

ТЕРМОЕЛЕКТРИКА

МІЖНАРОДНИЙ НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ

Заснований у грудні 1993 р.,
видається 6 разів на рік

№ 1

2018

Редакційна колегія

Головний редактор Л.І. АНАТИЧУК

П.І. Баранський

Б.І. Стадник

Л.М. Вихор

О.Я. Лусте

В.В. Лисько

О.І. Рогачова

С.В. Мельничук

А.О. Снарський

Міжнародна редакційна рада

Л.І. Анатичук, *Україна*

А.І. Касіян, *Молдова*

С.П. Ашмонтас, *Литва*

Т. Кадзікава, *Японія*

Ж.К. Теденак, *Франція*

Т. Трітт, *США*

Х.Дж. Голдсмід, *Австралія*

С.О. Філін, *Польща*

Л. Чен, *Китай*

Д. Шарп, *США*

Т. Кайя, *США*

Ю.Г. Гуревич, *Мексика*

Ю. Грін, *Німеччина*

Засновники – Національна академія наук України,
Інститут термоелектрики Національної академії
наук та Міністерства освіти і науки України

Свідоцтво про державну реєстрацію – серія КВ № 15496-4068 ПР

Редактори

В.М. Крамар, П.В. Горський, О.Я. Лусте, Т.Г. Подбегаліна

Схвалено до друку Вченою радою Інституту термоелектрики
Національної академії наук та Міністерства освіти і науки України

Адреса редакції:

Україна, 58002, м.Чернівці, Головноштамт, а/с 86

Тел. : + (380-372) 90 31 65.

Факс :+(380-3722) 4 19 17

E-mail: jt@inst.cv.ua

<http://www.jt.inst.cv.ua>

Підписано до друку: 23.03.2018 Формат 70×108/16. Папір офсетний № 1. Друк
офсетний. Ум. друк. арк. 11.5. Обл.-вид. арк. 9.2. Наклад 400 прим. Замовлення 4.

Надруковано з оригінал-макету, виготовленого редакцією журналу «Термоелектрика»,
у типографії видавництва “Букрек”,
Україна, 58000, м. Чернівці, вул. Радищева, 10.

© Інститут термоелектрики Національної академії
наук та Міністерства освіти і науки України, 2018

ЗМІСТ

Загальні проблеми

<i>Женьбін Ху, Дейбук В.Г.</i> Конструювання трійкових зворотних/квантових послідовнісних елементів	5
---	---

Теорія

<i>Горський П.В.</i> Роль елементарних процесів росту у формуванні монокристалів термоелектричних матеріалів на основі телуриду вісмуту	19
---	----

Матеріалознавство

<i>Бхаттачарія С., Голдсмід Х.Дж.</i> Визначення термоелектричної добротності через максимальне зниження температури при використанні ефекту охолодження Пельтье	28
--	----

Конструювання

<i>Анатичук Л.І., Прибила А.В.</i> Оптимізація системи теплообміну термоелектричного теплового насосу рідина-рідина	35
<i>Бохан Ю.І., Варнава А.А.</i> Термоелектричний керамічний елемент з негативним температурним коефіцієнтом опору	43
<i>Максимук М.В.</i> Стендові дослідження термоелектричного передпускового джерела тепла для автомобілів	52

Термоелектричні вироби

<i>Микитюк П.Д., Микитюк О.Ю.</i> Про вплив термопари на розподіл температури в нагрівнику вимірювального термоперетворювача	64
<i>Філін С.О.</i> Вплив теплового контакту поверхні охолодження з об'єктом на швидкодію термоелектричних охолоджувачів напоїв	70
<i>Зайков В.П., Мещеряков В.І., Гнатовська А.А., Журавльов Ю.І.</i> Порівняльний аналіз динаміки функціонування однокаскадного термоелектричного охолоджувального пристрою з різною геометрією гілок термоелементів	84

УДК 621.315.592



Женьбін Ху

Женьбін Ху¹

Дейбук В. Г.^{2,3} докт. фіз.-мат. Наук



Дейбук В.Г.

¹Школа інформаційних технологій в освіті, Класичний університет центрального Китаю, Ухань, Китай;
²Інститут термоелектрики НАН і МОН України, вул. Науки, 1, Чернівці, 58029, Україна;
³Чернівецький національний університет ім. Ю.Федьковича, вул. Коцюбинського, 2, Чернівці, 58012, Україна, e-mail: v.deibuk@chnu.edu.ua

КОНСТРУЮВАННЯ ТРІЙКОВИХ ЗВОРОТНИХ/КВАНТОВИХ ПОСЛІДОВНІСНИХ ЕЛЕМЕНТІВ

Широке застосування принципів зворотних обчислень дає можливість мінімізувати втрати енергії при роботі комп'ютерних пристроїв. Конструювання зворотних елементів пам'яті трійкової логіки є актуальним завданням, оскільки це необхідні пристрої сучасної електроніки. У праці синтезовано основні зворотні послідовнісні елементи трійкової логіки у базисі перестановочних одно- та двовходових логічних елементів, запропонованих Матакришина та Струдом (MS-вентилі). Використовуючи поліпшений адаптивний генетичний алгоритм, ми запропонували трійкові зворотні D-, T- та JK-тригери та тригерні системи на їх основі. Трійкові зворотні T- та JK-тригери в цьому базисі синтезовано нами вперше. Запропонований алгоритм також використано для синтезу зворотного трійкового вентиля Фредкіна, що привело до зменшення його квантової вартості в порівнянні з відомими аналогами. Послідовнісні елементи, синтезовані в даній роботі, можуть бути побудовані з використанням квантових технологій рідинних іонних пасток, де було реалізовано MS-вентилі. Поліпшення отримано також щодо квантової вартості, числа постійних входів, часу затримки й числа надлишкових виходів. Дана робота покликана привернути увагу фахівців у галузі термоелектрики до можливості застосування зворотної електроніки при створенні термоелектричних пристроїв. Бібл. 29, рис. 8, табл. 2

Ключові слова: тригери, зворотні обчислення, багатозначна логіка, генетичні алгоритми.

Вступ

Останнім часом використання зворотної логіки для передачі та обробки інформації є однією з перспективних областей сучасних інформаційних технологій [1 – 4]. Це пов'язано з необхідністю зниження втрат енергії у квантових обчисленнях, малопотужних КМОН-технологіях, біоінформатиці і т.п. [5, 6]. Рольф Ландауер теоретично довів [5], що стирання кожного біта інформації супроводжується втратою $kT \ln 2$ Джоулів (T – абсолютна температура, а k – стала Больцмана), що було експериментально підтверджено нещодавно [29]. Таким чином, конструювання зворотних електричних схем, що складаються зі зворотних логічних елементів,

може призвести до зменшення втрат енергії. Тепловіддача є серйозною проблемою в сучасних мікро- та наноелектронних мікропроцесорних пристроях, оскільки теплові втрати неминуче приводять до помилок у передачі та обробці інформації. Поряд із традиційними методами запобігання перегріву, усе більше й більше вчених останнім часом звертаються до передових методів, таких, як термоелектричні охолоджувачі, схеми зворотної логіки і т.д. Комбінація цих двох підходів, на наш погляд, може зробити значний прорив у розв'язанні вказаної проблеми.

Зворотними логічними елементами вважаються логічні елементи, у яких вихідні стани можуть однозначно відтворювати вхідну інформацію. Тобто, у зворотних логічних елементах відбувається бієктивне відображення набору вхідних станів у набір вихідних станів. Остання умова означає, що у зворотних логічних елементах кількість входів дорівнює кількості виходів [6, 7]. Іншим наслідком бієктивності у зворотних логічних елементах є заборона на розгалуження за виходом. У зворотних схемах крім інформаційних входів/виходів є також постійні (допоміжні) входи й надлишкові виходи, інформація яких повинна бути утилізована. Важливою характеристикою зворотного логічного елемента є його квантова вартість, тобто кількість примітивів, з яких будується логічний елемент. Конструювання зворотних схем також вимагає використання універсального (функціонально повного) базису зворотних логічних елементів, за допомогою якого можна реалізувати довільну зворотну логічну схему. Синтез оптимального зворотного логічного пристрою вимагає отримання пристрою, який характеризується мінімальною кількістю постійних входів і надлишкових виходів, мінімальною квантовою вартістю та мінімальним часом затримки.

Задача оптимізації може бути розв'язана аналітично лише у випадку проектування зворотних схем двійкової логіки з обмеженою кількістю вхідних сигналів [4]. У той же час сьогодні аналітичні методи проектування зворотних пристроїв багатозначної логіки далекі від завершення [4, 8]. Відомі переваги багатозначних логічних пристроїв дозволяють реалізувати на практиці зворотні обчислення в алгоритмах квантових обчислень [9, 10]. Одним з перспективних способів розв'язання вищевказаної проблеми для випадку трійкової логіки є використання методів штучного інтелекту. Зокрема, еволюційні стратегії, генетичне програмування й генетичні алгоритми дозволили знайти оптимальні розв'язки для багатьох зворотних комбінаційних пристроїв [11 – 14]. У [12 – 14] ми використовували адаптивний генетичний алгоритм для синтезу деяких комбінаційних зворотних пристроїв трійкової логіки. В якості основних логічних елементів ми використовували одно- та двокутритні елементи Матакрішни та Струда (MS-вентилі) [15], які можна розглядати як примітиви із квантовою вартістю рівною одиниці. Перевага цього базису полягає в тому, що він універсальний і його примітиви можуть бути фізично реалізовані за допомогою квантової технології рідинних іонних пасток [9, 10].

Для створення зворотних комп'ютерних пристроїв трійкової логіки важливо синтезувати послідовнісні зворотні логічні елементи. Зокрема, комірка пам'яті являє собою послідовнісну схему, вихідний стан якої визначається комбінацією вхідних сигналів та попереднім станом пристрою [7]. Характерною особливістю послідовнісних схем є наявність зворотних зв'язків. У [17 – 21] представлені різні методи синтезу бінарних зворотних послідовнісних пристроїв. У той же час існує лише кілька досліджень конструкції зворотних послідовних трійкових логічних пристроїв [22 – 26]. Однак у багатьох випадках синтез проводився у надлишковому базисі логічних елементів, що призводить до збільшення квантової вартості отриманих пристроїв. В [26] ми запропонували оптимальні схеми трійкових зворотних тригерів, де мінімізація виконувалася за кількістю логічних помилок, числом одно- та двокутритних

мінімізація виконувалася за кількістю логічних помилок, числом одно- та двокутритних MS-вентилів. У даній статті ми представляємо розширену схему оптимізації, яка враховує додаткові фактори, такі як кількість допоміжних (надлишкових) входів (виходів), а також час затримки послідовнісної схеми. Щоб перевірити запропонований поліпшений генетичний алгоритм синтезу послідовних схем, ми представили конструкцію трійкових зворотних D -, T - та JK - тригерів без постійних входів, які добре узгоджуються з раніше отриманими результатами [26]. На основі поліпшеного генетичного алгоритму вперше було синтезовано T - та JK - тригерні пристрої. Отримані схеми D -тригерів на основі архітектури «Master-Slave» з інвертором мають більш низьку квантову вартість у порівнянні з описаними в інших роботах.

Частина статті, що залишилася, організовано в такий спосіб. У розділі 2 визначено основний набір переставних зворотних трійкових логічних елементів і описано методику синтезу. У розділі 3 представлено запропоновану конструкцію трійкових зворотних тригерів. У розділі 4 наведено результати моделювання для зворотних трійкових «M-S» тригерних систем з інвертором, і, нарешті, завершує статтю розділ «Висновки».

Методика синтезу

Довільні маніпуляції з трійковими квантовими станами (кутрітами) можна описати, використовуючи їх матричне представлення [4,8]. Відповідні унітарні матриці розмірності 3×3 відповідають однокутритовим квантовим логічним елементам, які використовуються в даній роботі як примітиви. У табл. 1 показані логічні однокутритні перестановочні перетворення, які відповідають логічним елементам. Квантова вартість одновходових логічних елементів може бути прийнята рівною одиниці, як впливає з [11,12]. Для проектування трійкових квантових схем ми використовували трійкові MS-вентилі. Ці двокутритні логічні елементи містять один вхід керування X_1 та один керований вхід X_2 . Перший вихід Y_1 повторює керуючий вхід $Y_1 = X_1$. Якщо керуючий сигнал $X_1 = 2$, другий вихід Y_2 є перетворенням керованого входу X_2 (таблиця 1), а якщо ні, то $Y_2 = X_2$. Такий набір логічних елементів є функціонально повним [16], що дозволяє використовувати його для синтезу різних комбінаційних і послідовних зворотних пристроїв [12-14, 22-25]. Розрахунки складності (квантової вартості) трійкової зворотної схеми стосуються кількості одно- та двокутритних MS-вентилів, використаних для синтезу схеми.

Таблиця 1

Одно-кутритні переставні перетворення

Вхід X	Вихід					
	$Y(0) = X$	$Y(+1) = X+1$	$Y(+2) = X+2$	$Y(01) = 2X+1$	$Y(02) = 2X+2$	$Y(12) = 2X$
0	0	1	2	1	2	0
1	1	2	0	0	1	2
2	2	0	1	2	0	1

Раніше [26] ми запропонували вдосконалений метод генетичного синтезу трійкових зворотних тригерів у базисі одно- та двовходових MS-вентилів. Однак ця досить проста схема генетичного алгоритму не дозволила нам одержати більш складні послідовнісні пристрої з поліпшеними характеристиками у порівнянні з уже відомими [22 – 25]. Тому в даній статті ми

пропонуємо дещо ускладнену схему алгоритму. Насамперед, це стосується зміни функції пристосованості, яка відома як ключовий фактор у процедурі генетичної оптимізації. Досліджувана схема може бути представлена сукупністю одно- та двохходових примітивів, описаних вище, з'єднаних паралельно або послідовно. Ми розміщуємо керуючі й керовані входи у верхній частині мережі. Допоміжні входи розташовані внизу. Хромосома – це діаграма пристрою, яка кодується як упорядковані кортежі. У цьому випадку відповідний стовпець схеми (хромосоми) ми розуміємо як ген [12]. Наприклад, кодування хромосоми, яке відповідає схемі на рис.1, представлене як $((2,1,2), (0,2,5), (2,1,1), (1,2,2), (0,1,1), (1,2,1))$. Тут кожна впорядкована трійка відповідає гену (логічному елементу) і містить наступну інформацію: номер керуючого рядка, номер рядка розташування логічного елемента, тип логічного елемента. У якості базису, як видно з таблиці 1, було враховано шість типів переставних логічних елементів. Ми враховуємо у функціях пристосованості F п'ять членів, які будуть керувати процесом вибору оптимальних хромосом:

$$F = k_1 F_1 + k_2 F_2 + k_3 F_3 + k_4 F_4 + k_5 F_5, \quad (1)$$

де перша функція F_1 відповідає умові мінімальної кількості помилок (*Error*) у таблиці істинності синтезованого зворотного логічного пристрою:

$$F_1 = (\text{Error} + 1)^{-1}. \quad (2)$$

Умова отримання схеми з мінімальною кількістю ненульових логічних елементів dG у хромосомі довжиною dL враховується у функції F_2

$$F_2 = (dL - dG) / dL. \quad (3)$$

Будемо вважати, що довжина хромосоми dL являє собою число генів, з яких вона складається. Третій доданок в (1) відповідає умові мінімальної кількості керованих логічних елементів (dGM) у хромосомі:

$$F_3 = dGM / dG. \quad (4)$$

Останні дві функції в (1) відповідають за одержання хромосоми з мінімальним числом g_i постійних входів (надлишкових виходів) – F_4 , а також з мінімальним часом затримки s передачі сигналу – F_5 :

$$F_4 = (1 + g_i)^{-1}, \quad (5)$$

$$F_5 = \exp\left(- (1 - 1/s)^2\right). \quad (6)$$

Час затримки схем оцінювався у відносних одиницях часу затримки одного логічного елемента (t_0). k_i - вагові коефіцієнти i -го компонента пристосованості ($i = 1, \dots, 5$). Коефіцієнти k_i вибирались динамічно відповідно до співвідношенням:

$$k_i(\text{itr} + 1) = k_i(\text{itr}) \left(1 - \overline{F_i(\text{itr})}\right), \quad (7)$$

де $k_i(\text{itr})$ – вагові коефіцієнти, $\overline{F_i(\text{itr})}$ – середнє значення функції пристосованість в itr генерації ($i = 2, \dots, 5$). Оскільки результуюча схема не повинна містити логічних помилок ($\text{Error} = 0$), коефіцієнт k_1 завжди вибирався рівним 1. Для перевірки правильності отриманих хромосом (схем), ми порівнювали їх функції пристосованості для трійкових тригерів з отриманими у попередній роботі [26]. Наведена вище функція пристосованості F у порівнянні з [26] містить

два додаткові члени – F_4 та F_5 . Це дозволило звести до мінімуму кількість постійних входів (виходів) у схемі, а також скоротити мінімальний час затримки. Як вказано вище, у даній статті ми оцінюємо квантову вартість як кількість логічних елементів у схемі. Таким чином, отримана схема буде вважатися ефективною, якщо загальна функція пристосованості є максимальною. Докладний опис інших етапів генетичного алгоритму наведено в [14].

Квантові зворотні трійкові тригери

Одним з важливих пристроїв довільної обчислювальної системи є елемент пам'яті. Найпростішими схемами, що реалізують можливість запам'ятовування інформації, є D -, T - та JK -тригери. Стан виходу таких пристроїв залежить не лише від стану вхідних сигналів, але й від станів виходу у попередній момент часу. Необхідність дальшого поліпшення трійкових зворотних тригерів мотивується вимогою знизити споживання енергії в сучасних обчислювальних пристроях. У попередній роботі [26] ми синтезували квантові зворотні трійкові тригери, у яких в якості базису використовувались MS -вентилі. У даному розділі представлено результати комп'ютерного моделювання цих тригерів за допомогою поліпшеної функції пристосованості (1). На нашу думку, ця процедура необхідна, оскільки вона дозволяє протестувати застосування модифікованої моделі в порівнянні з попередньою. У цьому розділі ми також синтезували логічний елемент для копіювання вихідних сигналів (розгалуження), який необхідний для створення квантових/зворотних пристроїв.

Конструювання трійкових зворотних D -тригерів

Характеристичне рівняння, що описує роботу зворотного трійкового асинхронного D -тригера, можна записати у вигляді [27, 28]:

$$Q_{t+1} = D. \quad (8)$$

Тут Q_{t+1} – вихідний стан в момент часу $t+1$. Характеристичне рівняння тактованого D -тригера має вигляд:

$$Q_{t+1} = \begin{cases} Q_t, & Clk = 0 \\ *, & Clk = 1 \\ D, & Clk = 2 \end{cases} \quad (9)$$

Байдужий стан вихідного сигналу позначається символом*. Пропоновану схему тактованого D -тригери показано на рис.1. Зворотний зв'язок позначено пунктирною лінією. Ця схема співпала з отриманою раніше [26]; однак покращена функція пристосованості (1) дозволила синтезувати схему у два рази швидше.

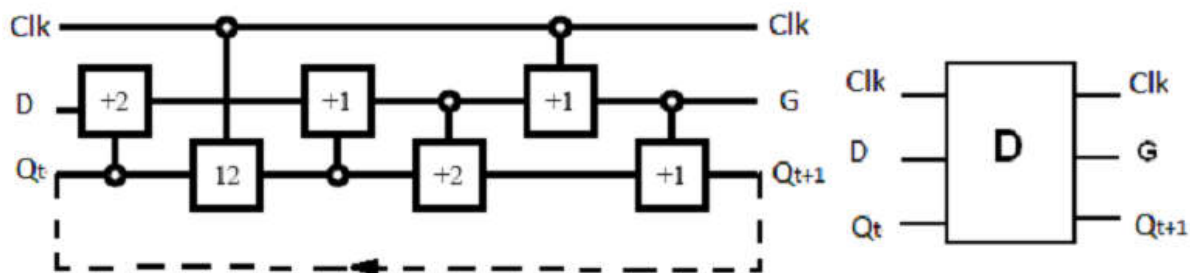


Рис. 1. Квантовий/зворотний тактований D -тригер та його блок-схема

На рис. 2 представлена схема розгалуження за виходом. Ця схема також була отримана за допомогою поліпшеного генетичного алгоритму й узгоджується з результатами [26].

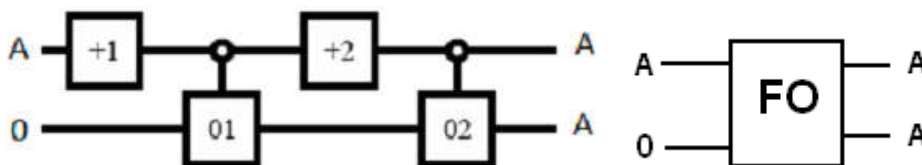


Рис. 2. Квантова/зворотна трійкова схема розгалуження за виходом та її блок-схема

Конструювання трійкових зворотних T -тригерів

Описаний вище метод було використано для реалізації T -тригерів. Характеристичне рівняння для асинхронного T -тригера може бути записане як [28]

$$Q_{t+1} = T \oplus Q_t, \quad (10)$$

де сума береться за модулем три. У випадку трактованого T -тригера моделювання можна виконувати на основі наступного характеристичного рівняння:

$$Q_{t+1} = \begin{cases} Q_t, & Clk = 0 \\ *, & Clk = 1 \\ T \oplus Q_t, & Clk = 2 \end{cases} \quad (11)$$

Змодельовану схему квантового/зворотного трійкового синхронного T -тригера зображено на рис. 3. T -тригер зберігає попередній стан $Q_{t+1} = Q_t$, якщо тактовий сигнал $Clk = 0$. Пристрій знаходиться у байдужому стані, якщо тактовий сигнал дорівнює одиниці. Вхідний сигнал T активний, якщо $Clk = 2$. Тоді верхній логічний елемент активний, і якщо $T = 1$, $Q_{t+1} = Q_t + 1$, а якщо $T = 2$, $Q_{t+1} = Q_t + 2$. Квантова вартість (QC) схеми дорівнює 3, схема має один надлишковий вихід (G), і час затримки рівний $3t_0$.

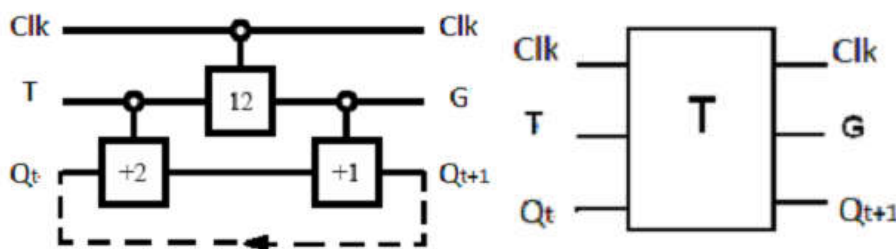


Рис. 3. Квантовий/зворотний трійковий тактований T -тригер та його блок-схема

Конструювання трійкових зворотних JK -тригерів

На рис. 4 показано схему синтезованого квантового/трійкового зворотного JK -тригера. Тригер синтезовано згідно з алгоритмом, докладно описаним в [23, 26] і має наступні характеристики. Квантова вартість – 8, кількість надлишкових виходів – $2(G1, G2)$, і час затримки – $6t_0$. Вихідний сигнал $G2 = Q_t + 2$, де сума визначається за модулем три.

Трійковий зворотний *JK*- тригер синтезовано у роботі [23] в іншому базисі. Використано двоходові логічні елементи з різним рівнем керованого сигналу. Така конструкція, на наш погляд, пов'язаний з більш складною фізичною реалізацією, оскільки вимагає наявності кількох рівнів тактових імпульсів.

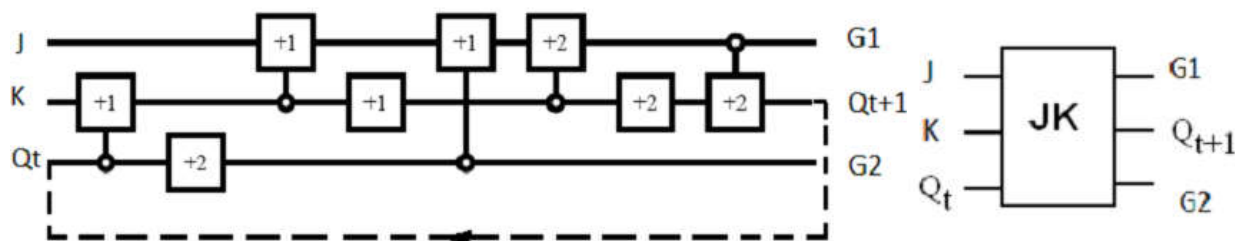


Рис. 4. Квантовий/зворотний трійковий *JK*-тригер та його блок-схема

Більш гнучке керування роботою зворотного трійкового *JK*-тригера вимагає відповідного синхронізуючого сигналу. Для його проектування ми беремо до уваги той факт, що додавання примітива з одним входом (+1) до третього виходу несинхронного тригера (рис. 4) дозволяє відновити вхідний сигнал Q_t .

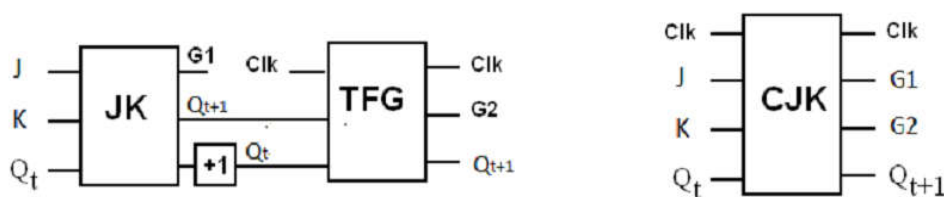


Рис.5. Структура трійкового/зворотного тактованого *JK*-тригера та його блок-схема

Використовуючи керуючий вентиль *TFG* (трійковий вентиль Фредкіна – вентиль керованого обміну), ми можемо одержати схему синхронного *JK*-тригера (*CJK*), конструкція й блок-схема якого показані на рис. 5. Точно так само, як і в попередніх випадках, вхідний стан Q_t повторюється у випадку, коли тактовий сигнал $Clk = 0.1$ і цей вихід видає сигнал Q_{t+1} , коли $Clk = 2$. Крім цього вихід $G2$ буде генерувати сигнал, який також може бути використаний, оскільки

$$G2 = \begin{cases} Q_{t+1}, & Clk = 0,1 \\ Q_t, & Clk = 2 \end{cases} \quad (12)$$

Сигнал на надлишковому виході $G1$ повинен бути утилізований. Синтезований трійковий зворотний вентиль Фредкіна в базисі одно- та двоходових елементів представлено на рис. 6. Так званий зворотний трійковий вентиль Фредкіна є аналогом двійкового вентиля Фредкіна й узгоджується з визначенням, даним в [23, 25]. Окрім того, добре відомо, що цей вентиль є консервативним, тобто, кількість 0, 1, 2, поданих на вхід, така ж, як і на виході вентиля. Запропонована реалізація трійкового вентиля Фредкіна має квантову вартість $QC = 10$, що краще, ніж результати генетичного синтезу трійкового вентиля Фредкіна, представлені в [23], де $QC = 13$.

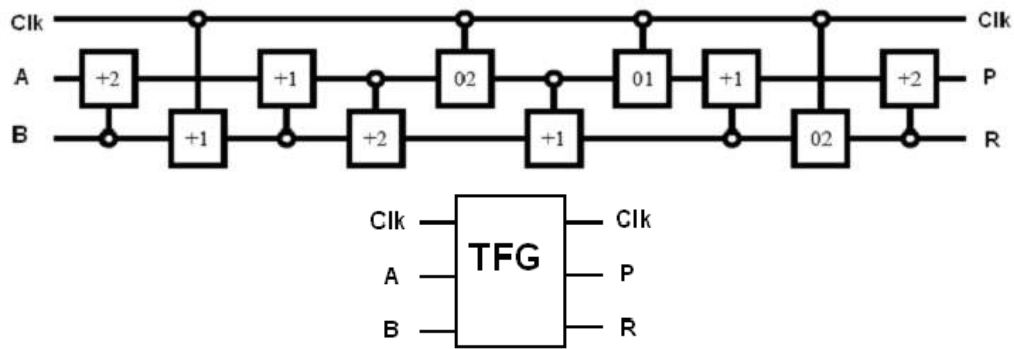


Рис. 6. Запропонована конструкція трійкового зворотного вентиля Фредкіна та його блок-схема

На рис. 7 представлено синтезований зворотний трійковий синхронний JK -тригер у вибраному базисі. Важливо зазначити, що така реалізація не має додаткових входів, а кількість надлишкових виходів дорівнює 2, $QC = 19$ ($QC = 22$ [23]).

Отримані зворотні трійкові D -, T - та JK - тригери збігаються з тими, які отримані в [26], але розрахунковий час в середньому у 1.5 рази менший.

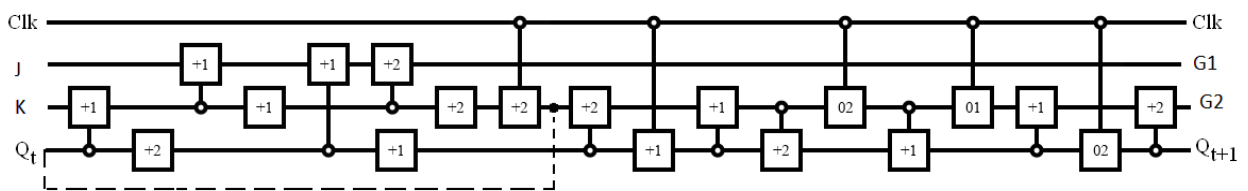


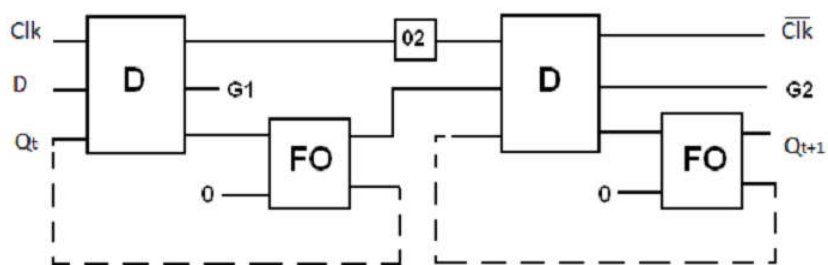
Рис. 7. Запропонована конструкція трійкового зворотного синхронного JK -тригера

Зворотні трійкові тригерні системи

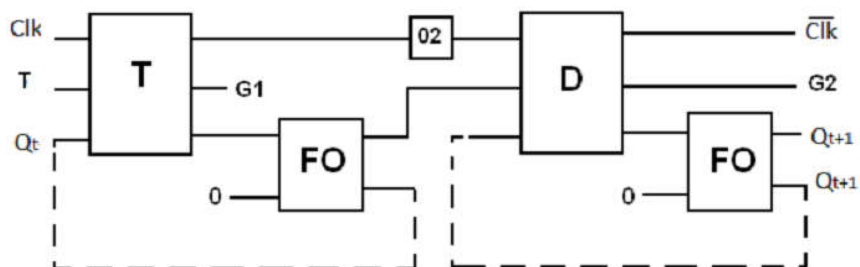
На відміну від синхронних тригерів, які керуються рівнем тактового імпульсу, тригерні системи являють собою послідовні елементи керовані фронтом сигналу. Такі елементи мають високий рівень захисту й широко застосовуються в обчислювальних пристроях. Традиційно, архітектура «ведучий-ведений» використовується в цифровій електроніці для конструювання тригерних систем, що полягає у використанні двох послідовно з'єднаних тригерів та одного інвертора. Оскільки ми побудували зворотні синхронні D -, T , та JK -тригери, то відповідні зворотні тригерні системи можуть бути спроектовані шляхом заміни відповідних елементів на їх зворотні аналоги. На рис. 8 показана реалізація зворотних D -, T -, та JK - тригерних систем, де D -тригер обрано як ведучий логічний елемент, а одно-входовий елемент 02 слугує інвертором.

Для реалізації зворотного зв'язку в D - та T -тригерах вентиль розгалуження (FO) використовувався для копіювання сигналу Q_{t+1} . Запропоновані зворотні трійкові D -, T -тригерні системи мають 2 постійні входи та 2 надлишкові виходи, квантова вартість QC дорівнює 21 і 18, відповідно. Для схеми D -тригера, що запускається фронтом, отриманої в [24], $QC = 25$, що підтверджує більш високу ефективність використаного нами методу генетичного синтезу. Параметри отриманої JK -тригерної системи наступні: один постійний вхід, три зайві виходи, квантова вартість $QC = 30$. Запропоновані трійкові D -, T - та JK - тригерні системи було вперше

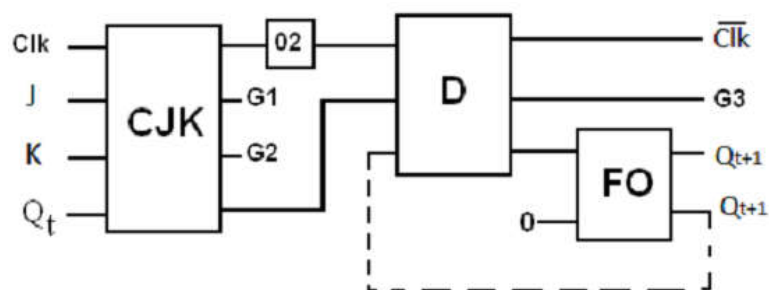
отримано нами в описаному вище базисі. У табл. 2 жирним шрифтом показано параметри отриманих нами схем у порівнянні з результатами інших авторів. Слід зазначити, що всі синтезовані схеми було отримано нами в одному функціонально повному базисі одно- та двохходових MS-вентилів, в той час, як результати роботи [23] отримано в різних надлишкових базисах. Окрім того, результати [23] було отримано з використанням різних порогів вхідного керуючого сигналу, а також тривходових логічних елементів. Зокрема, в роботі [23] використано трійковий вентиль Фредкіна, який сам по собі є функціонально повним. Зрозуміло, що синтез різних зворотних пристроїв трійкової логіки не є самоціллю, але має бути спрямований на їх майбутню фізичну реалізацію, що є одним з важливих завдань. З цих позицій, мінімальність базису, використаного в конструкції послідовні пристрої, на наш погляд, значно спростить їх фізичну реалізацію.



а)



б)



в)

Рис. 8. Конструкція трійкових зворотних тригерних систем:
D-FF(а), T-FF(б), JK-FF(в)

Таблиця 2

Порівняння параметрів пропонованих пристроїв (жирним шрифтом)
з наведеними у попередніх роботах

Типи	Кількість логічних елементів	Кількість постійних входів	Кількість надлишкових виходів	Квантова вартість
Керований фронтом <i>D-Тригер</i>	21 13 [24]	2 2 [24]	2 3 [24]	21 25 [24]
Керований фронтом <i>T-Тригер</i>	18	2	2	18
Керований фронтом <i>JK-Тригер</i>	30	1	3	30
Трійковий вентиль Фредкіна	10 13 [23]	0 0 [23]	0 0 [23]	10 13 [23]
	15 [25]	0 [25]	0 [25]	15 [25]

Висновки

Представлено нові результати конструювання базових зворотних послідовнісних елементів, таких як *D*-, *T*-, *JK*-тригери. Запропоновані схеми було синтезовано та оптимізовано в базисі переставних та двохходових *MS*-вентилів з використанням поліпшеного адаптивного генетичного алгоритму. У порівнянні з іншими роботами, запропоновані схеми більш ефективні з погляду квантової вартості, кількості постійних входів і надлишкових виходів. Нами також розроблено синхронізований *JK*-тригер. Уперше синтезовано зворотні трійкові керовані фронтом *D*-, *T*-, та *JK*-тригерні системи. Покращений генетичний алгоритм також використовувався для синтезу комбінаційних схем; зокрема, синтезовано трійковий вентиль Фредкіна, який має квантову вартість десять, що поліпшує результати, отримані раніше. Квантові/зворотні послідовнісні елементи можуть бути створені за допомогою квантової технології рідинних іонних пасток.

