руйнівний та / або неруйнівний методи контролю механічних властивостей
Втома	Розтріскування	Відсутність / наявність дефектів і їх геометричні розміри	Неруйнівний контроль стану металу
Втома	Руйнування	Значення накопиченого втомного пошкодження. Допустима кількість циклів навантаження	Розрахунки на циклічну міцність. Контроль кількості циклів навантаження
Корозійне розтріскування під напругою	Розтріскування	Відсутність / наявність дефектів і їх геометричні розміри	Неруйнівний контроль стану металу

Допустимі напруження, призначаються різними для окремих категорій і груп категорій напружень. Відповідно до [4] номінальне допустиме напруження:

• для елементів обладнання і трубопроводів, навантажених внутрішнім тиском, приймається мінімальним з наступних значень:

$$[\sigma] = \min \left\{ \frac{R_m^T}{n_m}, \frac{R_{p0,2}^T}{n_{0,2}} \right\},$$

де R_m^T – межа міцності матеріалу, МПа;

$R_{p0,2}^T$ – межа текучості матеріалу, МПа.

$n_m = 2,6$, $n_{0,2} = 1,5$; для перетинів поворотної камери $n_{0,2} = 2,0$.

• для болтів та шпильок:

$$[\sigma]_w = \frac{R_{p0,2}^T}{n_{0,2}},$$

де $n_{0,2} = 2,0$.

Величини допустимих напружень для матеріалів теплообмінника при розрахункових параметрах наведені в таблиці 3.

Таблиця 3 - Допустимі напруження, МПа

Матеріал	Категорії напружень					
	$[\sigma]$	$(\sigma)_1$	$(\sigma)_2$	$(\sigma_s)_1$	$(\sigma_s)_2$	$1,7[\sigma]^{\text{th}}$
Сталь 08X18H10T	НУЕ (T=100°C)					
	126	126	163,8	176,4	226,8	—
	НУЕ (T=70°C)					
	126,8	126,8	164,4	177,5	228,2	—
	ГВ (T=5°C)					
	132,3	—	—	—	—	224,9

В таблицях наведені наступні величини:

$(\sigma)_1$ – група категорій напружень, що визначається за складовими загальних мембранних напружень, МПа;

$(\sigma)_2$ – група категорій напружень, що визначається за сумами складових загальних або місцевих мембранних і загальних згинальних напружень, МПа;

$(\sigma_s)_1$ – група приведених напружень від механічних навантажень і сейсмічних впливів, яка визначається за складовими загальних мембранних напружень, МПа;

$(\sigma_s)_2$ – група приведених напружень від механічних навантажень і сейсмічних впливів, яка визначається за складовими мембранних і загальних згинальних напружень, МПа;

$[\sigma]^{\text{th}}$ – номінальне допустиме напруження при температурі гідравлічних випробувань, МПа.

Основні параметри, які використовуються при проведенні повірного розрахунку міцності теплообмінника, визначені згідно [6] та наведені в таблиці 4.

Таблиця 4 – Основні розрахункові параметри

Режими навантаження	Найменування частин посудини	Значення тиску, МПа	Значення температури, °C	Робоче середовище
Робочий стан	Корпус	1	+100	Активний дистилят
	Трубний простір	0,6	+70	Вода технічна
Гідравлічні випробування	Корпус	1,3	+5	Активний дистилят
	Міжтрубний простір	0,9	+5	Вода технічна

Повірочний розрахунок проводиться на номінальні розміри елементів, згідно [4], і для розглянутого теплообмінника включає розрахунок на статичну міцність, розрахунок на циклічну міцність і розрахунок на сейсмічні впливи. При повірочному розрахунку враховувалися всі діючі навантаження і розглядалися всі режими експлуатації.

Розрахункова модель, яка наведена на рисунку 1, включає в себе всі основні елементи теплообмінника. При побудові розрахункової моделі в розрахунковому коді APM Structure для обичайок корпусу, штуцерів, еліптичних днищ і опор використовувався кінцевий елемент «оболонка».

Фланці і трубні дошки моделювалися за допомогою об'ємних кінцевих елементів. Навантаження від приєднаних трубопроводів були передані за допомогою моментів і зусиль для кожного з розрахункових станів експлуатації обладнання.

Розрахунковий аналіз напружено-деформованого стану теплообмінників проводився із застосуванням методу скінченних елементів.

Модель має такі характеристики:

- Кількість вузлів в розрахунковій моделі: 56334;
- Кількість об'ємних елементів: 171340.

Кінематичні граничні умови задавалися у вигляді обмеження всіх переміщень і поворотів конструкції в нерухомій опорі, а також дозволу переміщень в рухомій опорі по поздовжній осі розміщення теплообмінника.

Силкові граничні умови задавалися у вигляді:

- власної ваги теплообмінника;
- маси рідини;
- внутрішнього тиску;
- навантаження з боку приєднаних трубопроводів (зусилля і момент);
- зусилля затяжки фланцевого з'єднання.

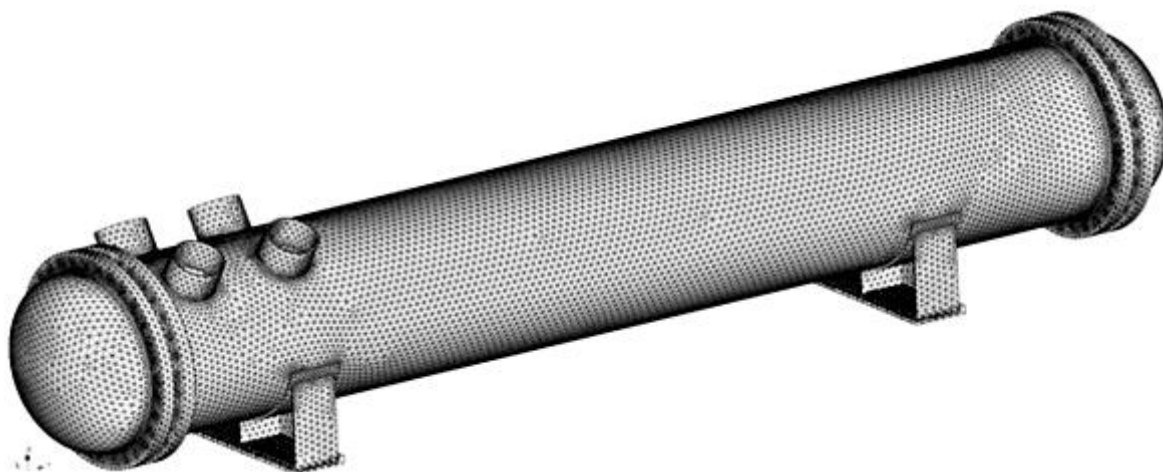


Рисунок 1 – Розрахункова модель теплообмінника

Оцінка міцності обладнання при роботі в нормальних умовах експлуатації та при гідровипробуваннях, відповідно до [4], приведена в таблиці 5.

Таблиця 5 - Напруження в елементах теплообмінника розхолодження БВ при НУЕ та ГВ, МПа.

Елемент теплообмінника	$(\sigma)_{2 \text{ НУЕ}}$	Допустиме напруження $1,3[\sigma]$	$(\sigma)_{2 \text{ ГВ}}$	Допустиме напруження $1,7[\sigma]^{\text{Th}}$
Корпус	30,86	163,8	40,98	224,9
	31,75		44,98	
	154,35		110,73	
Камера міжтрубного простору	66,93		114,04	
Патрубки	98,22		143,35	
Еліптична кришка з боку патрубків	24,56	164,4	33,98	
	66,59		85,05	
	21,53		163,8	

Елемент теплообмінника	$(\sigma)_2$ НУЕ	Допустиме напруження 1,3 $[\sigma]$	$(\sigma)_2$ ГВ	Допустиме напруження 1,7 $[\sigma]$ Th
Еліптична кришка з боку поворотної камери	41,01	164,4	79,58	
Опора корпусу	121,37		74,54	
Фланці камери трубного простору	115,69		120,06	

Процедура розрахунку на циклічну міцність відповідає рекомендаціям і формулам, зазначеним в [5] і виконана для попередньо обраних найбільш навантажених точок (за результатами статичного розрахунку). В обраних точках визначений тензор напружень від навантаження тиском і температурним перепадом і від навантаження робочими параметрами з урахуванням концентрації напружень в місцях приварювання і патрубках.

На підставі даних про прогнозовані регламентні і власні режими роботи теплообмінника сумарна накопичена пошкоджувальність а за термін 60 років становить:

$$\Sigma a = 9,1 \cdot 10^{-3} < [a] = 1,$$

де Σa - сумарна пошкоджувальність;

$[a]$ - допустиме значення пошкоджувальності.

В якості вихідної інформації при проведенні аналізу сейсмостійкості використані спектри відгуку, наведені в [7]. В якості методу дослідження сейсмічного впливу на ТОР БВ був обраний лінійно-спектральний метод. Відповідно до нього виділяються власні частоти і власні форми коливань обладнання, які потім комбінуються на основі спектрів відгуку.

Розглянутий теплообмінний апарат відноситься до I категорії сейсмостійкості, тому відповідно до [8] він повинен розраховуватися на поєднання навантажень НУЕ + МРЗ. Розрахунок на сейсмічні впливи виконувався статичним методом з урахуванням прискорення ґрунту на позначці розміщення теплообмінника.

Результати розрахунку теплообмінного апарату від сейсмічних навантажень представлені на рисунках 2-6. Наведені напруження по групі категорій напружень $(\sigma_s)_2$ від сейсмічних навантажень, і порівняння їх з допустимими, наведено нижче в таблиці 6.

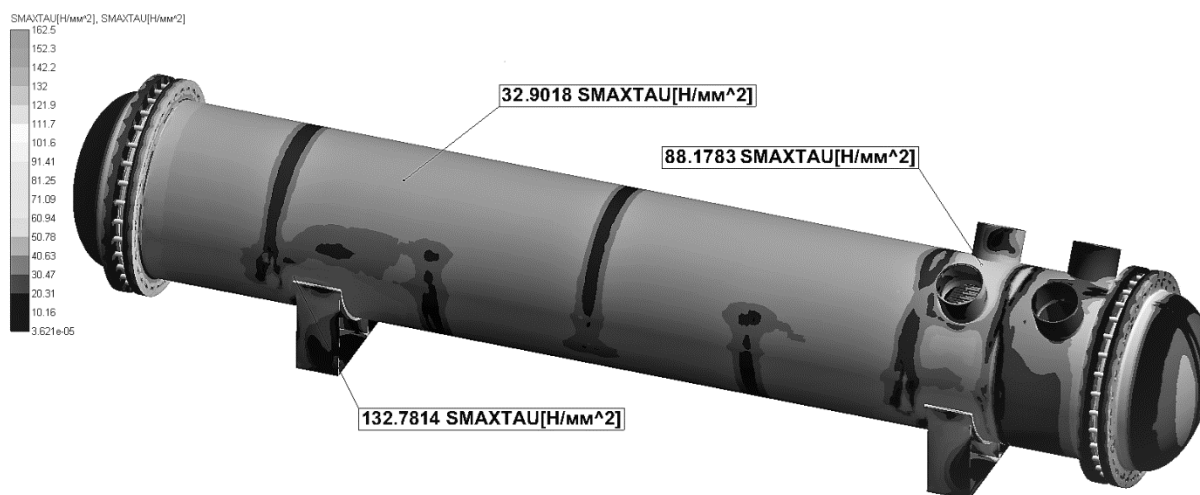


Рисунок 2 - Розподіл напружень в корпусі і опорних елементах теплообмінника при НУЕ+МРЗ

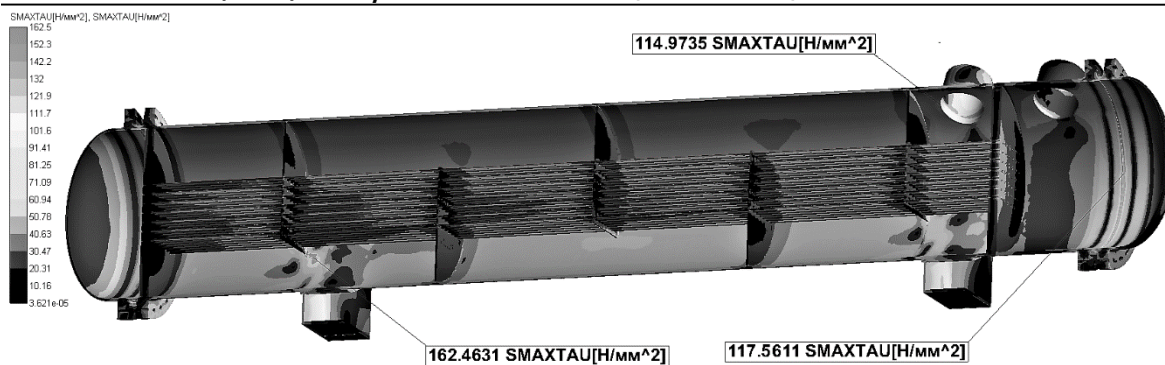


Рисунок 3 - Розподіл напружень в корпусі і опорних елементах теплообмінника (в розрізі) при НУЕ+МРЗ



Рисунок 4 - Розподіл еквівалентних напружень в еліптичній кришці №1 теплообмінника при НУЕ+МРЗ

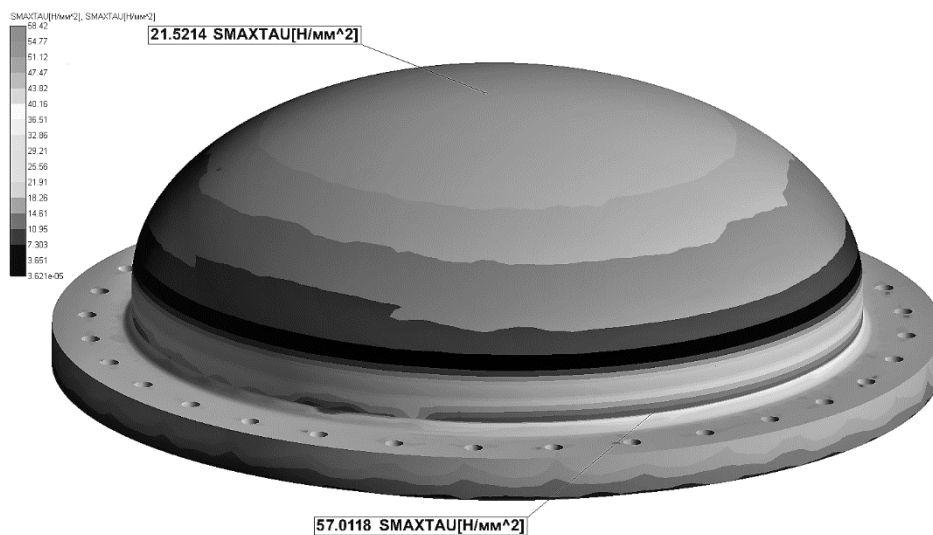


Рисунок 5 - Розподіл еквівалентних напружень в еліптичній кришці №2 теплообмінника при НУЕ+МРЗ

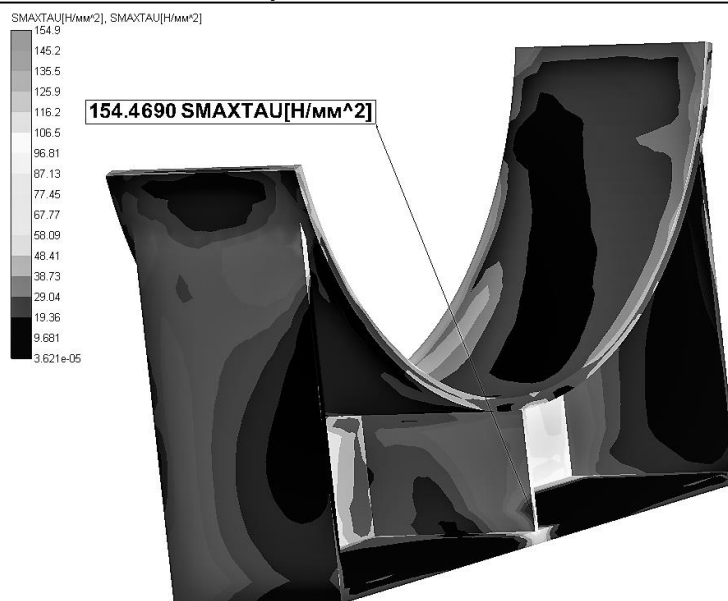


Рисунок 6 - Розподіл еквівалентних напружень в рухомій опорі теплообмінника при НУЕ+МРЗ

Таблиця 6 - Напруження в елементах теплообмінного апарату при НУЕ + МРЗ, МПа.

Елемент теплообмінника	$(\sigma_s)_2$	Допустиме напруження $1,8[\sigma]$
Корпус	32,90	226,8
	132,78	
	162,46	
Камера міжтрубного простору	88,17	228,24
Патрубки	114,97	
Еліптична кришка з боку патрубоків (Кришка №1)	24,57	226,8
Еліптична кришка з боку поворотної камери (Кришка №2)	77,34	
Опора корпусу	21,52	228,24
Фланці камери трубного простору	57,01	
	154,46	
	117,56	

При розрахунку елементів кріплення теплообмінників використані наступні залежності.
Умова міцності на розтяг:

$$\sigma_p = \frac{F}{A} = \frac{4F_z}{\pi d^2} \leq 1,4[\sigma]_w.$$

Умова міцності на зріз:

$$\tau_{zp} = \frac{4F}{\pi d^2} = \frac{4\sqrt{F_x^2 + F_y^2}}{\pi d^2} \leq 0,7[\sigma]_w.$$

Для зазначеної сталі: $[\sigma]_w = 107,5$ МПа .

Максимальні напруження, що виникають в анкерах при комбінації навантажень при НУЕ+МРЗ, і порівняння їх з допустимими значеннями наведені нижче в таблиці 7.

Таблиця 7 – Напруження в елементах кріплення теплообмінника при НУЕ + МРЗ, МПа

Номер болта	Напруження розтягу $(\sigma_s)_{mw}$	Допустиме напруження $1,4[\sigma]_w$	Напруження зрізу $(\tau_s)_s$	Допустиме напруження $0,7[\sigma]_w$
1	0,06	150,5	0,77	75,25
2	-0,15	150,5	1,65	75,25
3	0,24	150,5	23,18	75,25
4	0,58	150,5	21,09	75,25

Висновки

Попередня оцінка технічного стану показала відповідність фактичних значень встановлених параметрів технічного стану чисельним значенням і якісним показникам, що наведені в технічній, нормативній або іншій документації для відповідних параметрів технічного стану.

Аналізуючи результати додаткового контролю металу методом заміру твердості встановлено, що отримані значення механічних властивостей відповідають вимогам, зазначеним в [4].

Як видно з таблиць 5 та 6, наведені напруження по групах категорій $(\sigma)_2$ та $(\sigma_s)_2$ відповідно в розрахункових зонах конструкції не перевищують допустимі значення, отже, умови статичної та сейсмічної міцності виконуються.

Циклічна міцність елементів теплообмінника БВ з урахуванням терміну експлуатації, рівним 60 років включно, забезпечена в відповідності з вимогами [2].

Аналізуючи результати розрахунку кріплень теплообмінника до фундаменту, можна зробити висновок, що всі елементи при поєднанні навантажень НУЕ, ГВ і НУЕ + МРЗ задовольняють критеріям міцності.

Список використаної літератури

1. ПЛ-Д.0.03.126-10. Положення про порядок продовження терміну експлуатації обладнання систем, важливих для безпеки.
2. ПМ-Т.0.08.163-05. Типова програма оцінки технічного стану та перепризначення ресурсу / терміну служби посудин.
3. НП 306.2.141-2008. Загальні положення безпеки атомних станцій.
4. ПНАЭ Г-7-002-86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок, Высшая школа, М., 1989р.
5. ПМ-Д.0.03.222-14. Типова програма з управління старінням елементів і конструкцій енергоблоку АЕС.
6. . 08.8111.333 ИЭ. Инструкция с эксплуатации теплообменника.
7. 4. 75.107-00.03.03-10-15-ПР. Технічний звіт. Забезпечення сейсмостійкості елементів, систем і споруд, важливих для безпеки. Побудова комплексу поверхових акселерограми і спектрів відгуку для будівель і споруд енергоблоків № 3. Книга 3.
8. ПНАЭ Г-5-006-87. Нормы проектирования сейсмостойких атомных станций, Высшая школа, М., 1989р.

УДК 62.621

В.И.Коньшин, канд. техн. наук, доц.,

Т.Г.Иваненко, магистрант

Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского»

ОЦЕНКА ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ТЕПЛООБМЕННИКА СИСТЕМЫ РАСХОЛАЖИВАНИЯ БАСЕЙНА ВЫДЕРЖКИ ДЛЯ ЯДЕРНОЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ С РЕАКТОРОМ ВВЭР-1000 С ЦЕЛЬЮ ПРОДЛЕНИЯ СРОКА ЭКСПЛУАТАЦИИ

Проведена оцінка технічного стану теплообмінника системи расхоложивания бассейна выдержки энергоблока №3 ОП ЮУАЭС. Выполнен анализ проектной, технической и эксплуатационной документации в объеме предварительной оценки технического состояния. Определены потенциальные механизмы старения элементов теплообменников. Описана методика проведения поверочных расчетов на статическую, циклическую и сейсмическую устойчивость. Приведены результаты поверочного расчета теплообменника системы расхоложивания бассейна выдержки в расчетных состояниях, соответствующих нормальным условиям эксплуатации (НУЭ), гидроиспытаниям (ГИ) и при сейсмических воздействиях в условиях максимального расчетного землетрясения (МРЗ). Установлено соответствие фактических напряжений в расчетных зонах теплообменника допустимым, указанным в действующей нормативной документации. Определена величина повреждаемости элементов теплообменника для допустимого количества циклов нагрузки.

Ключевые слова: теплообменник системы расхоложивания бассейна выдержки (ТОР БВ), механизмы старения, сварное соединение, твердость, повреждаемость, сейсмическая устойчивость.