Література

1. Drechsler R., Wille R. (2012). Reversible circuits: Recent accomplishments and future challenges for an emerging technology. In: *Progress in VLSI Design and Test*. Berlin-Heidelberg: Springer.
2. Nielsen M., Chuang I. (2000). *Quantum computation and quantum information*. Cambridge: Cambridge University Press.
3. Li Z., Chen S., Song X., et al. (2017). Quantum circuit synthesis using a new quantum logic gate library of NCV quantum gates. *Int. J. Theor. Phys.*, **56**(4), 1023–1038.
4. Miller D.M., Thornton M.A. (2008). *Multiple-valued logic: concepts and representations*. Morgan & Claypool Publishers.
5. Landauer R. (1961). Irreversibility and heat generation in the computational process. *IBM J. Res. Develop.*, **5**(1/2), 183–191.
6. Bennett C.H. (1973). Logical reversibility of computation. *IBM J. Res. Develop.*, **17**(6), 525–532.
7. Fredkine. and Toffoli T. (1982). Conservative logic. *Int. J. Theor. Phys.*, **21**(3/4), 219-253.

8. Moraga C.(2014). On some basic aspects of ternary reversible and quantum computing.*Proc. 44th IEEE Int. Symp. Multiple-Valued Logic*(Bremen, 2014) (178–183).
9. Mchugh D., Twamley J.(2005). Trapped-ion qutrit spin molecule quantum computer. *New J. Physics*, **7**(1),174/1–9.
10. Klimov B., Guzman R., Retamal J.C., Saavedra C.(2003). Qutrit quantum computer with trapped ions.*Phys. Rev.*,**A67**(6), 062313/1-7.
11. Lukacm., Perkowski M. and Kameyama M. (2010). Evolutionary quantum logic synthesis of Boolean reversible logic circuits embedded in ternary quantum space using structural restrictions.*Proc. IEEE Congress on Evolutionary Comput.*(Spain, Barcelona, 2010).
12. Deibuk V.(2016). Reversible/quantum ternary arithmetic logic unit design.*Int. J. Innovative Comput. Inf. and Control.*,**12**(5), 1523–1533.
13. Deibuk V.G., Biloshytskyi A.V.(2015). Design of a ternary reversible/ quantum adder using genetic algorithm.*Int. J. Inform. Technol. Comp. Sci.*,**7**(9), 38–45.
14. Deibuk V., Biloshytskyi A.(2015). Genetic synthesis of new reversible/quantum ternary comparator.*Adv. Electrical Comp. Engineering*,**15**(3), 147-152.
15. Muthukrishnan A., Stroud Jr., C.R.(2000). Multivalued logic gates for quantum computation.*Phys. Rev.*,**A62**(5), 052309/1–8.
16. Kerntopf P., Perkowskim.A. and Khan M.H.A. (2004). On universality of general reversible multiple-valued logic gates.*Proc. 34th Int. Symp. on Multiple-Valued Logic*(Canada, Toronto, 2004) (68-73).
17. Chuang M.L., Wang C.Y.(2008). Synthesis of reversible sequential elements.*ACM J. Emerg. Technol. Comput. Syst.*,**3**(1), 1-19.
18. Singh P.L., Majumder A., Chowdhuri B., Mondal A.J., Sheghawat T.S. (2015). Reducing delay and quantum cost in the novel design of reversible memory elements.*Procedia Computer Science*.**37**, 189-198.
19. Khan M.H.A., Rice J.E. (2016). Improved synthesis of reversible sequential circuits.*Proc. IEEE Int. Symposium on Circuits and Systems (ISCAS)*(Canada, Montreal, 2016) (2302-2305).
20. Thapliyal H., Radganathan N.(2010). Design of reversible sequential circuits optimizing quantum cost, delay, and garbage outputs.*ACM J. Emerg. Technol. Comput. Syst.*,**6**(4), 1-31.
21. Rice J.E. (2008). An introduction to reversible latches.*Computer J.*, **51**(6), 700-709.
22. Houshmand P., Haghparast M.(2015). Design of a novel quantum reversible ternary up-counter.*Int. J. Quantum Information*,**13**(5), 1550038/13p.
23. Niknafs A., Mohammadi M. (2013). Synthesis and optimization of multiple-valued combinational and sequential reversible circuits with don't cares.*Integration, the VLSI J.*,**46**(1), 189-196.
24. Mohammadi M, Eshghi M., Haghparast M. (2008). On design of multiple-valued sequential reversible circuits for nanotechnology based systems.*Proc. IEEE Region 10 Conference*(India, Hyderabad, 2008) (1-6).
25. Khan M.H.A. (2014). Design of ternary reversible sequential circuits.*Proc. 8th International Conference on Electrical and Computer Engineering*(Dhaka,2014) (140-143).
26. Hu Z., Yuriychuk I., Deibuk V. (2017). Ternary reversible/quantum latches.*Proc. IEEE First Ukraine Conf. on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*(Ukraine, Kyiv, 2017) (904-907).
27. Irving T.A., Shiva S.G., Nagle H.T. (1976). Flip-flops for multiple-valued logic.*IEEE Transactions on Computers*, **C-25**, 237-346.
28. Qixiang C.(1991). Multi-valued full-function flip-flops.*Proc. IEEE Int. Conf. on Circuits and Sys-*

- tems(China, 1991) (928-931).
29. Berut A., Arakelyan A., Petrosian A., Ciliberto S., Dillenschneider R., Lutz E.(2012). Experimental verification of Landauer's principle linking information and thermodynamics. *Nature*, **486**(7388), 187-189.

Надійшла до редакції 06.02.2018

Женьбин Ху¹
Дейбук В. Г.^{2,3} докт. физ.-мат. наук

¹Школа информационных технологий в образовании, Классический университет центрального Китая, Ухань, Китай;

²Институт термоэлектричества, ул. Науки, 1, Черновцы, 58029, Украина

³Черновицкий национальный университет им. Ю.Федьковича,
ул. Коцюбинского, 2, Черновцы, 58000, Украина

e-mail: v.deibuk@chnu.edu.ua

КОНСТРУИРОВАНИЕ ТРОИЧНЫХ ОБРАТИМЫХ/КВАНТОВЫХ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Широкое применение принципов обратимых вычислений дает возможность минимизировать потери энергии при работе компьютерных устройств. Конструирование обратимых элементов памяти троичной логики является актуальной задачей, поскольку это необходимые устройства современной электроники. В работе синтезированы основные обратимые последовательностные элементы троичной логики в базисе перестановочных одно- и двухходовых логических элементов, предложенных. Матакришина и Струдом (MS-гейты). Используя улучшенный адаптивный генетический алгоритм, мы предложили троичные обратимые D-, T- и JK-триггеры и триггерные системы. Троичные обратимые T- и JK-триггеры синтезированы впервые в этом базисе. Предложенный алгоритм также использован для синтеза обратимого троичного вентиля Фредкина, что привело к улучшению его квантовой стоимости по сравнению с известными аналогами. Последовательностные элементы, синтезированные в данной работе, могут быть построены с использованием квантовых технологий жидкостных ионных ловушек. Улучшения получены также в отношении квантовой стоимости, числа постоянных входов, времени задержки и числа избыточных выходов. Данная работа призвана привлечь внимание специалистов в области термоэлектричества к возможности применения обратимой электроники при создании термоэлектрических устройств. Библ. 29, рис. 8, табл. 2

Ключевые слова: триггеры, обратимые вычисления, многозначная логика, генетические алгоритмы.

Zhengbing Hu¹

V. G. Deibuk^{2,3} *Doctor fiz.-mat. Science*

¹School of Educational Information Technology Central China
Normal University, Wuhan, China

²Institute of Thermoelectricity of the NAS and MES Ukraine,
Nauky str., Chernivtsi, 58029, Ukraine;

^{2,3}Yu.Fedkovich Chernivtsi National University,
Kotsyubynsky str., Chernivtsi, 58012, Ukraine
e-mail: v.deibuk@chnu.edu.ua

DESIGN OF TERNARY REVERSIBLE/QUANTUM SEQUENTIAL ELEMENTS

The extensive use of the principles of reversible computing makes it possible to minimize energy losses during the operation of computer devices. The design of reversible memory elements of the ternary logic is an actual task because they are necessary devices of modern electronics. In the paper, the main reversible sequential elements of the ternary logic were synthesized on the base of the permutative one-input and two-input gates proposed by Muthukrishnan and Stroud (MS-gates). Using the improved adaptive genetic algorithm, we proposed ternary reversible D-, T-, and JK-latches and flip-flops. To the best of our knowledge, ternary reversible T- and JK-flip-flops are synthesized for the first time on this basis. The proposed algorithm is also used for the synthesis of a reversible ternary Fredkin gate, resulting in the improvement of a quantum cost compared to the existing counterparts. The sequential elements synthesized in this work can be built by the liquid ion trap quantum technology thanks to the used MS-gates. Improvements with respect to the quantum cost, number of constant inputs, delay time, and number of garbage outputs are reported. This work is intended to attract the attention of specialists in thermoelectricity to the possibility of using reversible electronics to the design of thermoelectric devices. Bibl. 29, Fig. 8, Tabl. 2

Key words: flip-flops, latches, reversible computing, multiple-valued logic, genetic algorithms.

References

1. R.Drechsler, R.Wille, Reversible circuits: Recent accomplishments and future challenges for an emerging technology, in: *Progress in VLSI Design and Test*, Springer, Berlin-Heidelberg, 383–392 (2012).
2. M.Nielsen, I.Chuang, *Quantum Computation and Quantum Information* (Cambridge University Press, Cambridge, 2000), 700 p..
3. Z.Li, S.Chen, X.Song, et al., Quantum circuit synthesis using a new quantum logic gate library of NCV quantum gates, *Int. J. Theor. Phys.* **56**(4), 1023–1038 (2017).
4. D.M.Miller, M.A.Thornton, *Multiple-Valued Logic: Concepts and Representations* (Morgan & Claypool Publishers, 2008), 127 p..
5. R.Landauer, Irreversibility and heat generation in the computational process, *IBM J. Res. Develop.* **5**(1/2), 183–191 (1961).
6. C.H.Bennett, Logical reversibility of computation, *IBM J. Res. Develop.* **17**(6), 525–532 (1973).
7. E.Fredkin and T.Toffoli, Conservative logic, *Int. J. Theor. Phys.* **21**(3/4), 219-253 (1982).

8. C.Moraga, On some basic aspects of ternary reversible and quantum computing," in *Proc. 44th IEEE Int. Symp. Multiple-Valued Logic*, Bremen, 178–183 (2014).
9. D.McHugh, J.Twamley, Trapped-ion qutrit spin molecule quantum computer, *New J. Physics*. **7**(1), 174/1–9 (2005).
10. B.Klimov, R.Guzman, J.C.Retamal, C.Saavedra, Qutrit quantum computer with trapped ions, *Phys. Rev.* **A67**(6), 062313/1-7 (2003).
11. M.Lukac M.Perkowski and M.Kameyama, Evolutionary quantum logic synthesis of Boolean reversible logic circuits embedded in ternary quantum space using structural restrictions, in *Proc. IEEE Congress on Evolutionary Comput.*, Barcelona, 1–8 (2010).
12. V.Deibuk, Reversible/Quantum Ternary Arithmetic Logic Unit Design, *Int. J. Innovative Comput. Inf. and Control*. **12**(5), 1523–1533 (2016).
13. V.G.Deibuk, A.V.Biloshytskyi, Design of a ternary reversible/ quantum adder using genetic algorithm, *Int. J. Inform. Technol. Comp. Sci.* **7**(9), 38–45 (2015).
14. V.Deibuk, A.Biloshytskyi, Genetic synthesis of new reversible/quantum ternary comparator, *Adv. Electrical Comp. Engineering*. **15**(3), 147-152 (2015).
15. A.Muthukrishnan, C.R.Stroud, Jr., Multivalued logic gates for quantum computation, *Phys. Rev.* **A62**(5), 052309/1–8 (2000).
16. P.Kerntopf, M.A.Perkowski and M.H.A.Khan, On universality of general reversible multiple-valued logic gates, in *Proc. 34th Int. Symp. on Multiple-Valued Logic*, Toronto, 68-73 (2004).
17. M.L.Chuang, C.Y.Wang, Synthesis of reversible sequential elements, *ACM J. Emerg. Technol. Comput. Syst.* **3**(1), 1-19 (2008).
18. P.L.Singh, A.Majumder, B.Chowdhuri, A.J.Mondal, T.S.Sheghawat, Reducing delay and quantum cost in the novel design of reversible memory elements, *Procedia Computer Science*. **37**, 189-198 (2015).
19. M.H.A.Khan, J.E.Rice, Improved synthesis of reversible sequential circuits, in *Proc. IEEE Int. Symposium on Circuits and Systems (ISCAS)*, Montreal, 2302-2305 (2016).
20. H.Thapliyal, N.Radganathan, Design of reversible sequential circuits optimizing quantum cost, delay, and garbage outputs, *ACM J. Emerg. Technol. Comput. Syst.* **6**(4), 1-31 (2010).
21. J.E. Rice, An introduction to reversible latches, *Computer J.* **51**(6), 700-709 (2008).
22. P.Houshmand, M.Haghparast, Design of a novel quantum reversible ternary up-counter, *Int. J. Quantum Information*. **13**(5), 1550038/13p (2015).
23. A.Niknafs, M.Mohammadi, Synthesis and optimization of multiple-valued combinational and sequential reversible circuits with don't cares, *Integration, the VLSI J.* **46**(1), 189-196 (2013).
24. M.Mohammadi, M.Eshghi, M.Haghparast, On design of Multiple-valued sequential reversible circuits for nanotechnology based systems, in *Proc. IEEE Region 10 Conference*. Hyderabad, 1-6 (2008).
25. M.H.A.Khan, Design of ternary reversible sequential circuits, in *Proc. 8th International Conference on Electrical and Computer Engineering*, Dhaka, 140-143 (2014).
26. Z.Hu, I.Yuriyчук, V.Deibuk, Ternary reversible/quantum latches, in *Proc. IEEE First Ukraine Conf. on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, Kyiv, 904-907 (2017).
27. T.A.Irving, S.G.Shiva, H.T.Nagle, Flip-flops for multiple-valued logic, *IEEE Transactions on Computers*. **C-25**, 237-346 (1976).
28. C.Qixiang, Multi-valued full-function flip-flops, in *Proc. IEEE Int. Conf. on Circuits and Systems*, China, 928-931 (1991).
29. A.Berut, A.Arakelyan, A.Petrosian, S.Ciliberto, R.Dillenschneider, E.Lutz, Experimental verification of Landauer's principle linking information and thermodynamics, *Nature* **486**(7388), 187-189 (2012).

Submitted 06.02.2018

УДК 537



Горський П.В.

Горський П. В.,^{1,2} докт. фіз.-мат. наук

¹Інститут термоелектрики НАН і МОН України,
вул. Науки, 1, Чернівці, 58029, Україна,
e-mail: anatysh@gmail.com;

²Чернівецький національний університет
імені Юрія Федьковича, вул. Коцюбинського 2,
Чернівці, 58012, Україна e-mail: anatysh@gmail.com

РОЛЬ ЕЛЕМЕНТАРНИХ ПРОЦЕСІВ РОСТУ У ФОРМУВАННІ МОНОКРИСТАЛІВ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ ТЕЛУРИДУ ВІСМУТУ

В статті шляхом розв'язання рівняння дифузії у просторі розмірів для переохолодженого розплаву показано, що велика швидкість росту монокристалів термоелектричних матеріалів на основі телуриду вісмуту у гексагональних площинах спайності у порівнянні зі швидкістю їх росту вздовж С-вісі зумовлена різкою відмінністю коефіцієнтів дифузії та самодифузії у цих матеріалах у гексагональній площині та перпендикулярно до неї. Встановлено також, що цим матеріалам притаманна анізотропія коефіцієнта поверхневого натягу на межі «тверда фаза – розплав», яка полягає в тому, що цей коефіцієнт у гексагональній площині істотно більше, ніж у перпендикулярному до неї напрямку. Таке співвідношення коефіцієнтів поверхневого натягу зумовлює так звану «безконкурентну» форму зародка твердої фази, за якої лише він здатен до поглинання матеріалу з розплаву і подальшого росту. Внаслідок цього затравка при вирощуванні таких кристалів у щільних контейнерах не потрібна, оскільки такою є затвердлий об'єм, утворений на початковій стадії кристалізації у найбільш холодній частині щільного контейнера. Незалежно від того, здійснюється вирощування методом горизонтальної чи вертикальної перекристалізації, гексагональні площини спайності монокристалу будуть паралельні до широких граней щільного контейнера, а вісь, перпендикулярна до них, буде С-віссю монокристалу. Бібл. 11, рис. 1.

Ключові слова: дифузія у просторі розмірів, коефіцієнт дифузії, коефіцієнт поверхневого натягу, критичний розмір, безконкурентний зародок, квазідвовимірний ріст, щільний контейнер, площини спайності, С-вісь монокристалу.

Вступ

Термоелектричний матеріал є найбільш дороговартісною частиною термоелектричного перетворювача енергії (генератора або охолоджувача). Як правило, за традиційних технологій вирощування монокристалічні зливки матеріалу отримуються, наприклад, у вигляді довгих кругових циліндрів [1]. Але термоелектричні гілки, які входять до складу генераторів або охолоджувачів, як правило, мають форму прямокутних паралелепіпедів малої висоти і відносно великої площі поперечного перерізу. Тому під час різання зливку на гілки значна частина матеріалу іде у відходи, що істотно збільшує собівартість готових виробів. Таким

чином, актуальним є завдання розробки та реалізації такої технології вирощування, яка дозволяла б отримувати замість циліндрів орієнтовані монокристалічні пластини у формі прямокутних паралелепіпедів з таким співвідношенням розмірів, яке дозволяло б отримати після різання достатньо велику кількість гілок. Але для цього необхідно знати, яким чином об'єктивні елементарні процеси росту кристалів, обумовлені фізичною природою конкретного матеріалу, можуть сприяти, або навпаки, заважати розв'язанню цього завдання. Вияснення цих питань стосовно до термоелектричних матеріалів на основі телуриду вісмуту і є метою даної статті.

Анізотропія швидкості росту кристалів термоелектричних матеріалів на основі телуриду вісмуту та її роль у процесі вирощування монокристалів

Розглянемо більш детально фізичні чинники, які зумовлюють анізотропію швидкості росту термоелектричних матеріалів на основі телуриду вісмуту і наслідки, які впливають з цієї анізотропії. Відомо, що за інших рівних умов швидкість росту кристалу, яка співпадає зі швидкістю руху межі поділу «розплав-кристал», в основному визначається коефіцієнтами дифузії (самодифузії) та теплопровідності матеріалу у твердій та рідкій фазах за заданих умов та режимів росту [2 – 4]. Окрім того, вона визначається коефіцієнтами поверхневого натягу на межах між твердою та рідкою фазами і межах розплаву та твердої фази зі стінками контейнера.

Для вияснення причин анізотропії швидкості росту кристалів на основі телуриду вісмуту візьмемо до уваги, що цей кристал володіє групою симетрії $R3m$ та має дві елементарні комірки: ромбоєдричну та гексагональну [1]. При цьому у твердій фазі коефіцієнти дифузії та самодифузії вздовж гексагональних площин на декілька порядків перевищують аналогічні коефіцієнти у перпендикулярному до цих шарів напрямку, тобто вздовж так званої вісі C . Саме з цієї причини переважаючий ріст кристалу буде відбуватись по площинах спайності. Щоб довести це твердження, наведемо отримане нами рівняння, яке описує ріст кристалу із зародка чи орієнтованої затравки так званого надкритичного розміру. У процесі його виведення застосовувався підхід, описаний у [5], який ґрунтується на так званому рівнянні дифузії у просторі розмірів. Хоч цей підхід розроблено для випадку росту кристалів з пересичених розчинів, він допускає просте узагальнення на випадок росту кристалів з переохолоджених розплавів. Знайдений нами розв'язок рівняння дифузії у просторі розмірів для цього випадку наступний:

$$t = \frac{4\gamma_s^2 V_m}{Dc_\infty \lambda_m^2} \left\{ \frac{\exp(x_f)}{2x_f [1 + \kappa + \exp(x_f)]^2} - \frac{\exp(x_i)}{2x_i [1 + \kappa + \exp(x_i)]^2} + \frac{1}{2x_f^2 [1 + \kappa + \exp(x_f)]} - \frac{1}{2x_i^2 [1 + \kappa + \exp(x_i)]} + \sum_{l=1}^{\infty} \frac{l^2}{(1 + \kappa)^l} [\text{Ei}(-lx_i) - \text{Ei}(-lx_f)] \right\}, \quad (1)$$

де t – час росту, γ_s – коефіцієнт поверхневого натягу на межі «рідина – тверда фаза», V_m – об'єм молекули, D – коефіцієнт дифузії, c_∞ – відношення числа молекул в активному об'ємі затравки до об'єму розплавленої зони, λ_m – теплота плавлення в розрахунку на одну молекулу, $\kappa = \Delta T/T_m$, ΔT – переохолодження, $x_i = 2\gamma_s V_m / (\lambda_m r_i)$, $x_f = 2\gamma_s V_m / (\lambda_m r_f)$, r_i , r_f – початковий та кінцевий радіуси об'єму твердої фази, який умовно припускається сферичним. Функція $\text{Ei}(z)$ визначається так:

$$\text{Ei}(z) = P \int_{-\infty}^z \frac{\exp(x)}{x} dx. \quad (2)$$

При цьому критичний радіус зародка твердої фази складає:

$$r_c = 2\gamma_s V_m / [\lambda_m \ln(1 + \Delta T/T_m)]. \quad (3)$$

Часову залежність радіусу затвердлого об'єму, описувану рівнянням (1) зображено на рис. 1.

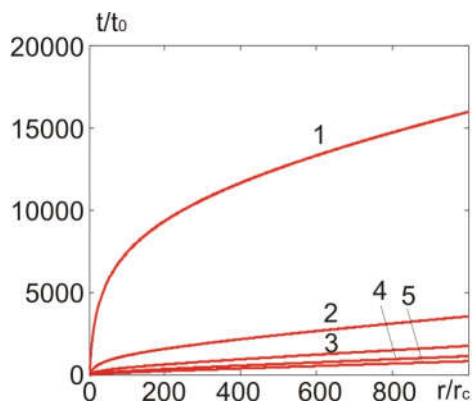


Рис. 1. Часова залежність радіусу затвердлого об'єму за різних ступенів переохолодження розплаву $\Delta T/T_m$: 1) 0.1; 2) 0.2; 3) 0.3; 4) 0.5.

На рисунку введено позначення: $t_0 = 4\gamma_s^2 V_m / Dc_\infty \lambda_m^2$

З рисунка видно, що чим більший ступінь переохолодження, тим більша швидкість росту кристалу. Оцінка, виконана за рис. 1, свідчить, що ця швидкість, якщо вона регламентується «дифузійною у просторі розмірів», залежить від переохолодження за законом $v_g \propto (\Delta T)^{1.82}$. Ця оцінка близька до отриманих у праці [6], хоч у ній відхилення показника степеня від одиниці пов'язується з наявністю дислокаційних ступенів росту.

Рівняння (1) допускає просте узагальнення на випадок анізотропного росту монокристалу з переохолодженого розплаву. Для випадку кристалів з гексагональною симетрією, до яких належать Bi_2Te_3 та сплави на його основі, можна ввести два напрямки росту: у площині спайності, в якій ріст ізотропний, і перпендикулярно до неї. Тоді замість одного рівняння вигляду (1) слід записати два, які ми подамо у вигляді одного:

$$t_{\parallel, \perp} = \frac{4\gamma_{s\parallel, \perp}^2 V_m}{D_{\parallel, \perp} c_\infty (\lambda_m)^2} \left\{ \frac{\exp(x_{f\parallel, \perp})}{2x_{f\parallel, \perp} [1 + \kappa + \exp(x_{f\parallel, \perp})]^2} - \frac{\exp(x_{i\parallel, \perp})}{2x_{i\parallel, \perp} [1 + \kappa + \exp(x_{i\parallel, \perp})]^2} + \frac{1}{2x_{f\parallel, \perp}^2 [1 + \kappa + \exp(x_{f\parallel, \perp})]} - \frac{1}{2x_{i\parallel, \perp}^2 [1 + \kappa + \exp(x_{i\parallel, \perp})]} + \sum_{l=1}^{\infty} \frac{l^2}{(1 + \kappa)^l} [\text{Ei}(lx_{i\parallel, \perp}) - \text{Ei}(lx_{f\parallel, \perp})] \right\} \quad (4)$$

Співвідношення (3) з урахуванням анізотропії росту запишеться у вигляді:

$$r_{c\parallel,\perp} = 2\gamma_{s\parallel,\perp}V_m / [\lambda_m \ln(1 + \Delta T/T_m)]. \quad (5)$$

Зі співвідношення (4) випливає, що якщо коефіцієнт поверхневого натягу на межі фаз вважати ізотропним, то по площинах спайності кристал повинен рости, принаймні, у стільки разів швидше, ніж перпендикулярно до них, у скільки разів відрізняються відповідні коефіцієнти дифузії, тобто, виходячи з даних [1], приблизно на 3-5 порядків швидше. Якщо реальні швидкості росту у площині спайності та перпендикулярно до неї не відрізняються настільки сильно, то це, найбільш імовірно, відбувається тому, що коефіцієнт поверхневого натягу на межі «рідина – тверда фаза» не є цілком ізотропним, тобто, можливо, що не лише $D_{\parallel} > D_{\perp}$, а й $\gamma_{s\parallel} > \gamma_{s\perp}$, і, отже, як випливає зі співвідношення (5), $r_{c\parallel} > r_{c\perp}$. Але співвідношення між критичними радіусами визначає переважну форму затравки. Таким чином, для вирощування монокристалічних пластин слід надавати перевагу затравці з найбільшими допустимими технологічним процесом розмірами у головних напрямках росту та істотно меншим, але більшим від критичного, розміром у напрямку, перпендикулярному до них. Однак якщо має місце співвідношення $r_{c\parallel} \gg r_{c\perp}$, то затравка при вирощуванні монокристалічної пластини у щільному контейнері не потрібна, оскільки затвердлий об'єм, утворений на початковій стадії в найбільш холодній частині заповненого розплавом щільного контейнера, як раз і слугує такою затравкою, будучи єдиним, і, отже, безконкурентним, надкритичним зародком. Саме до нього у ході подальшої кристалізації «прирастають» орієнтовані гексагональні стовпчики, формуючи пластину. Таким чином, монокристалічні пластини отримуються у ході безконкурентного квазидвовимірного росту. Додатковим фактором, який забезпечує таку квазидвовимірність, є анізотропія теплопровідності матеріалів на основі телуриду вісмуту, теплопровідність яких у гексагональній площині більша, ніж перпендикулярно до неї [1].

Отриманий таким чином термоелектричний матеріал за інших рівних умов повинен би володіти істотно більш високим ступенем структурної досконалості та більш високим ступенем однорідності термоелектричних параметрів за довжиною пластини у порівнянні з матеріалами, отримуваними іншими способами.

Вважається [1], що велика швидкість дифузії домішок у напрямку площин спайності зумовлена слабким зв'язком та більшими проміжками між шарами $Te^{(1)} - Te^{(1)}$. Дифузія домішок перпендикулярно до площин спайності утруднена з-за наявності у цьому напрямку щільного упакування атомів матриці та більш складного зв'язку між ними. Однак автори [7] вважають, що велика відмінність між коефіцієнтами дифузії у гексагональній площині та перпендикулярно до неї зумовлена різкою відмінністю щільностей дислокацій у цих напрямках. З іншого боку з наведеної у праці [6] оціночної формули для коефіцієнту дифузії випливає, що він пропорційний до частоти коливань молекул. А вона у гексагональній площині повинна бути більше, ніж у перпендикулярному до неї напрямку.

З усього вищевикладеного ясно, що якщо монокристалічну пластину отримувати методом горизонтальної перекристалізації, то гексагональні площини монокристалу будуть паралельні до тих граней контейнера, в яких одночасно лежать вектори градієнту температури та прискорення вільного падіння. А в разі вертикальної перекристалізації переважний ріст буде відбуватись вздовж широких граней контейнера, паралельних до градієнту температури, і гексагональні площини будуть паралельні до них. Ріст кристалу вздовж вузьких граней контейнера, паралельних до градієнту температури, буде обмежений внаслідок дії сил реакції з

боку граней контейнера, як на розплав, так і на тверду фазу. Тому вісь, перпендикулярна до широких граней контейнера, паралельних до градієнту температури, з переважною імовірністю буде С-віссю монокристалу.

Роль поверхневих явищ у рості монокристалів термоелектричних матеріалів на основі телуриду вісмуту

У працях [8 – 10] розглядався вплив поверхневих явищ на межах поділу фаз на утворення зародків при рості кристалів з розплавів. Застосуємо результати цих праць до аналізу кінетики росту кристалів термоелектричних матеріалів з переохолоджених розплавів. У відповідності з ними, так само, як і у відповідності зі співвідношенням (4), швидкість утворення зародків твердої фази різко зменшується при зростанні коефіцієнту поверхневого натягу на межі стінка-розплав, і, навпаки, збільшується при зниженні цього коефіцієнта. Тому має зміст зменшити коефіцієнт поверхневого натягу на межі «широка стінка – розплав» и збільшити його на межі «вузька стінка – розплав». Це впливає також з рівняння механічної рівноваги зародка твердої фази на стінці контейнера, наведеного у праці [10]. Цього можна досягнути, розмістивши, наприклад, вздовж вузьких стінок контейнера вкладки з іншого матеріалу, коефіцієнт поверхневого натягу на межі якого з розплавом більше, ніж у основного матеріалу контейнера. Однак цього можна і не робити, якщо відношення коефіцієнтів поверхневого натягу на межі «стінка контейнера – розплав» та сили реакції стінок контейнера достатні для придушення надмірного росту у напрямку С-вісі.

Стабілізація фронту кристалізації

Враховуючи все вищевикладене, можна прийти до висновку, що найбільш вигідним для вирощування монокристалічних пластин є фронт кристалізації, форма якого найбільш близька до плоскої. Однак внаслідок концентраційного переохолодження виникає поздовжня неоднорідність, яка зумовлює ступінчасту форму фронту кристалізації [1]. Утворення концентраційного переохолодження у випадку, коли рівноважний коефіцієнт розподілу домішки (наприклад, однієї з компонент твердої розчину) менший за 1, пояснюється таким чином. Домішка накопичується поблизу фронту кристалізації, і температура ліквідусу зростає при збільшенні відстані від фронту. Тому за малого градієнту температури у розплаві та великої швидкості росту виникає концентраційне переохолодження. У відповідності з оцінкою, проведеною у праці [11], критичне значення відношення градієнту G температури у розплаві до швидкості v вирощування дорівнює:

$$(G/v)_{cr} = \frac{mC_0(1 - K_0)}{K_0D_0}, \quad (6)$$

де m – нахил лінії ліквідусу, C_0 – концентрація домішки в основній масі розплаву, K_0 – коефіцієнт розподілу домішки у розплаві, D_0 – коефіцієнт дифузії домішки у розплаві. Якщо відношення G/v менше за критичне, яке визначається формулою (6), то концентраційного переохолодження не виникає. Таким чином, співвідносячи градієнт температури зі швидкістю росту, можна домогтись стабілізації фронту кристалізації на рівні мінімальної висоти сходинок, і, отже, найбільшій близькості його форми до плоскої.

Висновки

1. Шляхом розв'язання рівняння дифузії у просторі розмірів показано, що різка анізотропія росту кристалів телуриду вісмуту з розплавів, яка виражається у переважному рості цих кристалів по гексагональних площинах спайності зумовлена різкою відмінністю коефіцієнтів дифузії у гексагональній площині та перпендикулярно до неї. При цьому встановлено, що швидкість росту залежить від переохолодження за законом $v_g \propto (\Delta T)^{1.82}$.
2. Наряду с цим показано, що телуридові вісмуту притаманна різка анізотропія коефіцієнта поверхневого натягу на межі «розплав – тверда фаза», яка виражається в тому, що в гексагональній площині цей коефіцієнт істотно більший, ніж у перпендикулярному до неї напрямку.
3. Різка анізотропія коефіцієнта поверхневого натягу зумовлює специфічну найбільш сприятливу форму затравки, яка повинна мати найбільші розміри у гексагональній площині та істотно менший, хоча і більший за відповідне критичне значення, розмір у перпендикулярному напрямку. Але тоді при вирощуванні монокристалічних пластин телуриду вісмуту у щілинному контейнері затравка не потрібна, оскільки такою слугує затвердлий об'єм, утворений на початковій стадії кристалізації у найбільш холодній частині контейнера. Цей об'єм, по суті, є єдиним безконкурентним зародком, до якого в ході дальшої кристалізації «прирастають» орієнтовані гексагональні стовпчики.
4. Таким чином, гексагональні площини монокристалу розташовуються паралельно широким граням щілинного контейнера, а вісь, перпендикулярна до цих граней, є С-віссю монокристалу.
5. Зазначені особливості росту монокристалів телуриду вісмуту дозволяють ефективно використовувати для отримання монокристалічних пластин замість методів зонного плавлення або Чохральського метод Бріджмена, що істотно спрощує як конструкцію та обслуговування обладнання, так і технологічний процес.

Автор вважає своїм приємним обов'язком висловити подяку акад. Л.І. Анатичуку за запропоновану тему, постановку задачі та корисне конструктивне обговорення отриманих результатів.

Література

1. Гольцман Б.М. Полупроводниковые термоэлектрические материалы на основе Bi_2Te_3 / Б.М. Гольцман, В.А. Кудинов, И.А. Смирнов // Под редакцией Б.Я. Мойжеса. М.: Наука – 1972. – 320с.
2. Авдонин Н.А. Математическое описание процессов кристаллизации / Н.А. Авдонин // Латвийский государственный ордена Трудового Красного Знамени университет им. П. Стучки. – Рига: Зинатне – 1980. – 180с.
3. Струтинская Л.Т. Моделирование процесса роста термоэлектрического материала на основе Bi_2Te_3 методом вертикальной зонной плавки / Л.Т. Струтинская, В.В. Жихаревич // Термоэлектричество – 2012. – №2. – С.79-87.
4. Анухин А.И. Кристаллизации твердых растворов теллуридов висмута и сурьмы зонной плавкой и нормальной кристаллизацией / А.И. Анухин, В.В. Разиньков // Термоэлектричество – 2016. – №1. – С.47-51.