V. Konshyn, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof.,
T. Ivanenko, Msc.

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

ASSESSMENT OF THE TECHNICAL STATE OF THE HEAT EXCHANGER OF THE COOLING SYSTEM OF THE FUEL STORAGE POOL FOR THE NUCLEAR POWER PLANT WITH THE WWER-1000 REACTOR WITH THE AIM OF OPERATION PROLONGATION

The technical condition of the heat exchanger of the cooling system of the fuel storage pool for the power unit No. 3 of the SUNPPP was assessed. The analysis of design, technical and operational documentation in the amount of preliminary assessment of technical condition was performed. Potential mechanisms of wear of heat exchanger elements were determined. The technique of carrying out verification calculations for static, cyclic and seismic stability was described. The results of the verification calculation of the heat exchanger of the cooling system of the fuel storage pool in the calculated states corresponding to normal operating conditions, hydrotests and under seismic influences in the conditions of the maximum design earthquake were presented. The correspondence of the actual stresses in the calculation zones of the heat exchanger to the permissible values, specified in the current regulatory documentation was established. The amount of damage to the heat exchanger elements was determined for the allowable number of load cycles.

Key words: heat exchanger of the cooling system of the fuel storage pool, wear of mechanisms, welded joint, hardness, damageability, seismic stability.

References

1. PL-D.0.03.126-10. Provisions on the procedure for operation prolongation of systems equipment important for safety.
2. PM-T.0.08.163-05. Typical evaluation of the technical condition and reassignment of the resource / service life of the vessels.
3. NP 306.2.141-2008. State of emergency. General provisions on the safety of nuclear power plants.
4. PNAE G-7-002-86. Regulations for calculating the strength of equipment and pipelines of nuclear power plants, Vyshcha shkola, Moscow, 1989.
5. PM-D.0.03.222-14. Typical wear control program for elements and structures of the NPP power unit.
6. 08.8111.333 IE. Instruction on the operation of the heat exchanger.
7. 4. 75.107-00.03.03-10-15-PR. Technical report. Provision of seismic resistance of elements, systems and structures important for safety. Construction of a complex of surface accelerograms and response spectra for buildings and structures of power units No. 3. Book 3.
8. PNAE G-5-006-87. Design standards for seismic resistant nuclear power plants, Vyshcha shkola, Moscow, 1989.

Надійшла 26.02.2018
Received 26.02.2018

Г.Б. Варламов, д-р. техн. наук, проф., ORCID 0000-0002- 4818-2603

А.О. Капустянський, асп., ORCID 0000-0002-2771-2505

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

ВПЛИВ ХАРАКТЕРИСТИК НЕПРОЕКТНОГО ТВЕРДОГО ПАЛИВА НА ПОКАЗНИКИ НАДІЙНОСТІ ТА ЕКОНОМІЧНОСТІ РОБОТИ КОТЕЛЬНОГО УСТАТКУВАННЯ

На основі прикладного аналізу досліджено вплив якості непроектного твердого палива та режимних факторів на процес його спалювання у топці з оцінкою показників енерго-екологічної ефективності експлуатації котла. Проаналізовано можливість використання в короткостроковій перспективі непроектного вугілля шляхом його факельного спалювання в енергетичних котлах теплових електростанцій. Розроблено універсальну методичку аналітичних розрахунків для визначення рівня енергетичної ефективності спалювання вугільного палива зі складанням відповідних схем та номограм для спрощених оперативних розрахунків персоналом електростанцій. Доведено, що підвищення зольності та вологості вугілля створюють проблеми в роботі системи подачі і приготування палива та збільшують механічний недопал при факельному спалюванні вугільного пилу. Виявлено проблеми, що виникають при спалюванні такого непроектного твердого палива та запропоновано шляхи підвищення рівня енерго-екологічної ефективності роботи котлів, визначено основні задачі для збереження функціональності вугільної галузі. Отримані результати оцінюють можливість спалювання непроектного вугілля на існуючих котлах теплових електростанцій шляхом дотримання нових режимних алгоритмів та проведенням маловитратних реконструкцій.

Ключові слова: котел, непроектне вугілля, якість вугілля, факельне спалювання, електростанція.

Вступ.

Змушене з об'єктивних причин використання у «великій» енергетиці непроектного твердого палива (НТП) із застосуванням традиційних способів підготовки та факельного спалювання супроводжується значними труднощами, пов'язаними із непристосованістю устаткування для ефективної роботи при високих показниках зольності та вологості.

В реальних умовах експлуатації при спалюванні вугілля погіршеної якості сильно ускладнюється робота пилоприготувального устаткування [1], топки котла, пальників та конвективних поверхонь нагріву [2-4]. Надійність роботи котла та допоміжного устаткування при цьому різко знижується, а затрати на ремонт зростають [5-7]. Крім того, експлуатація котельного устаткування в умовах спалювання НТП супроводжується збільшенням присмоктів повітря і, як наслідок, зростанням тепловтрат з відхідними газами (q_2). Зростання втрати тепла з механічним недопалом (q_4) може сягати 15% замість проектних 2-5%, суттєво знижуючи ККД бруто котельної установки [8, 9].

Мета та завдання роботи

Метою роботи є визначення впливу якості твердого палива на надійність та ефективність роботи теплових електростанцій (ТЕС) та теплоелектроцентралей (ТЕЦ), розроблення методів оцінювання впливу якості палива на роботу котельного устаткування та способів забезпечення його оптимальної роботи.

Для досягнення поставленої мети у роботі вирішувались такі задачі:

- аналіз технічного стану, проблем та перспектив розвитку ТЕС і ТЕЦ;
- аналіз змін якості палива, що постачається на електростанції та характер впливу його якості на умови та надійність експлуатації котельного обладнання;
- комплексний аналіз впливу характеристик палива на надійність та ефективність роботи котлів.

Виклад основного матеріалу

В результаті тривалого виробітку шахт та значного виснаження якісних пластів вугільних басейнів внаслідок переходу на механізоване вуглевидобування якісні характеристики палива більшості вугільних басейнів України погіршились. Загальне зниження якісних характеристик вугілля спричинене комплексним процесом, обумовленим зростанням його баласту [10]. Як правило, на ТЕС та ТЕЦ використовують марки вугілля А (антрацит), П (пісне) та частково Г (газове), Д (довгополум'яне), решта вугілля надходить на процес коксування.

За своїми реакційними властивостями А та П належать до категорій найбільш інертних твердих

видів палива, а відповідно до числа важких для спалювання у зв'язку зі слабким розвитком пористої структури і малим вмістом легких речовин, низькою реакційною здатністю і необхідністю тонкого помелу, низькою розмельною здатністю і великою абразивністю, високою температурою займання [11].

Труднощі, що виникають впродовж багатьох років при спалюванні вищевказаного вугілля ускладнюються погіршенням його характеристик. Тенденцію погіршення теплотехнічних характеристик твердого палива (теплота згоряння Q_i^p , зольність A , вологовміст W), що надходить на ТЕС та ТЕЦ України в порівнянні з його проектними показниками можна спостерігати на рис. 1.

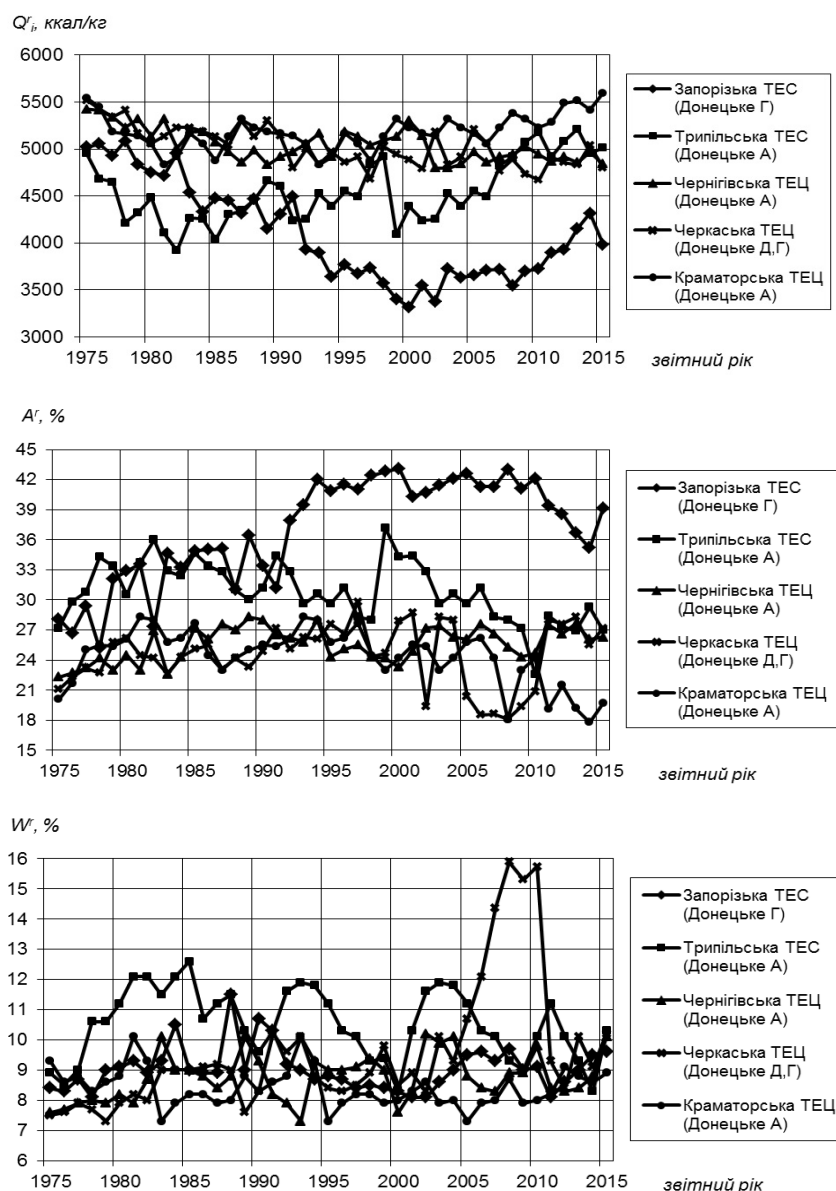


Рисунок 1 – Показники якості вугілля (Q_i^p , A , W), що спалювалось на ТЕС та ТЕЦ

Очевидним є той факт, що середня нижча теплота згоряння вугілля, що спалювалось на ТЕС та ТЕЦ у 1975 році, коливалась в межах 5200-5400 ккал/кг, в той час як у 2015 році вона становила 4700-4900 ккал/кг. Погіршення якості відбувалось за рахунок збільшення середніх значень вологості з 8-9% у 1975 році до 10-11% у 2015 році та зольності - з 23-25% у 1975 році до 26-28% у 2015 році (див. рис.1). Аналіз статистичних даних, зображених графіками на рисунку 1, констатує суттєве погіршення теплотехнічних показників якості твердого палива, що надходило на наведені на рисунку ТЕС та ТЕЦ протягом останніх 40 років.

В сучасних умовах ринкової економіки більшість українських ТЕС та ТЕЦ вимушені шукати нові джерела постачання вугілля з мінімальним відхиленням його якісного складу від проектного палива. Навіть незначні відхилення у теплових та компонентних характеристиках спалювання непроектного типу

палива (НТП) можуть призвести до значних ускладнень у процесі експлуатації котла та надійності його роботи. Схема взаємозв'язків технологічних процесів пилеприготування, пилеподачі, спалювання та видалення продуктів спалювання з котла зі зміною концентрацій та кількості компонентів у димових газах у обладнанні твердопаливних електростанцій схематично представлена на рис.2.

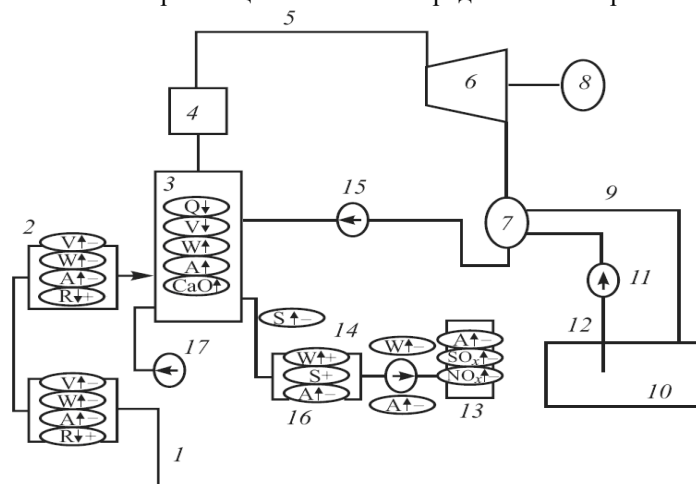


Рисунок 2 – Принципова схема взаємозв'язків компонентів палива з технологічними процесами котлів:

1 - паливоподача; 2 - пилеприготування; 3 – топка котла; 4 - пароперегрівник; 5 - паропровід; 6 - парова турбіна; 7 - конденсатор; 8 - електрогенератор; 9 – охолоджувальна зворотня вода; 10 - водосховище; 11 – циркуляційний насос; 12 – охолоджувальна пряма вода; 13 - димова труба; 14 - димосос; 15 - живильний насос; 16 - зололовник; 17 - дуттьовий вентилятор

Вплив складу компонентів та теплотехнічних характеристик твердого палива (наприклад, виходу легких речовин чи A^r , W^r , Q^r_i) на роботу котла та його вузлів можна оцінити за існуючими методиками [12], проте охопити вплив усього їх переліку для нестабільних та невизначених за складом сумішей вугілля дуже складно.

Слід зазначити, що оптимальні показники роботи ТЕС здебільшого спостерігаються тільки при спалюванні палива у топці котла проектної якості. При спалюванні проектного (паспортного) виду вугілля, на яке був розрахований та побудований котел [13, 14], його енергетичні показники мають високо якісні показники (табл. 1). Суттєва відмінність спостерігається лише у втратах теплоти від механічного недопалу, яка знижується для палива з високим виходом легких (буре і кам'яне вугілля) $\sim 0,5-1,0\%$ і підвищується для такого малореакційного палива, як антрацит до $\sim 6\%$.

Таблиця 1 - Розрахункові експлуатаційні характеристики котлів з рідким жузелевидаленням

№ п/п	Вугілля	Надлишок повітря у топці, a_m	Теплове напруження об'єму топки q_v , $кВт/м^3$	Тонина помолу R_{90} , %	Втрата теплоти від механічного недопалу q_4 , %	Частка виносу золи $a_{вин}$
1	Відкриті топки					
1.1	Антрацит	1,20÷1,25	145	6÷7	6	0,9
1.2	Пісне	1,20÷1,25	185	8÷10	4	0,85
1.3	Кам'яне	1,15÷1,20	185	20÷25	0,5	0,8
1.4	Буре	1,15÷1,20	210	40÷50	0,3	0,8
2	Напіввідкриті топки					
2.1	Антрацит	1,20÷1,25	170	6÷7	5	0,9
2.2	Пісне	1,20÷1,25	200	8÷10	4	0,85
2.3	Кам'яне	1,15÷1,20	200	20÷25	0,5	0,8
2.4	Буре	1,15÷1,20	230	40÷50	0,3	0,7

Примітки:

- в діапазоні 100÷70% паропроductивності котла q_4 приймають згідно таблиці 1;
- значення q_4 для антрацитового штибу (АШ) і пісного вугілля (П) дані для нормативного палива;
- при зниженні паропроductивності на 50% від номіналу q_4 збільшуються в 1,5 рази;
- при спалюванні суміші вугільного пилу з газом (мазутом):
частка газу чи мазуту 0 0,1 0,2 0,3 0,4 0,5;

частка нормативних втрат q_4 1 1,4 1,6 1,4 1,1 0,3.

Значення q_4 збільшується при зниженні продуктивності котлоагрегату.

Відхилення компонентного та хімічного складу вугільного палива від проектного може негативно впливати як на роботу котельного обладнання, так і на роботу енергетичного блоку електростанції.

Доцільно розглянути вірогідність негативного впливу на котельне обладнання зміни концентрації різних компонентів у складі вугільного палива, яке відрізняється від проектного.

Дослідження впливу вологовмісту у вугільному паливі на роботу котельного обладнання

Для визначення впливу вологості на теплову цінність вугілля, наприклад, Донецького антрациту побудуємо відповідну номограму (рис. 3) на якій показано, як розділяється суха маса та волога в 1 кг вугілля. Робоча вологість палива згідно [14, 15] прийнята для АШ на рівні 8,5%.

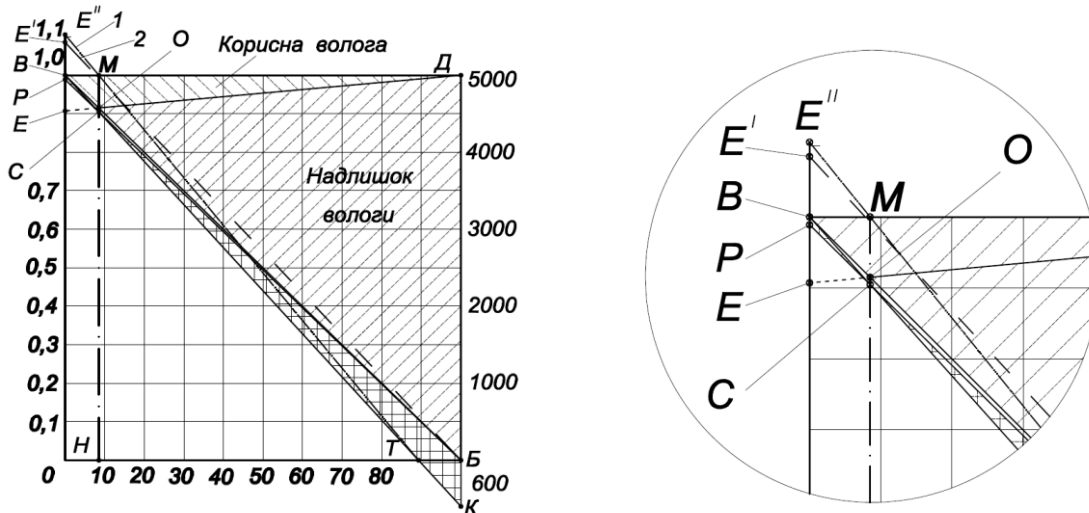


Рисунок 3 – Діаграма теплової цінності Донецького АШ підвищеної зольності в залежності від його вологості:

1 - еквівалент по калорійності; 2 - еквівалент по сухій масі від його вологості

На рис. 3 точка H відповідає розрахунковій волозі 8,5%. Відрізок OM становить масу вологи 0,085 кг, а відрізок OH – 0,915 кг сухої маси. Лінія ED становить необхідну частину вологи (додаток до сухої маси) для дотримання співвідношення умовної вологості W_y (на одиницю сухої маси 0,085 вологи). Це співвідношення існує при будь-якій вологості АШ. Надлишок вологи характеризується відрізками, що формують трикутник DOB , а її недостача OH міститься в області BOE . Прямая $E'MB$ відповідає постійному умовному співвідношенню вологи та сухої маси антрациту. Можна сказати, що це лінія масового еквіваленту АШ, яким можна користуватись для перерахунку натуральної маси в масу з умовною вологістю W_y . Такий перерахунок можна застосувати при обліку палива та плануванні його постачання. Лінія TM є лінією калорійного еквіваленту. Площа трикутника BVK становить витрату сухої маси та тепла на випаровування всієї робочої вологи АШ. Надлишку вологи, виділеному в області BD , відповідає втрата, розміщена в трикутнику KCB . Недостачі вологи в області BOE відповідає величина понижених втрат в трикутнику VCP . Лінія PB відповідає зміні теплоти згоряння палива без врахування втрат на випаровування вологи.

На підставі проведених аналітичних та розрахункових досліджень визначено поправку: перерахунок вологості за масовою формулою при $W_{\phi}=10\%$ становить ~ 10 ккал/кг, при $W_{\phi}=15\%$ становить ~ 43 ккал/кг, а у відсотковому співвідношенні спостерігається тенденція до зменшення похибки разом з підвищенням Q'_f , що й відображено в таблиці 2.

Таблиця 2.- **Поправка на перерахунок вологості АШ по масовій формулі**

Q'_f , ккал/кг	Похибка масової формули, % при вологості АШ		
	5%	10%	15%
4000	-0,547	+0,246	+1,066
5000	-0,459	+0,197	+0,852
6000	-0,383	+0,164	+0,710

Економічність роботи котлоагрегатів знижується з підвищенням вологості палива, оскільки понад приховану теплоту пароутворення вологи, враховану в робочій нижчій теплоті згоряння вугілля, в топці

котла витрачається ще й тепло на нагрівання та випаровування водяної пари до температури відхідних газів. Водяна пара у топці займає певний об'єм, зменшуючи корисний об'єм димових газів, що передають теплоту до поверхонь нагріву топки, знижуючи температуру горіння, збільшуючи механічний недопал, що дестабілізує процес горіння палива при змінних концентраціях вологи в окремих партіях НТП.

Таким чином, зміна концентрації вологи у вугіллі здатна впливати на технологічний процес спалювання вугілля у топці котла та на показники його експлуатації.

На рис. 4 зображено можливий принциповий вплив підвищення вологості вугілля на деякі показники експлуатації котла та енергетичного блоку електростанції.

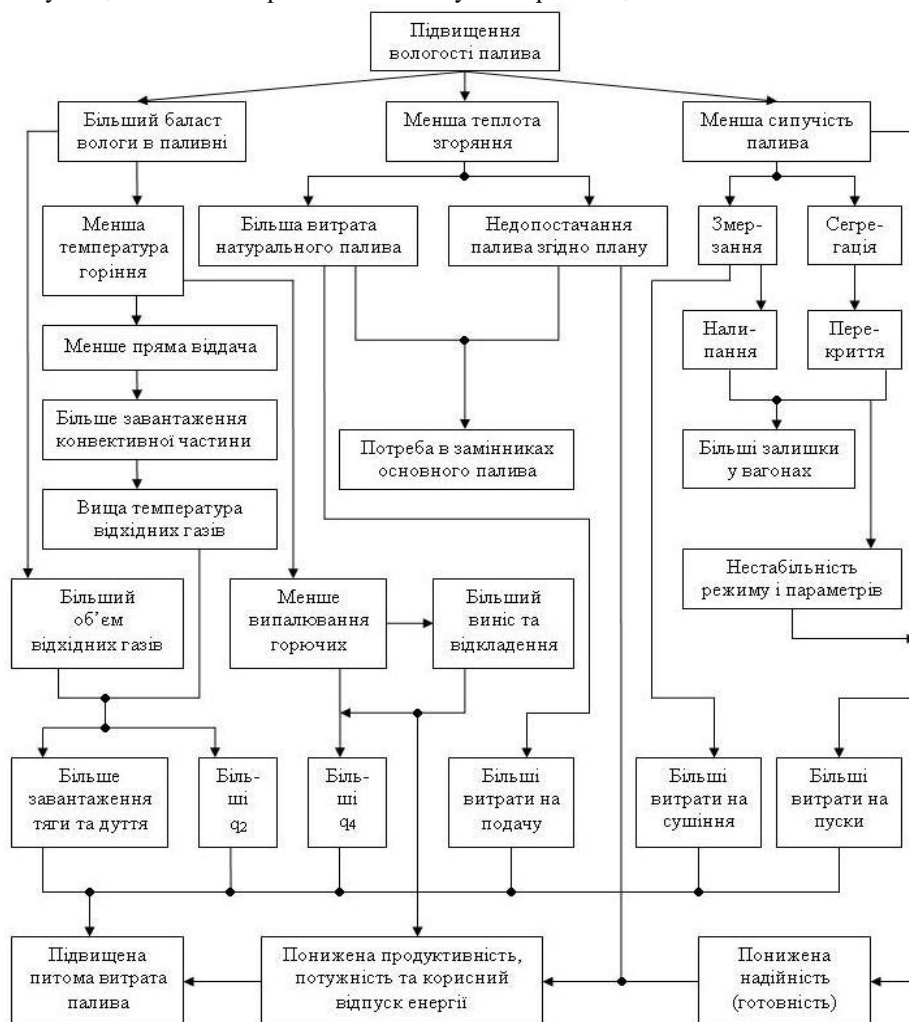


Рисунок 4 – Схема принципового впливу вологовмісту у вугіллі на деякі показники експлуатації котла

Дослідження впливу зольності вугілля на роботу котельного обладнання

Високозольне паливо може використовуватися на електростанціях при умові дотримання умов експлуатації котлоагрегатів та систем паливоподачі, що запроєктовані перед будівництвом котла, а саме: необхідно забезпечувати роботу запроєктованих засобів боротьби з жужелюванням; системи обдування, очищення та захисту від ерозійного зношення поверхонь нагріву газового тракту котла та димососів.

Діаграма теплоцінності палива (рис. 5) в залежності від його зольності створена по аналогії з діаграмою, що наведена на рис. 3.

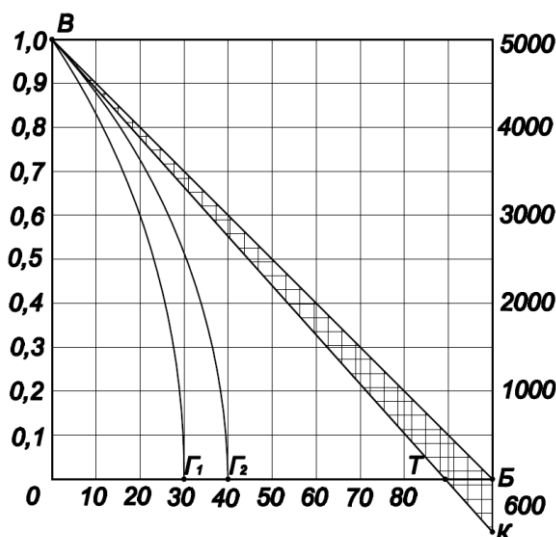


Рисунок 5 – Діаграма теплової цінності Донецького АШ в залежності від його зольності

Теплова цінність палива зменшується ще більше, ніж його робоча теплота згорання Q_i^r по лінії $BГ_2$, оскільки з підвищенням зольності знижується економічність роботи котлів через сильне жужелювання, занесення золою та ерозію поверхонь нагріву. Тому гранична зольність ще більш обмежена точкою $Г_1$. Для АШ зольність обмежується десятками відсотків (рис. 5, криві $BГ_1$ і $BГ_2$).

Відповідні дані аналітичних розрахунків для деяких видів палива наведені у табл. 3, де відносна зміна робочої теплоти згорання характеризує зміну витрати натурального палива на 1% золи.

При підвищенні зольності палива недопостачання його на 1% золи в сухій масі кам'яного вугілля становитиме близько 1,2% по вазі і в робочій масі до 1,3%, а бурого відповідно 1,5 і 1,8%.

Таблиця 3 - Оцінка впливу зольності на теплоту згорання палива

Назва величини	Марка вугілля		
	Донецький АШ	Донецьке П	Новомосковське Б
Теплота згорання горючої маси Q_i^{daf} , ккал/кг.	7950	7700	6750
Вологість W^r , %	6,5	8,0	19,0
Теплота згорання знезоленої маси D , ккал/кг	7395	7040	5360
Зміна теплоти згорання на 1% золи, ккал/(кг·%):			
	в сухій масі палива B	74,2	71,0
в робочій масі палива B_r	79,5	77,5	77,5
Робоча нижча теплота згорання Q_i^r , ккал/кг	6000	5900	3700
Відносна зміна Q_i^r на 1% золи, %:			
	в сухій масі палива	1,24	1,20
в робочій масі палива	1,33	1,30	1,83

На рис. 6 побудована функціонально-причинна послідовність, на якій наочно показані наслідки для експлуатації електростанціями НТП з підвищеною зольністю, коли знижується надійність, продуктивність та економічність їх роботи з одночасним зменшенням маневреності та вірогідністю збільшення кількості аварійних ситуацій.

Таким чином, проведені дослідження впливу відхилень концентрації деяких складових вугілля від показників проектного (паспортного) палива здатні впливати не тільки на ефективність роботи котла, а й на експлуатаційні характеристики і показники енергетичного блоку, до складу якого входить даний котел.

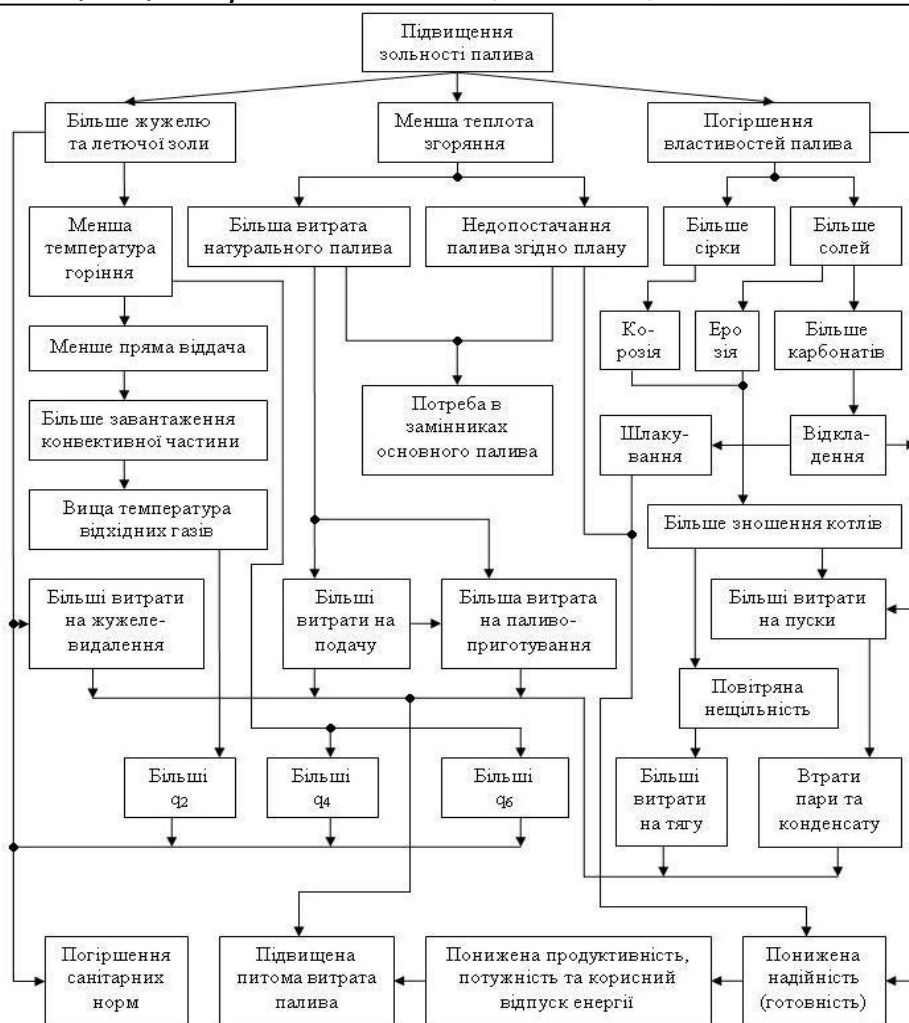


Рисунок 6 – Схема принципового впливу зольності вугілля на деякі показники експлуатації котла

Висновки

1. Показано що в останні роки труднощі спалювання вугілля ускладнюються значним погіршенням його якості. За останні 40 років якість вугільного палива в порівнянні з його проектними показниками змінилась наступним чином: відбулось збільшення робочих значень вологості з 8-9% у 1975 році до 10-11% у 2015 році, та зольності з 23-25% у 1975 році до 26-28% у 2015 році, зниження калорійності вугілля склало 400-600 ккал/кг протягом 1975-2015 років. Одночасно з цим зниження ефективності експлуатації ТЕС та ТЕЦ також пов'язано зі зношенням обладнання та моральним старінням технологій пилувугільного спалювання.

2. Досліджений вплив якісного складу непроектного вугілля на роботу котельного устаткування доводить необхідність врахування комплексу особливостей експлуатації котла при певних відхиленнях якості палива від проектних значень, що поставляється на електростанцію.

3. Навіть незначні збільшення зольності, вологовмісту та зниження калорійності вугілля здатні негативно вплинути не тільки на техніко-економічні і екологічні показники, а й на показники надійності роботи.

4. На основі проведеного аналізу обґрунтовано вибір напрямку роботи, який полягає в дослідженні впливу технічного стану обладнання, впливу якості палива та режимних факторів на ефективність роботи енергоблоків ТЕС і котлів ТЕЦ, розробці нових методів та засобів надійного спалювання непроектного твердого палива у топках енергетичних котлів із дотриманням показників надійності та ефективності роботи обладнання.

Список використаної літератури

1. Левит Г.Т. Пылеприготовление на тепловых электростанциях. – М.: Энергоатомиздат – 1991 – 384 с

2. Гольшев Л.В., Белоцерковский В.Л., Вайнштейн А.П. Мероприятия по обеспечению работы паровых котлов на углях ухудшенного качества // Теплоэнергетика – 1983 – №4 – С. 7–10
3. Котлер В.Р. Качество топлива и его влияние на профиль энергетических котлов США // Теплоэнергетика – 1984 – №5 – С. 67–72
4. Мадоян А.А. и др. Эффективное сжигание низкосортных углей в энергетических котлах – М.: Энергоатомиздат – 1991 – 200 с.
5. Шелепов И.Г., Михайский Д.В., Павленко А.В. Модернізація режимів експлуатації ТЕС із урахуванням якості палива // Східно-європейський журнал передових технологій – 2005 – №6/2(18) – С. 144–148
6. Капельсон Л.М. Организация и проведение опытного сжигания непроектного топлива // Электрические станции – 2001 – №5 – С. 16–21
7. Эдельман В.И., Говсиевич Е.Р., Мельников А.П. О переводе ТЭС Урала, входящих в УралГЭК, с экибастузского на непроектные кузнецкие угли // Электрические станции – 2001 – №1 – С. 2–5
8. Саломатов В.В. Результаты исследований топочных процессов в котлах с вихревой технологией сжигания // Теплоэнергетика – 2012 – №6 – С. 3–9
9. Жуков Е.Б., Фурсов И.Д., Голубев В.Е. Исследование горения низкосортных топлив // Вестник алтайской науки – № 2(2) – 2008 – С. 89–95
10. Капустянський А.О. Динаміка зміни якості твердого палива, що надходить на ТЕС // Міжнародна науково-технічна конференція «Проблеми енергозбереження та шляхи їх вирішення», Харків, квітень 2013 р. – С. 131-135.
11. Кукота Ю.П., Нехамін М.М., Дунаєвська Н.І., Капустянський А.О. Промислові випробування паливника з термохімічною підготовкою на котлі ТПП-210А Трипільської ТЕС // Енергетика та електрифікація – 2012 – №2 – С. 16–23.
12. Капустянський А.О., Побігушка В.І. Шляхи підвищення надійності та економічності спалювання непроектного твердого палива // Науковий вісник НЛТУ України – 2013 – №23.1 – С. 172–176
13. Тепловой расчет котельных агрегатов. Нормативный метод. НПО ЦКТИ, СПб: 1998 г.
14. Митор В.В., Маршак Ю.Л. Проектирование топков с твердым шлакоудалением (дополнение к нормативному методу теплового расчета котельных агрегатов). Руководящие указания – Л.: ВТИ-НПО ЦКТИ – 1981 – №42 – 118 с
15. Вугілля кам'яне та антрацит для пиловидного спалювання на теплових електростанціях. Технічні умови: ДСТУ 4083-2002. – [Чинний від 2002-09-01]. – К.: Держстандарт України, 2002 – 9 с – (Національний стандарт України)

G. Varlamov, Dr. Eng. Sc., Prof., ORCID 0000-0002- 4818-2603

A. Kapustyanskii, Ph.D. student, ORCID 0000-0002-2771-2505

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

INFLUENCE OF CHARACTERISTICS OF NON-PROJECT SOLID FUEL ON RELIABILITY AND EFFICIENCY OF BOILERS

On the basis of practical analysis, the influence of quality of non-project solid fuel and regime factors on the parameters of energy and ecological efficiency of steam boilers was investigated. The possibility of using a short-term perspective of non-project coal through its combustion in steam boilers of thermal power plants has been analyzed. It is substantiated that the damage caused by a decrease in the quality of the fuel from the design value is estimated on the basis of a decrease in coal parameters such as ash content, humidity and caloric content. The universal method of analytical calculations for determining the energy efficiency of a fuel with the drawing up of corresponding schemes and nomograms for simplified operational calculations by the personnel of power stations has been developed. It is proved that deterioration of coal characteristics such as ash content and humidity creates problems in the operation of the fuel feed and fuel system and increases the mechanical burnout of coal dust combustion. It is proved that increased humidity of the fuel leads to violations of normal technological processes, decrease of reliability and economy of the power equipment. With increasing ash content of fuel the reliability, efficiency and economy of operation of the boiler equipment decrease with simultaneous decrease of maneuverability and increase of quantity of emergency situations. The problems arising from combustion of non-projecting solid fuel and ways to increase the energy and ecological efficiency of boilers on coal of deteriorated quality have been identified, the main tasks for maintaining the functionality of the coal industry are determined. The results obtained during the calculations give an opportunity to assert that there is a fundamental possibility of burning low grade coal on existing boilers of thermal power plants, by observing regime instructions and carrying out little costly reconstructions.

Key words: boiler, unprocessed coal, coal quality, flare burning, power plant.

References

1. Levit G.T. Dust preparation at thermal power plants. – М.: Energoatomizdat – 1991 – 384 p
2. Golishev L.V., Belocerkovskiy V.L., Vainshtain A.P. Measures to ensure the operation of steam boilers on coals of deteriorated quality // *Теплоэнергетика* – 1983 – no.4 – pp. 7–10
3. Kotler V.R. Fuel quality and its impact on the profile of US energy boilers // *Теплоэнергетика* – 1984 – no.5 – pp. 67–72
4. Madoian A.A. и др. Effective burning of low-grade coals in power boilers – М.: Energoatomizdat – 1991 – 200 p
5. Shelepov I.G., Mikhaitskiy D.V., Pavlenko A.V. Modernization of operation modes of TPPs taking into account fuel quality // *East European Journal of Advanced Technology* – 2005 – no.6/2(18) – pp. 144–148
6. Kapelson L.M. Organization and conducting of polluted combustion of non-project fuel // *Electric power stations* – 2001 – no.5 – pp. 16–21
7. Edelman V.I., Govsevich E.R., Melnikov A.P. About the transfer of the thermal power plants of the Urals, which are part of the UralTEK, from Ekibastuz to non-project Kuznetsk Coal // *Electric power stations* – 2001 – no.1 – pp. 2–5
8. Salomatov V.V. Results of studies of furnace processes in boilers with vortex combustion technology // *Теплоэнергетика* – 2012 – no.6 – pp. 3–9
9. Zhukov E.B., Fursov I.D., Golubev V.E. Burning study of low-grade fuels // *Bulletin of the Altai science* – no. 2(2) – 2008 – pp. 89–95
10. Kapustyansky A.O. Dynamics of changes in the quality of solid fuel entering the TPP // *International scientific and technical conference "Problems of energy saving and ways of their solution"*, Kharkiv, April 2013 - P. 131-135.
11. Kukota Yu.P., Nekhamin MM, Dunaevskaya N.I., Kapustiansky A.O. Industrial testing of the burner with thermochemical preparation on the boiler TPP-210A of Trypylskaya HPS // *Power Engineering and Electrification* - 2012 - No. 2 - P. 16-23.
12. Kapustyanskiy A.O., Pobigushka V.I. Ways to increase the reliability and efficiency of non-project solid fuel combustion // *Scientific Bulletin of NLTU of Ukraine* – 2013 – no.23.1 – pp. 172–176
13. Thermal calculation of boiler units. Normative method. NGO CKTI, St. Petersburg: 1998 – 437 p.
14. Mitor V.V., Marshak G.L. Design of furnaces with solid ash removal (addition to the standard method of thermal calculation of boiler units). Guidelines. NGO CKTI, St. Petersburg – 1981 – no.42 – 118 p
15. Coal and anthracite for pyrolytic combustion at thermal power plants. Specifications: DSTU 4083-2002. – [Effective from 2002-09-01]. – К.: Gosstandart of Ukraine, 2002 – 9 p – (National standard of Ukraine)

UDC 662.6 / .9

Г.Б. Варламов, д-р. техн. наук, проф., ORCID 0000-0002- 4818-2603

А.А. Капустянский, асп., ORCID 0000-0002-2771-2505

Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского»

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК НЕПРОЕКТНЫЕ ТВЕРДОГО ТОПЛИВА НА ПОКАЗАТЕЛИ НАДЕЖНОСТИ И ЭКОНОМИЧНОСТИ РАБОТЫ КОТЕЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

На основании практического анализа исследовано влияние качества непроектного твердого топлива и режимных факторов на показатели энерго-экологической эффективности паровых котлов. Проанализирована возможность использования в краткосрочной перспективе непроектного угля путем его факельного сжигания в энергетических котлах тепловых электростанций. Разработана универсальная методика аналитических расчетов для определения энергетической эффективности топлива с составлением соответствующих схем и номограмм для упрощенных оперативных вычислений персоналом электростанций. Доказано, что ухудшение таких характеристик угля, как зольность и влажность создают проблемы в работе системы подачи и приготовления топлива и увеличивают механический недожог при факельном горении угольной пыли. Выявлены проблемы, возникающие при сжигании непроектного твердого топлива и найдены пути повышения энерго-экологической эффективности работы котлов на угле ухудшенной качества, определены основные задачи для сохранения функциональности угольной отрасли. Полученные в ходе проведения расчетов результаты дают возможность утверждать, что существует принципиальная возможность сжигания низкосортного угля на существующих котлах тепловых электростанций, путем соблюдения режимных указаний и проведением мало затратных реконструкций.

Ключевые слова: котел, непроектные угли, качество угля, факельное сжигание, электростанция.

Надійшла 04.12.2017

Received 04.12.2017

УДК 621.316.925

А.О. Ічетовкін, інженер ПАТ «ЗОЕ»
Запорізькі високовольтні електричні мережі
Д.О. Кулагін, к.т.н, проф.
Запорізький національний технічний університет,
В.В. Ніценко, к.т.н., провідний інженер
РДЦ Дніпровського регіону ДП «НЕК «Укренерго»

ПРОБЛЕМИ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ДИФЕРЕНЦІЙНОГО СТРУМОВОГО ЗАХИСТУ СИЛОВИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ І АВТОТРАНСФОРМАТОРІВ ТА ЗАХОДИ З ЇХ ВИРІШЕННЯ

У статті розглянуті проблемні питання, які стосуються технічної експлуатації сучасних автоматичних пристроїв релейного захисту силових трансформаторів та автотрансформаторів, а зокрема проаналізовані випадки їх неправильної дії в об'єднаній електроенергетичній системі України, на підставі чого встановлені причини виникнення цих випадків та виявлені недоліки релейного захисту, що призвели до їх виникнення. Встановлено, що найбільш поширеними причинами хибної та надлишкової дії захисту є поява кидку струму намагнічування при увімкненні під напругу силового трансформатора, порушення цілісності струмових кіл захисту та помилки, допущені обслуговуючим персоналом при налаштуванні захисту та в процесі його експлуатації. На підставі статистичних даних щодо роботи релейного захисту трансформаторів протягом останніх 10 років розраховані показники надійності його дії (надійності спрацювання, надійності неспрацювання та загальної надійності), зокрема встановлено, що загальна надійність пристроїв диференційного струмового захисту трансформаторів становить 88,5%, та запропоновані заходи, що спрямовані на підвищення цих показників.

Ключові слова: релейний захист, диференційний струмовий захист трансформатора, трансформатор, автотрансформатор, трансформатор струму, кидок струму намагнічування.

Вступ. Питання, що стосуються забезпечення надійної роботи електричних станцій (ЕС) та енергетичних об'єктів магістральних і розподільчих електричних мереж (ЕМ), є принципово важливими та потребують своєчасного вирішення, адже від цього залежить перш за все їх безаварійна та стійка робота, безперебійність передачі електричної енергії та електропостачання споживачів. Більшість енергетичних компаній приділяють вирішенню цих питань значну увагу, оскільки виникнення та розвиток аварійної ситуації, спричиненої низькою надійністю окремих ділянок (елементів) ЕМ, як правило, супроводжується значними економічними збитками, які несуть вказані компанії. Надійність роботи електроенергетичної системи (ЕЕС) в цілому забезпечується перш за все злагодженою та вчасною дією автоматичних пристроїв релейного захисту (РЗ), метою яких є швидке виявлення пошкодженого елемента ЕЕС та його відділення від інших непошкоджених елементів.