5. Лифшиц Е.М. Физическая кинетика / Е.М. Лифшиц, Л.П. Питаевский // М.: Наука – 1979. – 528с.
6. Hillig W. Theory of crystal growth in undercooled pure liquids / W. Hillig, D. Turnbull // J. Chem. Phys. – 1956. –Vol.24. – P.914.
7. Sagar A. Dislocation Studies in Bi₂Te₃ by Etch-Pit Technique / A. Sagar, J. W. Faust Jr. // J. Appl. Phys. – 1967. – Vol.38. – P.482-490.
8. Turnbull D. Rate of nucleation in condensed systems / D. Turnbull, J.C. Fisher // J. Chem. Phys. – 1949. –Vol.17. – P.71-73.
9. Turnbull D. Formation of crystal nuclei in liquid metals / D. Turnbull // J. Appl. Phys. – 1950. – Vol.21. – P.1022-1028.
10. Turnbull D. Kinetics of heterogeneous nucleation / D. Turnbull // J. Chem. Phys. – 1950. –Vol.18. – P.198-203.
11. Тиллер В. / В. Тиллер. // В сб.: Жидкие металлы и затвердевание. – 1962. – М.: Металлургиздат. – С.409.

Надійшла до редакції 19.03.2018

Горский П. В.,^{1,2} докт. физ.-мат. наук

¹Институт термоэлектричества НАН и МОН Украины, ул. Науки, 1,
Черновцы, 58029, Украина, e-mail: anatyach@gmail.com;

²Черновицкий национальный университет
им. Юрия Федьковича, ул. Коцюбинского, 2,
Черновцы, 58000, Украина, e-mail: anatyach@gmail.com

РОЛЬ ЭЛЕМЕНТАРНЫХ ПРОЦЕССОВ РОСТА В ФОРМИРОВАНИИ МОНОКРИСТАЛЛОВ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ТЕЛЛУРИДА ВИСМУТА

В статье посредством решения уравнения диффузии в пространстве размеров для переохлажденного расплава показано, что большая скорость роста монокристаллов термоэлектрических материалов на основе теллурида висмута по гексагональным плоскостям спайности в сравнении со скоростью их роста вдоль С-оси обусловлена резким различием коэффициентов диффузии и самодиффузии в этих материалах в гексагональной плоскости и перпендикулярно к ней. Установлено также, что этим материалам присуща анизотропия коэффициента поверхностного натяжения на границе «твердая фаза – расплав», выражающаяся в том, что этот коэффициент в гексагональной плоскости существенно больше, чем в перпендикулярном к ней направлении. Такое соотношение коэффициентов поверхностного натяжения обуславливает так называемую «бесконкурентную» форму зародыша твердой фазы, при которой только он способен к поглощению материала из расплава и дальнейшему росту. Вследствие этого затравка при выращивании таких кристаллов в целевых контейнерах не нужна, ибо таковой является отвердевший объем, образовавшийся на начальной стадии кристаллизации в наиболее холодной части целевого контейнера. Независимо от того, осуществляется ли выращивание методом горизонтальной или вертикальной перекристаллизации, гексагональные плоскости спайности монокристалла будут параллельны широким граням

целового контейнера, а ось, перпендикулярна к ним, будет C-осью монокристалла. Библ. 11, рис. 1.

Ключевые слова: диффузия в пространстве размеров, коэффициент диффузии, коэффициент поверхностного натяжения, критический размер, бесконкурентный зародыш, квазидвумерный рост, щелевой контейнер, плоскости спайности, C-ось монокристалла.

P. V. Gorskiy,^{1,2} Doctor fiz.-mat. science

¹Institute of Thermoelectricity of the NAS and MES of Ukraine,
1, Nauky str., Chernivtsi, 58029, Ukraine, e-mail: anatyach@gmail.com;

²Yu.Fedkovych Chernivtsi National University,
2, Kotsiubynskyi str., Chernivtsi, 58000, Ukraine,
e-mail: anatyach@gmail.com

THE ROLE OF ELEMENTARY GROWTH PROCESSES IN THE FORMATION OF SINGLE CRYSTALS OF THERMOELECTRIC MATERIALS BASED ON BISMUTH TELLURIDE

In the article, by solving the diffusion equation in the space of dimensions for a supercooled melt, it is shown that the high growth rate of single crystals of thermoelectric materials based on bismuth telluride over hexagonal cleavage planes in comparison with the rate of their growth along the C axis is due to a sharp distinction in the diffusion coefficients and self-diffusion in these materials in hexagonal plane and perpendicular to it. It is also established that these materials are characterized by anisotropy of the surface tension coefficient at the solid-melt boundary, which is expressed in the fact that this coefficient in the hexagonal plane is substantially greater than in the direction perpendicular to it. This ratio of surface tension coefficients causes the so-called "noncompetitive" form of the solid phase nucleus, whereby only this nucleus is capable of absorbing material from the melt and further growth. Because of this, seeding during growth of such crystals in the slot containers is not needed, because such is the solidified volume formed at the initial stage of crystallization in the coldest part of the slot container. Regardless of whether growth is carried out by horizontal or vertical recrystallization, the hexagonal cleavage planes of the single crystal will be parallel to the wide faces of the slot container, and the axis perpendicular to them will be the C-axis of the single crystal. Bibl. 11, Fig. 1.

Key words: diffusion in the space of dimensions, diffusion coefficient, surface tension coefficient, critical size, noncompetitive nucleus, quasi-to-dimensional growth, slot container, cleavage planes, C-axis of single crystal.

References

1. Goltsman B.M., Kudinov V.A., Smirnov I.A. (1972). *Poluprovodnikovyye termoelektricheskiye materialy na osnove Bi₂Te₃ [Semiconductor thermoelectric materials based on Bi₂Te₃]*. Moizhes B.Ya. (Ed.). M.: Nauka [in Russian].
2. Avdonin N.A. (1980). *Matematicheskoye opisaniiye processov kristallizatsii [Mathematical description of crystallization processes]*. Riga: Zinatne [in Russian].
3. Strutynska L.T., Zhikharevich V.V. (2012). Simulation of Bi₂Te₃ thermoelectric material growth by vertical melting method. *J. Thermoelectricity*, 2, 79-87.
4. Anukhin A.I., Razinkov V.V. (2016). Crystallization of solid solutions of bismuth and antimony tellurides by zone melting and normal crystallization. *J. Thermoelectricity*, 1, 47-51.

5. Lifshits E.M., Pitaievskii L.P. (1979). *Fizicheskaia kinetika [Physical kinetics]*. M.:Nauka.
6. Hillig W., Turnbull D. (1956). Theory of crystal growth in undercooled pure liquids. *J. Chem. Phys.*, 24, 914.
7. Sagar A., Faust Jr. J.W. (1967). Dislocation studies in Bi₂Te₃ by etch-pit technique. *J. Appl. Phys.*, 38, 482-490.
8. Turnbull D., Fisher J.C. (1949). Rate of nucleation in condensed systems. *J. Chem. Phys.*, 17, 71-73.
9. Turnbull D. (1950). Formation of crystal nuclei in liquid metals. *J. Appl. Phys.*, 21, 1022-1028.
10. Turnbull D. (1950). Kinetics of heterogeneous nucleation. *J. Chem. Phys.*, 18, 198-203.
11. Tiller V. (1962). *V sbornike: Zhidkiiie metally i zatverdevaniie [In: Liquid metals and solidification]*. M.: Metallurgizdat [in Russian].

Submitted 19.03.2018

УДК 537



Бхаттачарія С.

Бхаттачарія С.,¹ доктор,
асистент-професор,
Голдсмід Х. Дж.,² доктор



Голдсмід Х.Дж.

¹Факультет фізики та астрономії, Інститут наноматеріалів Клемсону, Університет Клемсону, шт. Південна Кароліна, США
e-mail: arao@g.clemson.edu;

²Школа фізики, Університет Нового Південного Уельсу, Сідней, Австралія
e-mail: hjgoldsmid@bigpond.com

ВИЗНАЧЕННЯ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОЇ ДОБРОТНОСТІ ЧЕРЕЗ МАКСИМАЛЬНЕ ЗНИЖЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ ПРИ ВИКОРИСТАННІ ЕФЕКТУ ОХОЛОДЖЕННЯ ПЕЛЬТЬЄ

Добре відомо, що максимальне зниження температури, яке можна отримати з допомогою ефекту Пельтьє, пов'язане простим співвідношенням з добротністю, Z термопари. Однак для добрих термоелектричних матеріалів, у яких ZT порядку одиниці або вище, таке зниження температури ΔT може бути дуже великим, і важко віднести вимірюване значення до конкретної температури. Це не проблема, якщо термопара складається з напівпровідника й металу, оскільки ZT та ΔT_{\max} в цьому випадку істотно менше. Ми покажемо, що вимірювання ΔT_{\max} для пари напівпровідник-метал може дати значення безрозмірної добротності ZT напівпровідника. Ми також покажемо, що існують особливості у вимірюванні ΔT_{\max} для пари, у якій співвідношення форм-факторів для двох гілок дуже далеко від оптимізованого. Бібл. 5, Рис. 2.

Ключові слова: термоелектрика, охолодження Пельтьє, добротність, вимірювання.

Вступ

Давно відомо, що добротність Z термопари пов'язана простим співвідношенням з максимальним зниженням температури ΔT_{\max} , яке може бути досягнуте за допомогою ефекту Пельтьє [1]. Це співвідношення має вигляд:

$$\Delta T_{\max} = \frac{1}{2} Z T_c^2, \quad (1)$$

де T_c – температура холодного спаю. Однак якщо ZT порядку одиниці або вище, ΔT_{\max} може бути вищим за 100 К, і важко віднести Z_c до якої-небудь конкретної температури. Більше того, добротність у даному рівнянні стосується термопари в той час, як нас зазвичай більше цікавить добротність Z самого матеріалу. Тут ми розглянемо ситуацію, коли термопара складається з напівпровідника з високим позитивним або негативним коефіцієнтом Зеєбека, з'єданого з металом, у якого коефіцієнт Зеєбека близький до нуля.

Обґрунтування методу

Одна з наших цілей у даній роботі полягає в тому, щоб показати, що необхідність у другій гілці насправді дає перевагу при визначенні Z матеріалу. Передбачається, що другу гілку виготовлено з металу, для якого властивості переносу точно встановлено. Добротність пари з оптимізованим відношенням довжини до ширини гілок має вигляд:

$$z = \frac{(\alpha_S - \alpha_M)^2}{\left\{(\lambda_S/\sigma_S)^{1/2} + (\lambda_M/\sigma_M)^{1/2}\right\}^2}. \quad (2)$$

Тут α , σ та λ – коефіцієнт Зеебека, електропровідність та теплопровідність, відповідно, а нижні індекси S та M стосуються до напівпровідникової та металевої гілок пари. Для металевої гілки коефіцієнт Зеебека α_M зазвичай близький до нуля, а λ_M/σ_M буде мати значення, яке визначається законом Відемана-Франца-Лоренца і дорівнює $(\pi^2/3)(k/e)^2T$. Для більшості термоелектричних матеріалів λ_S/σ_S буде не набагато вищим за значення, яке визначається законом Відемана-Франца-Лоренца, а Z буде порядку $z_S/4$, де

$$z_S = \frac{\alpha_S^2 \sigma_S}{\lambda_S}, \quad (3)$$

тобто добротність матеріалу. Це означає, що якщо $z_S T$ близьке до одиниці, ΔT_{\max} для пари напівпровідник-метал буде, імовірно, меншим за 30 К. Таким чином, значення Z , отримане у ході вимірювання, буде характерним для досить вузького температурного діапазону. Цей діапазон може бути додатково звужений, якщо форм-фактор для металевої гілки відхиляється від свого оптимального значення. Як правило,

$$z = \frac{(\alpha_S - \alpha_M)^2}{KR}, \quad (4)$$

де $K = (\lambda_S A_S / L_S + \lambda_M A_M / L_M)$ and $R = (\rho_S L_S / A_S + \rho_M L_M / A_M)$. L означає довжину гілки, A – площу її поперечного перерізу, а ρ – питомий опір матеріалу.

Зрозуміло, що визначення ZT не дозволяє отримати значення для z_S негайно. Проте, явною перевагою методу ΔT_{\max} є однозначне підтвердження будь-якого високого значення ZT , на що вказують інші виміри. Значення ΔT_{\max} не може бути більшим, крім випадків, коли добротність є високою. З іншого боку, альтернативні методи знаходження термоелектричних властивостей часто приводять до надмірно оптимістичної величини добротності.

Наприклад, припустимо, що використовується метод Хармана [2]. У відповідності з цим методом електричний опір визначається у адіабатичних та ізотермічних умовах. Співвідношення цих опорів повинне бути рівним $(ZT + 1)$. Це, звичайно, вірно, якщо матеріал однорідний, але може бути й помилковим, якщо випробовується неоднорідний зразок [3]. У крайньому випадку, припустимо, що зразок складається з більш-менш рівних частин матеріалу p - та n -типу, так що загальний коефіцієнт Зеебека дорівнює нулеві. Тоді істинна добротність, звичайно, також буде дорівнювати нулеві, хоча скінчена різниця між ізотермічним та адіабатичним опором передбачає інше.

Використовуючи метод ΔT_{\max} , добротність z_s і відношення σ_s/λ_s для напівпровідника можна визначити з ZT , якщо відомий коефіцієнт Зеєбека α_s . Слід зазначити, що коефіцієнт Зеєбека, імовірно, є найпростішим з трьох термоелектричних параметрів для визначення, оскільки він не залежить від розмірів зразка [4].

Добуток KR має вигляд

$$KR = \left(\lambda_S \frac{A_S}{L_S} + \lambda_M \frac{A_M}{L_M} \right) \left(\frac{L_S}{\sigma_S A_S} + \frac{L_M}{\sigma_M A_M} \right), \quad (5)$$

що можна подати як

$$KR = \frac{\lambda_S}{\sigma_S} + \frac{\lambda_M}{\sigma_M} + \frac{\lambda_S}{\sigma_M} F + \frac{\lambda_M}{\sigma_S} \frac{1}{F} \quad (6)$$

де $F = A_S L_M / A_M L_S$. Можна припустити, що λ_M та σ_M відомі, а σ_S визначається окремо, тому рівняння (6) дозволяє нам зв'язати λ_S з KR .

Як приклад розглянемо пару, що складається зі сплаву телуриду вісмуту n-типу й чистого нікелю. Ми використаємо дані для сплаву телуриду вісмуту (exf8h-SPS) виходячи з даних, наведених у статті [5]. Обраними параметрами є:

$(\alpha_S - \alpha_M) = -123$ мкВ\К, $\sigma_S = 0.16 \times 10^6$ См\м, $\lambda_S = 1.6$ Вт/(м\К), $\sigma_M = 14.6 \times 10^6$ См\м і $\lambda_M = 94.1$ Вт/(м\К).

На рис. 1 показано зміну ZT в залежності від F в інтервалі 5 декад значення відношення форм-факторів.

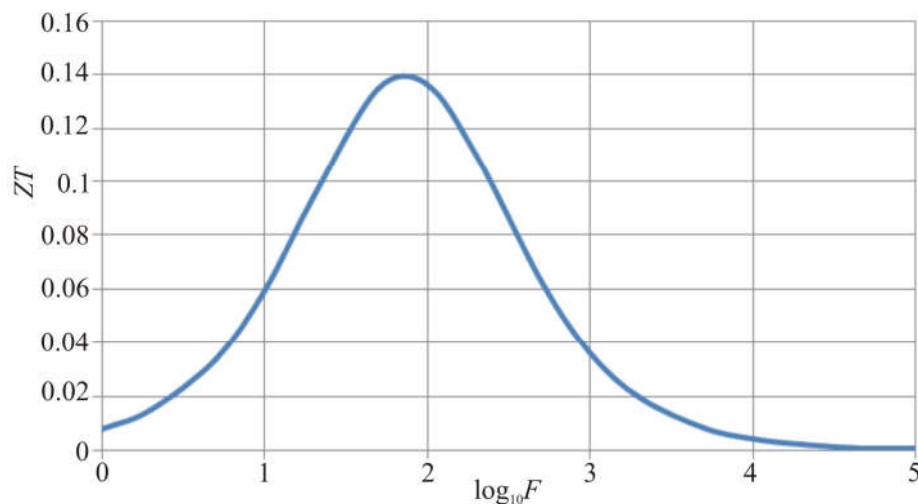


Рис. 1. Графік залежності ZT від $\lg F$, де F – відношення форм-факторів, рівне $A_S L_M / A_M L_S$. Напівпровідникову гілку являє виготовлено зі сплаву на основі телуриду вісмуту n-типу, властивості якого близькі до описаних у статті [5]. Металеву гілку виготовлено з нікелю.

Максимальне ZT , що складає близько 0.14, має місце за значення F близько 70. За такого значення $ZT \Delta T_{\max}$ за кімнатної температури дорівнює близько 21 К. Це усе ще зумовлює деяку невизначеність щодо температури, для якої застосовні результати вимірювання. За зміни F на порядок нижче або вище від його оптимального значення ZT знижується приблизно до 0.04, а

ΔT_{\max} стає рівним приблизно 6 К. Це добре для точного вимірювання добротності, але навіть такий температурний перепад завеликий для чіткого визначення температури виміру.

Як показано на рис. 1, термопара буде мати найвищу добротність, коли значення KR буде мінімальним, і це відбудеться за умови $F^2 = \lambda_M \sigma_M / \lambda_S \sigma_S$. При цьому значенні F справедлива рівність:

$$(KR)_{\min} = \left(\frac{\lambda_S^{1/2}}{\sigma_S^{1/2}} + \frac{\lambda_M^{1/2}}{\sigma_M^{1/2}} \right)^2, \quad (7)$$

Слід зазначити, що оптимальне значення F можна розрахувати, якщо ΔT_{\max} визначається за допомогою як мінімум трьох різних відношень форм-факторів.

Неоптимізоване відношення форм-факторів

Дослідимо детальніше ситуацію, коли металева гілка не оптимізована, і, зокрема, розглянемо ефект від виготовлення дуже короткої або дуже довгої гілки. Це дає перевагу додаткового зниження ΔT_{\max} і, отже, дані можна віднести до ще більш вузького температурного діапазону.

Припустимо, що відношення довжини до площі поперечного перерізу для металевої гілки набагато менше за його оптимальне значення. Тоді $K_M \gg K_S$ і $R_S \gg R_M$. Застосовуючи це значення, отримуємо, що $KR \approx K_M R_S$ і, отже, наближене значення для ZT складає $\alpha^2 T / K_M R_S$. Це дозволяє оцінити R_S і, отже, електропровідність напівпровідника. Однак, імовірно, легше визначити σ_S більш безпосередньо. У зв'язку з цим необхідно згадати, що падінню напруги на зразку сприяє термоЕРС, а також електричний опір. Внесок термоЕРС інколи нівелюється за рахунок використання змінного струму, але ми вважаємо, що кращим методом може бути збільшення постійного струму доти, поки охолодження Пельтье й нагрівання Джоуля не зрівноважать одне одного, а ΔT стане дорівнювати нулеві. Дивно, але цей підхід, схоже, широкого застосування не знайшов.

Якщо відношення довжини до площі поперечного перерізу для металевої гілки набагато перевищує оптимальне значення, ZT стає приблизно рівним $\alpha^2 T / K_S R_M$, дозволяючи нам оцінити K_S і, отже, теплопровідність напівпровідника.

Цікаво розглянути вираз (6) для KR , коли F істотно перевищує оптимальне значення. Ми приймаємо два різних наближення. В наближенні 1 ми нехтуємо усім, окрім найбільшого члена у виразі для KR , так що $KR \approx \lambda_S A_S L_M / L_S \sigma_M A_M$, що дозволяє оцінити λ_S . Однак, як показано на рис. 2, (верхня крива), отримане значення ZT не особливе близько до дійсного значення, якщо тільки F не буде хоча б на два порядки величини більше за оптимальне значення. Коли F настільки велике, ZT надто мале, щоб його можна було точно визначити.

У наближенні 2 ми включаємо два перших члени з правого боку рівняння (6), але заміняємо $(\lambda_S / \sigma_S + \lambda_M / \sigma_M)$ на $2 \lambda_M / \sigma_M$, так що

$$KR = 2 \frac{\lambda_M}{\sigma_M} + \frac{\lambda_S}{\sigma_M} F \quad (8)$$

Нашою мотивацією буде те, що для доброго термоелектричного матеріалу відношення теплопровідності до електропровідності навряд чи істотно перевищує значення Відемана-Франца. Окрім того, перші два члени у правій частині рівняння (6) малі в порівнянні із третім

членом. Нижня крива на рис. 2 показує відношення ZT з даного наближення до його дійсного значення. Це наближене значення ZT , позначене $Z_{набл.}T$, відрізняється не більше ніж на 3% від дійсного значення, коли F на порядок величини більше від оптимального. Таким чином, рівняння (8) дозволяє нам швидко визначити теплопровідність напівпровідника.

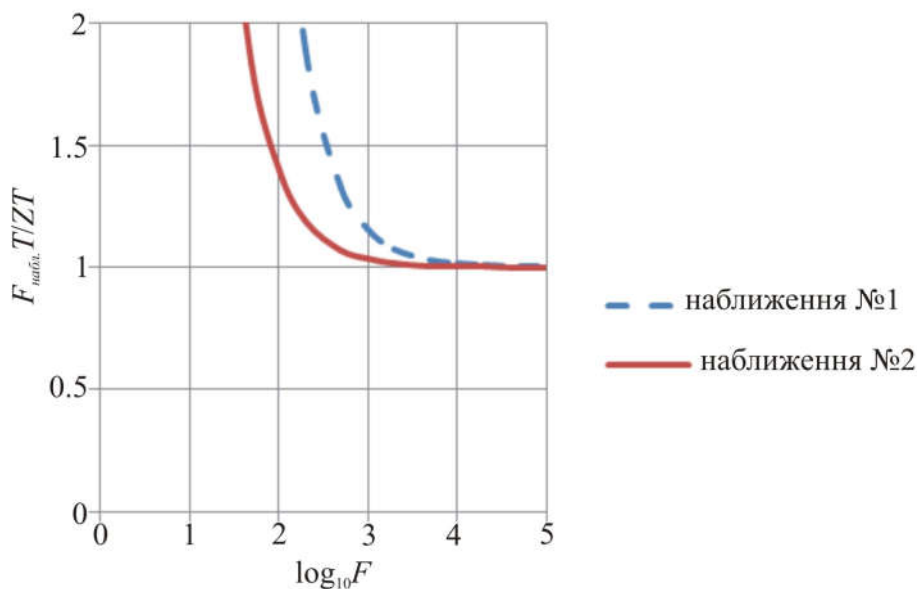


Рис. 2. Графік залежності $Z_{набл.}T/ZT$ від $\log_{10}F$. В наближенні 1 $Z_{набл.}T \approx \alpha^2 T/K_M R_S a$ а в наближенні 2 $Z_{набл.}T \approx \alpha^2 T/K_M R_S + 2 \lambda_M/\sigma_M$.

Нарешті, необхідно зазначити, що перенос тепла випромінюванням або провідністю уздовж електричних виводів не враховувався. Як і за інших вимірювань теплопровідності, величини втрат можна визначити, якщо виміри проводяться на зразках різної довжини й поперечного перерізу.

Висновки

Підбиваючи підсумок, підкреслимо, що вимірювання максимального зниження температури ΔT_{max} – неспростовний спосіб підтвердження будь-якої претензії на високу добротність нового термоелектричного матеріалу. Значення ΔT_{max} для пари на основі цього матеріалу й металу істотно нижче, ніж якби негативна та позитивна гілка були виготовлені з гарних термоелектричних матеріалів. Отже, отриману добротність можна віднести до досить вузького температурного діапазону. Крім того, перші два члени в правій частині рівняння (6) малі в порівнянні із третім членом. Показано, що за вибору трьох різних форм-факторів для металеві гілки можна отримати оптимальні розміри, що дозволяють знайти відношення електропровідності до теплопровідності в напівпровіднику. Коефіцієнт Зеєбека напівпровідника визначається легко, оскільки він не залежить від розмірів зразка. Таким чином, можна отримати добротність самого матеріалу.

Ми показали, що доцільно вимірювати максимальне зниження температури ΔT_{max} , коли відношення довжини до площі поперечного перерізу для металеві гілки набагато перевищує оптимальне значення. Тоді ΔT_{max} можна знизити не більше, ніж на декілька градусів, так що $z_S T$ можна віднести до конкретної температури.

Розрахунок $z_s T$ вимагає знання електропровідності напівпровідника. В принципі, її можна знайти, вимірюючи ΔT_{\max} , коли відношення довжини до площі поперечного перерізу для металеві гілки набагато менше за оптимальне значення. Однак, імовірно, зручніше визначити електричний опір напівпровідника безпосередньо, використовуючи струм, який досить великий, щоб довести ΔT до нуля за рахунок компенсації охолодження Пельтьє теплом Джоуля.

Література

1. Ioffe, A. F. (1956). *Semiconductor thermoelements and thermoelectric refrigeration*. London: Infosearch.
2. Harman, T.C. (1958). Special techniques for measurement of thermoelectric properties. *J. Appl. Phys.*, **29**, 1373.
3. Goldsmid, H. J. (2006). Experiments on the direct measurement of the thermoelectric figure of merit. *J. Thermoelectricity*, 1, 5.
4. Goldsmid, H. J. (2016). *Introduction to thermoelectricity*. (2nd ed.) Heidelberg: Springer.
5. Puneet, P., Podila, R., Karakaya, M., Zhu, S., He, J., Tritt, T. M., Dresselhaus, M. S., and Rao, A. M. (2013). Preferential scattering by interfacial charged defects for enhanced thermoelectric performance in few-layered n-type Bi_2Te_3 . *P. Sci. Reports*, **3**, 3212.

Надійшла до редакції 15.02.2018

Бхаттачарія С.,¹ доктор,
асистент-професор,
Голдсмід Х. Дж.,² доктор

¹Факультет фізики і астрономії, Інститут наноматеріалів Клемсона,
Університет Клемсона, шт. Южная Кароліна, США;
e-mail: arao@g.clemson.edu;

²Школа фізики, Університет Нового Южного Уэльса,
Сідней, Австралія; *e-mail: hjgoldsmid@bigpond.com*

МАКСИМАЛЬНОЕ СНИЖЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ЭФФЕКТА ОХЛАЖДЕНИЯ ПЕЛЬТЬЕ

Хорошо известно, что максимальное снижение температуры, которое может быть получено с помощью эффекта Пельтье, связано простым соотношением с добротностью Z термопары. Однако для хороших термоэлектрических материалов, у которых ZT порядка единицы или выше, такое снижение температуры ΔT может быть очень большим, и трудно отнести измеренное значение к конкретной температуре. Это не проблема, если термопара состоит из полупроводника и металла, поскольку ZT и ΔT_{\max} в этом случае намного меньше. Мы покажем, что измерение ΔT_{\max} для пары полупроводник-металл может дать значение безразмерной добротности zT полупроводника. Мы также покажем, что существуют особенности в измерении ΔT_{\max} для пары, в которой

соотношение форм-факторов для двух ветвей очень далеко от оптимизированного.
Библ. 5, Рис. 2.

Ключевые слова: термоэлектричество, охлаждение Пельтье, добротность, измерение.

S. Bhattacharya¹ *doctor,*
assistant professor,
H. J. Goldsmid², *doctor*

¹ Department of Physics and Astronomy, Clemson Nanomaterials Institute,
Clemson University, Clemson, SC, USA; e-mail: *arao@g.clemson.edu*;

² School of Physics, University of New South Wales, Sydney, Australia
e-mail: *hjpgoldsmid@bigpond.com*

DETERMINATION OF THE THERMOELECTRIC FIGURE OF MERIT THROUGH THE MAXIMUM TEMPERATURE DEPRESSION USING THE PELTIER COOLING EFFECT

It is well known that the maximum temperature depression that can be obtained by means of the Peltier effect is simply related to the figure of merit, Z , of a thermocouple. However, for good thermoelectric materials, with ZT of the order of unity or greater, this temperature depression, T , can be very large and it is difficult to assign the measurement to a particular temperature. This is less of a problem if the thermocouple consists of a semiconductor and a metal since ZT and T_{max} are then much smaller. We show that the measurement of T_{max} for a semiconductor-metal couple can yield a value for the dimensionless figure of merit, T , of the semiconductor. We also show that there are attractive features in the measurement of T_{max} for a couple, in which the ratio of the form factors for the two branches is very far from optimised. Bibl. 5, Fig. 2.

Key words: thermoelectricity; peltier cooling; figure of merit; measurement.

References

1. Ioffe, A. F., *Semiconductor Thermoelements and Thermoelectric Refrigeration*, London, Infosearch, (1956), p. 99.
2. Harman, T.C., "Special techniques for measurement of thermoelectric properties", *J. Appl. Phys.*, **29**, 1373 (1958).
3. Goldsmid, H. J., *J. Thermoelectricity*, "Experiments on the direct measurement of the thermoelectric figure of merit", No. 1, 5 (2006).
4. Goldsmid, H. J., *Introduction to Thermoelectricity*, Second Edition, Heidelberg, Springer, (2016), p. 131.
5. Puneet, P., Podila, R., Karakaya, M., Zhu, S., He, J., Tritt, T. M., Dresselhaus, M. S., and Rao, A. M., "Preferential scattering by interfacial charged defects for enhanced thermoelectric performance in few-layered n -type Bi_2Te_3 ". *P. Sci. Reports*, **3**, 3212 (2013).

Submitted 15.02.2018

УДК 536.24



Анатичук Л.І.

Анатичук Л.І. *ак. НАН України*,^{1,2}
Прибила А.В. *кандидат фіз.-мат. наук*^{1,2}

¹Інститут термоелектрики НАН і МОН України,
вул. Науки, 1, Чернівці, 58029, Україна,
e-mail: anatysh@gmail.com;

²Чернівецький національний університет імені
Юрія Федьковича, вул. Коцюбинського 2,
Чернівці, 58012, Україна
e-mail: anatysh@gmail.com



Прибила А.В.

ОПТИМІЗАЦІЯ СИСТЕМИ ТЕПЛООБМІНУ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГО ТЕПЛООВОГО НАСОСУ РІДИНА-РІДИНА

У роботі наводяться результати оптимізації системи теплообміну термоелектричного теплового насоса рідина-рідина та визначено умови підвищення його ефективності, зокрема при його використанні у якості вискоелективного нагрівника для приладу очистки води космічного призначення. Бібл. 9, рис. 5.

Ключові слова: термоелектричний тепловий насос, ефективність, дистиллятор, теплообмінник.

Вступ

Загальна характеристика проблеми. Підвищення ефективності термоелектричних теплових насосів (ТН), що знайшли своє застосування у системах охолодження та нагріву різноманітного призначення [1 - 5], є важливою та складною задачею, що може бути розв'язана із використанням сучасних методів комп'ютерного проектування [6, 7]. Важливою обставиною є також те, що досягнуті значення ефективності ТН близькі до граничних, що вимагає проведення їх дослідження з врахуванням максимально точних і повних фізичних моделей.

В роботі [7, 8] проведено дослідження з метою визначення впливу якості системи теплообміну на ефективність термоелектричного теплового насоса рідина-рідина, зокрема впливу витрат енергії на прокачування теплоносія. Було встановлено, що оптимізація системи теплообміну ТН є важливим чинником підвищення загальної ефективності ТН.

Метою роботи є оптимізація системи теплообміну термоелектричного теплового насоса рідина-рідина для підвищення його загальної ефективності.

Фізична модель

Дослідження проведені із використанням фізичної моделі рідинного теплообмінника ТН, що представлена на рис. 1. В каналах 2 теплообмінника циркулює теплоносій 3 з витратою G . Тепловий потік Q_1 через основу теплообмінника 1 передається теплоносію, внаслідок чого його температура змінюється з T_1 до T_2 . Для інтенсифікації теплообміну використано стержень змінного діаметру (рис. 2), розміщений всередині каналу теплообмінника.

В цілому, фізична модель ТТН складається з системи ідентичних теплообмінників 1 на рис. 3, що забезпечують проходження теплового потоку Q_T через гарячу сторону термоелектричних модулів, власне термоелектричних модулів 3 на рис. 3, теплообмінників 2 на рис. 3, що забезпечують проходження теплового потоку Q_X через холодну сторону термоелектричних модулів і системи гідравлічно зв'язаних каналів 4 на рис. 3, що забезпечують циркуляцію рідини в термоелектричному тепловому насосі.

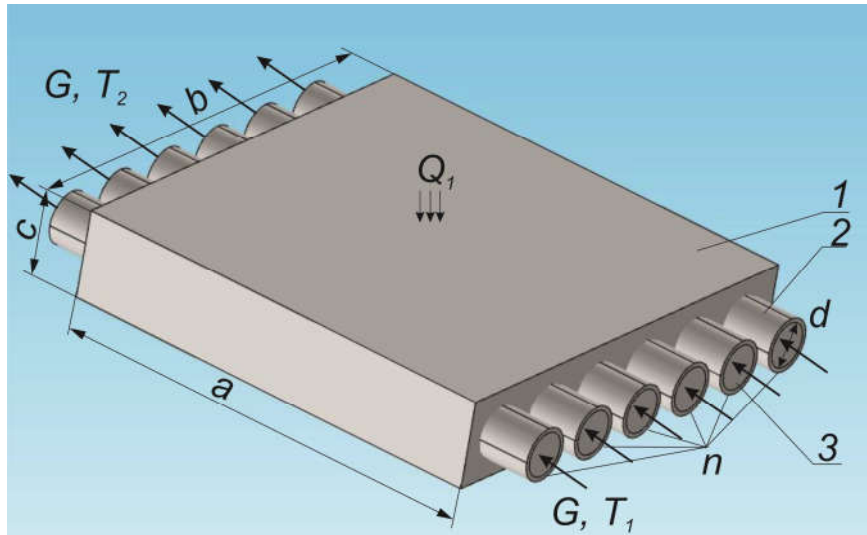


Рис. 1. Фізична модель рідинного теплообмінника термоелектричного теплового насоса: 1 – основа теплообмінника, 2 – канали теплообмінника, 3 – теплоносій

В моделі враховані втрати перепаду температур у теплообмінниках, а також витрати енергії на прокачування через систему теплообміну теплоносія.

Для забезпечення оптимальної роботи термоелектричних модулів, кожен з них має індивідуальне джерело живлення.

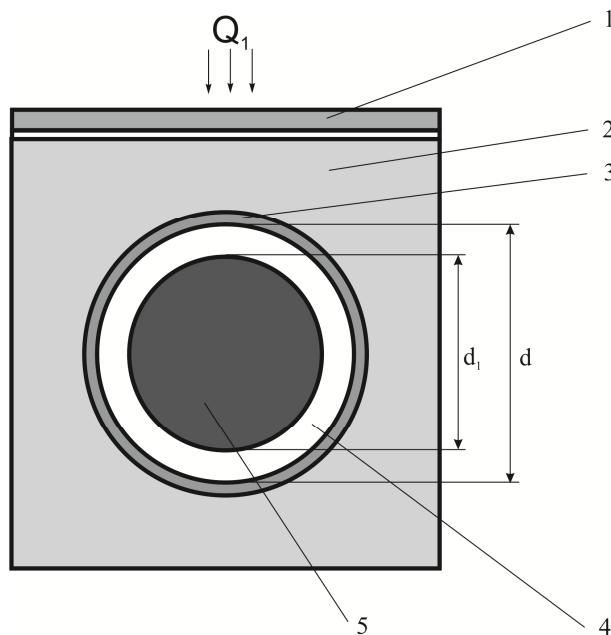


Рис. 2. Фрагмент рідинного теплообмінника термоелектричного теплового насоса в перерізі: 1 – місце розміщення термоелектричного модуля, 2 – основа теплообмінника, 3 – канал теплообмінника, 4 – теплоносій, 5 – інтенсифікатор теплообміну.