У статті розглянуті питання, що стосуються проблеми експлуатації пристроїв РЗ силових трансформаторів та автотрансформаторів (надалі у статті під терміном «силовий трансформатор» слід розуміти також «автотрансформатор»), які позначаються перш за все на надійності їх функціонування, а отже і на надійності електропостачання споживачів, що отримують живлення від підстанційних трансформаторів, надійності електропередачі ЕМ та видачі потужності через блочні трансформатори, встановлені на ЕС. Всі ці проблеми тісно пов'язані із особливостями побудови та функціонування пристроїв РЗ трансформаторів, їх технічної експлуатації та оперативного обслуговування.

У теперішній час у якості комплексу основного швидкодіючого захисту силових трансформаторів від всіх видів їх пошкоджень застосовують пристрої диференційного струмового захисту трансформатору (ДЗТ). Зона дії цих пристроїв обмежується встановленими на стороні кожної обмотки трансформатора трансформаторів струму (ТС), до вторинних кіл яких підключено ДЗТ [1]. Варто відзначити, що ДЗТ забезпечує абсолютно селективний захист трансформаторів з урахуванням нормативних вимог, що висуваються до нього [2]. Принцип дії ДЗТ заснований на визначенні геометричної суми струмів ТС, підключених до зони дії захисту, а також на динамічному гальмуванні його дії, що дозволяє забезпечити пропорційне співвідношення між уставкою диференційного струму спрацювання та величиною гальмівного струму, у якості якого може бути застосований струм одного із ТС, алгебраїчна сума струмів усіх ТС, підключених до зони ДЗТ, або напівсума цих струмів [3]. Більш детальніше особливості побудови та принцип дії реле ДЗТ розглянуті у [1, 3]. Варто відзначити, що даний тип РЗ трансформатора є

нечутливим до деяких видів його внутрішніх пошкоджень, а саме до тих, що поступово розвиваються та прогресують, такі як міжвиткові замикання в обмотках трансформатора, тому, як правило, на потужних трансформаторах у доповненні до ДЗТ застосовують пристрої газового захисту (ГЗ), що є окремим видом технологічного захисту трансформатора.

На сьогодні на енергетичних об'єктах об'єднаної електроенергетичної системи (ОЕС) України в експлуатації перебувають електромеханічні (типу ДЗТ-11, РНТ-560 та їм подібні), напівпровідникові (типу ДЗТ-21, ДЗТ-23) та мікропроцесорні (типу RET670 – АВВ, Siprotec 7UT611 – Siemens, Діамант Т011, Т010 – Хартрон-Інкор та інші) пристрої ДЗТ [4, 5]. Всі вони мають схожий принцип дії – диференційний струмовий, та відрізняються переважно елементною базою, а також логічними алгоритмами функціонування захисту, при чому мікропроцесорні пристрої, як правило, мають більш досконалі алгоритми та гнучку логіку, більш широкий діапазон регулювання робочих уставок та характеристик. Проте всі ці пристрої об'єднують зафіксовані випадки неправильної дії ДЗТ, що з тих чи інших причин виникли у процесі їх технічної експлуатації на енергетичних об'єктах, а саме: хибне або надлишкове спрацювання захисту або його відмова. Саме аналізу та встановленню основних причин виникнення цих випадків, що вказують на наявність певних недоліків ДЗТ, а також розробці можливих заходів з їх усунення, присвячене дане дослідження.

Актуальність роботи. Актуальність дослідження полягає у тому, що пристрої РЗ силових трансформаторів є відповідальними та функціонально складними, оскільки мають складне налаштування, помилки у якому можуть призводити до порушення їх селективної та надійної дії. Окрім того, значна кількість пристроїв ДЗТ, що перебувають в експлуатації на ЕС та підстанціях (ПС) ОЕС України є технічно застарілими та працюють понад нормативний термін (15-25 років в залежності від елементної бази пристрою), що також є одною із причин зниження їх надійності [6]. Також, як це встановлено із досвіду експлуатації пристроїв ДЗТ, існують певні режими та умови роботи енергосистеми, за яких можлива хибна або надлишкова дія цих пристроїв, що підкреслює недоліки диференційного струмового принципу дії РЗ трансформаторів та вимагає розробки нових більш досконалих алгоритмічних засобів з їх усунення. Аналіз причин випадків неправильної дії пристроїв ДЗТ є актуальним завданням, що потребує комплексного вирішення з метою підвищення надійності захисту та створення умов для його селективної дії за будь-яких режимів ЕЕС та забезпечення належних умов експлуатації захисту.

Мета роботи – визначення основних проблемних питань, пов'язаних з експлуатацією пристроїв диференційного струмового захисту силових трансформаторів, та встановлення причин їх неправильної роботи з метою оцінки показників надійності захисту та виявлення недоліків цих пристроїв, а також розробки заходів щодо їх перспективного вирішення.

Матеріали і результати досліджень.

Авторами були проаналізовані випадки неправильної дії пристроїв ДЗТ, що мали місце за їх експлуатації на енергетичних об'єктах ОЕС України протягом останніх 10 років згідно річної звітності державної енергетичної компанії «Укренерго», на підставі чого встановлені основні причини їх виникнення та виявлені недоліки (конструктивні, алгоритмічні, налаштування, експлуатації), що призвели до неправильної дії цих пристроїв.

Зокрема, відповідно до звітності щодо роботи пристроїв РЗ на ЕС та ПС з вищою напругою 330-750 кВ ОЕС України, було встановлено, що надлишкова або хибна дія ДЗТ переважно фіксувалась за наступних режимів ЕЕС та умов експлуатації захисту:

- аперіодичний (однополярний) та періодичний кидок струму намагнічування при увімкненні під напругу ненавантаженого силового трансформатора (під час виконання оперативних перемикань);
- насичення ТС, до вторинних кіл яких підключено захист;
- порушення цілісності струмових кіл захисту (виникнення обриву, замикання на землю через пробій ізоляції кабелю, шунтування окремих кіл тощо);
- перехідні режими зовнішнього короткого замикання (КЗ) зі значним вмістом аперіодичної складової первинного струму та значної амплітудою (кратністю) струму КЗ;
- технічна несправність пристрою ДЗТ або ТС, до вторинних кіл яких підключено захист (пошкодження диференційного реле, наявність виткових замикань у вторинній обмотці ТС);
- порушення вимог до технічної експлуатації та оперативного обслуговування пристроїв ДЗТ (помилки, що допущені обслуговуючим персоналом);
- зовнішні КЗ зі значною кратністю аварійного струму, високими похибками ТС, що призводять до появи суттєвого за величиною струму небалансу у диференційному колі ДЗТ.

Окремо заслуговує уваги одне із вживаних релейним персоналом формулювань при описі технологічного порушення, що супроводжувалось хибною дією ДЗТ: «Аналіз осцилограми аварійного процесу в момент відключення трансформатора дією ДЗТ показав, що параметри кидку струму

намагнічування у момент увімкнення трансформатора перевищили розрахункові норми на відлаштування захисту від аперіодичного струму намагнічування, які закладені розробниками та виробниками захисту, що, як наслідок, призвело до його спрацювання».

Таке формулювання безпосередньо вказує на те, що ДЗТ має деякі недоліки, допущені розробником, яким зокрема не було враховано у розроблених конструктивних вузлах диференційного реле, його алгоритмах або методиках налаштування ймовірності виникнення описаного режиму з електричними параметрами кидку струму намагнічування, що перевищили нормовані показники. Осцилограми процесів увімкнення силового трансформатора під напругу з хибним спрацюванням його диференційного захисту, що отримані з цифрового реєстратора «РЕКОН» показані на рис. 1.

Як видно із рис. 1, трьохфазний кидок струму намагнічування має однополярний характер у фазах «В» і «С» та періодичний характер у фазі «А», що переважно залежить від моменту увімкнення трансформатора під напругу, а саме від значення початкової фази напруги живильної ЕМ. При цьому форма періодичного струму у фазі «А» є спотвореною та, подібно до аперіодичних струмів у інших двох фазах, має безструмові паузи шириною до 2-3 мс. Зліва на осцилограмах зазначені діючі значення струму намагнічування у кожній фазі, зокрема на рис. 1б у фазі «С» його діюче значення перевищує 1 кА, що є достатньо суттєвою величиною враховуючи той факт, що уставка диференційного реле з гальмуванням (типу ДЗТ-21, ДЗТ-23), як правило, приймається на рівні $0,3-0,4 \cdot I_{ном.тр.}$ [1], що є меншим за виникаючий у диференційному колі небаланс струмів (диференційний струм), спричинений кидком струму намагнічування в обмотці високої напруги силового трансформатора. На останньому дискретному каналі реєстратора, як бачимо із рис. 1, зафіксовано сигнал, який свідчить про хибне спрацювання ДЗТ, причому на рис. 1б хибне спрацювання здійснюється вже на третьому періоді з моменту виникнення кидку струму.

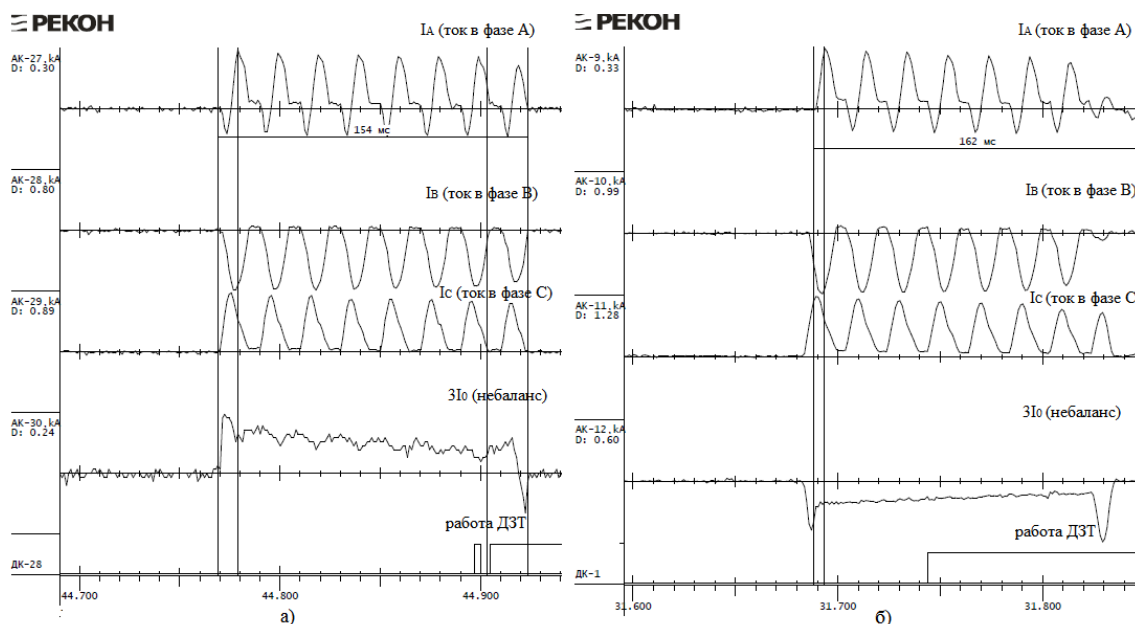


Рисунок 1 – Осцилограми процесів кидку струму намагнічування при увімкненні під напругу силового трансформатора, що супроводжувались хибною дією реле ДЗТ-21: а – хибна дія захисту автотрансформатора на ПС 330 кВ; б – хибна дія захисту блочного трансформатора на ЕС

З аналізу вищенаведених осцилограм випливає те, що ДЗТ реагує на появу кидку струму намагнічування, а отже має бути надійно відлаштований від хибного спрацювання за цих умов, причому повинні враховуватись всі можливі варіанти спотвореної форми кривої струму намагнічування та граничний діапазон зміни його електричних параметрів. У розглянутих випадках, незважаючи на застосування у ДЗТ спеціальної схеми (алгоритму) блокування, заснованій на часово-імпульсному принципі дії та гальмування за 2-ю гармонікою [3], хибного спрацювання захисту уникнути не вдалось.

Проаналізувавши всі зафіксовані випадки неправильної дії ДЗТ в ОЕС протягом останніх 10 років авторами встановлено, що найбільш поширеними причинами їх виникнення можна вважати наступні:

- низька ефективність існуючих засобів з відлаштування захисту від кидку струму намагнічування, що має однополярний та періодичний характер;
- помилки обслуговуючого персоналу, а саме: неправильне налаштування диференційних реле ДЗТ (помилковий вибір або налаштування уставок, помилки у конфігурації внутрішньої логіки мікропроцесорних пристроїв), помилки в процесі їх технічного або оперативного обслуговування;

- порушення цілісності струмових кіл захисту та неефективність вжитих заходів із попередження його хибного спрацювання за цих умов;
- недостатньо висока ефективність застосування алгоритму динамічного гальмування захисту за перехідних режимів зовнішніх КЗ зі значною кратністю аварійного струму, а також у режимах, які супроводжуються насиченням магнітних систем ТС.

Окрім того, причиною неправильної дії ДЗТ може виявитись технічна несправність самого пристрою або ж, як це зазначається у деяких формулюваннях до опису технологічних порушень, неправильне спрацювання ДЗТ виникло з «нез'ясованої причини». Проте здебільшого нез'ясована причина є наслідком порушення персоналом вимог до технічної експлуатації ДЗТ або ж його неправильного налаштування, рідше є наслідком прихованого дефекту диференційного реле, не виявленого під час його планових перевірок.

Всі вищеперелічені причини, згідно проведеного аналізу, призводять до виникнення надлишкової або хибної дії пристроїв ДЗТ за відсутності вимоги до спрацювання або ж до його відмови у спрацюванні за наявності такої вимоги.

Статистика розподілу проаналізованих випадків неправильної дії пристроїв ДЗТ на енергетичних об'єктах ОЕС України протягом останніх 10 років в залежності від причин їх виникнення зведена до табл. 1. Загальна кількість спрацювання (та неспрацювання при внутрішніх КЗ) ДЗТ становила 218 випадків, з них - 193 випадків правильної дії (88,5%) та 25 випадків неправильної дії (11,5%).

Таблиця 1 – Статистика розподілу випадків неправильної дії пристроїв ДЗТ на енергетичних об'єктах ОЕС України протягом останніх 10 років.

Причина неправильної дії ДЗТ	електромеханічні				мікроелектронні				мікропроцесорні			
	Хибне та надлишкове спрацювання		Відмова		Хибне та надлишкове спрацювання		Відмова		Хибне та надлишкове спрацювання		Відмова	
	шт	%	шт	%	шт	%	шт	%	шт	%	шт	%
1. Спрацювання від кидку струму намагнічування	4	16	-	-	1	4	-	-	1	4	-	-
2. Помилки персоналу при налаштуванні або обслуговуванні ДЗТ	2	8	-	-	1	4	-	-	1	4	1	4
3. Порушення цілісності струмових кіл захисту	4	16	-	-	2	8	-	-	-	-	-	-
4. Спрацювання від підвищеного рівня струму небалансу у диференційному колі ДЗТ за перехідних режимів зовнішніх КЗ або за насичення ТС (неефективність алгоритму гальмування)	1	4	-	-	1	4	-	-	1	4	-	-
5. Технічна несправність диференційного реле ДЗТ	1	4	1	4	-	-	-	-	-	-	-	-
6. Нез'ясована причина	-	-	-	-	1	4	-	-	2	8	-	-
РАЗОМ:	12	48	1	4	6	24	-	-	5	20	1	4

За табличними даними була побудована стовбчаста діаграма розподілу випадків неправильної дії пристроїв ДЗТ в залежності від встановлених причин їх виникнення (рис. 2), яка забезпечує більш наочний вигляд отриманих результатів.

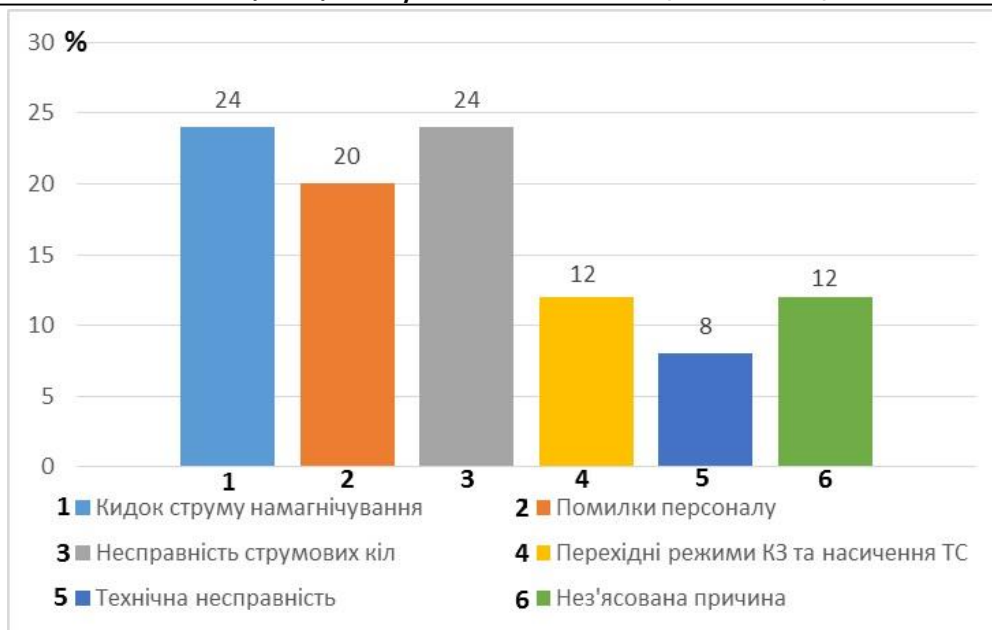


Рисунок 2 – Ілюстрація розподілу випадків неправильної дії пристроїв ДЗТ в залежності від встановлених причин їх виникнення

Як видно із рис. 2, виникнення переважної більшості випадків неправильної роботи пристроїв ДЗТ пов'язана з хибною дією захисту за кидку струму намагнічування силового трансформатора (24%), його хибною дією за порушення цілісності струмових кіл (24%) та через помилки персоналу при налаштуванні робочих уставок (характеристик) ДЗТ або його обслуговуванні (20%). Відносна кількість випадків неправильної дії ДЗТ, що сталися з інших причин є дещо меншою, проте ці випадки також потребують приділення уваги.

На рис. 3 та на рис. 4 показані діаграми, що відображають розподіл випадків хибної (надлишкової) дії та відмови спрацювання відповідно пристроїв ДЗТ, виконаних на електромеханічній, мікроелектронній та мікропроцесорній базі, згідно аналітичних даних, наведених у табл. 1.

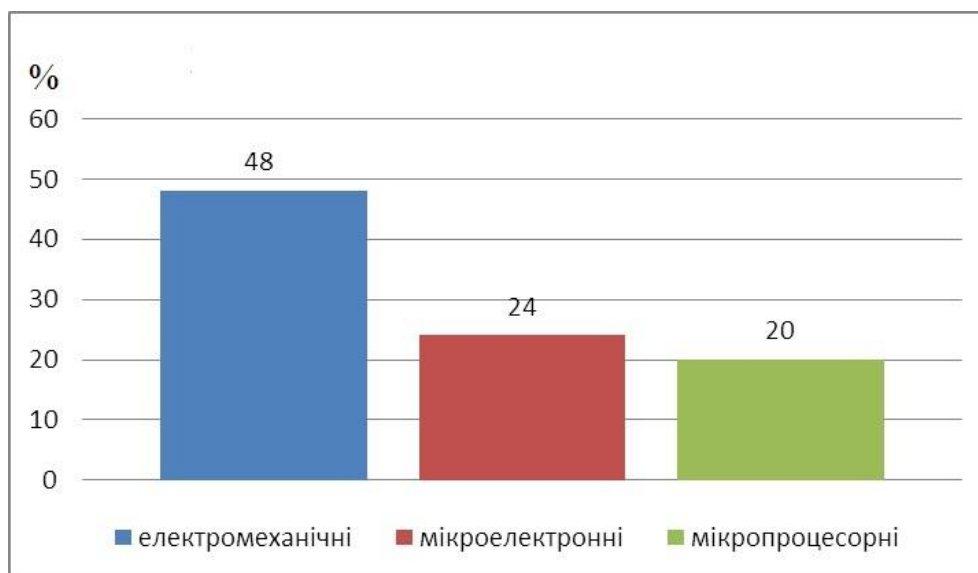


Рисунок 3 – Ілюстрація розподілу випадків хибної (надлишкової) дії пристроїв ДЗТ в залежності від елементної бази

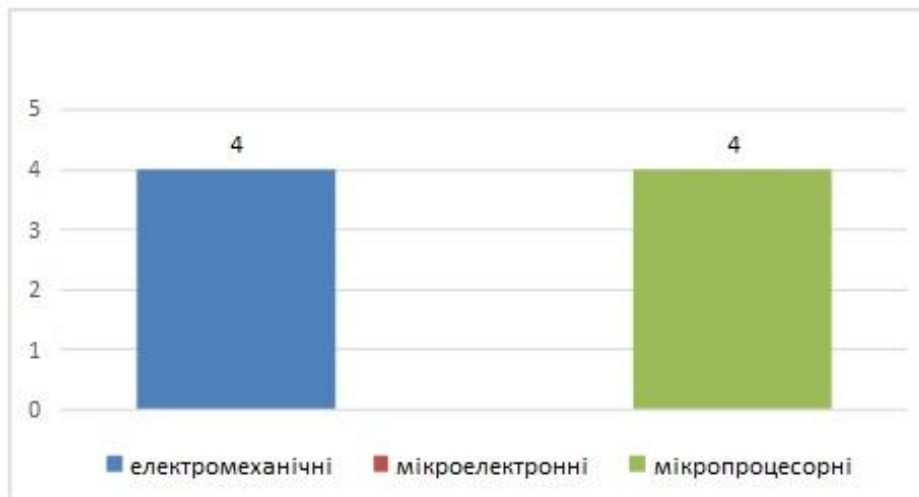


Рисунок 4 – Ілюстрація розподілу випадків відмови дії пристроїв ДЗТ в залежності від елементної бази

З вищенаведених ілюстрацій можна зробити висновок, що відповідно до статистики, найбільш схильними до надлишкової або хибної дії є пристрої ДЗТ, виконані саме на електромеханічній базі – 48% випадків, що у 2-2,5 рази перевищує аналогічний показник для мікроелектронних та мікропроцесорних ДЗТ). Це насамперед може бути пов'язано з простотою виконання цих пристроїв та відсутністю досконалих технічних рішень щодо їх відлаштування від диференційного струму небалансу у вторинних колах захисту під час зовнішніх КЗ (4%), порушенні цілісності струмових кіл захисту (16%) та аперіодичному кидку струму намагнічування (16%). Випадки відмови ДЗТ у спрацюванні були зафіксовані для електромеханічних (4%) та мікропроцесорних (4%) ДЗТ, що виникли переважно через технічну несправність пристрою РЗ або через помилки персоналу, допущені під час налагодження ДЗТ та у процесі його технічної експлуатації.