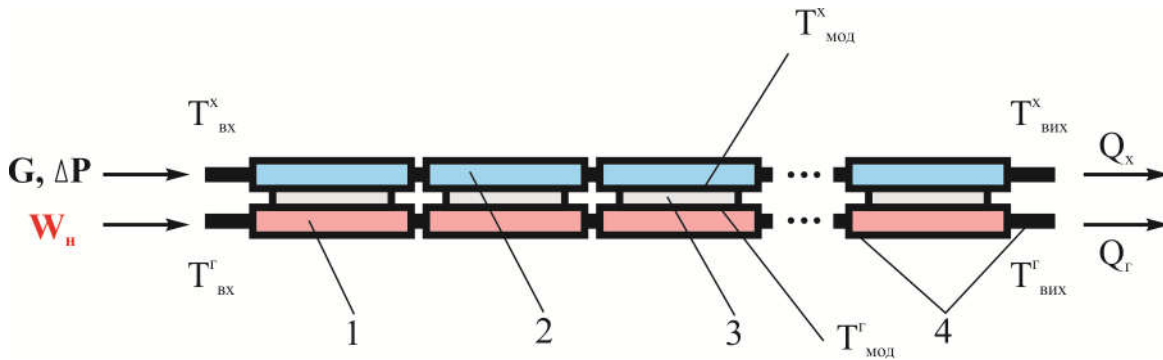


Рис. 3. Фізична модель термоелектричного теплового насоса.

Математичний та комп'ютерний опис моделі

Для опису потоків тепла й електрики скористаємося законами збереження енергії

$$\operatorname{div} \vec{E} = 0 \quad (1)$$

й електричного заряду

$$\operatorname{div} \vec{j} = 0, \quad (2)$$

де

$$\vec{E} = \vec{q} + U\vec{j}, \quad (3)$$

$$\vec{q} = \kappa \nabla T + \alpha T \vec{j}, \quad (4)$$

$$\vec{j} = -\sigma \nabla U - \sigma \alpha \nabla T. \quad (5)$$

Тут \vec{E} – щільність потоку енергії, \vec{q} – щільність теплового потоку, \vec{j} – щільність електричного струму, U – електричний потенціал, T – температура, α , σ , κ – коефіцієнти термоЕРС, електропровідності й теплопровідності.

Враховуючи (3) – (5), можна одержати

$$\vec{E} = -(\kappa + \alpha^2 \sigma T + \alpha U \sigma) \nabla T - (\alpha \sigma T + U \sigma) \nabla U. \quad (6)$$

Тоді закони збереження (1), (2) набувають вигляду:

$$-\nabla [(\kappa + \alpha^2 \sigma T + \alpha U \sigma) \nabla T] - \nabla [(\alpha \sigma T + U \sigma) \nabla U] = 0, \quad (7)$$

$$-\nabla (\sigma \alpha \nabla T) - \nabla (\sigma \nabla U) = 0. \quad (8)$$

Цими нелінійними диференціальними рівняннями другого порядку в частинних похідних (7) і (8) визначаються розподіли температури T й потенціалу U у термоелементах.

Рівняння, що описує процес переносу тепла в стінках теплообмінників у стаціонарному

випадку, записується в такий спосіб:

$$\nabla(-k_1 \cdot \nabla T_1) = Q_1. \quad (9)$$

Тут k_1 – коефіцієнт теплопровідності стінок теплообмінника, ∇T_1 – градієнт температури, Q_1 – тепловий потік.

Процеси тепло- і масообміну теплоносіїв у каналах теплообмінників у стаціонарному випадку описуються рівняннями [9]

$$-\Delta p - f_D \frac{\rho}{2d_h} v |\vec{v}| + \vec{F} = 0, \quad (10)$$

$$\nabla(A\rho\vec{v}) = 0, \quad (11)$$

$$\rho A C_p \vec{v} \cdot \nabla T_2 = \nabla \cdot A k_2 \nabla T_2 + f_D \frac{\rho A}{d_h} |\vec{v}|^3 + Q_2 + Q_{wall}, \quad (12)$$

де p – тиск, ρ – щільність теплоносія, A – поперечний переріз труби, \vec{F} – сума всіх сил, C_p – теплоємність теплоносія, T_2 – температура, \vec{v} – вектор швидкості, k_2 – теплопровідність теплоносія, f_D – коефіцієнт Дарсі, $d = 4A/Z$ – ефективний діаметр, Z – периметр стінки труби, Q_2 – тепло, яке виділяється за рахунок в'язкого тертя [Вт/м] (з одиниці довжини теплообмінника), Q_{wall} – тепловий потік, що надходить від теплоносія до стінкам труби [Вт/м]

$$Q_{wall} = h \cdot Z \cdot (T_1 - T_2), \quad (13)$$

де h – коефіцієнт тепловіддачі, який визначається з рівняння

$$h = \frac{Nu \cdot k_2}{d}. \quad (14)$$

Для визначення числа Нуссельта використовується рівняння Gnielinski ($3000 < Re < 6 \cdot 10^6$, $0.5 < Pr < 2000$)

$$Nu = \frac{\left(\frac{f_d}{8}\right)(Re - 1000)Pr}{1 + 12.7 \left(\frac{f_d}{8}\right)^{\frac{1}{2}} \left(Pr^{\frac{2}{3}} - 1\right)}, \quad (15)$$

де $Pr = \frac{C_p \mu}{k_2}$ – число Прандтля, μ – динамічна в'язкість, $Re = \frac{\rho v d}{\mu}$ – число Рейнольдса.

Для визначення коефіцієнта Дарсі f_D використовуємо рівняння Churchill для всього спектра числа Рейнольдса й усіх значень e/d (e – шорсткість поверхні стінки)

$$f_D = 8 \left[\frac{8}{Re}^{12} + (A + B)^{-1.5} \right]^{1/12}, \quad (16)$$

$$\text{де } A = \left[-2.457 \cdot \ln \left(\left(\frac{7}{Re} \right)^{0.9} + 0.27(e/d) \right) \right]^{16}, \quad B = \left(\frac{37530}{Re} \right)^{16}.$$

З розв'язку рівняння (7–12) ми одержимо розподіли температур, електричного потенціалу (для термоелементів), швидкостей і тиску (для теплоносія).

Для розв'язку розглянутих вище диференціальних рівнянь із відповідними граничними умовами був використаний пакет прикладних програм Comsol Multiphysics.

Результати комп'ютерного моделювання

Нижче наведено результати розрахунків параметрів термоелектричного насосу відповідно до фізичних моделей зображених на рис. 1–3. Було досліджено вплив розмірів (d_1 на рис. 2) інтенсифікатора теплообміну на втрати перепаду температур між теплоносієм і зовнішньою поверхнею теплообмінника (на якій розташовано термоелектричний модуль). Також проаналізовано вплив цих втрат на загальну ефективність термоелектричного теплового насоса із врахуванням затрат енергії $W_{нас}$ на прокачування теплоносія через систему теплообміну. Для цих параметрів визначено оптимальну кількість термоелектричних модулів N для забезпечення необхідної холодопродуктивності Q_0 , а також оптимальний струм живлення I_{opt} кожного з модулів, що забезпечує найвищий інтегральний холодильний коефіцієнт ϵ^{int} .

Вхідні дані для розрахунків:

холодопродуктивність – 600 Вт;

температура теплоносія на вході в гарячий теплообмінний контур – 36 °С;

температура теплоносія на вході в холодний теплообмінний контур – 31 °С;

витрати теплоносія в кожному контурі – 22 мл/с.

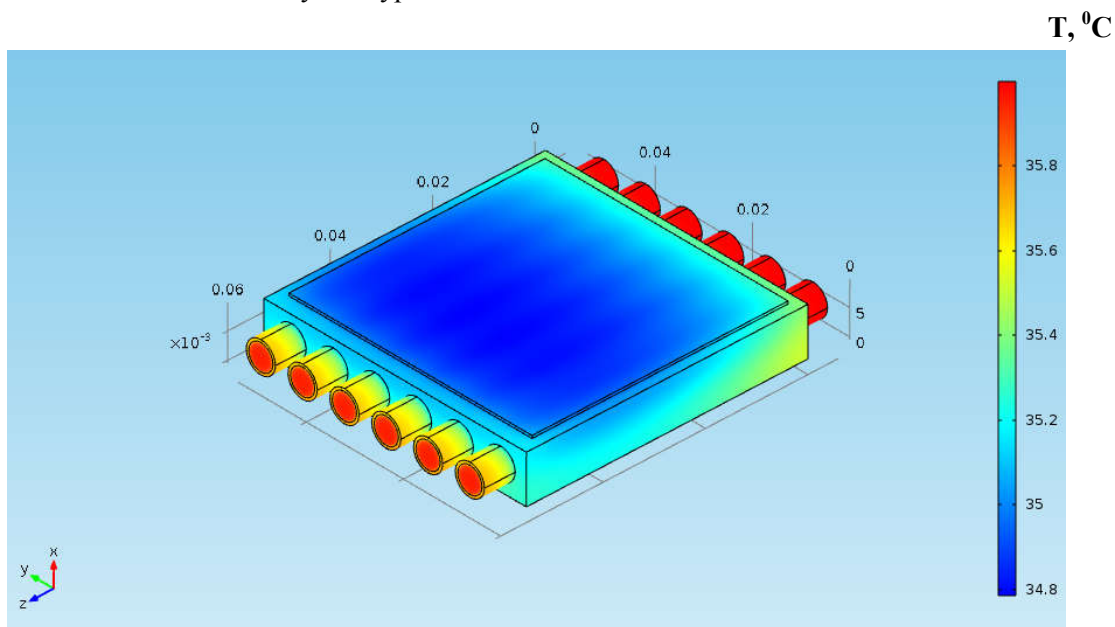


Рис. 4. Типовий розподіл температури в рідинному теплообміннику

Типовий розподіл температур в рідинному теплообміннику ТТН наведено на рис. 4. Аналіз даного розподілу температур для випадків різного співвідношення між діаметрами інтенсифікатора теплообміну і діаметром каналу теплообмінника дозволив визначити його вплив на загальну ефективність термоелектричного теплового насоса. На рис. 5 наведено залежність інтегрального холодильного коефіцієнту термоелектричного теплового насоса

(з врахуванням затрат енергії на прокачування $\varepsilon_{\text{втр}}$ і без її врахування ε) від розмірів щілини, утвореної каналом теплообмінника і інтенсифікатором теплообміну, при чому розмір щілини $l=6$ мм відповідає варіанту відсутності інтенсифікатора теплообміну.

Таким чином, результати комп'ютерної оптимізації системи теплообміну ТТН дозволили визначити умови інтенсифікації теплообміну в каналах рідинного теплообмінника, що призводять до зростання інтегральної ефективності ТТН. Встановлено, що при розмірах щілини $l = 0.25$ мм, утвореної каналом теплообмінника і інтенсифікатором теплообміну, холодильний коефіцієнт ТТН з врахуванням витрати енергії на прокачування теплоносія досягає 2.1 (що відповідає втратам у системі теплообміну $\Delta T = 1$ К). Таким чином, досягнуто підвищення ефективності ТТН на 24 % у порівнянні із варіантом ТТН без інтенсифікаторів теплообміну у каналах теплообмінників.

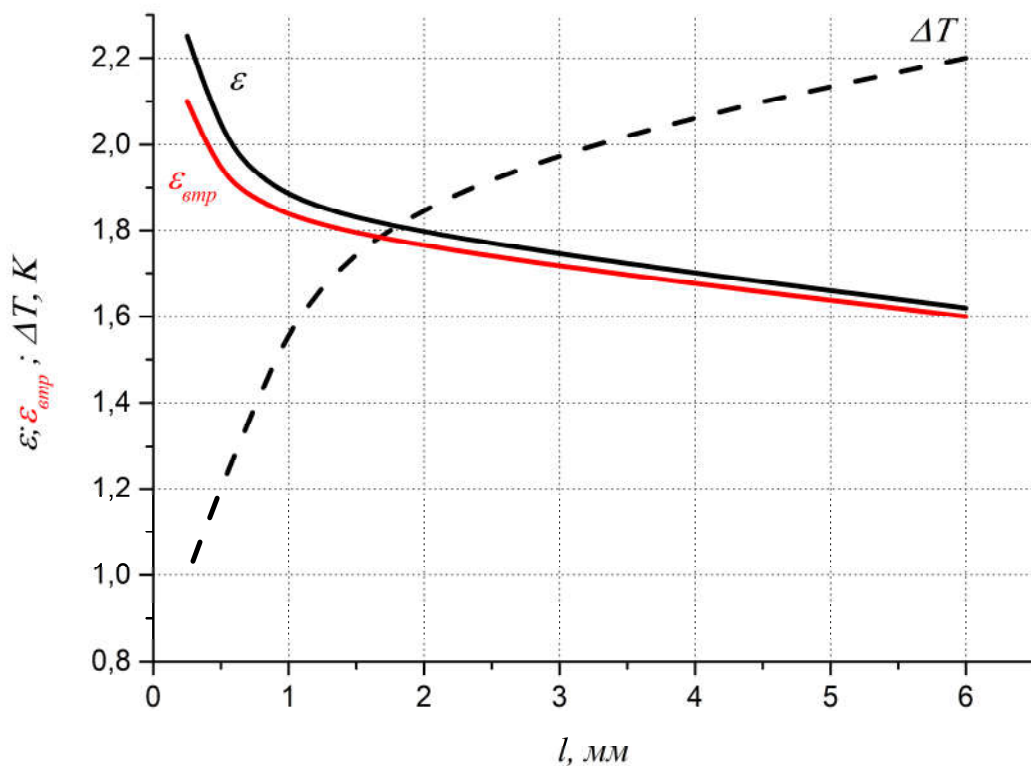


Рис. 5 Залежність інтегрального холодильного коефіцієнту термоелектричного теплового насоса (з врахуванням затрат енергії на прокачування теплоносія $\varepsilon_{\text{втр}}$ і без її врахування ε) та втрат перепаду температур у теплообміннику ΔT від розмірів щілини l , утвореної каналом теплообмінника і інтенсифікатором теплообміну ($l=6$ мм відповідає варіанту відсутності щтиря)

Висновки

1. Визначено умови інтенсифікації теплообміну в каналах рідинного теплообмінника ТТН шляхом використання щтирьових інтенсифікаторів змінного діаметру.
2. Встановлено, що при розмірах щілини $l=0.25$ мм, утвореної каналом теплообмінника і інтенсифікатором теплообміну, холодильний коефіцієнт ТТН з врахуванням витрати енергії на прокачування теплоносія досягає 2.1 (що відповідає втратам у системі теплообміну $\Delta T = 1$ К).
3. Досягнуто підвищення ефективності термоелектричного теплового насоса на 24 % у порівнянні із варіантом ТТН без інтенсифікаторів теплообміну у каналах теплообмінників.

Література

1. Розвер Ю.Ю. Термоелектричний кондиціонер для транспортних засобів / Ю.Ю. Розвер // Термоелектрика. – 2003. – № 2. – С. 52 – 56.
2. Анатичук Л.І. Исследование характеристик термоэлектрического охладителя потоков жидкости или газа / Л. И. Анатичук, Л.Н. Вихор, Ю.Ю. Розвер // Термоэлектричество. – 2004. – № 1. – С. 73 – 80.
3. Анатичук Л.І. Термоелектричний кондиціонер для приміщень / Л.І. Анатичук, Н. Сузукі, Ю.Ю. Розвер // Термоелектрика. – 2005. – № 3. – С. 53 – 56.
4. Разработка и испытание системы регенерации воды из жидких отходов жизнедеятельности на борту пилотируемых космических аппаратов с использованием термоэлектрического теплового насоса / В.Г. Риферт, В.И. Усенко, П.А. Барабаш [и др.] // Термоэлектричество. – 2011. – № 2. – С. 63 – 74.
5. Термоэлектрический тепловой насос как средство повышения эффективности систем очистки воды при космических полетах / Анатичук Л.І., Барабаш П.А., Риферт В.Г., Розвер Ю.Ю., Усенко В.И., Черкез Р.Г. // Термоэлектричество. – 2013. – № 6. – С. 78 – 83.
6. Анатичук Л.І. Про граничні можливості термоелектричного теплового насоса рідина-рідина / Л.І. Анатичук, А.В. Прибила // Термоелектрика. – 2017. – №4. – С. 33 – 39.
7. Анатичук Л.І. Про вплив якості теплообмінників на властивості термоелектричних теплових насосів рідина-рідина / Л.І. Анатичук, А.В. Прибила // Термоелектрика. – 2017. №5. – С. 27 – 33.
8. Анатичук Л.І. Про холодильний коефіцієнт термоелектричних теплових насосів рідина-рідина з врахуванням енергії на переміщення теплоносія / Л.І. Анатичук, А.В. Прибила // Термоелектрика. – 2017. – №6. – С. 30– 36.
9. Michael V. Lurie. Modeling of Oil Product and Gas Pipeline Transportation, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. Kga, Weinheim, 2008. – P. 214.

Надійшла до редакції 07.02.2018

Анатичук Л.І.^{1,2} *ак. НАН України,*
Прибила А.В.^{1,2} *канд.физ.-мат. наук*

¹Інститут термоелектричества НАН и МОН Украины,
ул. Науки, 1, Черновцы, 58029, Украина; *e-mail: anatyach@gmail.com*;

²Черновицкий национальный университет им. Юрия Федьковича,
ул. Коцюбинского, 2, Черновцы, 58000, Украина *e-mail: anatyach@gmail.com*

ОПТИМИЗАЦИЯ СИСТЕМЫ ТЕПЛООБМЕНА ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТЕПЛООВОГО НАСОСА ЖИДКОСТЬ-ЖИДКОСТЬ

В работе приводятся результаты оптимизации системы теплообмена термоэлектрического теплового насоса жидкость-жидкость и определены условия повышения его эффективности, в частности при его использовании в качестве высокоэффективного отопителя для прибора очистки воды космического назначения. Библ. 9, рис. 5.

Ключевые слова: термоэлектрический тепловой насос, эффективность, дистиллятор, теплообменник.

L.I. Anatyshuk^{1,2} *acad. National Academy of Sciences of Ukraine,*
A.V. Prybyla^{1,2} *Candidate Phys.-math. Sciences*

¹Institute of Thermoelectricity of the NAS and MES of Ukraine,
1, Nauky str., Chernivtsi, 58029, Ukraine *e-mail: anatysh@gmail.com;*

²Yu.Fedkovych Chernivtsi National University,
2, Kotsiubynskyi str., Chernivtsi, 58000, Ukraine
e-mail: anatysh@gmail.com

OPTIMIZATION OF HEAT EXCHANGE SYSTEM OF THERMOELECTRIC LIQUID-LIQUID HEAT PUMP

This paper presents the results of optimization of heat exchange system of thermoelectric liquid-liquid heat pump and determines conditions for its efficiency increase, in particular, for its use as a high-performance heater for space –purpose water regeneration device. Bibl. 9, Fig. 5.

Key words: thermoelectric heat pump, efficiency, distillation unit, heat exchanger.

References

1. Rozver Yu.Yu. (2003). Thermoelectric air-conditioner for vehicles. *J. Thermoelectricity*, 2, 52-56.
2. Anatyshuk L.I., Vikhor L.N., Rozver Yu.Yu. (2004). Investigation on performance of thermoelectric cooler of liquid or gas flows. *J. Thermoelectricity*, 1, 73 – 80.
3. Anatyshuk L.I., Sudzuki N., Rozver Yu.Yu. (2005). Thermoelectric indoor air-conditioner. *J. Thermoelectricity*, 3, 53 – 56.
4. Rifert V.G., Usenko V.I., Barabash P.A., et al. (2011). Development and test of water regeneration system from liquid biowaste on board of manned spacecrafts with the use of thermoelectric heat pump. *J. Thermoelectricity*, 2, 63 – 74.
5. Anatyshuk L.I., Barabash P.A., Rifert V.G., Rozver Yu.Yu., Usenko V.I., Cherkez R.G. (2013). Thermoelectric heat pump as a means of improving efficiency of water purification systems on space missions. *J. Thermoelectricity*, 6, 78 – 83.
6. Anatyshuk L.I., Prybyla A.V. (2017). Limiting possibilities of thermoelectric liquid-liquid heat pump. *J. Thermoelectricity*, 4, 33 – 39.
7. Anatyshuk L.I., Prybyla A.V. (2017). The influence of quality of heat exchangers on the properties of thermoelectric liquid-liquid heat pumps. *J. Thermoelectricity*, 5, 27 – 33.
8. Anatyshuk L.I., Prybyla A.V. (2017). On the coefficient of performance of thermoelectric liquid-liquid heat pumps with regard to energy loss for heat carrier transfer. *J. Thermoelectricity*, 6, p. 30 – 36.
9. Lurie Michael V. (2008). *Modeling of oil product and gas pipeline transportation*. Weinheim: WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA.

Submitted 07.02.2018

Бохан Ю.І. канд. фіз.-мат наук
Варнава А.А.



Бохан Ю.І.

Вітебська філія установи освіти
«Білоруська державна академія зв'язку»,
вул. Ільїнського, 45, Білорусь, 210604, Вітебськ
e-mail: yuibokhan@gmail.com



Варнава А.А.

ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНИЙ КЕРАМІЧНИЙ ЕЛЕМЕНТ З НЕГАТИВНИМ ТЕМПЕРАТУРНИМ КОЕФІЦІЄНТОМ ОПОРУ

Запропоновано модель термоелемента з гілками з матеріалів, що володіють негативним температурним коефіцієнтом опору. Систему рівнянь, які описують процеси переносу тепла та заряду, отримано методами розширеної нерівноважної термодинаміки. Наведено результати розрахунків характеру переносу тепла й заряду для різних співвідношень між часами релаксації. Бібл. 10, Рис. 3.

Ключові слова: термоелемент, термістор, нанокераміка.

Вступ

Перспективним напрямком розробки ефективних термоелектричних матеріалів є створення різних наноструктур, таких як квантові точки, нанонитки, надгратки, об'ємні нанокомпозити [1]. Кількість теоретичних та експериментальних праць, присвячених дослідженню термоелектричних наноматеріалів, останнім часом неухильно зростає, і отримані результати досить оптимістичні, принаймні, з погляду фундаментальної науки.

Зростання термоелектричної добротності наноматеріалів пов'язане із двома фізичними явищами [2]:

- зниженням ґраткової теплопровідності, обумовленим появою різних меж поділу, які є ефективними центрами розсіювання для фононів, але впливають на перенос електронів;
- збільшенням ширини забороненої зони при одночасному збільшенні щільності станів поблизу рівня Фермі: хоча в цьому випадку електропровідність знижується, термоЕРС зростає, що в певних умовах може призвести до зростання фактору потужності.

Однак для створення напівпровідникових властивостей нанокристалічних керамічних матеріалів ми можемо використовувати метод відпалу у відновлювальній атмосфері [3 – 5]. Такий метод, поряд із застосуванням матеріалів з негативним температурним коефіцієнтом опору, дозволяє підвищити ефективність термоелементів, особливо в області високих температур, де керамічні матеріали є найбільш стійкими. Можна створити провідність n – та p -типу шляхом підбору складу газової атмосфери.

Елементарний термоелемент є основою будь-якого термоелектричного охолоджуючого устаткування. Він являє собою дві напівпровідникові гілки, з'єднані послідовно, причому одна гілка має електронну провідність (n), а інша – діркову (p). За усталеного струму зниження температури залежить від теплового навантаження [2]. Для

збільшення добротності термоелементу найбільш перспективними вважаються матеріали на основі телуриду вісмуту [3]. Однак вони характеризуються вузьким діапазоном температурного градієнту та складністю виготовлення. Тому цікаво розробляти матеріали з провідної напівпровідникової кераміки на основі оксидів перехідних металів або композитних матеріалів [4]. Ось чому керамічні матеріали з негативним температурним коефіцієнтом опору (термістори) [5-6] викликають особливий інтерес. Такі матеріали можуть змінювати значення провідності в широких діапазонах, і це створює гарні перспективи для їх застосування у якості матеріалів для термоелектричних гілок.

Метод дослідження

Зростання термоелектричної добротності наноматеріалів пов'язане з двома фізичними явищами [2]:

- зниженням граткової теплопровідності в наноматеріалах з численними межами поділу, які є ефективними центрами розсіювання для фононів, але впливають на перенос електронів;
- збільшенням ширини забороненої зони у наноматеріалах за одночасного збільшення щільності станів поблизу рівня Фермі; і хоча в цьому випадку електропровідність знижується, але термоЕРС зростає, і за певних умов це може призвести до зростання фактору потужності. Провідність *n*- та *p*-типу можна створити шляхом вибору складу газової атмосфери.

За допомогою методу контрольованої валентності оксидні керамічні матеріали можна перевести у напівпровідниковий стан. З цією метою застосовуються різні методи. Наприклад, метод відновлення відпал кераміки у відновлювальній атмосфері неізовалентного заміщення. В цьому випадку можна отримати прийнятну провідність, зберігаючи низьку теплопровідність. В керамічних матеріалах можна поліпшити механізм розсіювання за низької теплопровідності, і це призводить до підвищення добротності [2].

$$Z = \left(\frac{\alpha_1 - \alpha_2}{\sqrt{\kappa_1 \rho_1} + \sqrt{\kappa_2 \rho_2}} \right)^2. \quad (1)$$

де α_1 і α_2 – коефіцієнти термоЕРС, χ_1 , χ_2 – коефіцієнти теплопровідності, ρ_1 , ρ_2 – коефіцієнти питомого опору гілок термоелементів.

У термоелектричних наноконкомпозитах розмір зерна не перевищує кілька десятків нанометрів. Для підвищення термоелектричної ефективності необхідне виконання наступної умови: розмір зерна повинен бути меншим за довжину вільного пробігу фонона, але більшим, ніж середня довжина вільного пробігу носіїв заряду (електронів або дірок).

Для наноконкомпозитів є очевидним той факт, що при зменшенні розмірів зерна зростає частка міжзеренних меж, и це веде до поступового зниження теплопровідності матеріалу. Природно, що матиме місце розсіювання електронів на міжзеренних межах, і їх рухливість буде знижуватися. Однак зниження теплопровідності в об'ємних наноконкомпозитах може бути більш значним, ніж зниження електропровідності. Таким чином, об'ємні наноконкомпозити, що складаються з нанорозмірних зерен термоелектричного матеріалу, розділених типовими міжзеренними межами, потенційно можуть мати високу термоелектричну добротність, оскільки мають високу електропровідність і низьку теплопровідність одночасно. Отже, застосування матеріалів з негативним ТКО для виготовлення наноконкомпозитних гілок дозволяє створювати термоелементи із суттєво нелінійними властивостями [6].

Порівняльний графік опору
Термістор в порівнянні
з терморезистором

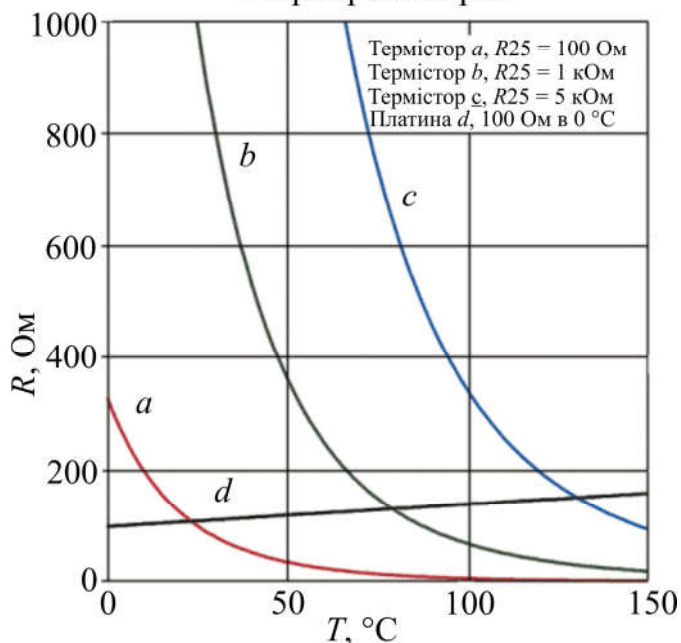
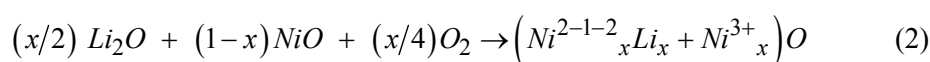


Рис. 1. Типова температурна залежність опору для термістора з негативним ТКО.

Наприклад, у випадку ізоморфного заміщення, багато шпінелей переходить у стан напівпровідникової провідності з негативним ТКО. Легування літієм оксиду нікелю в шпінелі веде до зростання провідності завдяки заміщенню іонів нікелю іонами літію в октаедричних позиціях. Утворення твердого розчину з некомпенсованим зарядом дозволяє змінювати концентрацію літію для створення іншого типу провідності [6].



Поспостерігаємо за реакцією часткового відновлення нікелю з оксиду для заміни оксиду літію в октаедричних позиціях. З цією метою ми підрахуємо зміну потенціалу Гібса і на цій основі – необхідну концентрацію CO. Таку реакцію можна подати у вигляді:



В цьому випадку Ni^{2+} заміщує Li^{+} і вносить додаткове спотворення у ґратку в зв'язку з іонних радіусів ($Li^{+} \sim 0.68\text{Å}$; $Ni^{2+} \sim 0.70\text{Å}$) [6]. Розрахунок умов протікання реакції (2) показує, що у діапазоні температур 700 – 900 К реакція дозволена термодинамічно, а за температури вищої від 800К – і кінетично [7]. Це узгоджується з експериментальними результатами, відомими з літератури щодо відновлення нікелю різними газами.

Переважаючою моделлю провідності термісторів з негативним ТКО є модель стрибкової провідності в наближенні «неадиабатичного» полярона малого радіусу, що веде до наступної температурної залежності провідності [6]:

$$\sigma \pi^{3/2} \frac{e^2 l^2 J^2 E^{-1/2}}{h(kT)^2} \exp(-E/kT) \quad (4)$$

де: l – ефективна довжина стрибка, J – параметр розсіювання, E – енергія активації стрибка, T – температура. Така нелінійна температурна залежність електричної провідності веде до істотно нерівноважного процесу переносу тепла й заряду в гілках термоелементу. Слід зазначити, що у випадку термоелектричного ефекту процес має нелокальний характер як по координаті, так і за часом.

Розширена нерівноважна термодинаміка є однією з найбільш обґрунтованих та детальних термодинамічних теорій [8], яка не базується на принципі локальної рівноваги и враховує просторову нелокальність процесів переносу. Окрім класичних незалежних змінних, які застосовуються у локальній термодинаміці незворотних процесів, розширена необоротна термодинаміка застосовує незалежні змінні дисипативних потоків (у нашому випадку це тепловий потік q та зарядовий потік I) для опису стану системи, що перебуває далеко від локальної рівноваги.

Таким чином, у локально нерівноважній системі ентропія S є функцією класичних змінних та дисипативних потоків:

$$S = S \{U(x, t), v(x, t), C(x, t), q(x, t), I(x, t)\}. \quad (5)$$

Слід зазначити, що з фізичної точки зору нові змінні істотно відрізняються від класичних. Якщо класичні рівняння підкоряються законам збереження та відносно повільно змінюються під час еволюції системи, то дисипативні потоки цим законам не підкоряються і є відносно «швидкими» змінними, швидкість зміни яких може бути високою, коли система релаксує до локальної рівноваги. Введення потоків у якості незалежних змінних повністю виправдане з фізичної точки зору. Справді, якщо в системі існує потік, це означає спрямований рух носіїв тепла або зарядів, тобто така система більш упорядкована в порівнянні із системою, де таких потоків немає. Отже, ентропія, яка, як відомо, є мірою «безладдя», повинна бути меншою за ентропію в системі без потоків. При використанні розширеного набору незалежних змінних у визначенні локально-нерівноважної ентропії (5) і класичного формулювання другого закону термодинаміки з врахуванням нових локально-нерівноважних членів у виразах для виробництва ентропії і її потоку, розширена необоротна термодинаміка приводить до диференціальних рівнянь для дисипативних потоків еволюційного (релаксаційного) типу:

$$q \tau_T \frac{\partial q}{\partial t} = -\lambda \nabla T - l^2 \nabla^2 q, \quad (6)$$

$$\tau \frac{\partial i}{\partial t} = -(\partial i), \quad (7)$$

де $E' = E \nabla(T^{-1} \mu_e)$, τ_T , τ_e , – час релаксації тепла та заряду, l – контрольна довжина нелокальності, σ_e – провідність, μ_e – хімічний потенціал, λ – коефіцієнт теплопровідності, E – напруженість електричного поля, T – температура.

Таким чином, включення дисипативних потоків до ряду незалежних змінних веде до того, що ці потоки вже не визначаються градієнтом відповідного потенціалу переносу, як у класичному випадку локальної рівноваги, але є розв'язками еволюційних рівнянь (6 – 7). Ці

рівняння описують процес релаксації дисипативних потоків до значень, які відповідають станові локальної рівноваги.

Аналізуючи систему рівнянь (6 – 7), ми використовуємо наступні наближення. Припускаємо, що коефіцієнт теплопровідності та час релаксації тепла постійні й не залежать від температури. Таке припущення коректне у зв'язку з тим, що розрахунок часу релаксації повинен проводитись з урахуванням поширення тепла в системі. Іншими словами, у випадку поширення тепла задача є самоузгодженою. Беручи до уваги, що розподіл фронту тепла й заряду можна розглядати в одному зерні, коректно припустити, що поширення нелокальності слабке, і процес описується наближенням постійних τ_T і λ .

При цьому τ_e являє собою час релаксації електронів провідності невідродженого атомного напівпровідника, отже $\tau_e \sim \varepsilon^{-1/2} T^{-1}$ [9], де ε – енергія порядку ширини забороненої зони напівпровідника. Такий вираз для часу релаксації заряду є наближенням, яке відбиває його температурну залежність. Необхідно розв'язати кінетичне рівняння для поширення заряду з урахуванням ролі закону дисперсії в механізмі провідності [9]. Однак у нашому випадку така задача ускладнюється тим, що необхідно розглядати потік заряду по поверхні зерна. Це ускладнює розв'язання кінетичного рівняння, тому що необхідно брати до уваги так звану модель перколяційного потоку.

Звичайно припускається, що хімічний потенціал не залежить від температури й приблизно дорівнює енергії Фермі. Однак для невідродженого напівпровідника з суттєво нелінійною температурною залежністю провідності (2) необхідно брати до уваги логарифмічну температурну залежність хімічного потенціалу [10]:

$$\mu_e = \mu \ln \left(\frac{\varepsilon}{kT} \right)^{3/2} < 0, \quad (8)$$

де k – стала Больцмана.

Таким чином, задача розрахунку теплопереносу в даній системі є нестационарною. Для її розв'язання ми припускаємо, що модель є одновимірною, і опускаємо члени другого порядку за температурними градієнтами. Початкові та граничні умови припускаються стандартними [7]. Такі припущення дозволяють нам зробити якісний аналіз природи проходження тепла та заряду в системі. Ми досліджуємо модель на відстанях порядку розміру зерна. Узагальнення розмірів зразка вимагає створення процедури усереднення, яка відрізняється від стандартного методу, тобто введення певних середніх або ефективних параметрів вимагає додаткових розглядів і не може бути проведене за допомогою простого усереднення.