У закордонній практиці надійність роботи будь-якого типу РЗ, відповідно до [7], може бути оцінена системою із трьох основних показників:

- надійність захисту на спрацювання (*Dependability*), D :

$$D = \frac{N_C}{N_C + N_F}, \quad (1)$$

де N_C – загальна кількість правильних спрацювань захисту за період спостережень;

N_F – кількість випадків відмови захисту у спрацюванні за період спостережень;

- надійність захисту на неспрацювання (*Security*), S :

$$S = \frac{N_C}{N_C + N_U}, \quad (2)$$

де N_U – кількість випадків помилкової (надлишкової або хибної) дії захисту за період спостережень;

- загальна надійність захисту (*Reliability*), R :

$$R = \frac{N_C}{N_C + N_U + N_F}. \quad (3)$$

Вищеперелічені показники можуть бути чисельно визначені на підставі аналізу статистичних даних щодо зафіксованих випадків правильної та неправильної дії пристроїв РЗ.

Показник надійності на спрацювання D вказує на загальний відсоток випадків спрацювання РЗ за наявності відповідної вимоги до його спрацювання, в даному випадку для ДЗТ значення даного показнику є наступним:

$$D = \frac{193}{193 + 2} \cdot 100 = 98,9\%.$$

Показник надійності на неспрацювання S характеризує відносну кількість випадків неспрацювання РЗ за відсутності відповідної вимоги до його спрацювання, який для ДЗТ є наступним:

$$S = \frac{193}{193 + 23} \cdot 100 = 89,3\%.$$

Показник загальної надійності захисту R характеризує відносну кількість його правильних спрацювань за період спостережень та для ДЗТ визначається наступним чином:

$$R = \frac{193}{193 + 23 + 2} \cdot 100 = 88,5\%.$$

Як бачимо із проведених розрахунків, показник загальної надійності ДЗТ, відповідно до статистичних даних його експлуатації протягом останніх 10 років, становить лише 88,5%, що є недостатньо високим його значенням [9] та потребує вирішення окремих проблемних питань із усунення недоліків, характерних пристроям ДЗТ, та, як наслідок, підвищення показнику загальної надійності захисту до рівня 95% та більше.

Нижче у табл. 2 наведені розраховані показники надійності окремо для електромеханічних, мікроелектронних та мікропроцесорних ДЗТ на підставі узагальнених статистичних даних з табл. 1.

Таблиця 2 – Визначення показників надійності ДЗТ, виконаних на різній апаратній базі

Апаратна база	N_C , шт	N_F , шт	N_U , шт	D , %	S , %	R , %
Електромеханічна	58	1	12	98,31	82,86	81,69
Мікроелектронна	111	0	6	100,00	94,87	94,87
Мікропроцесорна	24	1	5	96,00	82,76	80,00
РАЗОМ:	193	2	23	98,97	89,35	88,53

Згідно узагальнених статистичних даних, як бачимо із табл. 2, найбільш надійними виявляються пристрої ДЗТ на мікроелектронній базі, що ймовірно обумовлено набутим суттєвим досвідом експлуатації саме цих пристроїв РЗ силових трансформаторів (автотрансформаторів). Мікропроцесорні пристрої ДЗТ почали впроваджувати відносно нещодавно на підстанціях ОЕС України, тому на сьогодні відбувається поступове набуття досвіду їх налаштування і обслуговування, а саме тому недостатньо висока надійність дії цих пристроїв наразі обумовлена ймовірністю помилок, допущених обслуговуючим персоналом при роботі з ними. Електромеханічні захисти, як це було відзначено, є недосконалими з технічної точки зору, що, перш за все, позначається на надійності їх функціонування.

У зв'язку з цим варто виділити основні недоліки, характерні сучасним пристроям ДЗТ, на вирішенні яких необхідно сконцентрувати увагу при розробці заходів із підвищення надійності функціонування захисту. Проаналізувавши основні причини неправильної дії пристроїв ДЗТ можна виділити їх наступні недоліки:

- не достатня ефективність диференційного струмового методу захисту силових трансформаторів, зокрема алгоритму динамічного гальмування ДЗТ за наступних режимів ЕЕС: кидок струму намагнічування (аперіодичний та періодичний), зовнішні КЗ зі значною амплітудою аперіодичної складової аварійного струму та насичення ТС;

- недосконалість методів контролю цілісності струмових кіл та попередження хибної дії захисту шляхом своєчасного виявлення пошкодження у цих колах;

- недосконалість та складність відомих методик із вибору та налаштування параметричних уставок пристроїв ДЗТ та їх обслуговування, складність конструкції напівпровідникових диференційних реле з гальмуванням та робочих алгоритмів мікропроцесорних ДЗТ, місткий набір уставок, які необхідно обрати для забезпечення правильної роботи мікропроцесорного захисту, багато із яких мають рекомендаційний характер, тобто є рекомендованими розробником без будь-яких додаткових обґрунтувань їх значення;

Перші два недоліки є характерними переважно для пристроїв ДЗТ, виконаних на електромеханічній та напівпровідниковій базі, а останній – для мікропроцесорних пристроїв ДЗТ. Це зокрема пов'язано з тим, що сучасні мікропроцесорні пристрої ДЗТ мають більш досконалі та гнучкі алгоритми, які забезпечують абсолютно селективну дію за найбільш несприятливих для ДЗТ режимів ЕЕС, проте основним їх недоліком є складність налаштування та конфігурування цих алгоритмів, що може стати причиною неправильної дії захисту через допущені персоналом помилки.

Таким чином, проаналізувавши вищеперелічені недоліки ДЗТ можна запропонувати наступні заходи щодо їх усунення:

- розробка нових та вдосконалення відомих методів, а також розробка більш досконалих алгоритмів РЗ силових трансформаторів, що забезпечуватимуть вищі показники надійності захисту, розрахунок яких наведений у статті, та його селективну дію за кидку струму намагнічування, за перехідних процесів КЗ зі значним вмістом аперіодичної складової та у разі насичення ТС;

- вдосконалення та спрощення сучасних методик з налаштування та обслуговування пристроїв ДЗТ, а також доповнення існуючих розрахункових методик, які повинні враховувати більш широкий діапазон зміни електричних параметрів в аварійних режимах роботи трансформатора та за інших порушень нормального режиму його роботи, наприклад у разі виникнення кидку струму намагнічування;

- впровадження надійних засобів з діагностики цілісності струмових кіл РЗ трансформаторів, які забезпечуватимуть своєчасне виявлення їх пошкодження (обриву або замикання однієї або декількох фаз) та швидке блокування ймовірної хибної дії захисту за цих умов;

- розробка більш досконалих та надійних засобів, завдяки застосуванню яких буде вчасно попереджатись ймовірна неселективна дія захисту за підвищеного рівня струму небалансу, що з тих чи інших причин може виникнути у диференційному колі, не призводячи при цьому до зменшення чутливості дії захисту при внутрішніх КЗ.

Висновки. На підставі дослідження статистичних даних експлуатації пристроїв ДЗТ на енергетичних об'єктах ОЕС України протягом останніх 10 років встановлено, що даний тип РЗ силових трансформаторів має певні недоліки, здатні призводити за певних умов та режимів ЕЕС до неправильної дії захисту, наслідком якої може бути безпідставне знеструмлення окремих споживачів, перевантаження інших елементів ЕЕС тощо. Встановлено, що показник загальної надійності ДЗТ за період спостережень (10 років) становить близько 88,5%, при цьому із 25 зафіксованих випадків неправильної дії захисту переважну більшість становлять випадки його надлишкової або хибної дії і лише 2 випадки його відмови, що свідчить загалом про достатню чутливість захисту до внутрішніх КЗ та його високу готовність до спрацювання у разі пошкодження трансформатора, що захищається. Однак все ж таки зафіксовані 23 випадки неселективної дії пристроїв ДЗТ (без пошкодження трансформатора) на ЕС та системних ПС є достатньо високим показником, який спонукає до розробки нових заходів, спрямованих на попередження виникнення подібних випадків у майбутньому.

Список використаної літератури

1. Киреева Э. Р. Релейная защита и автоматика электроэнергетических систем / Э. Р. Киреева. – М. : Академия, 2014. — 287 с.
2. Правила улаштування електроустановок : Глава 3.2. Релейний захист / Мінпаливенерго України. – К. : НПЦР, 2015. – 88 с.
3. Шнеерсон Э. М. Цифровая релейная защита / Э. М. Шнеерсон. – М. : Энергоатомиздат, 2007. — 549 с.
4. Busbar protection RET670. Application manual : 1MRK 505 211-UEN. – Baden : ABB Switzerland Ltd, 2012. – 447 p.
5. Siprotec 5 busbar protection 7UT611. Manual : C53000-G5040-C019. – Munich : Siemens AG, 2014. – 532 p.
6. Технічне обслуговування мікропроцесорних пристроїв релейного захисту, протиаварійної автоматики, електроавтоматики, дистанційного керування та сигналізації електростанцій і підстанцій від 0,4 кВ до 750 кВ : СОУ-Н-ЕЕ 35.514:2007. — [Чинний від 2007-10-30]. — К. : ОЕП «ГРІФРЕ», 2008. — 79 с. — (Національні стандарти України).
7. Gurevich V. Microprocessor protection relays: new prospects or new problems? / V. Gurevich // *Electrotehnika i Electromekhanika*. – 2006. – vol. 3. – P. 18-26.
8. Рубинчик В. А. Резервирование отключения коротких замыканий в электрических сетях / В. А. Рубинчик. – М. : Энергоатомиздат, 1985. — 180 с.

А.А. Ичетовкин, инженер ПАО «ЗОЭ»
Запорожские высоковольтные электрические сети
Д.А. Кулагин, к.т.н., профессор
Запорожский национальный технический университет,
В.В. Ниценко, к.т.н., ведущий инженер
РДЦ Днепропетровский регион ГП «НЭК «Укрэнерго»

ПРОБЛЕМЫ ЭКСПЛУАТАЦИИ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОЙ ТОКОВОЙ ЗАЩИТЫ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ И АВТОТРАНСФОРМАТОРОВ И МЕРОПРИЯТИЯ ПО ИХ РЕШЕНИЮ

В статье рассмотрены проблемные вопросы, касающиеся технической эксплуатации современных автоматических устройств релейной защиты силовых трансформаторов и автотрансформаторов, а в частности проанализированы случаи их неправильного действия в объединенной электроэнергетической системе Украины, на основании чего установлены причины возникновения этих случаев и выявлены недостатки релейной защиты, которые привели к их возникновению. Установлено, что наиболее распространенными причинами ложной и излишней работы защиты является появление броска тока намагничивания при включении под напряжение силового трансформатора, нарушение целостности токовых цепей защиты и ошибки, допущенные обслуживающим персоналом при настройке защиты и в процессе ее эксплуатации. На основании статистических данных о работе релейной защиты трансформаторов на протяжении последних 10 лет рассчитаны показатели надежности ее действия (надежность срабатывания, надежность несрабатывания и общая надежность), в частности установлено, что общая надежность устройств дифференциальной токовой защиты трансформаторов составляет 88,5%, и предложены мероприятия, направленные на повышение этих показателей.

Ключевые слова: релейная защита, дифференциальная токовая защита трансформатора, трансформатор, автотрансформатор, трансформатор тока, бросок тока намагничивания.

A. Ichetovkin, engineer in PJSC «ZOE»
Zaporozhye high-voltage power networks
D. Kulagin Cand. Sc. (Eng), Prof.,
Zaporizhzhya national technical University
V. Nitsenko, Cand. Sc. (Eng), lead engineer
RDC Dnipro region SI "NEC" Ukrenergo"

PROBLEMS IN OPERATION OF TRANSFORMER DIFFERENTIAL PROTECTION RELAYS AND ACTIVITIES FOR THEIR SOLUTION

The article deals with the issues related to operation of modern transformer protection relays, especially, the cases of their false tripping in the electric power system of Ukraine. Cases of false tripping were analyzed to explore disadvantages of transformer protection relays. It was identified that the most common causes of false tripping of protection relays are: magnetizing inrush current, damage of secondary current circuits and errors committed by the maintenance personnel during setting and operation. Based on the statistical data of the protection relays operation over the past 10 years, the reliability of it work was calculated. The overall reliability of transformer differential protection relays is 88.5% In this work the actions aimed to improve these indicators are advised.

Keywords: protection relays, differential transformer relay, transformer, autotransformer, current transformer, magnetizing inrush current.

Надійшла 08.12.2017
Received 08.12.2017

ДОСЛІДЖЕННЯ КОЛИВАНЬ ПРОВІДІВ ПОВІТРЯНИХ ЛІНІЙ ЕЛЕКТРОПЕРЕДАЧІ З УРАХУВАННЯМ ОЖЕЛЕДНО-ВІТРОВИХ НАВАНТАЖЕНЬ

В статті розглянуто питання удосконалення процедури побудови моделі коливань проводів повітряних ліній електропередачі в різних режимах вітрових та ожеледних навантажень. Наведено необхідність підвищення експлуатаційної надійності повітряних ліній електропередачі як одного з основних елементів системи передачі електричної енергії. Обґрунтовано доцільність додаткових поглиблених досліджень виникнення складних коливань проводів з різною частотою та амплітудою, які виникають у разі налипання ожеледі, форма якої досить часто не є ідеально циліндричною і істотно впливає на зміну коливального процесу. Представлено послідовність моделювання обтікання проводу марки АС 70/11 потоком повітря без урахування та з урахуванням налипання ожеледі різної форми. Наведено результати моделювання, які підтверджують доцільність урахування сили та вектору вітрового потоку, а також форми ожеледі, що є визначальними факторами під час визначення амплітуди та частоти коливань. Показано, що використання результатів моделювання дозволить істотно підвищити експлуатаційну надійність повітряних ліній електропередачі, особливо напругою від 6 до 35 кВ, розташованих в районах зі значними ожеледно-вітровими навантаженнями.

Ключові слова: повітряні лінії електропередачі, коливання проводів, ожеледно-вітрові навантаження, динамічне моделювання.

Вступ Експлуатаційна надійність систем передавання електричної енергії значною мірою визначається надійністю роботи одного з основних її елементів – повітряних ліній електропередачі (ПЛ) [1]. Проводи ПЛ незалежно від класу напруги в тій чи іншій мірі схильні до коливань, викликаних дією вітру. Коливання є причиною механічних (пошкодження проводів, лінійної арматури, систем підвісу) та електричних (короткі замикання) аварій, тобто істотного зменшення експлуатаційної надійності ПЛ. З результатів експлуатаційних спостережень [2] відомо, що найчастіше коливання проводів ПЛ виникають через вплив дії вітру під час однобічних відкладень у вигляді мокрого снігу, ожеледі або паморозі і тривають від декількох годин до 3 діб. Додатковим чинником виникнення складних коливань проводів ПЛ з різною частотою та амплітудою є налипання ожеледі, форма якої досить часто не є ідеально циліндричною і істотно впливає на зміну коливального процесу.

Розрізняють такі види ожеледно-паморозевих відкладень:

- Кристалічна паморозь – білий осад, що складається із кристалів льоду ніжної тонкої структури.
- Зерниста паморозь – снігоподібний пухкий лід матово-білого кольору, що утворюється з переохолоджених крапель туману й мряки.
- Ожеледь – шар матового або прозорого льоду, що утворюється під час швидкої зміни погоди з переохолодженням крапель туману чи мряки або шляхом осадження переохолодженого дощу.

Найпоширенішими видами коливань проводів, спричинених вітром, є вібрація, галопування проводів під дією вітру за наявності на проводі ожеледі несиметричної форми та коливання проводів розщеплених фаз, що спричинені дією аеродинамічного сліду (так звані субколивання). У [3] надано такі тлумачення зазначених вище понять:

- Вібрація проводів (тросів) – періодичні коливання проводів або тросів у прогоні з частотою від 3 до 150 Гц, які відбуваються у вертикальній площині під час вітру і утворюють стоячі хвилі з розмахом, що може перевищувати діаметр проводів (тросів).
- Галопування проводів (тросів) – сталі періодичні низькочастотні (0,2 – 2 Гц) коливання проводів (тросів) у прогоні, які утворюють стоячі хвилі (іноді в сполученні з біжучими) з числом напівхвиль від однієї до двадцяти та амплітудою 0,3 – 5 м.
- Субколивання (коливання проводів у підпрогонах) – викликані вітром періодичні коливання горизонтально розташованої пари проводів розщепленої фази, що відбуваються з однією або декількома напівхвилями на ділянках між сусідніми внутрішньофазними дистанційними розпірками з вузловими точками в місцях установки розпірок.

Ступінь впливу деяких факторів може змінюватися в широкому діапазоні від лінії до лінії, але в середньому ці різновиди коливань можуть бути охарактеризовані даними, наведеними у табл. 1.

Таблиця 1 – Порівняння типів коливань проводів ПЛ

Типи ПЛ	Вібрація	Галопування	Субколивання
	Будь-який	Будь-який	ПЛ з розщепленими фазами
Характеристики коливань			
Приблизний діапазон частот, Гц	3 – 150	0,08 – 3	0,15 – 10
Приблизний діапазон амплітуд коливань (пік-пік), виражений в значеннях діаметра проводу	0,01 – 1	5 – 300	Коливання в п/п: 0,5 – 20 Для фази в цілому: 0,5 – 80
Умови розвитку коливань			
Характер вітру	Стійкий	Стійкий	Стійкий, рівний
Швидкість вітру, м/с	1 – 7	7 – 18	4 – 18
Поверхня проводів	Голі або з рівномірною ожеледдю	Несиметричне відкладення ожеледі	Голі, сухі
Розрахункові параметри, що впливають на рух проводу	Тяжіння, самодемпфірування проводу, наявність гасників, спіральної арматури	Відношення вертикальної і крутильної власних частот, стріла провисання, тип опор	Крок розщеплення, поворот фази, розташування проводів у розщепленій фазі, довжини підпрогонів
Пошкодження			
Приблизний час, необхідний для появи пошкодження	3 міс – 20 років і більше	1 – 48 годин	1 міс. – 8 років і більше
Компоненти ПЛ, найбільш схильні до пошкоджень	Проводи, гасники вібрації	Проводи, арматура, ізолятори, траверси, опори	Підвісна арматура, розпірки, гасники вібрації, повиви проводів

Як зазначено у [2], пошкодженням внаслідок коливань можуть піддаватися всі проводи і троси, що застосовуються на ПЛ незалежно від їхнього матеріалу і перерізу. Спричинені коливаннями пошкодження проводів можуть мати місце за всіх типів застосовуваних у вітчизняній практиці підтримуючих затискачах, у тому числі в затискачах із човником, що хитається, а також і в роликівих підвісних пристроях, де провід вільно лежить у канавці ролика. Пошкодження зазвичай концентруються в місцях виходу проводу з опорної поверхні ложі затискача або ролика. У натяжних затискачах пошкодження проводів відбуваються значно рідше, ніж у підтримуючих, оскільки на виході з натяжного затискача провід не випробовує статичних напружень вигину.

Під час галопування можуть утворюватись стоячі хвилі з амплітудами від декількох метрів до значень, що досягають стріли провисання проводу. Галопування може тривати від декількох годин до декількох діб і припинятися лише зі зміною метеорологічних умов.

Зважаючи на значні витрати на боротьбу з різними проявами вібрації та великі збитки через наслідки їх дії, у багатьох країнах світу починаючи з 20-х років минулого сторіччя проводяться ретельні дослідження і спостереження за коливаннями проводів. Особливо активно дослідження відбуваються в останні 25 – 30 років. Зокрема під егідою Міжнародної Ради з великих електроенергетичних систем CIGRE (франц.: *Conseil International des Grands Reseaux Electriques*) проведено низку об'єднуючих засідань, присвячених, у тому числі, питанням боротьби із вібрацією та галопуванням проводів ПЛ. В середньому за кожний рік спостереження галопування спостерігалось протягом приблизно 5,5 дня. Під час галопування проводів, по-перше, виникають переміщення проводів у прогоні, за яких вони можуть виявитися в небезпечній близькості один від одного, що може призвести до пробію ізоляційного проміжку між ними; по-друге, відбувається деформація проводів, особливо в затискачах кріплення проводу до ізоляторів; по-третє, відбувається розгойдування гірлянд ізоляторів, їх деформування, що призводить до втрати міцності окремих її елементів і, по-четверте, відбувається не властиве нормальним умовам навантаження опор і особливо траверс, що призводить до деформації або навіть пошкодження елементів опор. Якщо три останні впливи призводять до поступового, а іноді і швидкого руйнування елементів ПЛ і час від часу вимагають проведення їх ремонту, то перший із впливів призводить до відключення ПЛ і, як наслідок, перерв у електропостачанні споживачів.

Мета статті Із застосуванням програмного пакету SolidWorks дослідити особливості моделювання виникнення коливань проводів ПЛ під дією вітру з урахуванням форми ожеледних навантажень.

Матеріали дослідження Як зазначено вище, коливання є наслідком впливу на провід поперечно спрямованого аеродинамічного потоку, який створює за проводом періодично виникаючі пориви вихрових рухів повітря. Вихрі, що виникають за проводом (рис. 1), несуться повітряними потоками, сприяючи утворенню наступних вихрів із протилежним напрямком обертання. При цьому перехід від ламінарного (спокійного) потоку до турбулентного (завихрення) визначається числом Рейнольда, яке визначається за формулою:

$$Re = \frac{Vd}{\nu}, \quad (1)$$

де V – швидкість потоку, м/с; d – діаметр циліндра, м; ν – кінематична в'язкість середовища, м²/с. У разі значень $Re = 40 - 150$ виникає нестійкість сліду, зрив, а коли $Re = 150 - 300$, виникає перехід до турбулентності у вихрах.

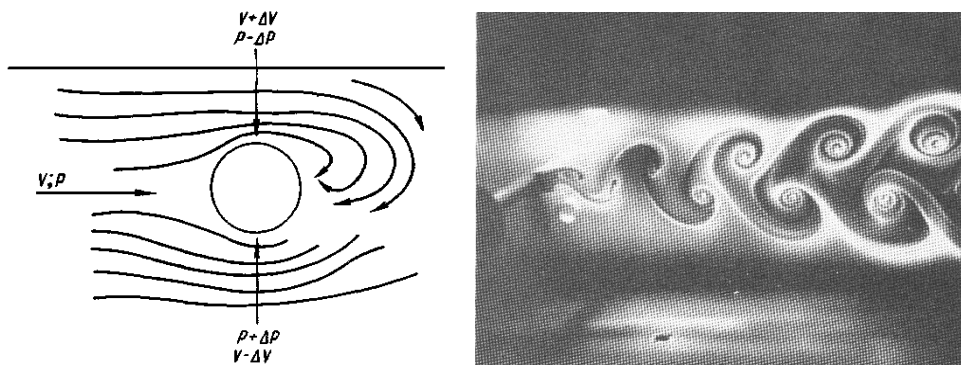


Рисунок 1 – Схема вихроутворення за проводом та вид збоку вихрів, що зриваються з нерухомого циліндра ($Re = 200$, частота зриву вихрів $f = 28$ Гц)

Взаємозв'язок між швидкістю потоку, діаметром циліндра і частотою вихрів характеризується безрозмірним параметром S_t (числом Струхаля):

$$S_t = \frac{\nu D}{v}. \quad (2)$$

Для аеродинаміки проводів характерні числа Струхаля зазвичай перебувають в діапазоні від 0,18 до 0,22, що дає змогу отримати з виразу (2) зручну для практичного використання формулу (3) для визначення частоти утворення вихрів

$$v = \frac{1000 \cdot S_t \nu}{D} \approx \frac{0,185 \cdot \nu}{D}, \quad (3)$$

де ν – частота утворення вихрів, Гц; D – діаметр проводу, мм; v – швидкість потоку (вітру), м/с. У формулі (3) число Струхаля береться $S_t = 0,18 - 0,22$.

Колівання проводів ПЛ, що перебувають під дією вітру, виникають як за відсутності, так і за наявності ожеледних відкладень. Діаграми дії сил вітрового тиску, що спричиняють коливання проводу ПЛ, наведено на рис. 2.

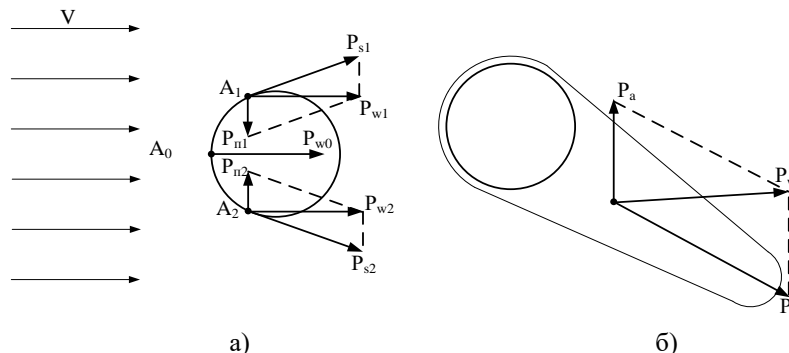


Рисунок 2 – Діаграми дії сил вітрового тиску, що спричиняють коливання проводу ПЛ: а) провід без ожеледі; б) провід з ожеледдю несиметричної форми

За відсутності ожеледі до кожної точки проводу прикладена сила тиску вітру P_w , яка має дві складових – вертикальну та позаддовжню. З аналізу наведеної діаграми сил можна дійти висновку, що у разі рівномірного тиску вітру на провід без ожеледі вертикальні складові сил практично компенсують одна одну, а складові по дотичній будуть сприяти обтіканню проводу потоком повітря.

Набагато складніша картина буде спостерігатися у разі налипання ожеледі, особливо несиметричної форми [2]. Найхарактерніші форми ожеледно-паморозевих відкладень та загальний вигляд проводу ПЛ з ожеледдю несиметричної форми наведено на рис. 3.

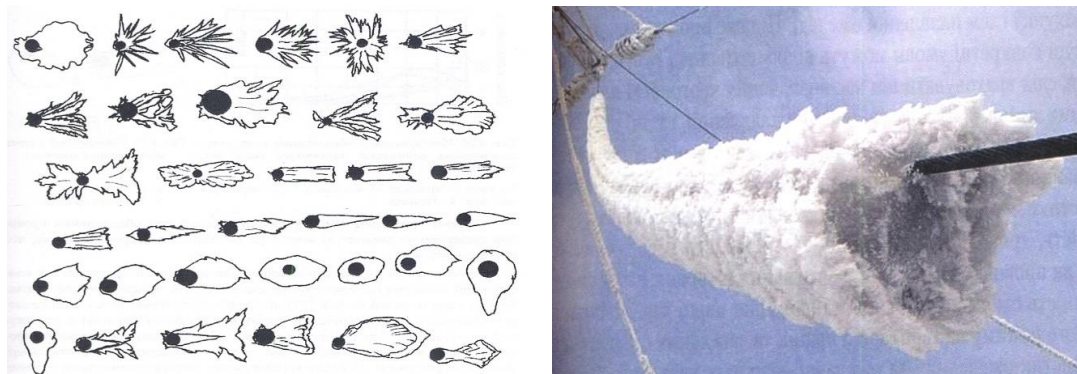


Рисунок 3 – Найхарактерніші форми ожеледно-паморозевих відкладень та загальний вигляд проводу ПЛ з ожеледдю несиметричної форми

Пошкодження проводу, спричинені коливаннями, зазвичай відбуваються в місцях його закріплення або в місцях підвіски на проводі пристроїв зі значною масою, де умови роботи проводу за вібрації особливо несприятливі, і можуть виявлятися в частковому зношуванні поверхні проводу або в послідовному зломі окремих дротів. Зі збільшенням кількості обірваних дротів напруга в дротах, що залишилися непошкодженими, зростає, руйнування набуває зростаючого характеру, поки не відбувається повний обрив проводу.

Програмний пакет SolidWorks – потужний інженерний та дослідницький інструмент, за допомогою відповідних бібліотек якого можна створювати складні динамічні багатовекторні моделі розподілення в часі та просторі багатьох параметрів. Вбудована програма візуалізації дозволяє відслідковувати динаміку зміни контрольованих параметрів та організувати варіативне моделювання для об'єктів, які відрізняються технічними характеристиками (наприклад, геометричні характеристики та просторове положення проводів ПЛ, які перебувають під дією вітру та ожеледних навантажень).

Нижче як приклад наведено послідовність та результати моделювання процесу обтікання потоком повітря проводу ПЛ марки АС-70/11, який перебуває у різних експлуатаційних режимах.

Перший крок. Моделювання проводу ПЛ («оголеного» та з ожеледними відкладеннями)

На рис. 4 наведено результат побудови моделі перерізу «Перший крок. Моделювання проводу ПЛ («оголеного» та з ожеледними відкладеннями)» проводу марки АС-70/11 у середовищі SolidWorks. Зовнішній вигляд та геометричні характеристики моделі проводу цілком відповідають фактичним характеристикам проводу марки АС-70/11, як за кількістю жил, так і за площиною перерізу.

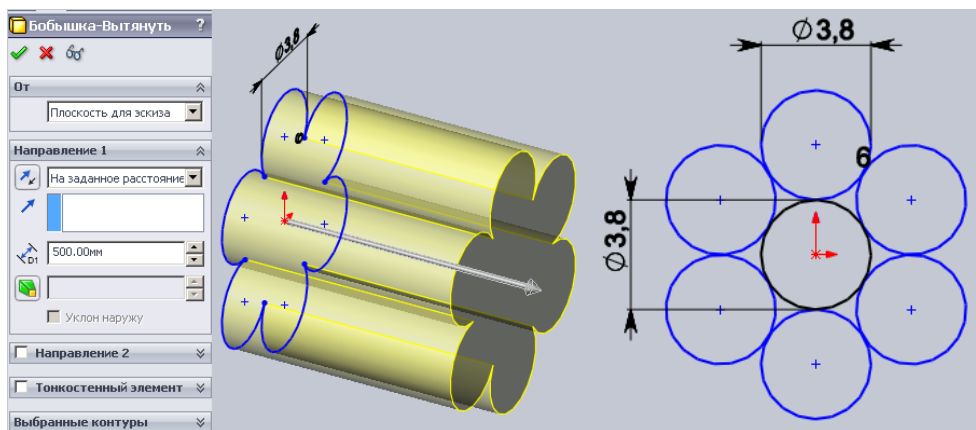


Рисунок 4 – Результат побудови моделі перерізу проводу марки АС-70/11 у середовищі SolidWorks

Після цього моделюємо провід, вкритий ожеледдю несиметричної форми. Результат побудови моделі перерізу наведено на рис. 5.

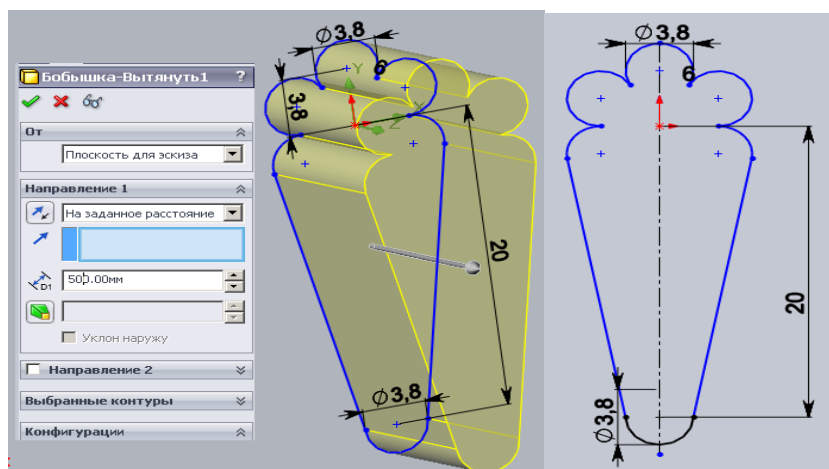


Рисунок 5 – Результат побудови моделі перерізу проводу марки АС-70/11, вкритого ожеледдю несиметричної форми, у середовищі SolidWorks

Другий крок. Моделювання обтікання потоком повітря проводу ПЛ без ожеледі

Результати моделювання траєкторій обтікання «Перший крок. Моделювання проводу ПЛ («оголеного») та з ожеледними відкладеннями») проводу марки АС-70/11 потоком повітря наведено на рис. 6, а загальний вигляд розподілення потоків повітря за швидкостями – на рис. 7.

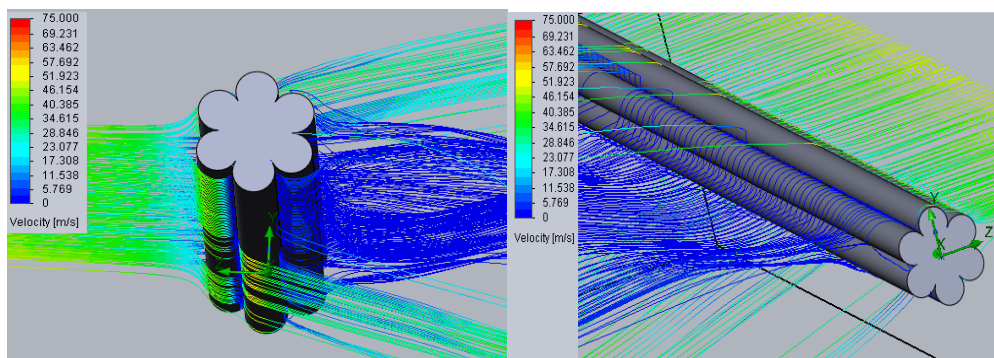


Рисунок 6 – Результати моделювання траєкторій обтікання потоком повітря «голоного» проводу

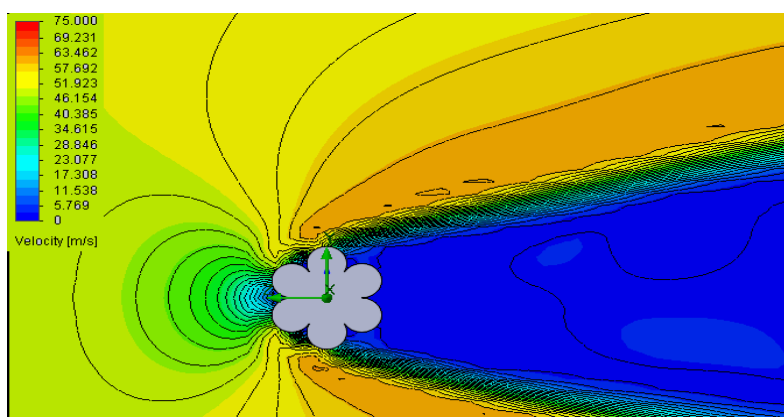


Рисунок 7 – Загальний вигляд розподілення потоків повітря за швидкостями

Третій крок. Моделювання обтікання потоком повітря проводу ПЛ з ожеледдю несиметричної форми і малим кутом відхилення

Результати моделювання траєкторій обтікання наведено на рис. 8, а загальний вигляд розподілення потоків повітря за швидкостями – на рис. 9.

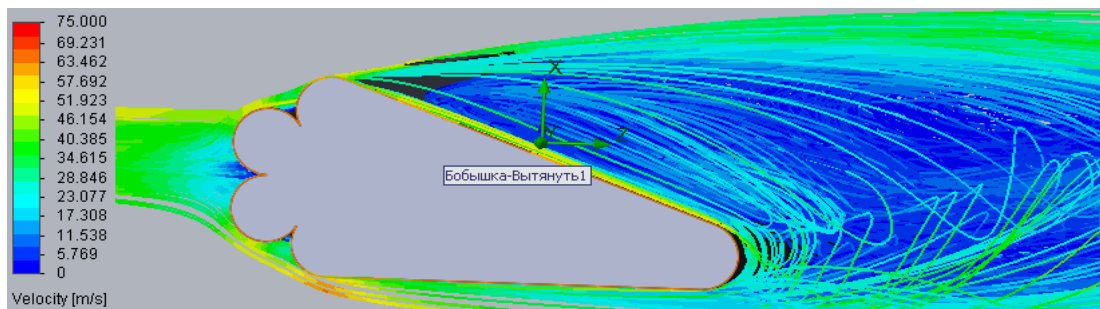


Рисунок 8 – Результати моделювання траєкторій обтікання потоком повітря проводу з ожеледдю

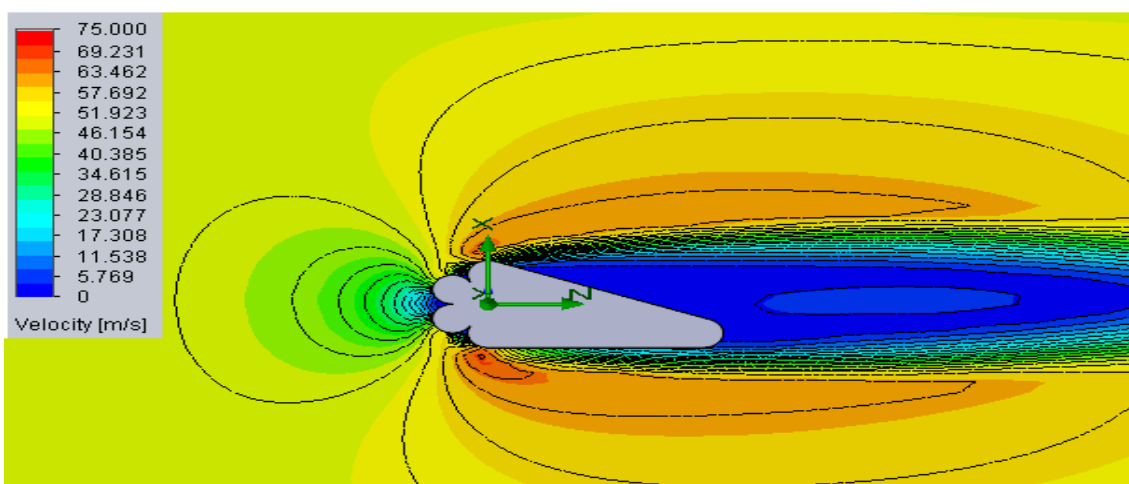


Рисунок 9 – Загальний вигляд розподілення потоків повітря за швидкостями

Четвертий крок. Моделювання обтікання потоком повітря проводу ПЛ з ожеледдю несиметричної форми і великим кутом відхилення

Результати моделювання траєкторій обтікання наведено на рис. 10, а загальний вигляд розподілення потоків повітря за швидкостями – на рис. 11.

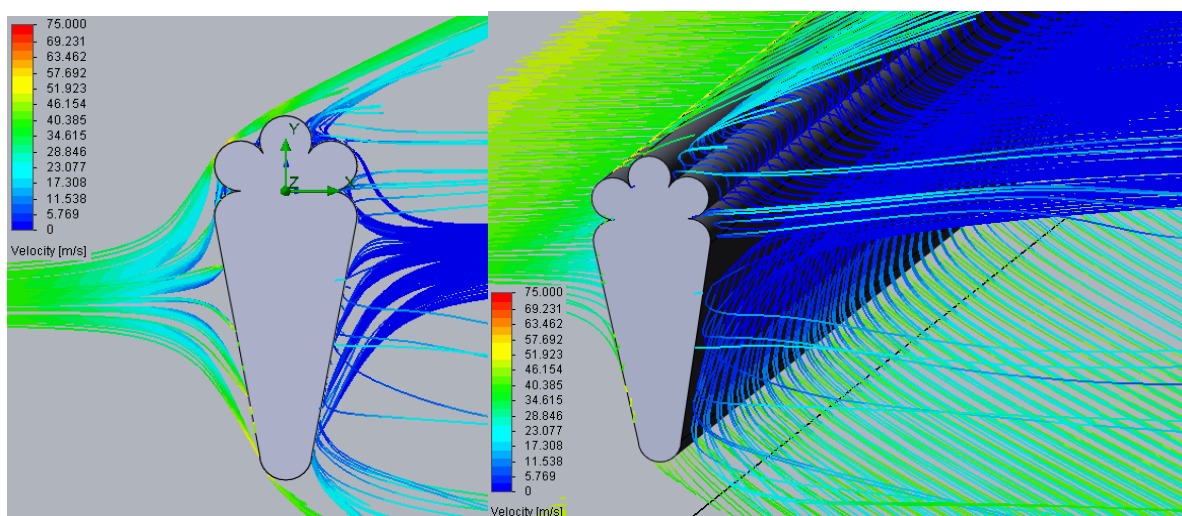


Рисунок 10 – Результати моделювання траєкторій обтікання потоком повітря проводу з ожеледдю

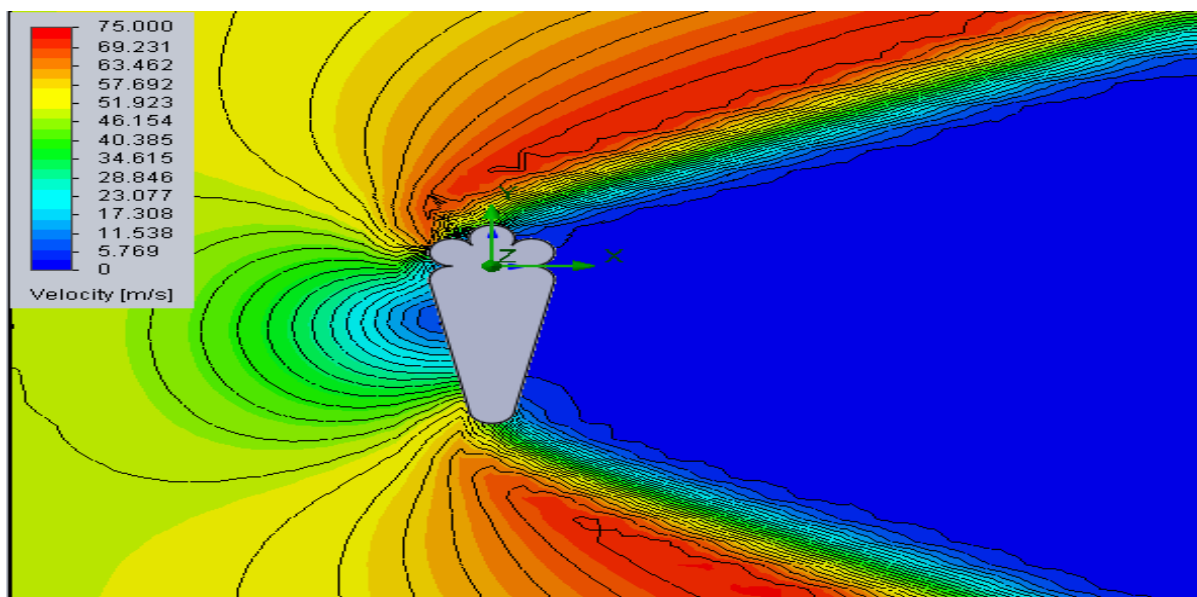


Рисунок 11 – Загальний вигляд розподілення потоків повітря за швидкостями

Висновки Забезпечення надійної роботи повітряних ліній електропередачі – запорука надійної та ефективної роботи систем електропостачання різних класів напруги. Коливання проводів ПЛ під дією вітру негативно впливають на стан проводів, що в подальшому призводить до виснаження матеріалу проводу і з часом до повного його руйнування. Особливо негативно на стан проводів ПЛ впливають ожеледно-вітрові навантаження, що призводять до масштабних аварій зі значними збитками та тривалими перервами електропостачання.

Виникнення коливань проводів ПЛ, що перебувають під дією ожеледно-вітрових навантажень, потребує додаткових досліджень. Ефективним інструментом таких досліджень, крім фізичних макетів та натурних експериментів, є комп'ютерне моделювання, перевагами якого є можливість досліджувати стан проводів ПЛ за різних метеорологічних умов.

Створена динамічна модель обтікання проводу ПЛ марки АС-70/11 із застосуванням програмного пакету SolidWorks дозволяє з високою точністю визначати швидкості та просторову форму потоків повітря, а також відслідковувати динаміку їх переміщення за різних умов експлуатації, що в свою чергу дозволить в подальшому розрахувати амплітуду та форму коливань проводів ПЛ, що перебувають під дією ожеледно-вітрових навантажень.