Обговорення результатів

Результати чисельного моделювання показано на рис. 3. Системний аналіз (6 – 7) було проведено для різних співвідношень τ_T/τ_e , при цьому використовувався безрозмірний час t/τ_T .

Результат моделювання представлено на рис. 3а, за умови, що часи релаксації тепла й заряду близькі. В цьому випадку поширення тепла відбувається майже одночасно з поширенням щільності заряду. Воно має характер, близький до одиночної хвилі. Такий результат цілком очевидний, оскільки в цьому випадку тепло Джоуля виділяється одночасно з переносом тепла, і збільшення зарядового струму відбувається зі швидкістю, близькою до

швидкості поширення тепла V_1 . Особливістю такого поширення є утворення хвилі по довжині стрибка провідності.

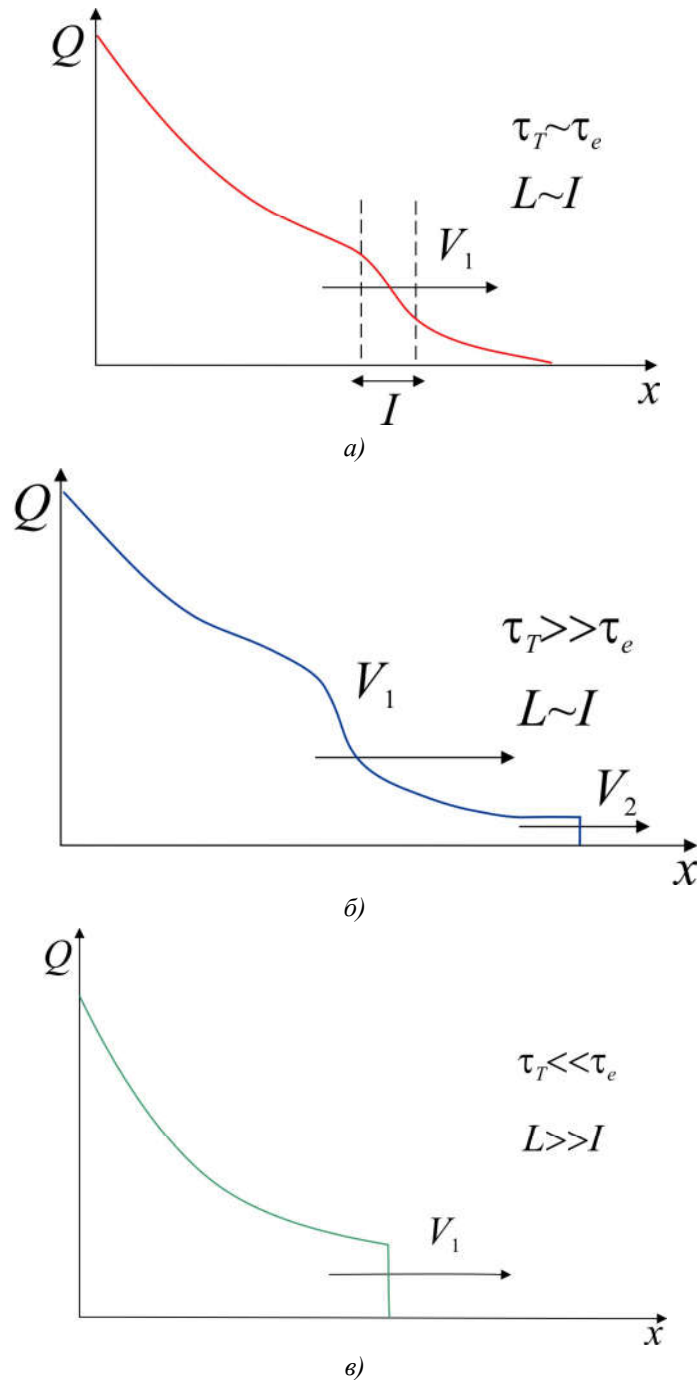


Рис. 3. Поширення тепла в термоелементах для різних співвідношень τ_T , τ_e , L

У випадку, коли $\tau_T \gg \tau_e$ (рис. 3б), відбувається розрив фронту розповсюдження і хвиля Джоулева тепла V_2 випереджає фактичну хвилю теплопереносу за рахунок температурного градієнту. Таким чином, в даному випадку формуються дві просторово розділених хвилі. В той же час, релаксація тепла не відбувається під час стрибка заряду, і система перебуває в локально нерівноважному стані. Іншими словами, перенос заряду генерує локально нерівноважний стан, у якому потік заряду є швидкою змінною.

У випадку, коли $\tau_T \ll \tau_e$ (рис. 3в), релаксація тепла відбувається швидше, ніж перенос заряду, і формується фронт поширення тепла, що збігається з переносом заряду. Тут необхідно зазначити, що крутість фронту визначається механізмом стрибкової провідності й наближеннями в розрахунках. При більш правильному розрахунках не буде розривів на фронті.

Режим теплопереносу особливо виявляється у функціонально-градієнтних матеріалах [3], особливо уздовж міжзеренних границь. Шляхом створення правильної структури з необхідними співвідношеннями часу релаксації можна домогтися хвильового характеру переносу тепла й заряду. Це дозволить створити пристрої, які одночасно вимірюють та контролюють температуру.

Досліджуючи рух зарядової та температурної хвиль, можна оцінити відношення часів релаксації. Це дозволить на якісному рівні отримати певні висновки про механізм переносу. Така можливість вельми актуальна для керамічних матеріалів.

Висновки

Локально нерівноважний процес переносу тепла та заряду, розглянутий у даній статті може бути реалізований у гілках з напівпровідників, які мають негативний коефіцієнт опору. Насамперед, це пов'язано з суттєво нелінійною температурною залежністю провідності. Визначення коефіцієнта якості такої структури є окремим завданням, оскільки в рамках прийнятих припущень необхідно обчислити термоелектрорушійну силу. В даному випадку, на відміну від звичайних напівпровідників, необхідно брати до уваги кінетику переносу заряду й тепла. В цьому випадку необхідно враховувати структуру матеріалу гілки та механізм розсіювання тепла.

Література

1. Gogotsiyury. (2006). (Ed.) *Nanomaterials handbook*. CRC press, Taylor & Francis group.
2. Rowe D.M. (2006). (Ed.) *Thermoelectrics handbook: macro to nano*. CRC Press. Taylor & Francis group.
3. Anatychuk L.I. (2007). Current status and some prospects of thermoelectricity. *J. Thermoelectricity*, 2, 7-20.
4. Clarke D.R. (2014). Oxide thermoelectric devices: a major opportunity for the global ceramics community. *Proc. of 5th International Congress on Ceramics* (China, Beijing, August 2014).
5. Terasaki I. (2011). High-temperature oxide thermoelectrics. *J. Appl. Phys.*, 110, 053705.
6. Feteira A. (2009). Negative temperature coefficient resistance (NTSR) of ceramic thermistors: an industrial perspective. *J. Am. Ceram. Soc.*, 92 (5), 967-983.
7. Bokhan Y. I., Varnava A. A. (2018). Roasting of ceramic materials with the negative temperature resistance coefficient of recovery atmosphere. *J. Materials Sciences and Applications*, 4(3), 47-50.
8. Lebon G., Jou D., Casas-Vázquez J. (2008). *Understanding non-equilibrium thermodynamics*. Springer.
9. Kaviany M. (2008). *Heat transfer physics*. Oxford: University Press.
10. Girifalco L.A. (2000). *Statistical mechanics of solids*. Oxford: University Press.

Надійшла до редакції 13.03.2018

Бохан Ю.И., канд. физ.-мат наук
Варнава А.А.

Витебский филиал учреждения образования
«Белорусская государственная академия связи»,
ул. Ильинского, 45, Беларусь, 210604, Витебск
e-mail: yuibokhan@gmail.com

**ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ КЕРАМИЧЕСКИЙ
ЭЛЕМЕНТ С ОТРИЦАТЕЛЬНЫМ ТЕМПЕРАТУРНЫМ
КОЭФФИЦИЕНТОМ СОПРОТИВЛЕНИЯ**

Предложена модель термоэлемента с ветвями из материалов, обладающих отрицательным температурным коэффициентом сопротивления. Система уравнений, описывающих процесс переноса тепла и заряда, получена методами расширенной необратимой термодинамики. Представлены результаты расчетов характера переноса тепла и заряда для различных соотношений времени релаксации. Библ. 10, Рис. 3.

Ключевые слова: термоэлемент, термистор, нанокерамика.

Y.I. Bokhan, Cand. physical sciences
A.A. Varnava

Vitebsk branch of Educational Establishment
"The Belarusian State Academy of Communications",
45, Ilinsky str. Belarus, 210604, Vitebsk
e-mail: yuibokhan@gmail.com

**THERMOELECTRIC CERAMIC ELEMENT
WITH A NEGATIVE TEMPERATURE FACTOR
OF RESISTANCE**

A model of a thermoelement with the legs made of materials possessing a negative temperature factor of resistance is proposed. A system of equations describing the process of heat and charge transfer is obtained by the methods of the expanded irreversible thermodynamics. The results of calculations of the character of heat and charge transfer for various ratios of relaxation time are presented. Bibl. 10, Fig. 3.

Key words: thermoelement, thermistor, nanoceramics.

References

1. Gogotsi Yury. (2006). (Ed.) *Nanomaterials handbook*. CRC press, Taylor & Francis group.
2. Rowe D.M. (2006). (Ed.) *Thermoelectrics handbook: macro to nano*. CRC Press. Taylor & Francis group.

3. Anatyshuk L.I. (2007). Current status and some prospects of thermoelectricity. *J. Thermoelectricity*, 2, 7-20.
4. Clarke D.R. (2014). Oxide thermoelectric devices: a major opportunity for the global ceramics community. *Proc. of 5th International Congress on Ceramics* (China, Beijing, August 2014).
5. Terasaki I. (2011). High-temperature oxide thermoelectrics. *J. Appl. Phys.*, 110, 053705.
6. Feteira A. (2009). Negative temperature coefficient resistance (NTSR) of ceramic thermistors: an industrial perspective. *J. Am. Ceram. Soc.*, 92 (5), 967-983.
7. Bokhan Y. I., Varnava A. A. (2018). Roasting of ceramic materials with the negative temperature resistance coefficient of recovery atmosphere. *J. Materials Sciences and Applications*, 4(3), 47-50.
8. Lebon G., Jou D., Casas-Vázquez J. (2008). *Understanding non-equilibrium thermodynamics*. Springer.
9. Kvianny M. (2008). *Heat transfer physics*. Oxford: University Press.
10. Girifalco L.A. (2000). *Statistical mechanics of solids*. Oxford: University Press.

Submitted 13.03.2018



Максимук М.В.

¹Інститут термоелектрики НАН і МОН України,
вул. Науки, 1, Чернівці, 58029, Україна,
e-mail: anatyck@gmail.com;

СТЕНДОВІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГО ПЕРЕДПУСКОВОГО ДЖЕРЕЛА ТЕПЛА ДЛЯ АВТОМОБІЛІВ

Наведено результати стендових досліджень енергетичних характеристик термоелектричного джерела тепла для передпускового підігріву двигунів автотранспортних засобів в умовах понижених температур навколишнього середовища. Показано, що використання термоелектричного перетворювача в якості джерела електричної енергії забезпечує автономну роботу компонент передпускових нагрівників та дозволяє вирішити проблему розрядки акумуляторної батареї автомобіля під час експлуатації передпускового обладнання. Бібл. 17, рис. 10, табл. 1.

Ключові слова: передпусковий нагрівник, термоелектричний генератор.

Вступ

На сьогоднішній день проблема запуску двигунів внутрішнього згорання (ДВЗ) транспортних засобів в умовах понижених температур навколишнього середовища вирішується використанням передпускових нагрівників, які серійно виробляються рядом фірм – Eberspacher, Webasto, Truma (Німеччина), Ateso (Чехія), Теплостар (Росія), Mikuni (Японія). Такі нагрівники працюють на різних видах палива і використовуються в легкових, вантажних автомобілях, автобусах, яхтах і катерах.

Багаторічний досвід експлуатації транспортних засобів показує, що передпусковий підігрів не лише забезпечує надійний запуск двигуна, але й дозволяє збільшити його моторесурс в 1.5 – 2 рази за рік [1] та зменшити викиди токсичних речовин вихлопних газів до 5 разів [2], економлячи при цьому до 300 л палива за один зимовий сезон [3]. Крім того комфортні умови, які забезпечуються передпусковим підігрівом повністю виключають можливість виникнення аварій через вплив холоду на водія.

Проте, незважаючи на широкі можливості, передпускові нагрівники все ще не знайшли масового використання. Основною причиною, яка нівелює переваги передпускового підігріву є необхідність в електричній енергії для живлення компонент нагрівників, яка відбирається від акумуляторів, що призводить до їх розрядки і створює суттєві труднощі при запуску двигуна. Щоб уникнути розрядки акумуляторної батареї під час передпускового підігріву, в якості джерела електрики для таких нагрівників раціонально використовувати термоелектричний генератор [4].

В Інституті термоелектрики створено термоелектричний генератор електричною потужністю 70 – 90 Вт, який працює від тепла передпускового нагрівника та забезпечує живлення його компонент [5 – 7]. Крім того надлишок електричної енергії термогенератора може використовуватись для підзарядки акумуляторної батареї.

Експериментальні випробування термоелектричного нагрівника в стендових умовах довели працездатність конструкції та підтвердили результати проведених в роботі [8] комп'ютерних розрахунків. Проте дослідження зразка в умовах понижених температур показали, що теплової потужності нагрівника недостатньо для нагріву двигуна до оптимальної температури запуску – 70 °С [9].

Для збільшення кількості тепла, що використовується для нагріву охолоджуючої рідини ДВЗ в конструкції нагрівника раціонально застосувати розроблений в [10] модифікований варіант термоелектричних модулів «Алтек-1061». Ідея такої модифікації в тому, щоб за рахунок зменшеної висоти віток термоелементів знизити тепловий опір модулів та збільшити сумарний тепловий потік через термобатарею (ТЕБ).

У зв'язку із використанням термоелектричного перетворювача, оптимізованого на новий рівень теплової потужності, методами комп'ютерного проектування знайдено основні конструктивні та енергетичні характеристики нового варіанту термоелектричного передпускового джерела тепла на дизельному паливі для попереднього підігріву легкових транспортних засобів з об'ємом двигуна до 4 л. Розрахунки показали, що у випадку використання модулів нової модифікації очікується підвищення теплової потужності нагрівника в 1.5 – 2 рази, на рівень 2.5-3 кВт, при електричній потужності 85-110 Вт. Такі значення теплової та електричної потужності дозволять забезпечити оптимальну для запуску температуру двигуна, автономну роботу функціональних компонент нагрівника, а також підзарядку акумулятора під час передпускового підігріву [11].

Метою даної роботи є дослідження теплових та електричних параметрів розробленого нагрівника в стендових умовах для підтвердження на відповідність проектним характеристикам.

Будова та принцип роботи термоелектричного передпускового джерела тепла

Схема та зовнішній вигляд термоелектричного передпускового джерела тепла та електрики наведені на рис. 1.

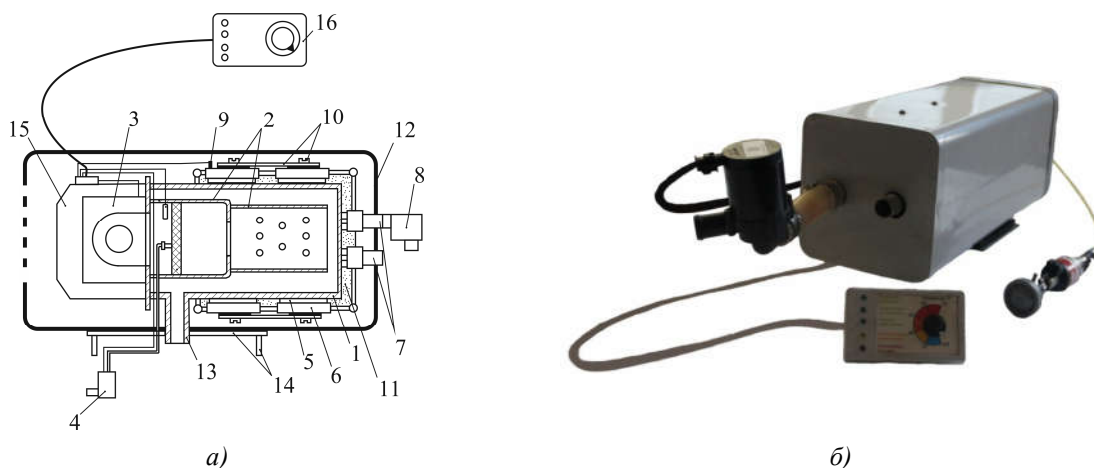


Рис.1. Схема (а) та зовнішній вигляд (б) термоелектричного передпускового джерела тепла:
 1 – гарячий теплообмінник; 2 – джерело тепла; 3 – вентилятор; 4 – паливний насос;
 5 – термоелектрична батарея; 6 – холодний теплообмінник; 7 – вхідний і вихідний штуцера;
 8 – циркуляційний насос; 9 – датчик перегріву; 10 – притискний механізм;
 11 – тепла ізоляція; 12 – корпус; 13 – вихлопна труба; 14 – система кріплення;
 15 – електронний блок; 16 – панель керування.

Термоелектричний нагрівник складається з гарячого теплообмінника **1**, у внутрішньому об'ємі якого розташовано джерело тепла **2**. Подача палива та повітря до джерела тепла здійснюється вентилятором **3** і паливним насосом **4**. На зовнішній поверхні гарячого теплообмінника знаходяться термоелектрична батарея **5**, тепло від якої відводиться теплообмінниками **6**.

Холодні теплообмінники об'єднані в один гідравлічний контур з системою охолодження двигуна штуцерами **7**. Циркуляція рідкого теплоносія в контурі «нагрівник-двигун» здійснюється насосом **8**. Для контролю температури теплоносія на одному з холодних теплообмінників розташовано датчик перегріву **9**. Тепловий контакт між термоелектричною батареєю та теплообмінниками забезпечується притискним пристроєм **10**. Вільний об'єм між гарячим та холодними теплообмінниками заповнено тепловою ізоляцією **11**. Автомобільний нагрівник з вентилятором, електронним блоком, теплообмінниками, термоелектричною батареєю і притискним пристроєм поміщений у корпус **12**. Продукти згоряння палива відводяться у навколишнє середовище вихлопною трубою **13**. За допомогою системи кріплення **14** нагрівник встановлюється на каркас транспортного засобу. Запуск та керування роботою всіх пристроїв нагрівника здійснюється електронним блоком **15** з панелі керування **16**.

Термоелектрична батарея складається з 12 генераторних модулів «Алтек-1061», оптимізованих для використання в передпускових джерелах тепла, і електрично з'єднаних між собою послідовно-паралельно. Комутація модулів підбиралась таким чином, щоб вихідна напруга нагрівника відповідала напрузі на акумуляторі автомобіля.

В конструкції нагрівача за джерело тепла використано дизельний пальник марки Ersatzbrenner D TT-C MB, в якості паливного та циркуляційного насосів – імпульсний насос BTL.DP30.02.12V DAEMPFLER E-TEIL та рідинну помпу 12V U4847 TT C/E передпускового обігрівача «Thermo Top Evo 4» (Webasto) [12], в якості вентилятора – повітряний вентилятор «Delta» [13].

Нагрівник працює наступним чином. Теплова енергія отримана внаслідок згоряння палива нагріває гарячий теплообмінник, проходить через термоелектричні модулі і відводиться рідким теплоносієм, який циркулює у теплообмінниках нагрівника і системі охолодження двигуна. Таким чином, відведена від термобатареї теплова енергія використовується для прогріву двигуна, а електрична – для живлення компонент нагрівника, а також при необхідності для підзарядки акумулятора автомобіля.

Результати стендових досліджень

Дослідження енергетичних характеристик розробленого термоелектричного дизельного нагрівника здійснювали на експериментальному стенді, наведеному на рис. 2.

Дослідження проводились в два етапи:

- на першому етапі здійснювались відпрацювання режимів роботи нагрівника, алгоритмів його запуску та виходу в режим максимальної потужності;
- на другому етапі проводились дослідження енергетичних характеристик нагрівника в парі з автомобільним акумулятором. В цьому випадку керування роботою компонент здійснювалося електронним блоком.

Результати дослідження характеристик термоелектричного передпускового автомобільного нагрівника наведено на рис. 3 та в табл. 1.

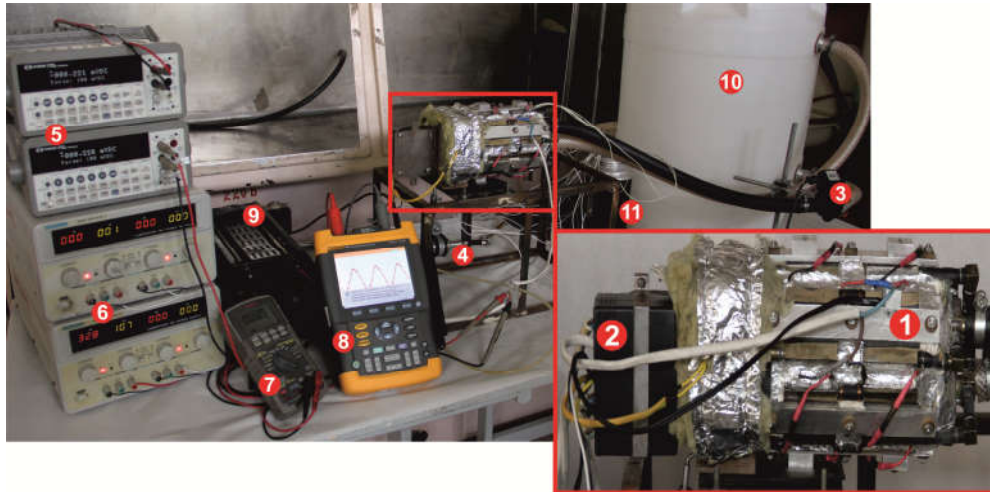


Рис. 2. Схема експериментального стенду для дослідження енергетичних характеристик термоелектричного передпускового джерела тепла: 1 – термоелектричний нагрівник без зовнішнього корпусу; 2 – електронний блок; 3 – циркуляційна помпа; 4 – паливний насос; 5 – вольтметр; 6 – блок живлення; 7 – цифровий амперметр; 8 – осцилограф; 9 – реостат; 10 – термостат; 11 – дюар з льодом і термопарами [9].

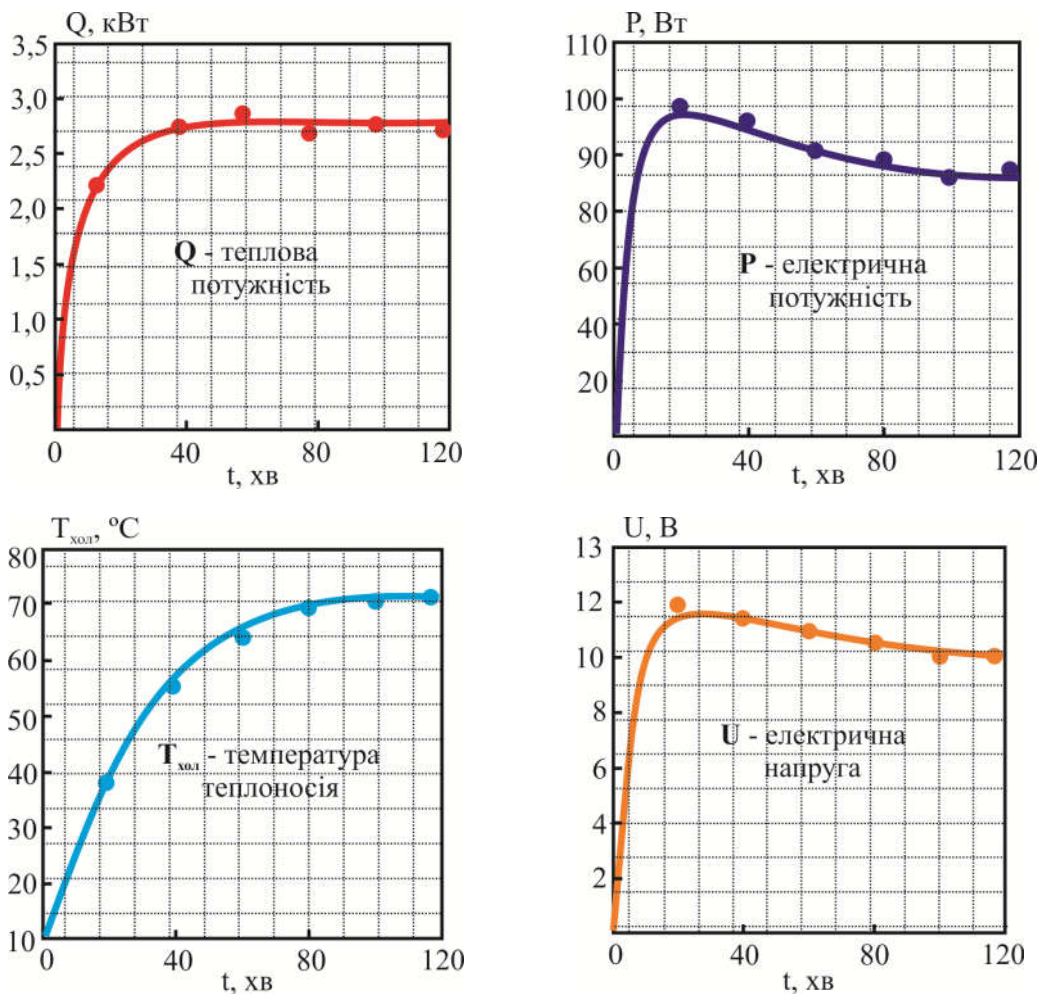


Рис. 3. Залежність енергетичних характеристик термоелектричного передпускового автомобільного нагрівника від часу роботи t .

Таблиця 1

Режими роботи передпускового термоелектричного нагрівника

Режим роботи	Час після запуску, хв.	Теплова потужність джерела тепла, Вт	Витрата палива, г/год	Витрата повітря, м ³ /год	Витрата теплоносія, м ³ /год
I	1	950	80	4.20	0.3
II	2	1250	105	4.80	
III	3	1540	130	5.50	
IV	4	2310	195	7.49	
V	5	2965	250	7.99	
VI	6	3560	300	8.19	

З наведених даних видно, що максимальна теплова потужність нагрівника досягає рівня 3 кВт, що дозволяє забезпечити розігрів охолоджуючої рідини на 80-й хвилині від моменту його запуску, в той час, як перший варіант передпускового нагрівника забезпечував аналогічний тепловий режим за дві години роботи [9]. Таким чином, використання в конструкції обігрівача модифікованих термоелектричних модулів "Алтек-1061" дає можливість підвищити теплопродуктивність нагрівника \sim в 1.5–2 рази та скоротити час прогріву охолоджуючої рідини двигуна.

Стаціонарний режим роботи нагрівника встановлюється на 30 хвилині роботи за температур гарячого теплообмінника 280 °С та температури вихідних абгазів \sim 300°С. При цьому електрична потужність нагрівника дорівнює в середньому 90 Вт, напруга знаходиться в межах 10 – 12 В.

Стаціонарний режим роботи нагрівника (режим VI) забезпечується при тепловій потужності джерела тепла на рівні 3.6 кВт та витраті холодного теплоносія 0.3 м³/год. Проте для надійного запуску та стабільної роботи обігрівача реалізовано схему плавного виходу на режим, при якому теплова потужність паливника та витрата паливо-повітряної суміші збільшуються поступово (табл. 1).

На рис. 4 наведено залежності максимальної електричної потужності P і ККД η нагрівника від температури холодного теплоносія $T_{хол}$.

Таким чином, вихідна електрична потужність термоелектричного передпускового нагрівника становить 100-80 Вт в інтервалі температур циркулюючого теплоносія 30-70 °С. ККД складає 76,6% при $T_{хол} = 30$ °С і по мірі прогріву теплоносія зменшується до 76,2% при $T_{хол} = 70$ °С. Варто зауважити, що ефективність нагрівника в даному випадку визначається як тепловим, так і термоелектричним ККД, оскільки поряд з електричною енергією, важливим є і забезпечення необхідного рівня теплової потужності, що використовується для обігріву двигуна.

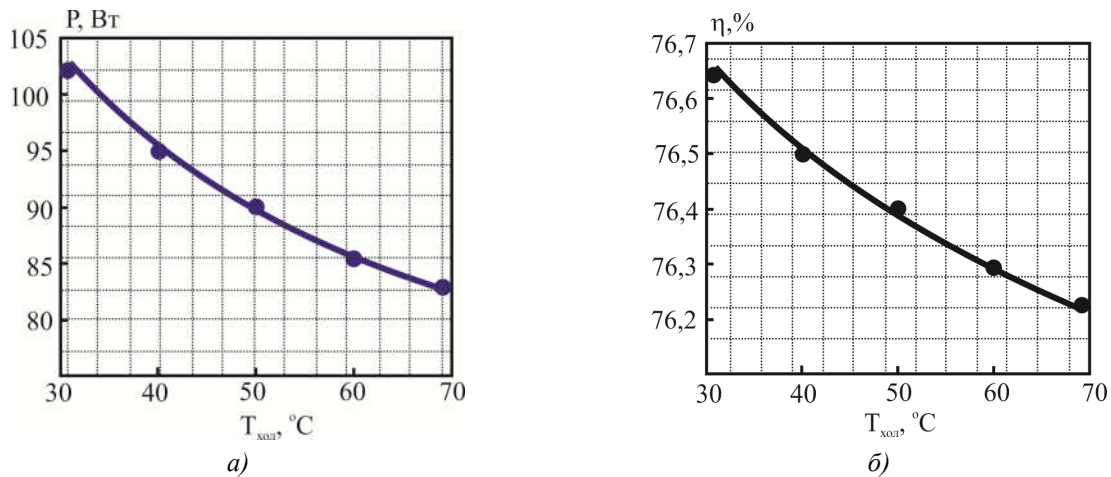


Рис. 4. Залежність максимальної електричної потужності P (а) та ККД η (б) від температури холодного теплоносія.

Розподіл електричної потужності по компонентам нагрівника показаний на рис. 5.

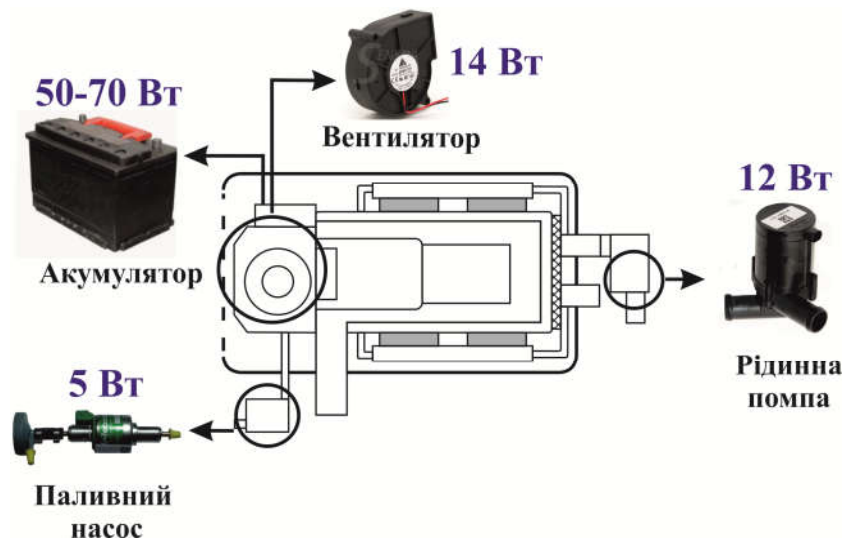


Рис. 5. Розподіл електричної потужності по компонентах нагрівника [14]

Отже, якщо врахувати, що сумарна споживана електрична потужність компонент нагрівника рівна ~ 30 Вт (паливний насос 5 Вт, вентилятор 14 Вт, рідинна помпа 12 Вт), на підзарядку акумулятора може використовуватись 50 – 70 Вт електрики термогенератора.

Результати досліджень роботи термоелектричного передпускового джерела тепла в парі з автомобільним акумулятором наведено на рис. 6 – 10. Будова та запрограмовані алгоритми електронного блоку, який керує режимами роботи нагрівника, аналогічні його першому варіанту [15]. Єдина відмінність полягає в наявності двох додаткових режимів роботи (V і VI, табл. 1), які реалізуються поступовим зменшенням періоду подачі палива паливним насосом [16].

З наведених даних слідує, що поведінка як температурних так і електричних залежностей є практично ідентичною. Після ввімкнення приладу і до моменту досягнення заданої температури теплоносія електронний блок поступово нарощує теплову потужність джерела тепла до максимальної. При цьому, відповідно, спостерігається зростання температурних характеристик $T_{хол}$, $T_{гар}$, $T_{газ}$ та перехід з режиму живлення компонент від акумулятора в режим

живлення від термогенератора. По мірі збільшення вихідної електричної потужності генератора електронний блок спрямовує надлишок електричної енергії на підзарядку акумуляторної батареї.

При досягненні заданої температури теплоносія електронний блок у відповідності з вихідним сигналом цифрового термодатчика, збільшує період подачі палива до пальника – нагрівник починає працювати в режимі підтримки заданої температури. При цьому температури гарячого теплообмінника і температура абгазів падають, а температура на холодних теплообмінниках стабілізується. Слід зазначити, що в такому режимі роботи генерованої термоелектричними модулями потужності недостатньо для підзарядки акумулятора, тому електронний блок, шляхом зміни напрямку струму в колі «нагрівник» - «акумулятор», перемикає живлення компонент від модулів назад до акумулятора. При цьому струм розрядки акумулятора складає всього ~ 0.5 А, що в порівнянні з його ємністю є безумовно дуже незначною величиною (для прикладу струм розрядки при роботі рідинного передпускового нагрівника «Webasto Thermo Top Evo 4» на порядок більший – 3 – 5 А). Тому можна стверджувати, що в режимі підтримки температури теплоносія нагрівник фактично працює без використання енергії акумулятора.

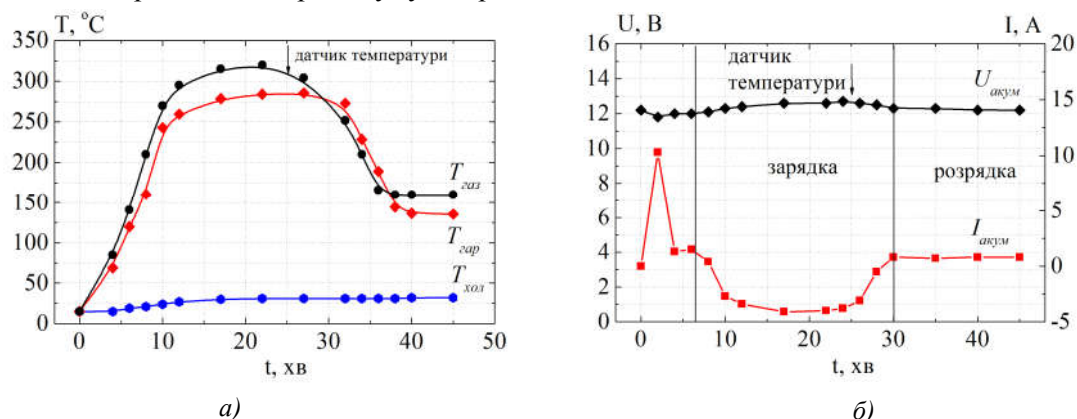


Рис. 6. Результати досліджень роботи термоелектричного автомобільного нагрівника з електронним блоком керування: $T_{\text{газ}}$ – температура вихідних газів; $T_{\text{гар}}$ – температура гарячого теплообмінника; $T_{\text{хол}}$ – температура холодного теплообмінника; $U_{\text{акум}}$ – напруга акумулятора; $I_{\text{акум}}$ – струм в колі «нагрівник» – «акумулятор». Встановлена температура теплоносія 30°C .

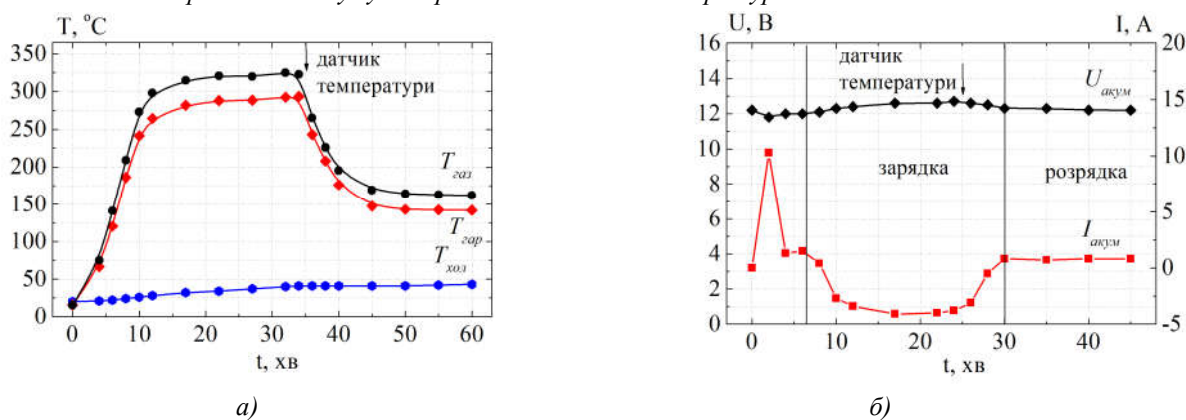


Рис. 7. Результати досліджень роботи термоелектричного автомобільного нагрівника з електронним блоком керування.

Встановлена температура теплоносія 40°C .

Позначення аналогічні рис. 6.

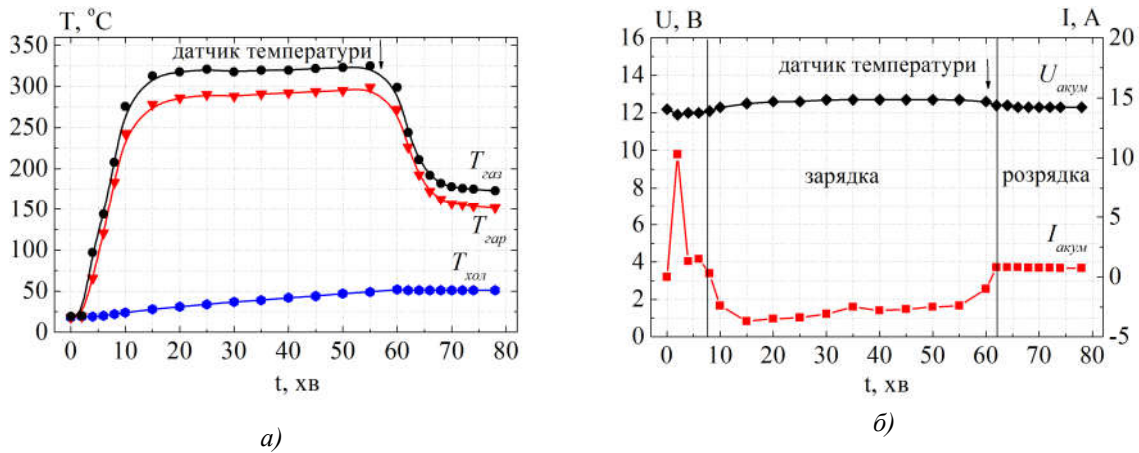


Рис. 8. Результати досліджень роботи термоелектричного автомобільного нагрівника з електронним блоком керування. Встановлена температура теплоносія 50 $^{\circ}\text{C}$.

Позначення аналогічні рис. 6

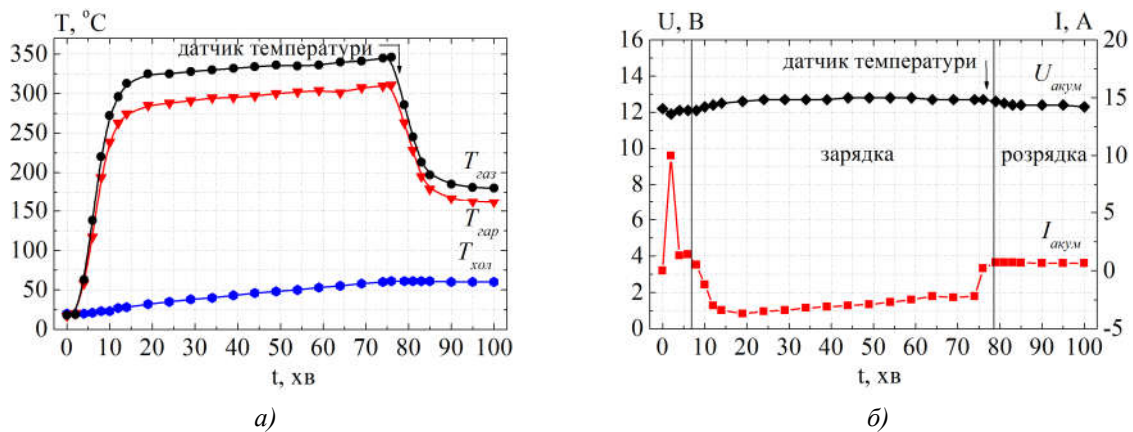


Рис. 9. Результати досліджень роботи термоелектричного автомобільного нагрівника з електронним блоком керування. Встановлена температура теплоносія 60 $^{\circ}\text{C}$.

Позначення аналогічні рис. 6.

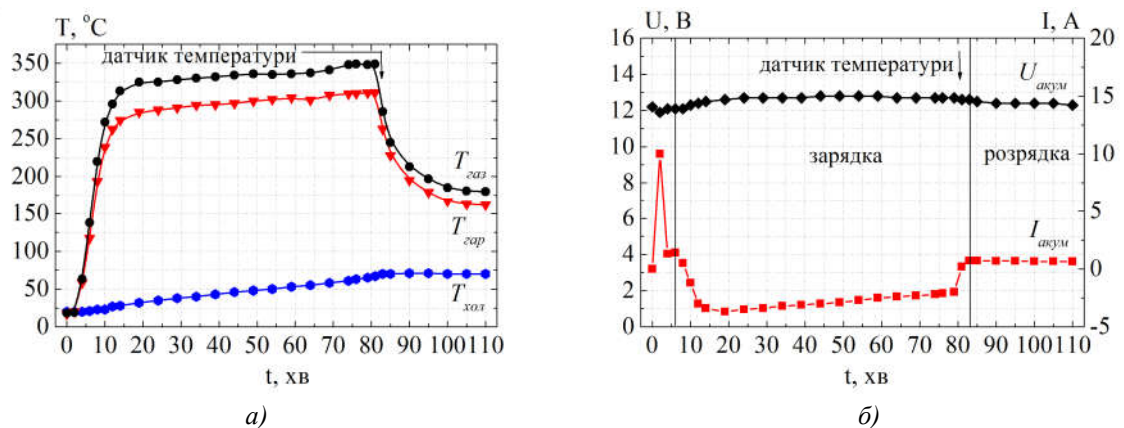


Рис. 10. Результати досліджень роботи термоелектричного автомобільного нагрівника з електронним блоком керування. Встановлена температура теплоносія 70 $^{\circ}\text{C}$.

Позначення аналогічні рис. 6.

Таким чином, за час роботи нагрівника надлишок електричної енергії генератора, який використовується для зарядки акумулятора складає 30 – 40 Вт. Таким чином, в резерві

залишається близько 20-30 Вт електричної потужності, яка додатково може використовуватись для живлення іншого автомобільного обладнання під час передпускового підігріву. Однак ця величина буде непостійною і визначатиметься ступенем зарядженості акумуляторної батареї автомобіля [17].

Слід також зауважити, що в ході досліджень штучно створювалась аварійна ситуація при роботі нагрівника, шляхом почергового відключення від живлення паливного насосу, вентилятора, циркуляційної помпи. Результати підтверджують раціональність обраного алгоритму для захисту системи від перегрівів та інших небезпечних ситуацій: електронний блок ініціалізує помилку в роботі нагрівника (зникнення полум'я в камері згорання, перегрів холодної сторони модулів та ін.) та зупиняє його роботу – нагрівник переходить в режим «продувки». При цьому на панелі управління відображається сигнал про відповідний тип помилки.

Висновки

1. Доведено відповідність теплових та електричних параметрів термоелектричного передпускового джерела тепла його проектним характеристикам.
2. Встановлено, що використання модифікованих термоелектричних модулів "Алтек-1061" дозволяє підвищити теплопродуктивність термоелектричного передпускового нагрівника в 1,5-2 рази, до рівня 3 кВт, в порівнянні з його першим варіантом.
3. Показано, що вихідна електрична потужність розробленого термоелектричного передпускового джерела тепла знаходиться в межах 80-100 Вт при температурі гарячого теплообмінника 280 °С та температурах холодного теплоносія 30-70 °С. Максимальний ККД нагрівника 76.6 %.
4. Визначено, що режим максимальної потужності нагрівника досягається при тепловій потужності джерела тепла 3.6 кВт, витраті палива 300 г/год та повітря 8.19 м³/год. При цьому витрата холодного теплоносія 0.3 м³/год.
5. Показано алгоритм роботи електронного блоку керування компонентами термоелектричного нагрівника. При виході нагрівника в автономний режим роботи електронний блок відключає живлення компонент від акумулятора і по мірі збільшення вихідної електричної потужності генератора спрямовує надлишок електричної енергії на підзарядку акумулятора.
6. Встановлено, що надлишок електричної енергії, який може використовуватися для підзарядки акумулятора складає 50 – 70 Вт. Однак реальна величина струму зарядки визначатиметься індивідуальним ступенем зарядженості акумулятора.
7. Показано, що керування роботою нагрівника здійснюється інтелектуальним алгоритмом контролю полум'я, подачі повітря та палива і заряду акумулятора, що забезпечує стабільну роботу приладу та створює надійну систему захисту у разі виникнення аварійних ситуацій.

Література

1. Корчуганова М.А., Сырбаков А.П. Предпусковой жидкостный подогреватель дизельных двигателей на базе пускового двигателя ПД-10У // Современные проблемы науки и образования. – 2013. – № 1.
2. Найман В.С. Все о предпусковых обогревателях и отопителях. – В.С. Найман // Москва: АСТ, 2007. – с. 213.
3. Електронний ресурс <http://www.webasto-surgut.ru>
4. Михайловський В.Я., Максимук М.В. Режими роботи автомобілів при понижених темпера-

- турах. Необхідність використання нагрівачів та раціональність застосування термогенераторів для їх роботи // Термоелектрика. – 2014.- №3.- С. 20-31.
5. Патент (UA) на винахід № 102303 МПК F01N 5/00 H01L 35/00. Термоелектричне джерело живлення для автомобіля / Анатичук Л.І., Михайловський В.Я. – Опубл. 25.06.2013, бюл. №12, Заявка u2011 13957 від 28.11.2011.
 6. Патент (UA) №72304. МПК: F01N 5/00; H01L35/00. Автомобільний обігрівач з термоелектричним джерелом живлення / Анатичук Л.І., Михайловський В.Я. – Опубл. 10.08.2012, бюл. №15, Заявка u2012 02055 від 23.02.2012.
 7. Патент (UA) №124999. МПК: F02N 19/10; H01L35/00. Автомобільний обігрівач з термоелектричним джерелом живлення / Максимук М.В. – Опубл. 25.04.2018, бюл. №8, Заявка u2017 11819 від 04.12.2017.
 8. Михайловський В.Я., Максимук М.В. Комп'ютерне проектування термоелектричного автомобільного передпускового нагрівача на дизельному паливі // Термоелектрика. – 2016. – №1. –С.52-66.
 9. Анатичук Л.І., Михайловський В.Я., Максимук М.В., Андрусак І.С. Експериментальні дослідження термоелектричного автомобільного передпускового нагрівача на дизельному паливі // Термоелектрика. – 2016. – №4. – С. 84–94.
 10. Максимук М.В. Про оптимізацію термоелектричних модулів автомобільного передпускового нагрівника // Термоелектрика. – 2017. – №1. – С. 57–67.
 11. Максимук М.В. Проектування автомобільного передпускового джерела тепла з термоелектричним генератором. Дизельний варіант // Термоелектрика. – 2017. –С. 32-43.
 12. Webasto. UK Product Catalogue.
 13. Електронний ресурс <http://www.deltaww.com>
 14. Михайловський В.Я., Максимук М.В. Раціональні потужності термогенераторів для передпускових нагрівачів транспортних засобів // Термоелектрика. – №4.– 2015. – С. 65-74.
 15. Максимук М.В., Андрусак І.С. Електронний блок керування термоелектричним передпусковим автомобільним нагрівником // Термоелектрика. – №5.– 2016– С. 65-74.
 16. Патент (UA) № 90764 МПК F02N 19/00 Система керування передпусковим рідинним нагрівачем для двигунів внутрішнього згорання / Михайловський В.Я., Звоздецький П.В., Максимук М.В. – Опубл. 10.06.2014, бюл. № 11, Заявка u2013 15422 від 30.12.2013.
 17. Бубнов Ю.И., Орлов С.Б. Герметичные химические источники тока: Элементы и аккумуляторы. Оборудование для испытаний и эксплуатации. – Справочник. – Санкт-Петербург: ХИМИЗДАТ. – 2005.

Надійшла до редакції 29.02.2018

Максимук Н.В.

Институт термоэлектричества, ул. Науки, 1, Черновцы,
58029, Украина; e-mail: anatyck@gmail.com

**СТЕНДОВЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО
ПРЕДПУСКОВОГО ИСТОЧНИКА ТЕПЛА ДЛЯ АВТОМОБИЛЕЙ**

Приведены результаты стендовых исследований энергетических характеристик термоэлектрического источника тепла для предпускового подогрева двигателей автотранспортных средств в условиях сниженных температур окружающей среды. Показано, что использование термоэлектрического преобразователя в качестве источника электрической энергии обеспечивает автономную работу компонентов предпусковых нагревателей и позволяет решить проблему разрядки аккумуляторной батареи автомобиля во время эксплуатации предпускового оборудования. Библ. 17, рис. 10, табл. 1.

Ключевые слова: предпусковой нагреватель, термоэлектрический генератор

M.V. Maksimuk

Institute of Thermoelectricity of the NAS and MES of Ukraine,
1, Nauky Str., Chernivtsi, 58029, Ukraine

BENCH TESTS OF THERMOELECTRIC STARTING PRE-HEATER FOR CARS

The results of bench tests of the energy characteristics of thermoelectric heat source for start heating of vehicle engines at low ambient temperatures are presented. It is shown that the use of a thermoelectric converter as a source of electric power provides the autonomous operation of the pre-heater components and allows solving the problem of vehicle battery discharge during the operation of the start equipment. Bibl. 17, Fig. 10, table. 1.

Key words: starting pre-heater, thermoelectric generator.

References

1. Korchuganova M.A., Syrbakov A.P. (2013). Predpuskovoi zhidkostnyi podogrevatel diselnykh dvigatelei na baze puskovogo dvigatelja PD-10U [Starting liquid pre-heater of diesel engines based on starting engine PD-10U]. *Sovremennyye problemy nauki i obrazovaniia – Modern Problems of Science and Education*, 1 [in Russian].
2. Naiman V.S. (2007). *Vse o predpuskovykh obogrevatelyakh i otopiteliakh [All about starting pre-heaters]*. Moscow: ACT [in Russian].
3. Retrieved from <http://www.webasto-surgut.ru>
4. Mykhailovsky V.Ya., Maksimuk M.V. (2014). Automobile operating conditions at low temperatures. The necessity of applying heaters and the rationality of using thermal generators for their work. *J. Thermoelectricity*, 3, 20-31.
5. *Patent of Ukraine № 102303* (2013). Anatyshchuk L.I., Mykhailovsky V.Ya. Thermoelectric power supply for automobile. [in Ukrainian].
6. *Patent of Ukraine № 72304* (2012). Anatyshchuk L.I., Mykhailovsky V.Ya. Automobile heater with thermoelectric power supply [in Ukrainian].
7. *Patent of Ukraine №124999* (2018). Maksimuk M.V. Automobile heater with thermoelectric power supply [in Ukrainian].
8. Mykhailovsky V.Ya., Maksimuk M.V. (2016). Computer design of thermoelectric automobile starting pre-heater operated with diesel fuel. *J. of Thermoelectricity*, 1, 52–65.
9. Anatyshchuk L.I., Mykhailovsky V.Ya., Maksimuk M.V., Andrusiak I.S. (2016). Experimental research on thermoelectric automobile starting pre-heater operated with diesel fuel.

- J. of Thermoelectricity*, 4, 84–94.
10. Maksimuk M.V. (2017). On the optimization of thermoelectric modules of automobile starting pre-heater. *J. Thermoelectricity*, 1, 57–67.
 11. Maksimuk M.V. (2017). Design of automobile starting pre-heater with a thermoelectric generator. Diesel version. *J. Thermoelectricity*, 2, 32-43.
 12. Webasto. UK Product Catalogue.
 13. Retrieved from <http://www.deltaww.com>
 14. Mykhailovsky V.Ya., Maksimuk M.V. (2015). Rational powers of thermal generators for starting pre-heaters of vehicles. *J. of Thermoelectricity*, 4, 65–74.
 15. Maksimuk M.V., Andrusiak I.S. (2016). Electronic control unit for thermoelectric automobile starting pre-heater. *J. of Thermoelectricity*, 5, 44–51.
 16. Patent of Ukraine № 90764 (2014). Mykhailovsky V.Ya., Zvozdetskyi P.V., Maksimuk M.V. Control system of starting liquid pre-heater for internal combustion engines [in Ukrainian].
 17. Bubnov Yu.I., Orlov S.B. (2005). *Germetichnyie khimicheskiie istochniki toka: elementy i akkumulyatory. Oborudovaniie dlia ispytaniy i ekspluatatsii. – Spravochnik [Sealed chemical current sources: elements and batteries. Testing and operating equipment. - Handbook]*. Saint-Petersburg: Khimizdat [in Russian].

Submitted 29.02.2018

УДК 536.24



Микитюк П.Д.

Микитюк П.Д. канд. фіз.-мат. наук^{1,2}
Микитюк О.Ю. канд. фіз.-мат. наук, доцент³

¹Інститут термоелектрики НАН і МОН України,
вул. Науки, 1, Чернівці, 58029, Україна,
e-mail: anatyck@gmail.com;

²Чернівецький національний університет імені
Юрія Федьковича, вул. Коцюбинського 2,
Чернівці, 58012, Україна
e-mail: anatyck@gmail.com,

³Вищий державний навчальний заклад України
«Буковинський державний медичний університет»,
Театральна площа, 2, Чернівці, 58002, Україна



Микитюк О.Ю.

ПРО ВПЛИВ ТЕРМОПАРИ НА РОЗПОДІЛ ТЕМПЕРАТУРИ В НАГРІВНИКУ ВИМІРЮВАЛЬНОГО ТЕРМОПЕРЕТВОРЮВАЧА

Досліджено вплив термопари на розподіл температури в нагрівнику термоперетворювача для випадку подібності геометричних розмірів термопари і нагрівника. Встановлено, що втрати тепла за рахунок теплопровідності термопари та її теплообміну з оточуючим середовищем зменшують температуру в центрі нагрівника майже в 1.5 рази. Запропоновано варіанти підвищення ефективності використання тепла в термоперетворювачі. Бібл. 3, рис. 1.

Ключові слова: термоперетворювач, термопара, нагрівник, розподіл температури.

Вступ

У роботах [1 – 3] досліджено розподіл температури в конструктивних елементах термоелектричного вимірювального перетворювача, у тому числі і з врахуванням теплообміну з оточуючим середовищем. Але в згаданих роботах не в повній мірі досліджено характер впливу теплових процесів, що мають місце в термопарі на розподіл температури в нагрівнику для випадку, коли геометричні розміри нагрівника і термопари є подібними. Врахування такого впливу дозволить суттєво покращити параметри і характеристики термоперетворювачів при їх конструюванні.

Метою даної роботи є дослідження впливу термопари на розподіл температури в нагрівнику термоперетворювача.

Модель термоперетворювача для розрахунку розподілу температури в його конструктивних елементах

Для врахування впливу термопари на розподіл температури в нагрівнику проведемо розрахунок для системи "нагрівник-термопара", рис. 1.

Запишемо умови теплового балансу, що враховує ефект Джоуля, теплопровідність та теплообмін з оточуючим середовищем для нагрівника:

$$\frac{\kappa_H \cdot S_H d^2 T(x_H)}{dx_H^2} - C_{0H} (T(x_H) - T_0) \pi d_H + \frac{I_H^2 \cdot \rho_H}{S_H} = 0 \quad (1)$$

і термопари:

$$\frac{\kappa_T \cdot S_T d^2 T(x_T)}{dx_T^2} - C_{0T} (T(x_T) - T_0) \pi d_T = 0, \quad (2)$$

де d_T – діаметр основи циліндричної термопари (для термопари у вигляді правильної призми, що розглядається, приведений діаметр d_T задається умовою рівності площ основи циліндра і

призми, тобто $d_T = 2\sqrt{\frac{S_T}{\pi}}$; $S_H, S_T, \kappa_H, \kappa_T, X_H, X_T, C_{0H}, C_{0T}$ – площі поперечного перерізу,

коефіцієнти теплопровідності, координата по довжині і коефіцієнти теплообміну з навколишнім середовищем для нагрівача і термопари, відповідно; T – температура, а ρ_H – нагрівача.

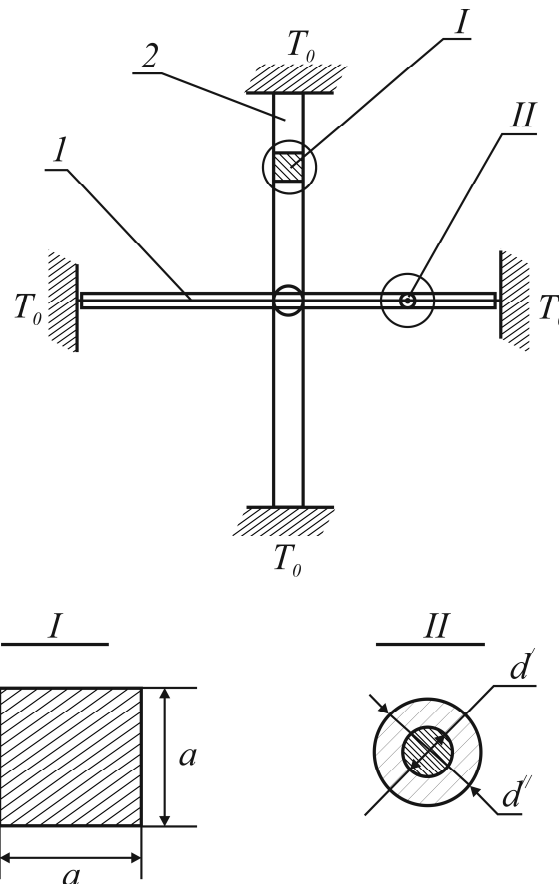


Рис. 1. Модель ТП для розрахунку розподілу температури в елементах конструкції ТП: 1 – нагрівник; 2 – термопара; d – діаметр мікропроводу без скляної ізоляції; d'' – діаметр мікропроводу в скляній ізоляції

Позначивши:

$$\theta_H = T(x_H) - T_0, \quad \theta_T = T(x_T) - T_0; \quad (3)$$

$$a_H = \frac{\pi d_H}{\kappa_H S_H} \quad (4)$$

$$b_H = \frac{\rho_H \cdot I_H^2}{\kappa_H \cdot S_H^2} \quad (5)$$

$$a_T = \frac{\pi d_T C_{0T}}{\kappa_m S_m} \quad (6)$$

отримаємо:

$$\frac{d^2 \theta_H(x_H)}{dx_H^2} - a_H \theta_H(x_H) + b_H = 0 \quad (7)$$

$$\frac{d^2 \theta_m(x_m)}{dx_m^2} - a_m \theta_m(x_m) = 0 \quad (8)$$

Граничні умови при цьому:

$$\theta_H(0) = \theta_m(0)$$

$$\kappa_H S_H \left. \frac{\partial \theta_H(x_H)}{\partial x_H} \right|_{x_H=0} = -\kappa_m S_m \left. \frac{\partial \theta_m(x_m)}{\partial x_m} \right|_{x_m=0} \quad (9)$$

Розглядаючи спільно розв'язки рівнянь (7), (8) з врахуванням граничних умов (9) після ряду громіздких перетворень, що в даній роботі не наводяться, отримаємо вираз для розподілу температури в нагрівнику з врахуванням впливу на нього термопар:

$$\theta_H(x_H) = \frac{\rho_H I_H^2}{C_{0H} S_H P_H} \operatorname{ch} N_H (x_H - l_H) \left[\frac{1 + k \frac{\operatorname{th}(N_H x_H)}{\operatorname{th}(N_m x_m)} \cdot \frac{\operatorname{ch}(N_H x_H)}{\operatorname{ch}(N_H l_H)} - \frac{\operatorname{ch}(N_H x_H) - 1}{\operatorname{ch}(N_H l_H) - 1}}{1 + k \frac{\operatorname{th} l_H}{\operatorname{th}(l_m N_m)}}} \right], \quad (10)$$

де l_H, l_T – половина довжини нагрівника і термопар відповідно;

$$N_m = \sqrt{\frac{C_{0m} \cdot \rho_m}{\kappa_m S_m}};$$

$$N_H = \sqrt{\frac{C_{0H} \cdot \rho_H}{\kappa_H S_H}}$$

$$k = \frac{\kappa_m S_m N_m}{\kappa_H S_H N_H};$$

P_H – периметр перерізу площею S_H .

Для оцінки долі різних механізмів теплообміну в цій моделі запишемо вираз для максимального перепаду температури з врахуванням окремих механізмів теплових втрат.

При втратах лише через теплопровідність матеріалів термопар і нагрівника ΔT_{max} описується виразом:

$$\Delta T_{\max} = \frac{U_H^2}{8\kappa_H \rho_H} \cdot \left(\frac{1}{1 + \frac{R_H \kappa_m \rho_m}{R_m \kappa_H \rho_H}} \right) \quad (11)$$

Врахування конвективного теплообміну приводить до виразу:

$$\Delta T_{\max} = \frac{b_H}{a_H} \cdot \left(\frac{1 - \text{Sch}x_H}{1 + k \text{th}x_H / \text{th}x_m} \right), \quad (12)$$

де $x_H = \sqrt{a_H l_H}$,

$x_m = \sqrt{a_m l_m}$.

Розрахунки показують, що при врахуванні втрат тепла за рахунок теплопровідності термопари, максимальна температура в центрі нагрівника зменшується орієнтовно в 1.5 рази. При цьому основна частина теплових втрат обумовлена теплообміном термопари з оточуючим середовищем.

На підставі отриманих результатів можна зробити висновок про те, що найперспективнішим шляхом підвищення ефективності використання тепла в термоперетворювачі є зменшення теплових втрат за рахунок конвективного теплообміну. При цьому необхідно враховувати два фактори: перший – зменшення теплопровідності оточуючого середовища шляхом заповнення робочого об'єму термоперетворювача газами з малою теплопровідністю або вакуумізацією; другий – зміна форми кривої розподілу температури в центрі нагрівника при умові, що все тепло виділяється в його центрі.

Якщо в першому випадку необхідно вирішувати задачі, в основному, технологічного характеру – розробка вакуумно-герметичного корпусу і підвищення стабільності характеристик матеріалів термопари і нагрівника в умовах вакууму, то в другому випадку необхідно дослідити можливість створення нагрівника, що забезпечить максимальну температуру в його центрі.

Висновки

1. При подібних розмірах нагрівника і термопари втрати тепла за рахунок теплопровідності термопари та теплообміну з оточуючим середовищем можуть приводити до зменшення максимальної температури в центрі нагрівника в 1,5 рази, що суттєво впливає на параметри термоперетворювача і може у значній мірі компенсуватися шляхом вакуумування або наповнення робочого об'єму термоперетворювача інертним газом з малою теплопровідністю.
2. Актуальними є дослідження можливості застосування в конструкції термоперетворювача нагрівників зі змінним перерізом або виготовленого із різних матеріалів.

Література

1. Ташук Д.Д. Оптимізація розподілу температури у термоелектричному вимірювальному перетворювачі. / Ташук Д.Д. // Термоелектрика. – 2012.– №4. – С. 95 – 98.
2. Микитюк П.Д. Про фактори впливу на точність термоперетворювачів. / Микитюк П.Д. // Термоелектрика. – 2017.– №5. – С. 76 – 83.
3. Анатичук Л.І. Диференційний термоелектричний перетворювач змінного струму в режимі різночасового компарування. / Анатичук Л.І., Кузь Р.В., Ташук Д.Д. // Термоелектрика. –

2015. – № 4. – С. 77 – 82.

Надійшла до редакції 08.02.2018

Микитюк П.Д. канд. физ.-мат. наук^{1,2}
Микитюк О.Ю. канд. физ.-мат. наук, доцент³

¹Институт термоэлектричества НАН и МОН Украины,
ул. Науки, 1, Черновцы, 58029, Украина; e-mail: anatyach@gmail.com;
²Черновицкий национальный университет им. Юрия Федьковича,
ул. Коцюбинского, 2, Черновцы, 58000, Украина e-mail: anatyach@gmail.com;
³Вищий державний навчальний заклад України «Буковинський
державний медичний університет», Театральна площа, 2,
Черновці, 58002, Україна

О ВЛИЯНИИ ТЕРМОПАРЫ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ В НАГРЕВАТЕЛЕ ИЗМЕРИТЕЛЬНОГО ТЕРМОПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

Исследовано влияние термопары на распределение температуры в нагревателе термопреобразователя для случая подобия геометрических размеров термопары и нагревателя. Установлено, что потери тепла за счет теплопроводности термопары и ее теплообмена с окружающей средой уменьшают температуру в центре нагревателя почти в 1.5 раза. Предложены варианты повышения эффективности использования тепла в термопреобразователе. Библ. 3, рис. 1.

Ключевые слова: термопреобразователь, термопара, нагреватель, распределение температуры.

P.D.Mykytiuk^{1,2}, *Candidate Phys.-math. Sciences*
O.Yu.Mykytiuk³ *Candidate Phys.-math. Sciences, docent*

¹Institute of Thermoelectricity of the NAS and MES of Ukraine,
1, Nauky str., Chernivtsi, 58029, Ukraine e-mail: anatyach@gmail.com;

²Yu.Fedkovych Chernivtsi National University,
2, Kotsiubynskyi str., Chernivtsi, 58000, Ukraine
e-mail: anatyach@gmail.com

³Higher State Educational Institution of Ukraine “Bukovinian State
Medical University”, 2, Theatre Square, Chernivtsi, 58002, Ukraine

IMPACT OF THERMOCOUPLE ON TEMPERATURE DISTRIBUTION IN THE HEATER OF MEASURING THERMAL CONVERTER

The impact of thermocouple on temperature distribution in the heater of thermal converter for the case of similar thermocouple and heater geometry is investigated. It is established that heat

loss due to thermal conductivity of the thermocouple and its heat exchange with the environment reduce the temperature in the heater center by a factor of almost 1.5. Variants of increasing the efficiency of using heat in thermal converter are proposed. Bibl. 3, Fig. 1.

Key words: thermal converter, thermocouple, heater, temperature distribution.

References

1. Tashchuk D.D. (2012). Optimization of temperature distribution in thermoelectric measuring transducer. *J.Thermoelectricity*, 4, 95 – 98.
2. Mykytiuk P.D. (2017). Factors of influence on the accuracy of thermal converters. *J.Thermoelectricity*, 5, 76 – 83.
3. Anatyshuk L.I., Kuz R.V., Tashchuk D.D. (2015). Differential thermoelectric AC converter in the non-simultaneous comparison mode. *J.Thermoelectricity*, 4, 77 – 82.

Submitted 08.02.2018



Філін С.О.

Філін С.О. доктор техн. наук

Західнопоморський технологічний університет у Щецині
алея Піастів 17, Щецин, 70-310, Польща;
e-mail: Sergiy.Filin@zut.edu.pl

ВПЛИВ ТЕПЛОВОГО КОНТАКТУ ПОВЕРХНІ ОХОЛОДЖЕННЯ З ОБ'ЄКТОМ НА ШВИДКОДІЮ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНИХ ОХОЛОДЖУВАЧІВ НАПОЇВ

У статті розглядаються конструктивні та експлуатаційні характеристики сучасних термоелектричних охолоджувачів і підігрівників напоїв, зокрема динамічні характеристики. Наведено результати порівняльних випробувань, що показують вплив умов теплообміну між банкою (пляшкою) і контейнером охолоджувача на швидкість охолодження напою. Заповнення щілини між пляшкою з напоєм і ємністю охолоджувача дозволяє суттєво підвищити швидкодію охолоджувача. Наприклад, час охолодження напою від 25 °С до 10 °С у випробуваному охолоджувачі знизився з 67 до 50 хвилин. Бібл. 10, рис. 11, табл. 2.

Ключові слова: охолоджувач/підігрівник напоїв, темп охолодження, умови теплообміну, експериментальні дослідження

Вступ

В останні два десятиліття в публікаціях з термоелектричного охолодження, у тому числі й у матеріалах Міжнародних форумів з термоелектрики, відзначалось, що виробники побутових термоелектричних виробів різко знизили вимоги до ряду їх технічних характеристик, в основному заради зниження ціни й енергоспоживання цих виробів [1, 2]. У свою чергу, низька ціна дозволяє розглядати такі вироби як такі, що не підлягають ремонту, а отже, їх життєвий цикл обмежується декількома роками. Сучасні термоелектричні охолоджувачі (як переносні, так і стаціонарні) значно поступаються своїм попередникам за створюваним перепадом температур [3]. У результаті термін зберігання та асортимент збережуваних продуктів зменшується.

Серед пропозицій, які з'являються на міжнародному ринку холодильної техніки, можна зустріти переносні автохолодильники без теплоізоляції. Її роль відіграє 20-міліметровий прошарок повітря між корпусом і камерою. А це вже свідчить про те, що за виробництво холодильників узялися не професіонали, у черговий раз дискредитуючи саму ідею термоелектричного охолодження.