Список використаної літератури

1. Казанський С.В. Надійність електроенергетичних систем: навч. посібник / С.В. Казанський, Ю.П. Матеєнко, Б.М. Сердюк. – Київ.: НТУУ «КПІ», 2011. – 216 с. – ISBN 978-966-622-453-1.
2. Крижов Г.П. Ожеледно-вітрові навантаження, галоупування проводів повітряних ліній електропередавання та боротьба з ними: довідково-метод. посібник / Г.П. Крижов, Т.Є. Удод, Г.І. Гримуд. – Київ.: «ДП НТУКЦ Аселенерго», 2010. – 456 с. – ISBN 978-966-2003-65-9.
3. СОУ 45.2-00100227-24:2010 Захист проводів і тросів повітряних ліній електропередавання від вітрових коливань (вібрації, галоупування, субколивань). Методичні вказівки. – Київ.: КВІЦ. – 2010.
4. ПУЕ-2006. Правила улаштування електроустановок. Розділ 2. Передавання електроенергії. Глава 2.4 Повітряні лінії електропередавання напругою до 1 кВ. Глава 2.5 Повітряні лінії електропередавання напругою вище 1 кВ до 750 кВ. Затв. наказом Мінпаливенерго України від 05.01.2006 р. № 3. – К.: ОЕП «ГРІФРЕ», 2006.
5. ГКД 34.20.507-2003 Технічна експлуатація електричних станцій і мереж. Правила. Затв. наказом Мінпаливенерго України від 13.06.2003 р. № 296. – К.: ОЕП ГРІФРЕ, 2003.
6. Горохов Е.В., Ветровые и гололедные воздействия на воздушные линии электропередачи /Е.В. Горохов, М.И. Казакевич, С.В. Турбин, Я.В. Назим и др. Под ред. Горохова Е.В. – Донецк, 2005. – 348 с.
7. Удод Т.Е. Анализ пляски проводов ВЛ (Новые представления о физике процесса). // Семинар стран СНГ «Вопросы проектирования, строительства и эксплуатации ВЛ с учетом перспективы повышения надежности их работы на современном этапе» (МЭС-3). – Москва, 2007.

8. Горохов Е.В. Эффективность энергетического строительства и эксплуатации в Украине / Е.В. Горохов, Г.И. Гримуд, В.Ф. Мушчанов и др. Под ред. Е.В. Горохова и Г.И. Гримуда. – Макеевка, РИО ДонНАСА, 2008. – 172 с.

9. Вибрация и пляска проводов на воздушных линиях электропередачи [Электронный ресурс] – Режим доступа: <http://electricalschool.info/main/vl/416-vibracija-i-pljaska-provodov-na.html>.

S. Kazanskiy, Cand.Sc. (Eng.), Assoc. Prof **ORCID** 0000-0002-6113-2600

V. Mossakovskiy, TF **ORCID** 0000-0002-5096-5957

R. Merkotan, Msc. **ORCID** 0000-0002-4813-9656

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

**RESEARCHING OF THE OF OVERHEAD TRANSMISSION LINE WIRES OSCILLATIONS
TAKING INTO ACCOUNT OF ICE-WIND LOADINGS**

The article in question about reliability increasing of the overhead transmission lines which cross the area with a high probability of increased wind and ice loadings.

It has been shown the need of increasing the operational reliability of the overhead transmission lines as one of the main part of electrical power transmission system. The question of improve of wires oscillation simulation of the overhead line under different ice-wind loading conditions.

It has been shown modeling sequence overhead line wire airflow, type AS-70/11, without talking about coating of ice, and talking about coating of ice of different shape.

It shows the results of modeling which confirm the feasibility to give proper weigh of wind flow force and direction, and coating of ice of different shape. Wind and ice-load are the determining factors in computation the amplitude and frequency of oscillations.

The use of simulation results will significantly improve the operational reliability of the 6-35 kV overhead transmission lines especially, which cross the area with a high ice-wind loadings.

It shows the expediency of additional studies of the occurrence of complex oscillations of wires with different frequency and amplitude, which arise in the case of ice formation, whose shape is not perfectly cylindrical and significantly affects the variation of the oscillatory process, is substantiated. A particular case of such a study can be spatial modeling of the oscillatory process of the overhead of the transmission line wire, talking about coating of ice of different shape.

Key words: overhead transmission line, wires oscillation, ice-wind loadings, non-stationary simulation.

References

1. Kazansky S. Reliability of power systems: training aid /S. Kazansky, Y. Mateyenko, B. Serdyuk. – K.: NTUU «KPI», 2011. – P.216 – ISBN 978-966-622-453-1.

2. Kryzhov G. Ice-wind loads, galloping of electric lines of electric lines and fighting them: a reference method. manual / G. Kryzhov, T. Udod, G. Grimyd – Kyiv: «DP NTCC Asselergo», 2010. – 456 p. – ISBN 978-966-2003-65-9.

3. SOU 45.2-00100227-24: 2010 Protection of wires and cables of electric power transmission lines from wind oscillations (vibration, galloping, sub-rolling). Methodical instructions. – Kyiv: KVIC. – 2010.

4. REI-2006. Rules for electrical installation. Section 2. Transmission of electricity. Chapter 2.4. Overhead transmission lines up to 1 kV. Chapter 2.5 Overhead transmission lines voltage above 1 kV to 750 kV. Shuttle By order of the Ministry of Fuel and Energy of Ukraine dated January 5, 2006, № 3. – K.: ORE «GRIFRE», 2006.

5. SKD 34.20.507-2003 Technical operation of electric power stations and networks. Rules. Shuttle Order of the Ministry of Fuel and Energy of Ukraine dated June 13, 2003. № 296. – K.: OEP «GRIFRE», 2003.

6. Gorokhov E. Wind and glaze effects on overhead transmission lines / E. Gorokhov, M. Kazakevich, S. Turbin, Ya. Nazim and others. Ed. by Gorokhov E. – Donetsk, 2005. – 348 p.

7. Udod T. Analysis of the dance of wires of PL (New ideas about the physics of the process) / Seminar of the CIS countries «Issues of design, construction and operation of overhead lines, taking into account the prospects for improving the reliability of their operation at the present stage» (MES-3). – Moscow, 2007.

8. Gorokhov E. Efficiency of energy construction and operation in Ukraine / E. Gorokhov, G. Grimyd, V. Mushchanov and others. Ed. by E. Gorokhov and G. Grimyd. – Makeevka, RIO DonNASA, 2008. – 172 p.

9. Vibration and dance of wires on overhead power lines [Electronic resource] – Website data: <http://electricalschool.info/main/vl/416-vibracija-i-pljaska-provodov-na.html>.

С.В. Казанский, канд. техн. наук, доц. ORCID 0000-0002-6113-2600

В.И. Моссаковский, ассист. ORCID 0000-0002-5096-5957

Р.А. Меркоган, магистр ORCID 0000-0002-4813-9656

Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского»
**ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ ПРОВОДОВ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ С
УЧЕТОМ ГОЛОЛЕДНО-ВЕТРОВЫХ НАГРУЗОК**

Статья посвящена проблеме повышения надежности воздушных линий электропередачи, расположенных в районах с высокой вероятностью возникновения повышенных ветровых и гололедных нагрузок. В статье показана необходимость повышения эксплуатационной надежности воздушных линий электропередачи как одного из основных элементов системы передачи электрической энергии. Рассмотрен вопрос совершенствования построения модели колебаний проводов воздушных линий электропередачи в различных режимах ветровых и гололедных нагрузок.

Представлена последовательность моделирования процесса обтекания провода марки АС 70/11 потоком воздуха без учета и с учетом образования гололеда различной формы. Приведены результаты моделирования, которые подтверждают целесообразность учета силы и направления ветрового потока, а также формы гололеда, которые являются определяющими факторами при определении амплитуды и частоты колебаний. Показано, что использование результатов моделирования позволит существенно повысить эксплуатационную надежность воздушных линий электропередачи, особенно напряжением от 6 до 35 кВ, расположенных в районах со значительными гололедно-ветровыми нагрузками.

Обоснована целесообразность дополнительных исследований возникновения сложных колебаний проводов с разной частотой и амплитудой, которые возникают в случае образования гололеда, форма которого не является идеально цилиндрической и существенно влияет на изменение колебательного процесса. Такими исследованиями, в частности, может быть пространственное моделирование колебательного процесса провода в пролете линии электропередачи с учетом гололедных образований различной формы.

Ключевые слова: воздушные линии электропередачи, колебания проводов, гололедно-ветровые нагрузки, динамическое моделирование

Надійшла 22.02.2018

Received 22.02.2018

УДК 621.18.063

А.В. Баранюк, канд. техн. наук, ст. препод., ORCID 0000-0001-6008-6465

А.М. Терех, канд. техн. наук, с. н. с., ORCID 0000-0002-1320-8594

В.А. Янушевский, магистрант, ORCID 0000-0003-0179-1433

Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского»

**CFD-МОДЕЛИРОВАНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКОГО
СОПРОТИВЛЕНИЯ ПУЧКОВ ВИНТООБРАЗНЫХ ТРУБ**

Средствами CFD-моделирования проведено исследование аэродинамического сопротивления шахматных пучков винтообразных труб с равноразвитой поверхностью в диапазоне изменения чисел Рейнольдса от $9,5 \cdot 10^3$ до $45 \cdot 10^3$. Изучены модели пучков с отношениями шагов между трубами $s_1/s_2 = 0,46, 0,92$ и $1,83$. Показано, что аэродинамическое сопротивление пучка винтообразных труб с $s_1/s_2 = 0,92$ всего на 5% выше аналогичного гладкотрубного пучка. Предложены расчетные соотношения для определения аэродинамического сопротивления исследованных шахматных пучков однозаходных винтообразных труб с равноразвитой поверхностью. Выявлено, что коэффициент C_s и показатель степени n при числе Рейнольдса в уравнении подобия зависят от шаговых характеристик пучков. Использование винтообразных труб в теплообменниках типа «газ-газ» позволяет увеличить интенсивность теплообмена на (10-30%) при умеренном росте аэродинамического сопротивления, в результате чего можно существенно улучшить массогабаритные характеристики теплообменных аппаратов.

Ключевые слова: винтообразная труба, равноразвитая поверхность, шахматный пучок, аэродинамическое сопротивление, расчет

© А.В. Баранюк, А.М. Терех, В.А. Янушевский, 2018

На сегодняшний день известно, что существующие теплообменные поверхности, которые изготовлены из гладких круглых труб, исчерпали свои возможности с точки зрения увеличения их теплоаэродинамической эффективности. Поэтому поиск новых форм теплообменных поверхностей, которые способны обеспечить высокую интенсивность теплообмена при минимальной затрате энергии на прокачку теплоносителей, является актуальной задачей.

Одним из рациональных способов увеличения теплоаэродинамических характеристик поверхностей нагрева, например для теплообменных устройств типа „газ-газ”, является одновременное развитие внешней и внутренней поверхностей труб [1-6]. В работах [1-6] показано, что форма конструкции таких труб позволяет одновременно существенно увеличить как внешнюю, так и внутреннюю поверхность теплообмена в (1,15-1,4) раза. Винтообразные выступы-впадины (рис.1), которые чередуются с определенным шагом, вызывают дополнительную турбулизацию пограничного слоя [5]. За счет закручивания внутреннего и внешнего потоков и резкого изменения скорости потока при омывании поверхности происходит одновременное увеличение интенсивности внутреннего и внешнего теплообмена в зависимости от геометрических характеристик труб и шагов между ними соответственно в 1,5-2,5 и 1,1-1,3 раза. За счет этого коэффициент теплопередачи увеличивается на 25-70% по сравнению с пучками труб круглого сечения.

Такие трубы способны изготавливать специалисты ММИ КПИ им. Игоря Сикорского [7], которые разработали технологию получения винтовых профилей на круглых трубах. Профилирование выполняется роликами двух обкатывающих головок – одно- и трех роликовой за один проход. Усовершенствованная технология получения винтообразных труб позволяет изготавливать трубы малого диаметра (меньше 20 мм) с однозаходным винтообразным профилем большой длины (больше 1 м).



Рисунок 1 – Фотография длинномерной винтообразной трубы диаметром 16 мм и шагом между выступами 8мм.

Для возможного применения винтообразных труб в качестве теплообменных поверхностей, необходимо при помощи численного и экспериментального методов провести исследования аэродинамического сопротивления шахматных пучков таких труб, получить расчетные соотношения для определения коэффициентов сопротивления в условиях внешнего их омывания, а также провести сравнение полученных данных с данными для шахматных пучков круглых труб.

Материал данной статьи посвящен исследованию аэродинамического сопротивления шахматных пучков винтообразных труб, определению соотношений для расчета аэродинамического сопротивления пучков таких труб в условиях внешнего поперечного омывания воздушным потоком средствами CFD (Computation Fluid Dynamics) моделирования.

Методика исследований

Исследование аэродинамического сопротивления выполнено для трех типов винтообразных труб, которые отличаются шагом винтовой линии – $t = 8$ мм, 12 мм и 20 мм. При этом, высота выступов-впадин винтовой линии h оставалась величиной постоянной и равной 2,5 мм. Определение аэродинамического сопротивления шахматных пучков винтообразных труб выполнялась с помощью CFD-моделирования для трех компоновок шахматных пучков с шаговыми параметрами $s_1/s_2 = 22/48 = 0,46$, $s_1/s_2 = 22/24 = 0,92$ и $s_1/s_2 = 44/24 = 1,83$. Значения поперечных s_1 и продольных s_2 шагов исследованных пучков, а также основные геометрические размеры труб приведены на рис. 2 и 3. Количество рядов труб в шахматном пучке поперек и вдоль потока составляло соответственно $z_1=10$ и $z_2=9$.

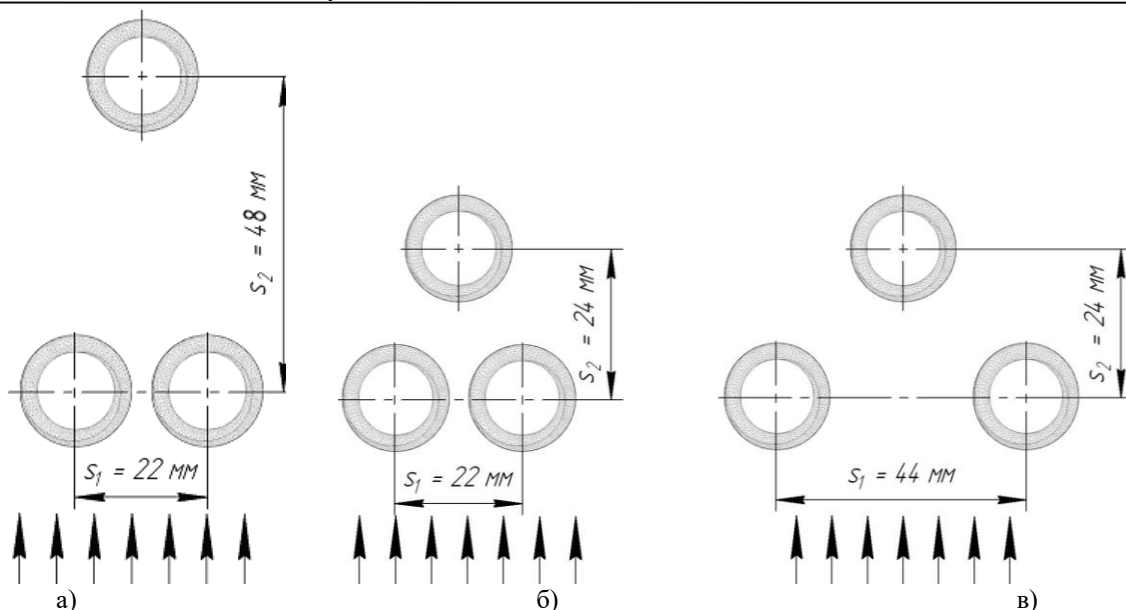


Рисунок 2 – Исследованные пучки винтообразных труб с $s_1/s_2 = 0,46$ (а), $s_1/s_2 = 0,92$ (б) и $s_1/s_2 = 1,83$ (в).

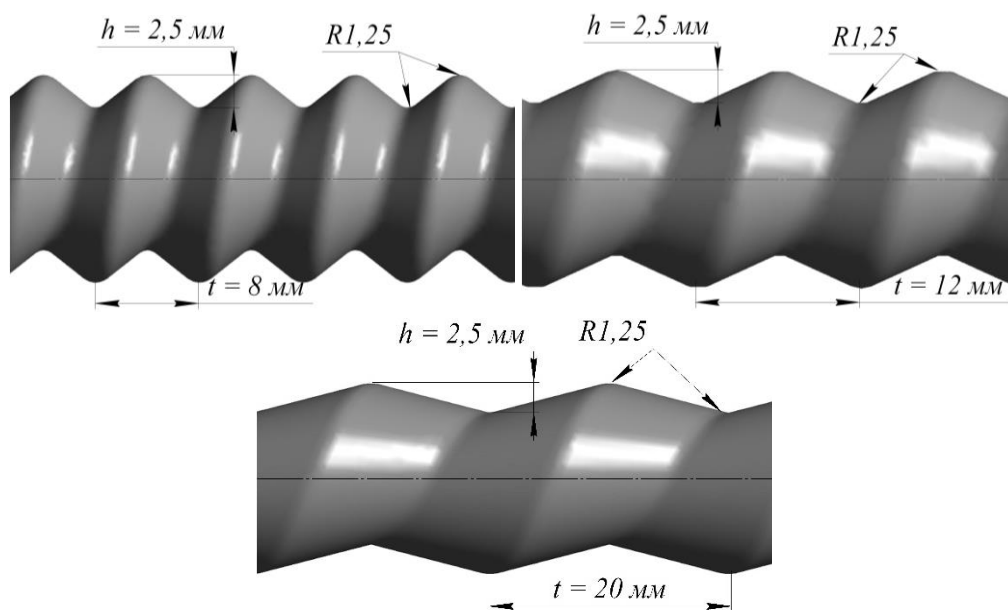


Рисунок 3 – Геометрические параметры исследованных винтообразных труб.

Трехмерная расчетная сетка для случая омыwania потоком внешней поверхности винтообразных труб представлена на рис. 4. Количество ячеек необходимых для дискретизации потока в межтрубном пространстве не превышало 4 млн. Как свидетельствует рис. 4, конечно-элементная сетка межтрубного пространства двухслойная и содержит пристеночную область, которая аппроксимируется с помощью элементарных параллелепипедов и межтрубную область, которая аппроксимируется с помощью тетраэдров. Такое построение расчетной сетки выполнено согласно рекомендациям [8] и обеспечивает максимальную достоверность полученных результатов с физической точки зрения.

Вычисления на моделях проводились при периодических граничных условиях, которые определялись в боковых плоскостях. Расстояние между упомянутыми боковыми плоскостями отвечало поперечному шагу между трубами s_1 (рис.2).

Приведенный ниже анализ выполнялся с помощью разработанных конечно элементных CFD-моделей винтообразных труб в среде программного комплекса ANSYS-Fluent. Задача решалась в стационарной постановке с соблюдением требования достижения независимости решения от плотности расчетной сетки. При моделировании для всех типоразмеров выбирались неизменными следующие граничные условия:

- температура потока на входе в пучок винтообразных труб $t_{ex} = 26$ °С;
- температура стенки трубы $t_{cm} = 100$ °С.
- расход воздуха на входе в пучок $G = 1 \cdot 10^{-4}$ кг/с, $9 \cdot 10^{-4}$ кг/с, $9 \cdot 10^{-3}$ кг/с, $3 \cdot 10^{-2}$ кг/с.

Теплофизические свойства воздуха задавались в виде полиномиальных функций температуры.

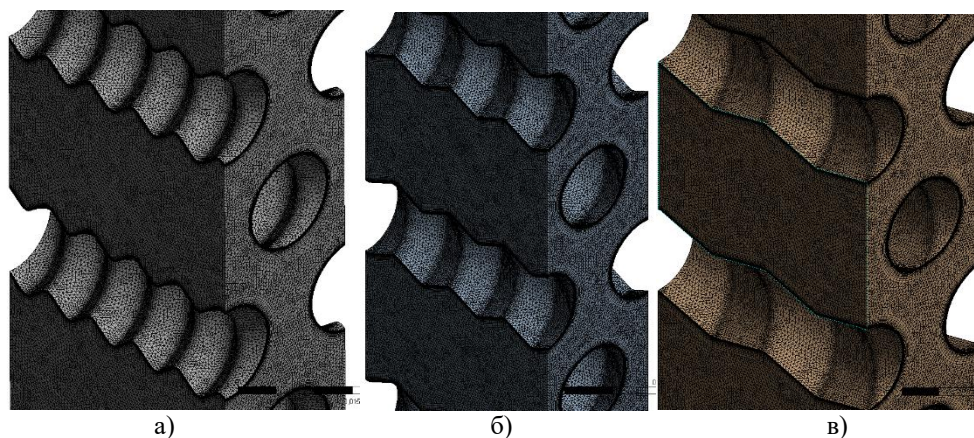


Рисунок 4 – Расчетная конечно-элементная сетка модели пучка из $s_1/s_2 = 0,92$, которая состоит из винтообразных труб, отличающаяся шагом винтовой линии $t = 8$ мм (а), 12 мм (б) и 20 мм (в)

Аэродинамическое сопротивление ΔP исследованных пучков винтообразных труб определялось как разница абсолютных давлений между входом и выходом потока из пучка труб. Упомянутые абсолютные давления определялись с помощью команды Report программы ANSYS-Fluent. По значениям ΔP определялись числа Эйлера для всего пучка в целом

$$Eu = \Delta P / \rho w_{ж}^2, \quad (1)$$

и числа Эйлера, отнесенные к одному поперечному ряду

$$Eu_0 = Eu / z_2. \quad (2)$$

Результаты экспериментов описывались зависимостями вида $\lg(Eu_0) = f(\lg(Re))$, где числа Рейнольдса рассчитывались по внешнему диаметру трубы D . Значение расчетной скорости потока, которая входит в выражение чисел Эйлера Eu и чисел Рейнольдса Re определялись в минимальном проходном сечении пучка.

Моделирование аэродинамического сопротивления пучков винтообразных труб

На рис. 5 приведены в виде зависимостей $Eu_0 = f(Re_D)$ результаты расчета аэродинамического сопротивления для трех компоновок шахматных пучков винтообразных труб ($s_1/s_2 = 0,46, 0,92$ и $1,83$), поверхности труб которых отличались шагом винтовой линии при t (8 мм, 12 мм, 20 мм).