На відміну від наприклад, компресорних холодильників термоелектричні охолоджувачі й підігрівники напоїв відносять до виробів епізодичної дії. Для них характерне верховенство динамічних параметрів над енергетичними. Мова йде про час охолодження напою від початкової до кінцевої температури й середню швидкість охолодження. Для споживача досить

істотно, щоб цей час був мінімальним, особливо в поїзді або на відпочинку, тобто за відсутності інших технічних засобів охолодження. Якщо аналізу динамічних характеристик термоелектричних льодогенераторів¹ присвячено дуже багато публікацій, патентів і навіть монографія [4], то охолоджувачі напоїв явно залишилися обійденими увагою. Нечисленні публікації на цю тему припадають на злам XX і XXI століття [5, 6].

Нагадаємо нашим читачам, що у світі існують і гостро конкурують між собою два принципово різні підходи до охолодження напоїв: *європейський*, коли напій проохолоджується зовнішнім джерелом холоду без зміни складу напою, і *американський*, коли напій проохолоджується шматочками водного льоду, що розчиняється в напої. Такий розподіл не означає, що обидва способи охолодження не поширені по усьому світу, але переваги жителів Нового й Старого світу, вочевидь, різні [4]. Європейський підхід має на увазі як охолодження напою в його оригінальному упакуванні, чому буде присвячена основна частина статті, так і його охолодження в спеціальній ємності або ємностях, як показано на рис. 1.



Рис. 1. Типовий торговельний (барний) охолоджувач напоїв.

Торговельні охолоджувачі зазвичай оснащено компресорними холодильними агрегатами досить великої продуктивності, у зв'язку із чим претензій до їхньої швидкості у споживачів не виникає. Нижче розглянемо, як проблему швидкості малих термоелектричних охолоджувачів напоїв вирішують, або навпаки – не вирішують їх виробники.

Короткий аналіз ринку сучасних термоелектричних охолоджувачів напоїв

Почнемо аналіз з автомобільних пристроїв. Вони характеризуються найбільшою чисельністю й простотою конструкції. Живлення термоелектричного агрегату здійснюється безпосередньо від електричної мережі транспортного засобу 12...14 В постійного струму, наприклад через гніздо прикурювача автомобіля (рис. 2). Типовий сучасний охолоджувач напоїв призначений для охолодження й підігріву напоїв у металевих банках об'ємом від 0.25 до 0.5 л при уніфікованому зовнішньому діаметрі банки 66 мм. Банка з напоєм вкладається у відкриту зверху металеву ємність у вигляді склянки, виконаної з алюмінію. Рідше зустрічаються охолоджувачі на дві банки [6]. Ємність має внутрішній діаметр на 1-2 мм більший за діаметр банки. У щілині між банкою і ємністю під час роботи залишається тонкий прошарок повітря.

¹ Малі побутові, офісні та барні льодогенератори також належать до виробів епізодичної дії.

Усю різноманітність конструкцій охолоджувачів можна звести до двох типів: з бічним і з нижнім розміщенням агрегату. Крім термоелектричного модуля до складу агрегату входить радіатор гарячої² сторони модуля й вентилятор, призначений для обдування гарячого радіатора. Кількість елементів керування й автоматики також зведено до мінімуму: перемикач режиму роботи зі світлодіодним індикатором плюс (у деяких моделях) температурне реле захисту гарячої сторони модуля від перегріву. Холодна сторона модуля через металевий теплоперехід практично безпосередньо контактує з ємністю.



Рис. 2. Типова конструкція автомобільного охолоджувача-підігрівника напоїв у банках з бічним розміщенням агрегату.

Побутовий (або столовий) варіант охолоджувача (рис. 3) відрізняється від автомобільного наявністю перетворювача змінного струму в постійний AC/DC. Його наявність практично не справляє впливу на динамічні характеристики охолоджувача.



Рис. 3. Побутові термоелектричні охолоджувачі-підігрівники напоїв з нижнім розміщенням агрегату.

Лише деякі виробники вказують у технічних характеристиках своїх виробів швидкість

² За реверсивної роботи пристрою поняття «холодна» та «гаряча» сторона модуля мають умовний характер. З метою спрощення опису ці назви прийнято для режиму охолодження напою.

або час охолодження, причому, як правило, без уточнення, у яких умовах цю швидкість виміряно. Наприклад, з інформації, що швидкість охолодження напою у банці ємністю 0.33 л становить $0.3^{\circ}\text{C}/\text{min}$, не зрозуміло, у якому інтервалі температур виміряно цю швидкість, за якої навколишньої температури, за якої напруги живлення і т.д. Верифікація характеристик деяких охолоджувачів, яку було проведено на нашій кафедрі ще в 2002 році, показала принципову відповідність вимірюваних та декларованих характеристик і дозволила уточнити для споживача, яким саме умовам експлуатації відповідають ці характеристики.

Відтоді не відбулося яких-небудь революційних змін в енергетичній ефективності термоелектричних модулів, що визначило «заморожування» (стабілізацію) показника швидкості охолодження напоїв у термоелектричних охолоджувачах. Але це ніяк не відповідає очікуванням споживача. Саме тому німецька фірма «Do-Tech GmbH», наважилася почати серійний випуск банок для пива із вбудованим змійовиком, заповненим вуглекислим газом під тиском. При відкритті банки порушується герметичність також і внутрішнього об'єму змійовика. У результаті газ, виходячи через малий отвір, дроселюється, охолоджуючи вміст банки протягом декількох секунд [7].



Рис. 4. Швидкодіючий охолоджувач німецької фірми Do-Tech GmbH [8].

Чим же відповідають виробники аналогічних термоелектричних виробів? Як не дивно, уповільненням швидкості охолодження. Деякі «горе-конструктори», женучись за здешевленням своїх виробів, приносять у жертву їх швидкодію й пропонують дуже дивні інноваційні рішення. Ось лише деякі з них.

Важко зрозуміти, чим керувалися автори охолоджувача, показаного на мал. 5, зменшуючи більш ніж у два рази й так невелику поверхню контакту банки з ємністю охолоджувача, а точніше тим, що від неї залишилося. Крім збільшення часу охолодження, пристрій має ряд експлуатаційних недоліків: труднощі із забезпеченням теплового контакту банки з охолоджувачем, із кріпленням пристрою в автомобілі, з орієнтацією в просторі і т.д.

Ще далі пішли автори й виробники охолоджувачів-підігрівників, що живляться від комп'ютера через порт USB (рис. 6). У цих виробках поверхня контакту обмежена до металевої підставки діаметром 66-70 мм. Враховуючи, що дно металевої банки ввігнуте й значно знижену холодопродуктивність модуля, можна й без експериментальної перевірки зробити висновок, що швидкість охолодження не перевищує $0.1^{\circ}\text{C}/\text{хв}$, що в 5-6 разів повільніше, ніж в охолоджувачах з живленням 12...14 В та ізольованою ємністю. Зменшення холодопродуктивності модуля пов'язане з обмеженням потужності порту USB: сила струму не може перевищувати 0.5 А.

Сучасний серійний термоелектричний модуль розрахований на струм живлення від 2 до 4 А. Можна спроектувати й виготовити досить потужний (близько 50 Вт максимальної холодопродуктивності) слабострумний охолоджувальний модуль, але це пов'язано з мініатюризацією модуля, що у свою чергу веде до ускладнення технології й більш, ніж 10-кратного зростання ціни модуля. У цих умовах охолоджувачі з такими модулями стають неконкурентоспроможними.



Рис. 5. Автомобільний термоелектричний охолоджувач напоїв виробництва АСТ, Красноярськ, Росія.



Рис. 6. Охолоджувач-підігрівник, що живиться від комп'ютера через порт USB.

Щоб підвищити інтерес потенційних покупців до своїх виробів, деякі виробники використовують прийоми, які ніяк не можна віднести до категорії „fair play”. Наприклад, виготовлювач автомобільного охолоджувача „Smart Holder Hot” (мал. 3, у центрі) декларує, що цей виріб «забезпечує охолодження банки або пляшки (!) до температури -6°C протягом 10 хвилин, а підігрів до температури $+60^{\circ}\text{C}$ – протягом 5 хвилин» [9]. Продавці цього товару з інтернет-магазину www.sititek.ru змушені пояснювати клієнтам, що «згадані температури досягаються за цей час на стінці ємності, а сам напій проохолоджується трохи повільніше». Це «трохи повільніше» означає на практиці від 40 до 70 хвилин. Лукавство чи «свята простота»? Неможливо стриматися від того, щоб не скомпрометувати по суті цей «шедевр технічної думки». Отже:

1) більшість напоїв, у тому числі й слабоалкогольних, не можна проохолоджувати до температури -6°C , тому що вони замерзнуть;

2) час охолодження до бажаної температури банки й пляшки однакової ємності з тим же самим напоем буде різним;

3) щоб надати споживачеві повну й правдиву інформацію, що стосується динамічних характеристик пристрою, виготовлювач повинен вказати: інтервал температур охолодження й підігріву напою, наприклад від 25 °С до 10 °С, температуру навколишнього середовища, час охолодження або середню швидкість охолодження у вищезгаданому інтервалі, масу й тип охолоджуваного напою й тип його впакування. Аналогічні дані необхідно вказати для режиму підігріву.

4) Якщо згадана в п. 3 температура напою не є середньою по його об'єму, слід вказати точне місце вимірювання цієї температури.

На жаль, це не єдиний приклад спроби введення в оману користувачів охолоджувачів-підігрівників [10].

Тільки невелика частина виробників охолоджувачів звертає увагу користувачів на можливість охолодження напоїв у пластикових і скляних пляшках. Одна з них – це відома на ринку транспортних холодильників фірма WAECO (рис. 7). Причина такої ситуації полягає не в тому, що розміри ємності охолоджувача не відповідають зовнішньому діаметру пляшки, а в тому, що час охолодження тієї ж маси напою, але в пляшці виявляється приблизно в 2 рази більшим. Тому виробники не зацікавлені в розкритті такої невігідної для них інформації.



Рис. 7. Термоелектричний охолоджувач-підігрівник напоїв WAECO Myfridge, модель MF-1F-12/24.

В електричних побутових підігрівниках дитячого живлення внутрішній діаметр ємності в середньому на 5...8 мм більше, ніж діаметр пляшки. У них вміст пляшки підігривається в «водяній бані», що не лише прискорює процес у порівнянні з «сухим» підігрівом, але й дозволяє довше зберігати напій у підігрітому стані й забезпечити більш рівномірне його нагрівання по висоті пляшки.

Цей прийом з розміщенням води в ємності в охолоджувачах не використовується, незважаючи на те, що цей очевидне і не дуже складне рішення дозволяє поліпшити динамічні характеристики пристрою. Однак використання води в ємності вимагає розробки відповідних інноваційних технічних рішень, у тому числі таких, які забезпечують герметизацію заповненого водою кільцевого проміжку. Відсутність таких рішень пояснює й відсутність відомостей про експериментальні дослідження впливу наявності води (або іншої рідини) у

ємності охолоджувача під час охолодження напою. Дані представлені в наступних розділах статті покликані хоча б частково заповнити цю прогалину.

Об'єкт дослідження

Порівняльні випробування охолоджувачів були проведені на кафедрі кондиціонування й холодильного транспорту Західнопоморського технологічного університету в Щецині в період з квітня по травень 2018 року. У якості об'єкта дослідження використано два однакові охолоджувачі *Car mini-cooler* ФМ 201.001 виробництва Київської НВФ «Модуль», що мають типову для цього класу виробів конструкцію. У цьому охолоджувачі використано один модуль типу МТ1.42-1.12-12 з бічним його розташуванням відносно ємності для напою (рис. 5). Ємність у вигляді циліндричної склянки із внутрішнім діаметром 67 мм виконано з алюмінієвого сплаву, а знімне дно – з металу. Глибина склянки становить 70 мм, що дозволяє без утруднень вкласти й вийняти металеву банку з напоєм ємністю 0.33 л, не вдаючись до перекидання охолоджувача.

У першій серії експериментів проохолоджувалися металеві банки 0.33 л, заповнені відстояною водою, а в другій серії – пластикові пляшки з морквяно-фруктовим соком ємністю 0.3 л. Одночасно випробовувалися два охолоджувачі з однаковими напоями, які відрізнялися тільки способом теплового контакту: у першому випадку використаний так званий «сухий» контакт (рис. 8, ліворуч), у другому – «мокрый». Ємність другого охолоджувача було герметизовано силіконом і заповнено відстояною водою так, щоб її рівень у щільному проміжку між банкою (пляшкою) і ємністю був на 1 мм нижче торця ємності.

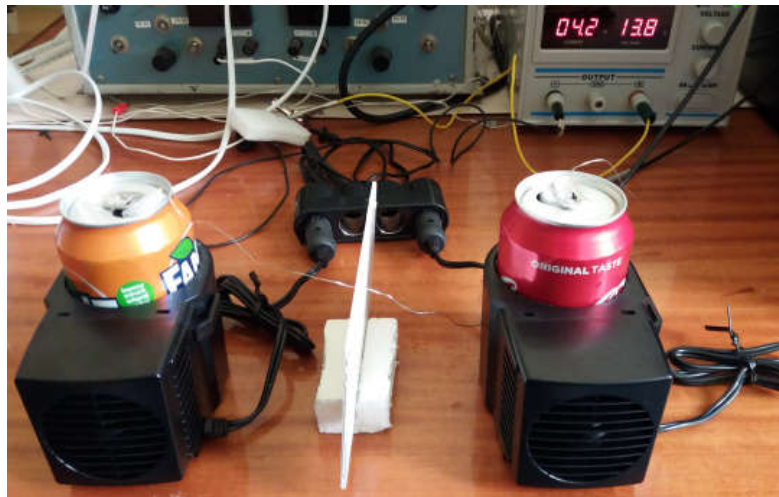


Рис. 8. Фрагмент схеми порівняльних випробувань охолоджувачів напоїв *Car mini-cooler* ФМ 201.001.

Два випробовувані охолоджувачі відрізнялися способом організації теплового контакту між об'єктом охолодження і ємністю. У першому охолоджувачі (на рис. 8 ліворуч) контакт банки діаметром 66 мм із ємністю відбувався через тонкий повітряний зазор, а в другому – через шар залитої в ємність рідини. У випадку охолодження банки в ємність було залито 15.0 г води, у випадку пляшки – 62.2 г.³

Метою експериментів було визначення впливу умов теплообміну між банкою (пляшкою) і ємністю на динамічні характеристики охолоджувача, а саме швидкості й часу охолодження в

³ Зовнішній діаметр пластикової пляшки в області робочої зони становив близько 56 мм.

різних умовах експлуатації. Додатковою метою була верифікація технічних характеристик обладнання, що подається виробником в інструкції для експлуатації.

Умови проведення експерименту та опис випробувального стенду

Температура в приміщенні лабораторії стабілізувалася на рівні 25 ± 0.3 °C за допомогою побутового кондиціонера типу *split*. Усі початкові температури були рівні між собою й дорівнювали температурі в приміщенні.

Спрощену схему стенду показана на рис. 9. Охолоджувачі були включені паралельно й живились від лабораторного джерела D3010 через автомобільний подовжувач з роздільником (рис. 8). Вимірювання температур здійснювався термопарами типу *J*, підключеними до 8-канального вимірювача AR206. Маса напоїв, пляшок і води вимірялась на лабораторних терезах Radwag WPS 510/C/1 із ціною поділки 1мг.

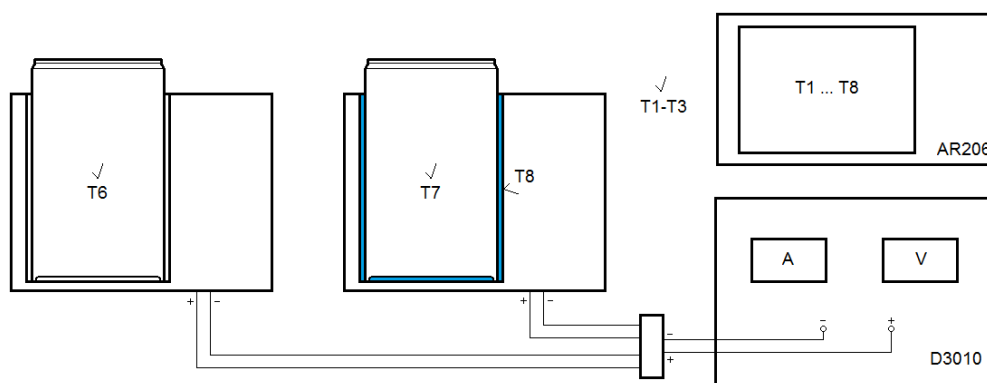


Рис. 9. Спрощена схема експериментального стенду;
T 1-T9 місця встановлення датчиків температури.

Перед початком випробувань кожен охолоджувач підключався до джерела живлення окремо, і фіксувалися струм, який протікає через нього та споживана потужність. Величини струмів, виміряні приладом з ціною поділки 0.01 А в однакові відрізки часу від моменту включення охолоджувачів, відрізнялися не більше ніж на 0.02 А. Це означає, що різниця внутрішнього омичного опору охолоджувачів була мінімальною і її впливом на результат порівняльних випробувань можна знехтувати.

Під час випробувань кожні 5 хв. від моменту включення охолоджувачів до стабілізації температури напоїв⁴ контролювалися наступні параметри:

- температури напоїв у геометричному центрі банки (пляшки);
- температура повітря в приміщенні в трьох точках з наступним усередненням зафіксованих значень, причому усі три датчики температури перебували на рівні верхнього краю ємності охолоджувачів на відстані 10...30 см від них (рис. 9);
- температура води в проміжку між пляшкою і ємністю з періодичним контролем її зміни за висотою ємності;
- струм і напруга живлення двох охолоджувачів.

Випробування охолоджувачів проводилися при двох значеннях напруги їх живлення:

⁴ Згідно [1], під стабілізацією температури розумієм такий стан, за якого протягом 30 хвилин температура напою не змінюється більше, ніж на 0.1 °C

12.0 В – відповідає живленню від акумулятора автомобіля під час його стоянки,

13.8 В – відповідає живленню від бортової мережі (генератора), при включеному двигуні автомобіля.

Результати випробувань і їх обговорення

Результати випробувань у вигляді залежності зміни температури в часі представлено на малюнках рис. 10 і 11, а співставлення дійсних і задекларованих виробником технічних характеристик міститься в табл. 1.

Таблиця 1

Порівняння технічних характеристик охолоджувача Car mini-cooler ФМ 201.001 заявлених виготовлювачем в Інструкції з експлуатації та виміряних у результаті лабораторних випробувань

Характеристики	Заявлені	Обмірювані	
		12	13.8
Напруга живлення, V	12	12	13.8
Струм, А	2.3	2.35 (стартовий період) 1.8 (середня величина в період охолодження)	5.1 (стартовий період) 4.2 (середня величина в період охолодження)
Максимальне зниження температури напою відносно навколишньої температури, °C	15	17	19
Середня швидкість охолодження, °C/хв	0.5	0.30	0.39
		(перші 15 хв. роботи)	(перші 15 хв. роботи)
		0.28	0.36
		(перші 30 хв. роботи)	(перші 30 хв. роботи)
		0.22	0.26
		(перші 60 хв. роботи)	(перші 60 хв. роботи)
Об'єм напою, мл	330	330,2	332.0

Представлені в табл. 1 дані стосуються охолодження банок з водою об'ємом 0.33 л, як показано на мал. 8. Вплив виду напою на час його охолодження виявляється через різницю в питомій масовій теплоємності c . Відомо, що найбільшою теплоємністю серед усіх відомих на Землі рідин володіє вода, а отже, час охолодження одиниці маси води буде найбільшим. Для чистої води $c_w = 4.19$ кДж/(кг·К) за температури 20 °C⁵. Безалкогольні напої, такі як Кола, Фанта й т.п., мають близькі до води значення c , що лежать у границях 4.13...4.16 кДж/кгК. Це означає, що розрахункове скорочення часу охолодження цих напоїв у порівнянні з водою не перевищує 1% і в інженерних розрахунках та експериментах може не враховуватися. Для натуральних соків і слабоалкогольних напоїв (табл. 2) величина c уже стає меншою за 4.0 кДж/кгК, а, отже, скорочення часу охолодження може становити 5-7%. Але слід пам'ятати,

⁵ Саме цю температуру прийнято в якості температури порівняння, оскільки вона є середньою у типовому процесі охолодження напою от 25...27 °C до 10...15 °C.

що для соків згадане скорочення не буде пропорційно зменшенню теплоємності; воно буде менше, тому що деякі соки, такі як томатний, персиковий, сливовий, легше води.

При збільшенні змісту спирту в напої c зменшується. При змісті спирту понад 7 % вплив питомої теплоємності слід урахувувати. Методику розрахунків часу охолодження напою в термоелектричному охолоджувачі буде представлено у другій частині статті.

Таблиця 2

Питома масова теплоємність c [кДж/кгК] деяких напоїв при температурі 20°C
(джерело: інформація виробників, дистриб'ютерів, інформація з довідників і інших загальнодоступних даних з інтернет-сторінок)

Вода	4.19	Томатний сік	3.98
Пиво	3.85...3.94*	Яблучний сік	3.85
Молоко	3.77...3.94**	Апельсиновий сік	3.73...3.89***
Горілка (40°)	3.96	Малиновий сік	3.89
Сухе вино	3.75	Полуничний сік	3.94
Кріплене вино	3,69	Вишневий сік	3.85
Коктейль слабоалкогольний	4.04...4.10*	Виноградний сік	2.80...3.69***
Коньячний спирт	2.42	Ананасовий сік	3.77

* - залежно від вмісту алкоголю

** - залежно від жирності й вмісту сухих речовин

*** - залежно від вмісту сухих речовин

Аналіз даних з табл. 1 показує, що струм живлення та максимальний рівень зниження температури напою виробник подає для напруги живлення 12 В постійного струму. Реальні характеристики виявилися краще, ніж декларовані. Інакше виглядає ситуація з темпом охолодження. Декларовану швидкість охолодження 0.5°C/хв не вдалося одержати в жодному із проведених експериментів. Швидше всього напій проохолоджувався в часовому інтервалі між 5-ю та 10-ю хвилинами після включення зі швидкостями, які відповідно дорівнювали 0,36°C/хв при $U = 12\text{В}$ і 0.46 °C/хв при $U = 13.8\text{В}$. Додаткові випробування, проведені за стартової температури напою й навколишнього повітря 27 °C⁶, не виявили істотних відмінностей у темпі охолодження в порівнянні з випробуваннями при температурі 25 °C.

У ході випробувань зафіксовано істотну різницю температурних і динамічних характеристик охолоджувача залежно від напруги живлення. При напрузі 13.8 В у порівнянні з напругою 12 В глибина охолодження збільшується на 2 градуса, а середня швидкість охолодження на 22...25 %.

Значно гірші результати були отримані у випадку охолодження соку в пляшці. Це стосується як глибини охолодження, яка склала тільки 7 °C, так і швидкості охолодження – у середньому 0.1 °C/хв. Головна причина цього погіршення динамічних характеристик – збільшений повітряний проміжок між ємністю й пляшкою. Даний результат є додатковим свідченням на користь використання «мокрого» контакту.

⁶ На пакувальній коробці охолоджувача зображено графік, який показує динаміку зниження температури напою від температури 27 °C.

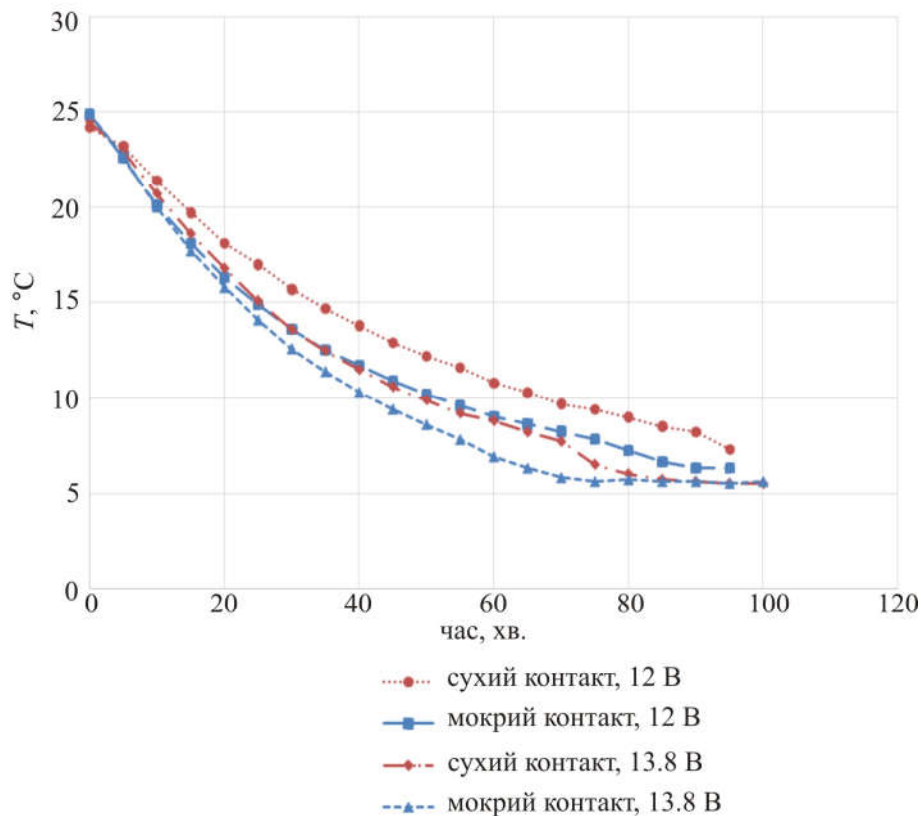


Рис. 10. Порівняння швидкості охолодження банок з водою 0.33 л у присутності води в зазорі («мокрый» контакт) і без води («сухий» контакт) у ємності охолоджувача Car mini-cooler ФМ 201.001 для двох напруг його живлення.

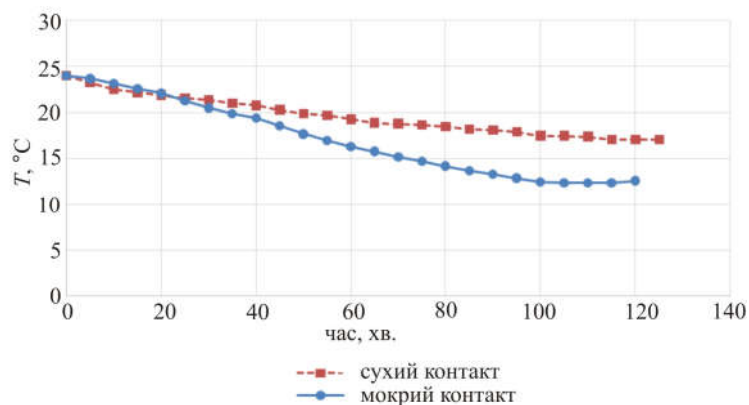


Рис. 11. Порівняння швидкості охолодження пляшок із соком 0.3 л у присутності води в зазорі («мокрый» контакт) і без води («сухий» контакт) у ємності охолоджувача Car mini-cooler ФМ 201.001.

Аналіз графіків, представлених на рис. 10 і 11, показує істотне поліпшення динамічних характеристик охолоджувача незалежно від типу напою і його впакування. Приміром, охолодження напою на $10\text{ }^\circ\text{C}$ нижче початкової температури, яка, як правило, дорівнює навколишній температурі, при наявності води в зазорі ємність-банку відбувається протягом 25 хвилин, а без води – протягом 34 хвилин. Це на 26.5 % швидше. Представлені цифри

стосуються охолодження алюмінієвої банки 0.33 л при напрузі живлення 12 В. Аналогічно для напруги живлення 13,8 В ці ж показники виглядають так: 22.5 хв., 27 хвилин, прискорення – 16.7 %.

У випадку охолодження пляшки із соком перевага «мокрого» контакту починає виявлятися через 20 хвилин після включення (рис. 11). Це пов'язане з відносно великою масою води, залитої в ємність. Протягом перших 15 хвилин частина холодопродуктивності модуля витрачається на охолодження цієї додаткової маси води. Зате протягом 95 хв. вдається знизити температуру напою до 12,9 °С, що на 5 градусів нижче, ніж для варіанта з «сухим» контактом.

Висновки

1. Виготовлювачі сучасних автомобільних і побутових охолоджувачів-підігрівників напоїв не використовують просте й ефективне приймання збільшення швидкодії цих пристроїв, а саме т.зв. «мокрый» контакт банки або пляшки з ємністю охолоджувача.
2. Проведені автором експериментальні дослідження дозволили кількісно оцінити позитивний ефект від застосування згаданого рішення. Швидкість охолодження обраного для експериментів обладнання в присутності води виросла на 16...26 %.
3. Очікується, що в спеціально спроектованому охолоджувачі з «мокрим» контактом вдасться одержати ще кращі результати, збільшуючи швидкодію на 30...35 %.
4. Роботи зі створення такого охолоджувача проводяться на кафедрі кондиціонування й холодильного транспорту Західнопоморського технологічного університету в Щецині. Результати лабораторних випробувань зразка охолоджувача будуть пізніше опубліковані.

Література

1. Filin S., Owsicki A.: *Zasady projektowania i eksploatacji chłodziarek termoelektrycznych*. ZAPOL, Szczecin, 2010 – 168 s.
2. Filin S., Jasińska B.: *Efektywność energetyczna transportowych chłodziarek termoelektrycznych. Energetycznie efektywne rozwiązania urządzeń chłodniczych, klimatyzacyjnych i pomp ciepła*. XLV Dni Chłodnictwa. Poznań. 13-14.11.2013, p. 63-74.
3. Filin S.O.: *Comparative analysis of energy characteristics of contemporary thermoelectric refrigerators*. *Journal of Thermoelectricity*. 2017, n.6, p.83-91.
4. Sergiy Filin: *Technika i technologia produkcji lodu spożywczego*. Masta, Gdańsk, 2006.
5. Л.Анатьчук, С.Філін, Е.Данько. *Cool before drinking*. *Офіс*, 1998, № 5, с. 39-40.
6. Sergiy Filin: *Współczesne transportowe chłodziarki do napojów*. *Technika Chłodnicza i Klimatyzacyjna*, 2002, n. 2, p. 60-62 .
7. жестяная банка, Що самоохлаждающаяся, <http://forum.beermir.com/viewtopic.php?t=1808&postdays=0&postorder=asc&start=25>
8. http://mirbeer.blogspot.com/2014/02/blog-post_24.html
9. http://personal-security.ru/lichnaja-bezopasnost/avto-i-velo-aksessuary-dlja-bezopasnostiikomforta?product_id=7392
10. Автомобільні охолоджувачі напоїв: не лід! <https://www.zr.ru/content/articles/679099-avtomobilnye-oxladiteli-napitkov-ne-ajs/> 04.08.2014

Надійшла до редакції 28.02.2018

Филин С.О. доктор техн. наук

Западнопоморский технологический университет в Щецине
аллея Пиастов 17, Щецин, 70-310, Польша
e-mail: Sergiy.Filin@zut.edu.pl

ВЛИЯНИЕ ТЕПЛООВОГО КОНТАКТА ПОВЕРХНОСТИ ОХЛАЖДЕНИЯ С ОБЪЕКТОМ НА БЫСТРОДЕЙСТВИЕ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ОХЛАДИТЕЛЕЙ НАПИТКОВ

В статье рассматриваются конструктивные и эксплуатационные характеристики современных термоэлектрических охладителей и подогревателей напитков, в частности динамические характеристики. Приведены результаты сравнительных испытаний, показывающие влияние условий теплообмена между банкой (бутылкой) и контейнером охладителя на скорость охлаждения напитка. Заполнение щели между бутылкой с напитком и ёмкостью охладителя позволяет существенно повысить быстродействие охладителя. Например, время охлаждения напитка от 25°C до 10°C в испытуемом охладителе снизилось с 67 до 50 минут. Библиография, рис. 11, табл. 2.

Ключевые слова: охладитель/подогреватель напитков, темп охлаждения, условия теплообмена, экспериментальные исследования

S.O. Filin Doctor of Tech. science

West Pomeranian University of Technology, Szczecin
17, al. Piastow, Szczecin, 70-310, Poland
e-mail: Sergiy.Filin@zut.edu.pl

THE INFLUENCE OF THERMAL CONTACT BETWEEN COOLING SURFACE AND OBJECT ON THE SPEED OF THERMOELECTRIC BEVERAGE COOLERS

This article describes the design and operational features of modern thermoelectric beverage coolers and heaters, in particular, their dynamic characteristics. The results of comparative tests show the influence of the heat exchange conditions between the can (bottle) and the cooler container on the beverage cooling rate. Filling the gap between the beverage bottle and the cooler container allows significant improvement of the high-speed performance of the cooler. For example, the time of beverage cooling from 25°C to 10°C in the cooler under test has decreased from 67 to 50 minutes. Bibliography, Fig. 11, table. 2.

Key words: beverage cooler/heater, cooling rate, heat exchange conditions, experimental tests

References

1. Filin S., Owsicki A. (2010). *Zasady projektowania i eksploatacji chłodziarek termoelektrycznych*. ZAPOL: Szczecin.

2. Filin S., Jasińska B. (2013). Efektywność energetyczna transportowych chłodziarek termoelektrycznych. Energetycznie efektywne rozwiązania urządzeń chłodniczych, klimatyzacyjnych i pomp ciepła. *XLV Dni Chłodnictwa (Poznań. 13-14.11.2013)*, p. 63-74.
3. Filin S.O. (2017). Comparative analysis of energy characteristics of contemporary thermoelectric refrigerators. *J. Thermoelectricity*, 6, 83-91.
4. Sergiy Filin. (2006). *Technika i technologia produkcji lodu spożywczego*. Masta: Gdańsk.
5. Anatyshuk L., Filin S., Danko E. (1998). Cool before drinking. *Office*, 5, 39-40.
6. Sergiy Filin. (2002). Współczesne transportowe chłodziarki do napojów. *Technika Chłodnicza i Klimatyzacyjna* 2, 60-62 .
7. Self-cooled can for beer. Retrieved from: <http://forum.beermir.com/viewtopic.php?t=1808&postdays=0&postorder=asc&start=25>
8. Retrieved from: http://mirbeer.blogspot.com/2014/02/blog-post_24.html
9. Retrieved from: http://personal-security.ru/lichnaja-bezopasnost/avto-i-velo-aksessuary-dlja-bezopasnostiikomforta?product_id=7392
10. Automobile coolers for beverages: no ice! Retrieved from: <https://www.zr.ru/content/articles/679099-avtomobilnye-oxladiteli-napitkov-ne-ajs/> 04.08.2014

Submitted 28.02.2018

Зайков В.П. канд. техн. наук.¹,
Мещеряков В.І. доктор техн. наук.²,
Гнатовська А.А.²
Журавльов Ю.І. канд. техн. наук³

¹Науково-дослідний інститут ШТОРМ,
вул. Терешкової, 27, Одеса, Україна;
e-mail: grand@i.ua;

²Одеський державний екологічний університет,
вул. Львівська, 15, Україна; *e-mail: grand@ua.fm;*

³Національний університет «Одеська морська академія»,
вул. Дідріхсона, 8, Україна; *e-mail: zhuravlov.y@ua.ru.*

ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ ДИНАМІКИ ФУНКЦІОНУВАННЯ ОДНОКАСКАДНОГО ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГО ОХОЛОДЖУВАЛЬНОГО ПРИСТРОЮ З РІЗНОЮ ГЕОМЕТРІЄЮ ГІЛОК ТЕРМОЕЛЕМЕНТІВ

Проведено порівняльний аналіз динаміки функціонування однокаскадного термоелектричного охолоджувального пристрою при варіації геометрії гілок термоелементів з урахуванням впливу конструктивних і технологічних елементів для різних характерних струмових режимів роботи, перепадів температури й теплового навантаження. Показане, що з ростом відношення висоти до площі перерізу гілки термоелемента зменшується час виходу на стаціонарний режим роботи та величина робочого струму, збільшується падіння напруги за сталого енергоспоживання для різних режимів роботи. Зі зростанням перепаду температури збільшується час виходу на стаціонарний режим роботи для різних режимів роботи. Бібл. 12, рис. 13, Табл. 2.