Анализ рис. 5 позволяет сделать вывод о том, что изменение шага винтовой линии поверхности трубы практически не влияет на сопротивление пучков. Полученные результаты сравнивались с расчетными соотношениями аэродинамического сопротивления шахматных гладкотрубных пучков, которые приведены в нормативном методе [9].

Рис. 5 свидетельствует, что увеличение продольного шага труб s_2 при постоянном поперечном шаге s_1 приводит к росту аэродинамического сопротивления, а увеличение s_1 при $s_2 = \text{const}$, напротив, приводит к уменьшению сопротивления. При этом наибольшее аэродинамическим сопротивлением у пучка с наибольшим продольным шагом $s_2 = 48$ мм, что соответствует $s_1/s_2 = 0,46$. Числа Эйлера для этого пучка в зависимости от чисел Рейнольдса изменяются от значения 0,23 до 0,17. При этом аэродинамическое сопротивление пучка $s_1/s_2 = 0,46$ на 17 % и 20 % выше, чем для пучков с $s_1/s_2 = 0,92$ и $s_1/s_2 = 1,83$. Анализ приведенных на рис.5 данных также свидетельствует о том, что все исследованные пучки винтообразных труб имеют более высокое аэродинамическое сопротивление, чем соответствующие гладкотрубные пучки с теми же геометрическими характеристиками. Так пучок винтообразных труб с $s_1/s_2 = 1,83$ имеет на 46 % большее аэродинамическое сопротивление по сравнению с пучком гладких труб, а пучки труб с $s_1/s_2 = 0,46$ и $s_1/s_2 = 0,92$ на 14 % и на 5 % соответственно.

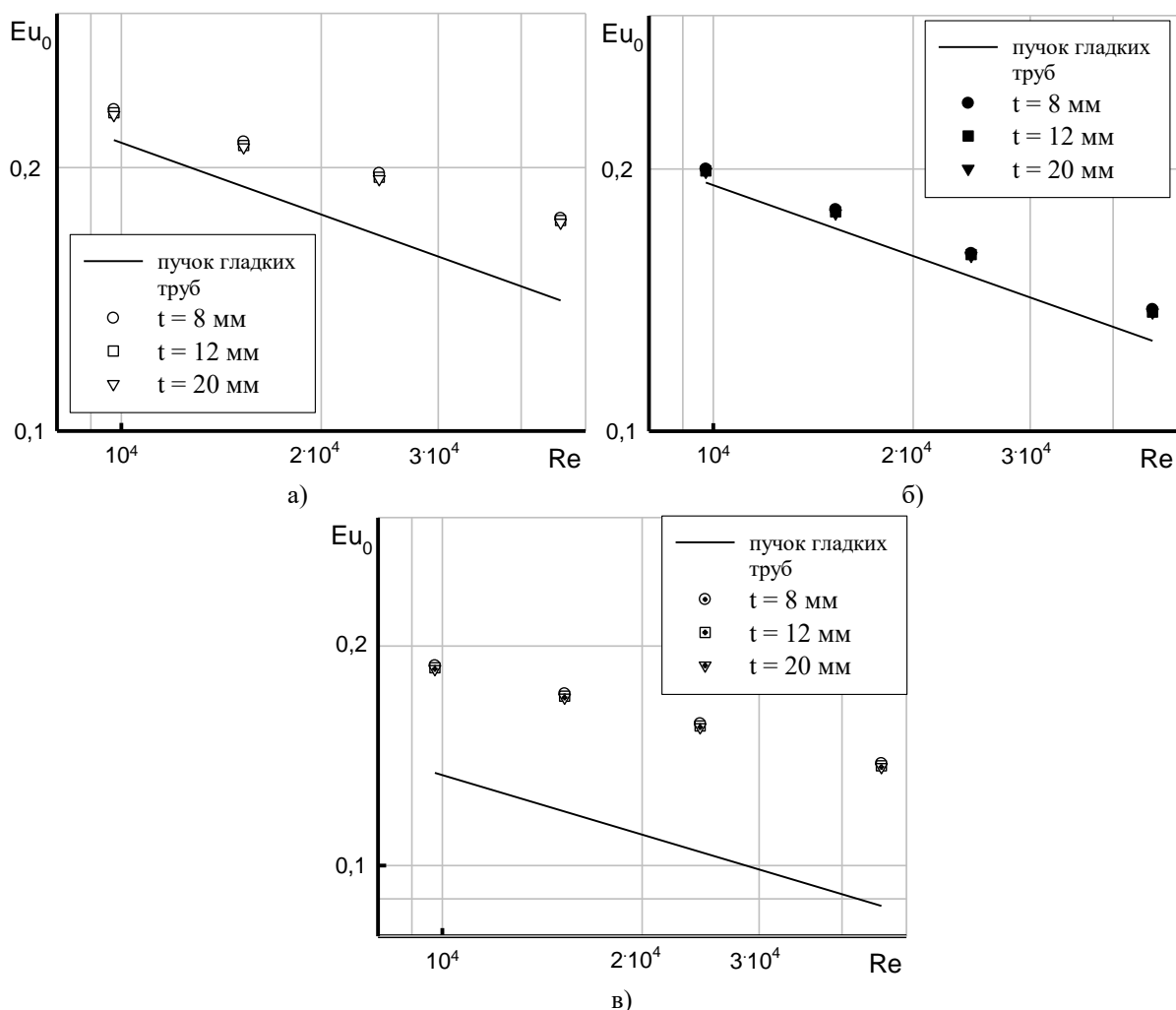


Рисунок 5 – Зависимость $Eu_0 = f(Re_D)$ для пучков винтообразных и гладких труб при $s_1/s_2 = 0,46$ (а), $s_1/s_2 = 0,92$ (б) и $s_1/s_2 = 1,83$ (в).

Пучки винтообразных труб с $s_1/s_2 = 22/24 = 0,92$ и $s_1/s_2 = 44/24 = 1,83$ имеют близкие значения аэродинамического сопротивления, отличающиеся не более чем на 10 %.

С учетом данных по теплообмену [13] и рекомендаций относительно требований компактности теплообменного аппарата, желательно использовать винтообразные трубы с шагом винтовой линии t равным 8 мм при высоте выступов-впадин 2,5 мм. Трубы следует располагать в шахматном порядке с поперечным s_1 и продольным s_2 шагами 22 мм и 24 мм соответственно.

Обобщения данные из аэродинамического сопротивления при омывании потоком поверхности винтообразных труб

Анализ приведенных выше данных свидетельствует, что при поперечном омывании пучка труб зависимость аэродинамического сопротивления от режимных параметров потока $Eu = f(Re_D)$ можно обобщить степенной зависимостью вида

$$Eu = C_s \cdot Re_D^{-n}. \tag{3}$$

Для получения расчетного соотношения, необходимо определить ряд параметров, которые влияют на аэродинамическое сопротивление шахматных пучков винтообразных труб. Коэффициенты C_s и n в формуле (3) являются функциями шаговых характеристик пучка и геометрических параметров труб. Учитывая существующий в литературе [4, 10, 11] опыт обобщения результатов исследования аэродинамического сопротивления различных теплообменных поверхностей наиболее достоверным параметром, который учитывает форму пучка и геометрические параметры труб является параметр приведенной длины – H/F . Однако, проведенный анализ полученных данных показал, что параметр H/F

практически не влияет на аэродинамическое сопротивление, что связано на наш взгляд с тем фактом, что значения H/F для исследованных пучков винтообразных труб незначительно отличаются друг от друга.

Для нахождения расчетной зависимости для аэродинамического сопротивления пучков труб согласно рис.5, определены значения коэффициентов C'_s и n , приведенные в таблицах 1-3.

Таблица 1- Зависимость $E_u = f(Re)$ при $s_1/s_2 = 22/48 = 0,46$

Re \ t, мм	9744	15282	24451	45846	C_s	n
8	0,233	0,214	0,197	0,175	1,2635	0,184
12	0,231	0,212	0,195	0,174	1,2315	0,1824
20	0,2297	0,211	0,194	0,173	1,2274	0,1826

Таблица 2.

Зависимость $E_u = f(Re)$ при $s_1/s_2 = 22/24 = 0,92$

Re \ t, мм	9744	15282	24451	45846	C_s	n
8	0,2	0,1797	0,16	0,138	1,8154	0,24
12	0,199	0,1786	0,1595	0,137	1,847	0,241
20	0,1986	0,1779	0,159	0,1369	1,7986	0,24

Таблица 3.

Зависимость $E_u = f(Re)$ при $s_1/s_2 = 44/24 = 1,83$

Re \ t, мм	9744	15282	24451	45846	C_s	n
8	0,188	0,172	0,1565	0,138	1,178	0,1998
12	0,1867	0,1707	0,1554	0,137	1,1709	0,199
20	0,186	0,17	0,1548	0,1365	1,165	0,1998

На основе представленных в таблицах 1-3 расчетных значений показателей степени и коэффициента C_s в формуле подобия (3) получены графические (рис. 7) и аппроксимирующие зависимости для определения n и C_s .

$$C_s = \frac{6,7}{\frac{2,1}{s_1/s_2} + 2,1 \frac{s_1}{s_2}}, \quad (4)$$

$$n = \left(\frac{2,1}{s_1/s_2} + 2,1 \frac{s_1}{s_2} \right)^{-1}. \quad (5)$$

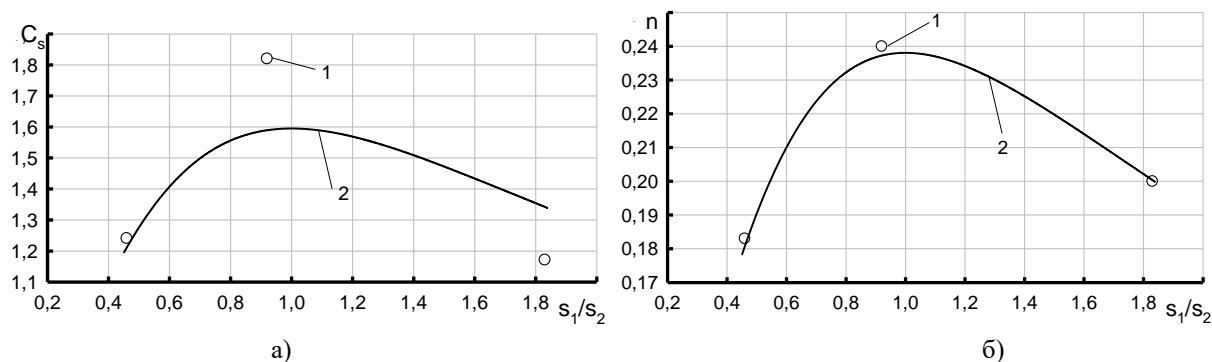


Рисунок 6 – Зависимости $C_s = f(s_1/s_2)$ (а) и $n = f(s_1/s_2)$ (б) для пучков винтообразных труб

С учетом соотношений (4)-(5), а также (3) формула для расчета аэродинамического сопротивления для трех шахматных пучков винтообразных труб с равноразвитой поверхностью имеет вид

$$Eu = \left(\frac{6,7}{2,1s_1/s_2 + 2,1s_1/s_2} \right) Re^{-(2,1s_1/s_2 + 2,1s_1/s_2)^{-1}} \quad (6)$$

Суммарная погрешность расчетных формул оценивалась прямым сопоставлением данных CFD-моделирования и рассчитанных по формулам (3)-(5) чисел Эйлера при фиксированных значениях чисел Рейнольдса $Re_D=10 \cdot 10^3$ и $Re_D=45 \cdot 10^4$. Разброс данных CFD-моделирования относительно расчетных зависимостей не превышает $\pm 6\%$ для трех исследованных пучков винтообразных труб.

Выводы

Установлено, что в шахматных пучках винтообразных труб, как и в шахматных пучках гладких труб, увеличение s_2 при $s_1 = \text{const}$ приводит к росту аэродинамического сопротивления, а увеличение s_1 при $s_2 = \text{const}$, напротив, приводит к уменьшению аэродинамического сопротивления.

Наибольшим аэродинамическим сопротивлением обладает пучок с шагом $s_2 = 48$ мм, что отвечает отношению $s_1/s_2 = 0,46$. При этом, сопротивление пучка из $s_1/s_2 = 0,46$ на 17 % и 20 % выше, чем для пучков из $s_1/s_2 = 0,92$ и 1,83.

Исследованные пучки винтообразных труб имеют большее аэродинамическое сопротивление, чем гладкотрубные пучки с теми же параметрами: пучок винтообразных труб с $s_1/s_2 = 1,83$ на 46 %, а пучок труб с $s_1/s_2 = 0,46$ и $s_1/s_2 = 0,92$ на 14 % и на 5 % соответственно.

Пучки труб, с $s_1/s_2 = 22/24 = 0,92$ и $s_1/s_2 = 44/24 = 1,83$ имеют близкие значения аэродинамического сопротивления (данные отличаются не более чем на 10 %).

Изменение шага винтовой линии t от 8 мм до 20 мм практически не влияет на аэродинамическое сопротивление шахматных пучков винтообразных труб.

С учетом рекомендаций относительно требований компактности теплообменного аппарата, желательно винтообразные трубы использовать с шагом винтовой линии t равным 8 мм. Трубы следует располагать в шахматном порядке с поперечным s_1 и продольным s_2 шагами 22 и 24 мм соответственно.

В последующем целесообразно более детально исследовать влияние заходности винтовой линии на теплоаэродинамические характеристики пучков винтообразных труб.

Список использованной литературы

1. E.N. Pis'menniy. Ways for improving the tubular heaters used in gas turbine units// Thermal Engineering. – 2012. – Vol.59. – no. 6. – С.485-490.
2. Письменный С.М. Теплообмін пучків труб з рівнорозвиненою поверхнею / С.М. Письменный, В.А. Рогачов, О.М. Терех, В.І. Коньшин, Д.С. Омельчук// Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2013. – №1/8 (61). – С. 29–33.
3. Письменный С.М., Рева С.А., Терех О.М. Аеродинамічний опір пучків гвинтоподібних труб. Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2013. – №6/8(66). – С. 31-35.
4. Письменный Е.Н. Обобщение данных по аэродинамическому сопротивлению пакетов винтообразных труб / Е.Н. Письменный, С.А. Рева, А.М. Терех, А.И. Руденко // Международный научно-исследовательский журнал. – 2014. Ч.1. – № 5(24). – С. 103-106.
5. Калинин Э.К. Эффективные поверхности теплообмена / Э.К. Калинин, Г.А. Дрейцер, И.З. Копп, А.С. Мячков. – М.: Энергоатомиздат, 1998 – 400 с.
6. Антуфьев В.М. Эффективность различных форм конвективных поверхностей нагрева / В.М. Антуфьев. – М.; Л.: Энергия, 1966. – 184 с.
7. Маковой В.О. Особливості профілювання одно- та трьохзахідних гвинтоподібних труб / В.О. Маковой, П.Ю. Проценко // Вестник Национального технического университета "ХПИ". – 2013. - №43(1016). – С.153-162.
8. Быстров Ю. А. Численное моделирование вихревой интенсификации теплообмена в пакетах труб / Ю. А. Быстров, С. А. Исаев, Н. А. Кудрявцев, А. И. Леонтьев. – С-Пб.: Судостроение, 2005. – 392 с.
9. Аэродинамический расчет котельных установок: нормативный метод. Изд. 3, под ред. С.И. Мочана. – Л.: Энергия, 1977. – 256 с.
10. Kays, W.M., Compact Heat Exchangers. Second edition / W.M. Kays, A.L. London. Mc Graw – Hill Book Company, New York, 1967. – 224 p.
11. Письменный Е.Н. Теплообмен и аэродинамика пакетов поперечно-оребранных труб / Е.Н. Письменный.. Киев: Альтерпрес, 2004. – 244 с.
12. Баранюк О.В. Теплообмін шахових пучків гвинтоподібних труб / О.В. Баранюк, В.А. Рогачов, Н.Ю. Андрусик // Енергетика: економіка, технології, екологія, 2017. – №6. – С.34-37.

A. Baranyuk, Ph.D., senior lecturer ORCID 0000-0001-6008-6465

A. Terekh, Ph.D., senior Researcher ORCID 0000-0002-1320-8594

V. Yanushevskyy, master student, ORCID 0000-0003-0179-1433

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

CFD-MODELING OF AERODYNAMIC DRAG OF BUNDLES OF HELICAL TUBES

With the help of CFD modeling, an investigation was made of the aerodynamic drag of staggered bundles of spiral-shaped tubes with an equal surface in the range of variation of Reynolds numbers from $9,5 \cdot 10^3$ to $45 \cdot 10^3$. All the bundles were formed from the three types of helical tubes investigated, which differ only in the pitch of the helical line – $t = 8, 12$ and 20 mm. Other geometric parameters, namely the outer diameter $d = 16$ mm, the depth of the protrusions of the single-thread helix $h = 2,5$ mm and the total tube length $l = 500$ mm, did not change. Bundles models with step ratios between tubes $s_1/s_2 = 0,46, 0,92$ and $1,83$ are studied. It is shown that the aerodynamic drag of a bundle of helical tubes with $s_1/s_2 = 0,92$ is only 5% higher than a similar smooth-tube bundle. Calculated relationships are proposed for determining the aerodynamic drag of the studied staggered bundles of single-pass helical tubes with an equal surface. It is shown that the coefficient C_s and the exponent n at the Reynolds number in the similarity equation depend on the step characteristics of the bundles.

It is planned that application of helical tubes will allow to increase on (10-30)% intensity of heat exchange at the moderate increase of aerodynamic resistance, due to what it is possible substantially to improve mass overall descriptions of heat-exchange devices. In the case of using of helical tubes in «gas-to-gas» heat exchangers makes it possible to increase the heat transfer rate with a moderate increase in aerodynamic drag, as a result of which it is possible to significantly improve the mass and dimensions characteristics of heat exchangers

Keywords: helical tubes, equaldeveloped surface, staggered package, aerodynamic drag, calculation

References

- 1.E.N. Pis'menniy. Ways for improving the tubular heaters used in gas turbine units// Thermal Engineering. – 2012. – Vol.59. – no. 6. – C.485-490.
- 2.Pis'menniy E.N. Heat transfer of tube bundles with the equalincreased surfaces / E.N. Pis'menniy, VA Rogachev, OM Terekh, V.I. Konshin, D.S. Omelchuk // Eastern European Journal of advanced technologies. - 2013. - №1 / 8 (61). - S. 29 -33.
- 3.Pis'menniy E.N. Aerodynamic drag of tube bundles with the equalincreased surfaces / E.N. Pis'menniy, A.M. Terekh, V.A. Rogachov, A.I. Rudenko, S.A. Reva // Eastern European Journal of advanced technologies. - 2013. - №6 /8 (66). - P. 31 -35.
- 4.Pis'menniy E.N., Reva S.A., Terekh A.M., Rudenko A.I. The generalized data of aerodynamic drag of the staggered bundles of screw-shaped tubes / E.N. Pis'menniy, S.A. Reva, A.M. Terekh, A.I. Rudenko // International research journal. – 2014. – V.1. – N 5(24). P. 103-106.
- 5.Kalinin E.K. The effective surfaces of heat exchange / E.K. Kalinin, G.A. Dreitser, I.Z. Kopp, A.S. Myakochin. – Moscow.: Energoatomisdat, 1998. – 131 p.
- 6.Antufyev V.M. Efficiency of various forms of convective heating surfaces / V.M. Antufyev. - M-L.: Energia, 1966 - 184 p.
- 7.Makovey V.O. Features of profiling of one- and three-western spiral tubes / B.O. Makovey, P.Yu. Protsenko // Announcer of the National technical university of “KHPI”. – 2013. - №43(1016). – C.153-162.
- 8.Bystrov, Yu. A. Numerical simulation of the vortex intensification of heat transfer in stacks of tubes / Yu. A. Bystrov, S. A. Isayev, N. A. Kudryavtsev, A. I. Leont'yev. – St. Petersburg: Sudostroyeniye, 2005. – 392 p.
- 9.Aerodynamic calculation of boiler plants (standard method). Ed. 3, edited by S. Mochan, – Leningrad, USSR: Energy, 1977. – 256 p.
10. Kays W.M. Compact Heat Exchangers. Second edition / W.M. Kays, A.L. London – Mc Graw – Hill Book Company New York, 1967. – 224 p.
11. Pismenniy E. N. Heat Transfer and aerodynamic drag of tubes bundles with transversal fins / E. N. Pismenniy. – Kiev, Ukraine, Alterpress, 2004. – 244 p.
12. Baranyuk O.V. Heat exchange of chess beams of propeller tubes / O.V. Baranjuk, V.A. Rogachev, N.Yu. Andrushik // Energy: Economics, Technology, Ecology, 2017. – №4. – p.34-37.

О.В. Баранюк, канд. техн. наук, доц., ст. викл., **ORCID** 0000-0001-6008-6465

О.М. Терех, канд. техн. наук, доц., с. н. с., **ORCID** 0000-0002-1320-8594

В.А. Янушевський, магістрант, **ORCID** 0000-0003-0179-1433

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

CFD-МОДЕЛЮВАННЯ АЕРОДИНАМІЧНОГО ОПОРУ ПУЧКІВ ГВИНТОПОДІБНИХ ТРУБ

Засобами CFD-моделювання проведено дослідження аеродинамічного опору шахових пучків гвинтових труб з рівнорозвиненою поверхнею в діапазоні зміни чисел Рейнольдса від $9,5 \cdot 10^3$ до $45 \cdot 10^3$. Вивчено моделі пучків з відношеннями кроків між трубами $s_1/s_2 = 0,46, 0,92$ і $1,83$. Показано, що аеродинамічний опір пучка гвинтових труб з $s_1/s_2 = 0,92$ всього на 5% вище аналогічного гладкотрубного пучка. Запропоновано розрахункові співвідношення для визначення аеродинамічного опору досліджених шахових пучків однозахідних гвинтових труб з рівнорозвиненою поверхнею. Показано, що коефіцієнт C_s і показник ступеня n при числі Рейнольдса в рівнянні подібності залежить від крокових характеристик пучків. Використання гвинтових труб в теплообмінниках типу «газ-газ» дозволяє збільшити інтенсивність теплообміну при помірному зростанні аеродинамічного опору, в результаті чого можна істотно поліпшити масогабаритні характеристики теплообмінних апаратів.

Ключові слова: гвинтоподібна труба, рівнорозвинена поверхня, шаховий пучок, аеродинамічний опір, розрахунок.

Надійшла 12.02.2018

Received 12.02.2018