Ключові слова: термоелектричний охолоджувач, геометрія гілок термоелементів, показники надійності, час виходу на режим, перепад температур.

Вступ

Термоелектричні охолоджувачі належать до найбільш швидкодіючих пристроїв забезпечення теплових режимів радіоелектронної апаратури, що пов'язано, у першу чергу, з принципом генерації тепла й холоду [1], малими габаритами й масою [2]. Найважливішим показником термоелектричних охолоджувачів є експлуатаційна надійність, яка визначається інтенсивністю відмов і ймовірністю безвідмовної роботи [3], і перевищує показники компресійних охолоджувачів у силу відсутності рухомих компонентів [4]. Разом з тим, постійно зростаючі вимоги до експлуатаційних показників теплонавантажених елементів призводять до необхідності пошуку шляхів підвищення показників надійності при впливі негативних кліматичних [5] і механічних [6] факторів, теплового навантаження [7]. Підвищення вимог щодо швидкодії, пов'язане з ростом температурних градієнтів [8] та показників

надійності й не отримало належної уваги при проектуванні термоелектричних охолоджувачів. Аналіз одного з аспектів цієї проблеми, пов'язаний із впливом геометрії гілок термоелементів на динаміку та показники надійності однокаскадних термоелектричних охолоджувачів є актуальним завданням. Практична значимість такого підходу обумовлена й тим фактом, що при цьому не потрібна зміна технології виготовлення модулів, яка також впливає на показники надійності [9].

Метою роботи є аналіз динамічних характеристик і показників надійності однокаскадного термоелектричного охолоджувача в діапазоні уніфікованої геометрії гілок термоелементів у різних струмових режимах роботи від мінімуму інтенсивності відмов до максимальної холодопродуктивності.

Модель зв'язку часу виходу термоелектричного охолоджувача на стаціонарний режим з конструктивними параметрами й енергетичними показниками.

У працях [10, 11], розглянуто вплив струмових режимів роботи на основні параметри, показники надійності й динаміку функціонування термоелектричного пристрою (ТЕП) з урахуванням конструктивних і технологічних елементів (КТЕ) у діапазоні перепадів температури від $\Delta T = 5$ К до $\Delta T = 60$ К за теплового навантаження від $Q_0 = 0.5$ Вт до $Q_0 = 20$ Вт при заданому відношенні $l/s = 10$. У той же час становить інтерес оцінити вплив на динаміку й показники надійності уніфікованого діапазону зміни геометрії галузей термоелементів від $l/s = 4.5$ до $l/s = 40$ (відношень висоти термоелемента l до площі його поперечного перерізу s). При цьому слід врахувати вплив конструктивно-технологічних елементів для різних перепадів температури й теплового навантаження за різних струмових режимів роботи.

Для цієї мети скористаємося раніше отриманими співвідношеннями [12]. Вираз для визначення часу виходу на стаціонарний режим роботи τ залежно від струмового режиму роботи можна записати у вигляді:

$$\tau = \frac{\sum_i M_i C_i}{K_k \left(1 + 2B_K \Delta T_{\max} / T_0\right)} \cdot \ln \frac{\gamma \cdot B_H (2 - B_H)}{2B_K - B_K^2 - \theta} \quad (1)$$

$$\text{де } \gamma = \frac{I_{\max H}^2 \cdot R_H}{I_{\max K}^2 \cdot R_K},$$

$\sum_i M_i C_i$ – сума добутків теплоємності на масу складових КТЕ за заданої геометрії гілок термоелементів, Дж/К;

$I_{\max H}, R_H$ – відповідно, максимальний робочий струм (А), і електричний опір (Ом) гілки термоелемента на початку процесу охолодження $\tau_H = 0$;

$I_{\max K}, R_K$ – відповідно, максимальний робочий струм (А), і електричний опір (Ом) гілки термоелемента наприкінці процесу охолодження τ_K ;

$B_H = \frac{I}{I_{\max H}}$ – відносний робочий струм при $\tau_H = 0$;

$B_K = \frac{I}{I_{\max K}}$ – відносний робочий струм при τ_K ;

$$I_{\max_H} = \frac{\bar{e}_H T}{R_H} - \text{максимальний робочий струм при } \tau_H = 0;$$

$$I_{\max_K} = \frac{\bar{e}_K T_0}{R_K} - \text{максимальний робочий струм при } \tau_K.$$

При рівності струмів на початку й наприкінці процесу охолодження:

$$I = B_H I_{\max_H} = B_K I_{\max_K}$$

\bar{e}_H, \bar{e}_K – усереднений коефіцієнт термоЕРС гілки термоелемента на початку й наприкінці процесу охолодження;

T_0 – температура теплополинаючого спаю наприкінці процесу охолодження (К), при τ_K ;

T – температура теплополинаючого спаю на початку процесу охолодження (К), при $\tau_H = 0$;

$$\theta = \frac{\Delta T}{\Delta T_{\max}} - \text{відносний перепад температур};$$

$\Delta T = T - T_0$ – робочий перепад температур ТЕП (К);

$\Delta T_{\max} = 0.5\bar{z} \cdot T_0^2$ – максимальний перепад температури (К);

\bar{z} – усереднене значення ефективності термоелектричного матеріалу в модулі (К⁻¹);

$K_K = \bar{\chi}_K / l/S$ – коефіцієнт тепловіддачі, (Вт/К)

$\bar{\chi}_K$ – усереднене значення коефіцієнта теплопровідності (Вт/см·К);

I – величина робочого струму (А).

Кількість термоелементів n можна визначити зі співвідношення:

$$n = \frac{Q_0}{I_{\max_K}^2 \cdot R_K (2B_K - B_K^2 - \theta)}$$

де Q_0 – величина теплового завантаження, (Вт)

Потужність споживання W_K ТЕП можна підрахувати за формулою:

$$W_K = 2nI_{\max_K}^2 R_K B_K (B_K + \Delta T_{\max} \theta / T_0)$$

падіння напруги $U_K = W_K / I$

і охолоджувальний коефіцієнт $E = Q_0 / W_K$.

Інтенсивність відмов λ / λ_0 відповідно до [12], можна визначити за формулою:

$$\lambda / \lambda_0 = n B_K^2 (\theta + C_K) \frac{(B_K + \Delta T_{\max} \theta / T_0)^2}{(1 + \Delta T_{\max} \theta / T_0)^2} \cdot K_{T_i}$$

де $C_K = Q_0 / I_{\max_K}^2 \cdot R_K \cdot n$ – відносне теплове навантаження;

K_{T_i} – значимий коефіцієнт зниження температури.

Результати розрахунків основних параметрів показників надійності й часу виходу на стаціонарний режим роботи для різних l/s і струмових режимів роботи при перепаді

температури $\Delta T = 40 \text{ К}$ й тепловому навантаженню $Q_0 = 1.0 \text{ Вт}$ при $T = 300 \text{ К}$ $T = 300 \text{ К}$; $m_0 c_0 \rightarrow 0$ (відсутність об'єкта охолодження); $\lambda_0 = 3 \cdot 10^{-8} \text{ год}^{-1}$, $t = 10^{-4} \text{ год}$ наведено в табл. 1.

Аналіз результатів розрахунків, наведених у таблиці 1, показав, що з ростом відношення l/s для різних режимів роботи:

– зменшується величина $\sum_i m_i c_i$ КТЕ (рис. 1);

– зменшується час виходу на стаціонарний режим роботи τ (рис. 2) у середньому на 30 – 33%:

від $\tau = 7.8 \text{ год}$ за $l/s = 4.5$ до $\tau = 5.2 \text{ год}$ за $l/s = 40$ для режиму $Q_{0\text{max}}$;

від $\tau = 9.2 \text{ год}$ за $l/s = 4.5$ до $\tau = 6.3 \text{ год}$ за $l/s = 40$ для режиму $(Q_0/I)_{\text{max}}$;

Таблиця 1

Результати розрахунків основних параметрів часу виходу на стаціонарний режим і показників надійності

Режим $Q_{0\text{max}} - \Delta T = 40 \text{ К}; Q_0 = 1.0 \text{ Вт}; \theta = 0.5$												
l/s	n , шт	I , А	W , Вт	U , В	E	τ , год.	B_H	B_K	$\sum_i m_i c_i$	λ/λ_0	$\lambda, 10^{-8} \text{ год}^{-1}$	P
4.5	3.6	11.1		0.36		7.8			451.7	3.15	9.45	0.99906
10	7.8	5.0	4.0	0.91	0.25	6.50	0.93	1.0	175.0	8.0	24.0	0.99760
20	15.8	2.50		1.62		6.0			85.8	12.3	36.9	0.9963
40	32.0	1.25		3.50		5.20			36.1	24.4	73.2	0.9927
Режим $(Q_0/I)_{\text{max}}$												
4.5	4.6	8.0		0.38		9.2			451.7	0.88	2.65	0.99974
10	9.4	3.55	2.80	0.83	0.36	7.85	0.656	0.707	175.0	2.46	7.4	0.99926
20	20.6	1.78		1.70		7.4			85.8	4.0	12.0	0.99880
40	41.6	0.88		3.40		6.30			36.1	7.9	23.7	0.9976
Режим $(Q_0/I^2)_{\text{max}} (B = \theta)$												
l/s	n , шт	I , А	W , Вт	U , В	E	τ , Год.	B_H	B_K	$\sum_i m_i c_i$	λ/λ_0	$\lambda, 10^{-8} \text{ год}^{-1}$	P
4.5	8.4	5.6		0.52		12.9			451.7	0.38	1.13	0.999887
10	15.8	2.51	2.70	1.04	0.37	11.0	0.465	0.50	175.0	1.0	3.0	0.99970
20	36.6	1.26		2.30		10.6			85.8	1.66	5.0	0.99950
40	74.8	0.63		4.7		8.9			36.1	2.82	8.46	0.99915
Режим $\lambda_{\text{min}} (B = \eta\theta)$												
4.5	13.2	4.80		0.74		16.0			451.7	0.30	0.90	0.999909
10	24.0	2.10	3.20	1.40	0.31	14.0	0.395	0.425	175.0	0.71	2.14	0.99979
20	58.6	1.07		3.24		13.3			85.8	1.35	4.0	0.99960
40	119	0.53		6.60		11.2			36.1	2.70	8.10	0.99920

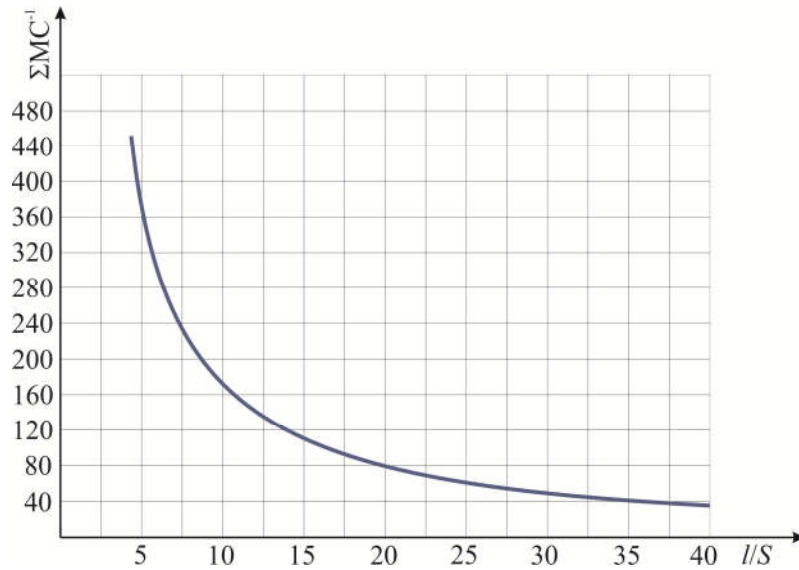


Рис. 1. Залежність величини $\sum_i M_i C_i$ однокаскадного ТЕП від геометрії гілок термоелементів l/s за $T = 300\text{ K}$

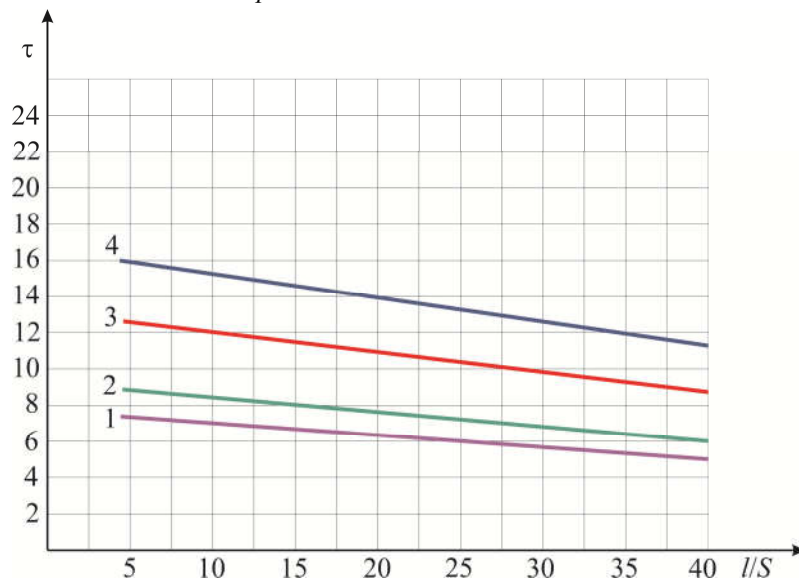


Рис. 2. Залежність часу виходу на стаціонарний режим роботи τ однокаскадного ТЕП від відношення l/s для різних режимів роботи при $T = 300\text{ K}$; $\Delta T = 40\text{ K}$; $Q_0 = 1.0\text{ Вт}$. 1 – режим $Q_{0\text{max}}$ 2 – режим; $(Q_0/I)_{\text{max}}$; 3 – режим $(Q_0^2/I)_{\text{max}}$; 4 – режим λ_{min}

від $\tau = 12.9$ год. При $l/s = 4.5$ до $\tau = 8.9$ год. за $l/s = 40$ для режиму $(Q_0^2/I)_{\text{max}}$;
 від $\tau = 16.0$ год. при $l/s = 4.5$ до $\tau = 11.2$ год. за $l/s = 40$ для режиму λ_{min} .

Мінімальний час виходу на стаціонарний режим роботи τ_{min} забезпечується в режимі $Q_{0\text{max}}$ при $l/s = 40$:

– зменшується величина робочого струму I (рис. 3) для різних режимів роботи (у середньому на 89%);

від $I = 11.1\text{ А}$ при $l/s = 4.5$ до $I = 1.25\text{ А}$ при $l/s = 40$ для режиму $Q_{0\text{max}}$;

від $I = 8.0\text{ А}$ при $l/s = 4.5$ до $I = 0.88\text{ А}$ при $l/s = 40$ для режиму; $(Q_0/I)_{\text{max}}$;

від $I = 5.6\text{ А}$ при $l/s = 4.5$ до $I = 0.63\text{ А}$ при $l/s = 40$ для режиму; $(Q_0^2/I^2)_{\text{max}}$;

від $I = 4.8$ А при $l/s = 4.5$ до $I = 0.53$ А при $l/s = 40$ для режиму λ_{\min} ;
 Мінімальна величина робочого струму I_{\min} забезпечується в режимі λ_{\min} при $l/s = 40$:
 - збільшується кількість термоелементів (рис. 4) для різних режимів роботи (у середньому в 9 раз):

- Від $n = 4$ шт за $l/s = 4.5$ до $n = 32$ шт за $l/s = 40$ для режиму $Q_{0\max}$;
- Від $n = 5$ шт за $l/s = 4.5$ до $n = 41.6$ шт за $l/s = 40$ для режиму $(Q_0/I)_{\max}$;
- Від $n = 9$ шт за $l/s = 4.5$ до $n = 74.8$ шт за $l/s = 40$ для режиму $(Q_0/I^2)_{\max}$;
- Від $n = 13$ шт за $l/s = 119$ до $n = 74.8$ шт за $l/s = 40$ для режиму λ_{\min} .

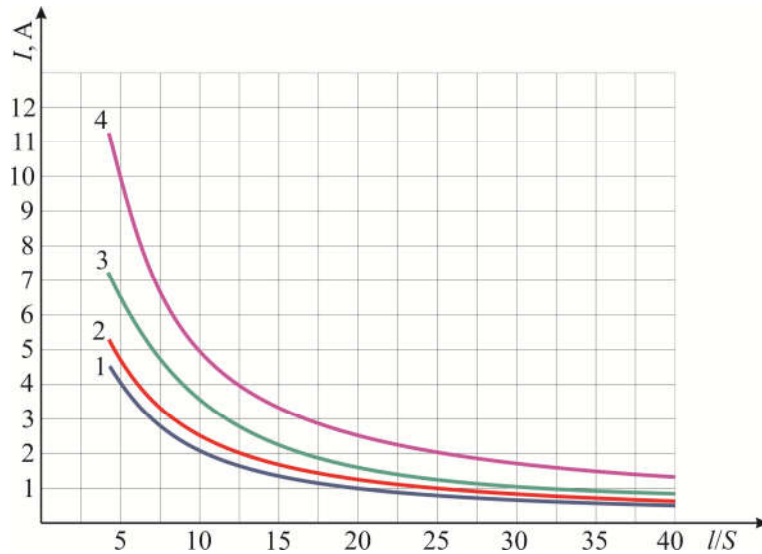


Рис. 3. Залежність робочого струму I від відношення l/s для різних режимів роботи $T = 300$ К; $\Delta T = 300$ К; $Q_0 = 1.0$ Вт. 1 – режим $Q_{0\max}$; 2 – режим; $(Q_0/I)_{\max}$; 3 – режим $(Q_0/I^2)_{\max}$; 4 – режим λ_{\min}

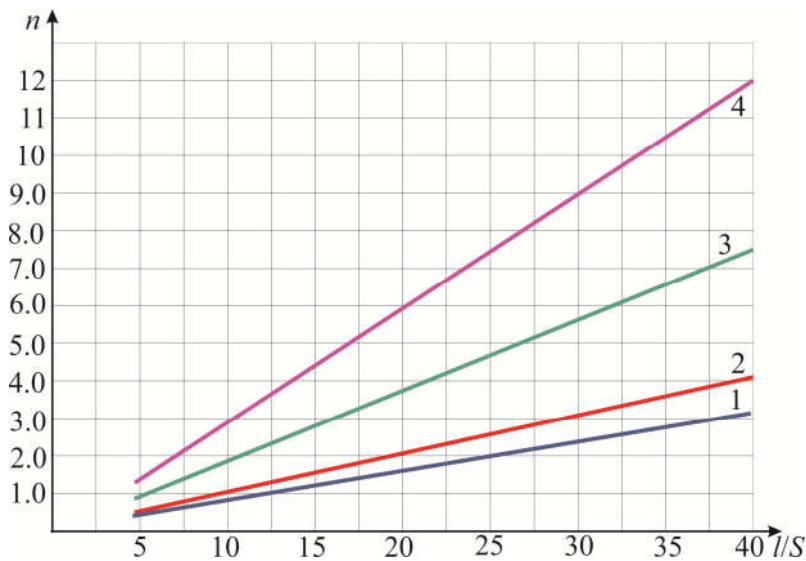


Рис. 4. Залежність кількості термоелементів n за $T = 300$ К; $\Delta T = 40$ К; $Q_0 = 1.0$ Вт від відношення l/s для режимів роботи: 1 – $Q_{0\max}$; 2 – $(Q_0/I)_{\max}$; 3 – $(Q_0/I^2)_{\max}$; 4 – λ_{\min}

Мінімальна кількість термоелементів n_{\min} забезпечується в режимі $Q_{0\max}$:

– охолоджувальний коефіцієнт E залишається сталим для різних режимів роботи й не залежить від геометрії галузей термоелементів:

$E = 0.25$ при $l/s = 4.5; 10; 20; 40$; в режимі $Q_{0\max}$;

$E = 0.36$ при $l/s = 4.5; 10; 20; 40$; в режимі $(Q_0/I)_{\max}$;

$E = 0.37$ при $l/s = 4.5; 10; 20; 40$; в режимі $(Q_0/I^2)_{\max}$;

$E = 0.31$ при $l/s = 4.5; 10; 20; 40$; в режимі λ_{\min} .

Максимальна величина охолоджувального коефіцієнта $E = 0.37$ забезпечується в режимі $(Q_0/I^2)_{\max}$:

– відносний робочий струм B_K і B_H залишається сталим і не залежить від геометрії галузей термоелементів;

– збільшується величина спаду напруги U (рис. 5) у середньому в $9.0 \div 9.7$ рази.

$U = 0.36$ В при $l/s = 4.5$ й $U = 3.5$ В при $l/s = 40$ для режиму $Q_{0\max}$;

$U = 0.38$ В при $l/s = 4.5$ й $U = 3.4$ В при $l/s = 40$ для режиму $(Q_0/I)_{\max}$;

$U = 0.52$ В при $l/s = 4.5$ й $U = 4.7$ В при $l/s = 40$ для режиму $(Q_0/I^2)_{\max}$;

$U = 0.74$ В при $l/s = 4.5$ й $U = 6.6$ В при $l/s = 40$ для режиму λ_{\min} .

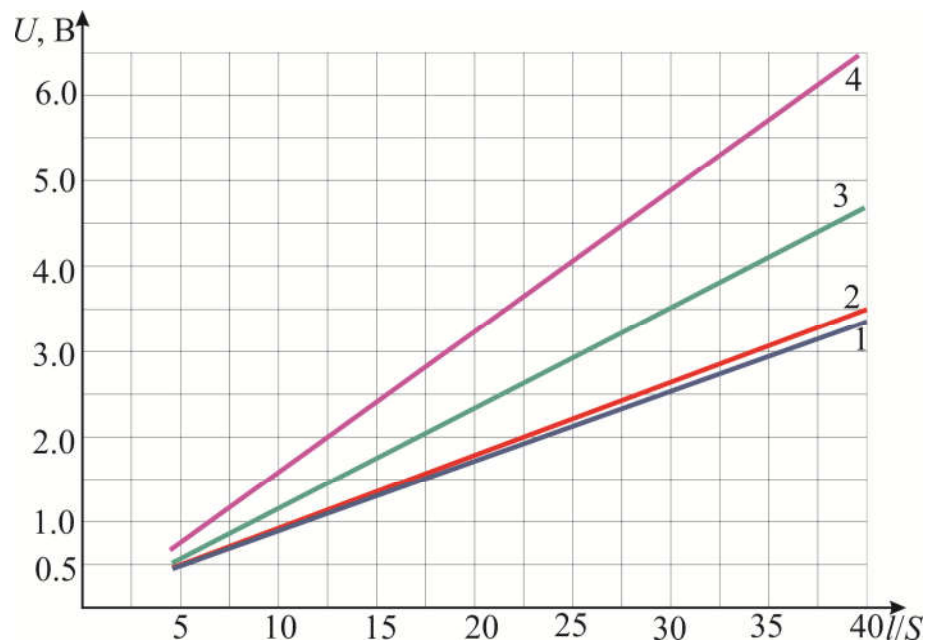


Рис. 5. Залежність падіння напруги U однокаскадного ТЕП від відношення l/s для різних режимів роботи $T = 300$ К; $\Delta T = 40$ К; $Q_0 = 1.0$ Вт від відношення l/s для режимів роботи: 1 – режим $Q_{0\max}$; 2 – режим $(Q_0/I)_{\max}$; 3 – режим $(Q_0/I^2)_{\max}$; 4 – режим λ_{\min}

Максимальне падіння напруги U_{\max} забезпечується в режимі λ_{\min} :

– збільшується інтенсивність відмов λ/λ_0 (рис. 6) у середньому від 7.4 до 9.0 рази:

$\lambda/\lambda_0 = 3.15$ при $l/s = 4.5$ й $\lambda/\lambda_0 = 24.4$ при $l/s = 40$ для режиму $Q_{0\max}$;

$\lambda/\lambda_0 = 0.88$ при $l/s = 4.5$ й $\lambda/\lambda_0 = 7.9$ при $l/s = 40$ для режиму $(Q_0/I)_{\max}$;

$\lambda/\lambda_0 = 0.38$ при $l/s = 4.5$ й $\lambda/\lambda_0 = 2.82$ при $l/s = 40$ для режиму $(Q_0/I^2)_{\max}$;

$\lambda/\lambda_0 = 0.30$ при $l/s = 4.5$ й $\lambda/\lambda_0 = 2.70$ при $l/s = 40$ для режиму λ_{\min} .

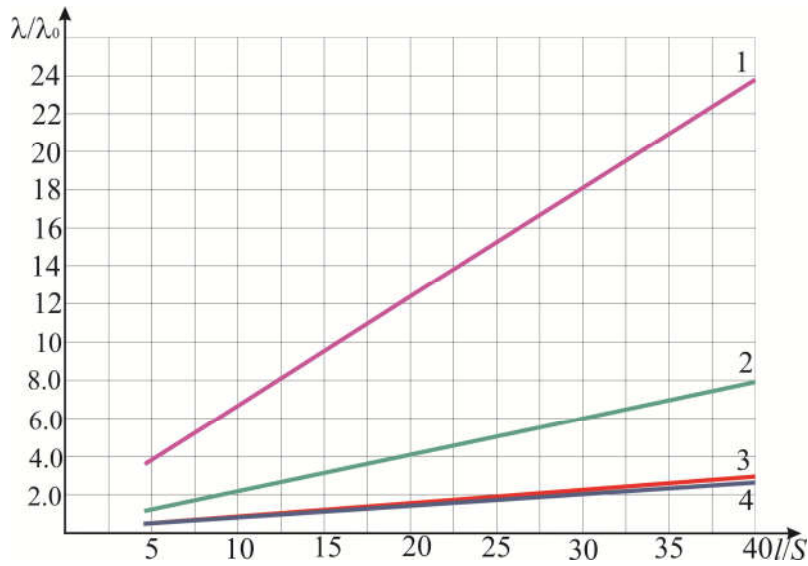


Рис. 6. Залежність інтенсивності відмов λ/λ_0 однокаскадного ТЕП від відношення l/s для різних режимів роботи $T = 300 \text{ K}$; $\Delta T = 40 \text{ K}$; $Q_0 = 1.0 \text{ Вт}$

Мінімальна інтенсивність відмов λ/λ_0 забезпечується в режимі λ_{\min} :

– зменшується ймовірність безвідмовної роботи P (рис. 7).

Максимальна ймовірність безвідмовної роботи P забезпечується в режимі λ_{\min} :

- збільшується відносна величина часу виходу на стаціонарний режим роботи $\Delta\tau/\tau = \tau_{4.5} - \tau_i/\tau_{4.5} \%$ однокаскадного ТЕП від геометрії гілок термоелементів l/s для різних режимів роботи (рис. 8).

Зі зростанням відносного робочого струму B_K зменшується час виходу на стаціонарний режим роботи τ для різної геометрії гілок термоелементів l/s (рис. 9) при $T = 300 \text{ K}$; $\Delta T = 40 \text{ K}$; $Q_0 = 1.0 \text{ Вт}$. При заданому B_K (струмовому режимі роботи) час виходу на стаціонарний режим роботи τ зменшується від $l/s = 4.5$ до $l/s = 4.0$.

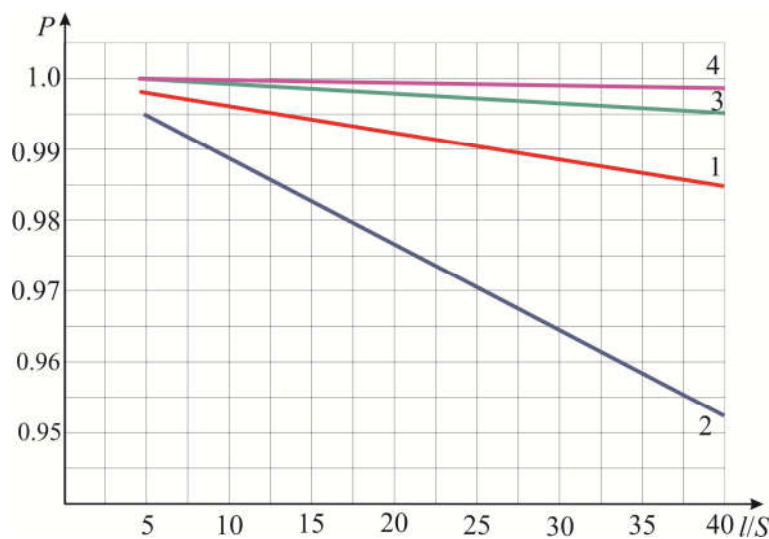


Рис. 7. Залежність ймовірності безвідмовної роботи P однокаскадного ТЕП від відношення l/s для різних режимів роботи $T = 300 \text{ K}$; $\Delta T = 40 \text{ K}$; $Q_0 = 1.0 \text{ Вт}$
 $t = 10^4$ год 1 – режим $Q_{0\max}$ 2 – режим $(Q_0/I)_{\max}$; 3 – режим $(Q_0^2/I)_{\max}$; 4 – режим λ_{\min}

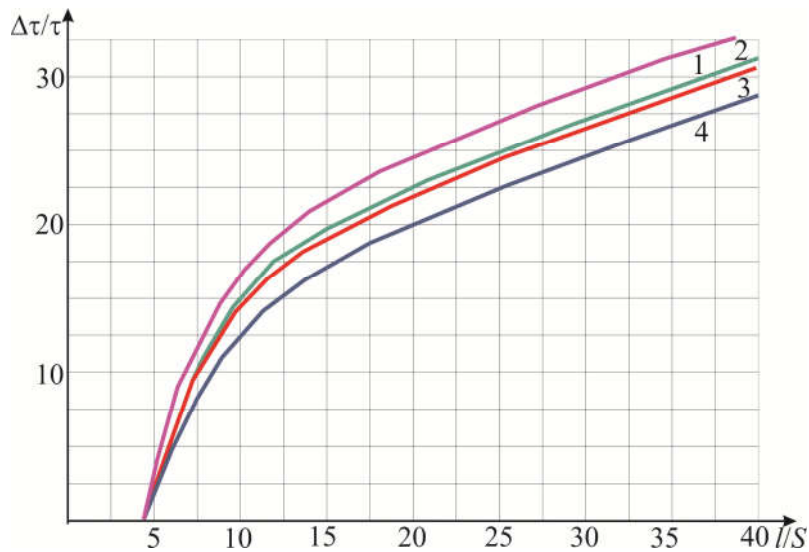


Рис. 8. Залежність відносної величини часу виходу на стаціонарний режим роботи $\Delta\tau/\tau = \tau_{4.5} - \tau_i / \tau_{4.5} \%$ однокаскадного ТЕП від геометрії гілок термоелементів l/s для різних режимів роботи $T = 300 \text{ K}$; $\Delta T = 40 \text{ K}$; $Q_0 = 1.0 \text{ Вт}$ ($i = 4.5; 10; 20; 40$); $t = 10^4 \text{ год}$ 1 – режим $Q_{0\max}$ 2 – режим $(Q_0/I)_{\max}$; 3 – режим $(Q_0/I^2)_{\max}$; 4 – режим λ_{\min}

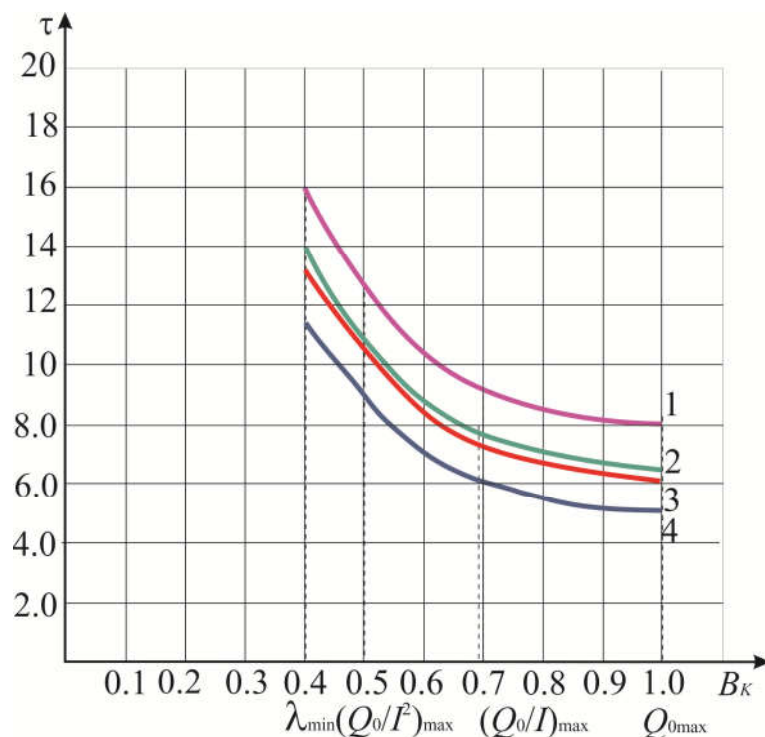


Рис. 9. Залежність часу виходу на стаціонарний режим роботи τ однокаскадного ТЕП від відносного робочого струму B_K для різної геометрії гілок термоелементів l/s при $T = 300 \text{ K}$; $\Delta T = 40 \text{ K}$; $Q_0 = 1.0 \text{ Вт}$ Режими роботи: λ_{\min} ; $(Q_0/I^2)_{\max}$; $(Q_0/I)_{\max}$; $Q_{0\max}$
 1 – $l/s = 4.5 \text{ см}^{-1}$; 2 – $l/s = 10 \text{ см}^{-1}$; 3 – $l/s = 20 \text{ см}^{-1}$; 4 – $l/s = 40 \text{ см}^{-1}$

Результати розрахунків динаміки функціонування для різних перепадів температури ΔT й різних режимів роботи наведено в таблиці 2 а, б.

Таблиця 2а

Результати розрахунків динаміки функціонування ТЕП для різних температур для струмових режимів $Q_{0\max}$ і $(Q_0/I)_{\max}$

$T = 300 \text{ K}, Q_0 = 1.0 \text{ Вт}$										
l/s	режим $Q_{0\max}$					режим $(Q_0/I)_{\max}$				
	$I, \text{ A}$	B_H	B_K	$\tau, \text{ год.}$	λ / λ_0	$I, \text{ A}$	B_H	B_K	$\tau, \text{ год.}$	λ / λ_0
$\Delta T = 10 \text{ K}, T_0 = 290 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 100,5 \text{ K}, \theta = 0.10$										
4.5	11.9	0.988	1.0	1.36	1.58	3.80	0.31	0.316	2.9	0.02
10	5.32	0.985	1.0	1.0	3.6	1.68	0.31	0.316	2.3	0.046
20	2.67	0.99	1.0	0.96	6.9	0.85	0.31	0.316	2.2	0.088
40	1.33	0.985	1.0	0.85	13.6	0.42	0.31	0.316	1.86	0.17
$\Delta T = 20 \text{ K}, T_0 = 280 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 93,7 \text{ K}, \theta = 0.213$										
4.5	11.6	0.97	1.0	3.0	1.86	5.45	0.447	0.46	4.7	0.105
10	5.24	0.970	1.0	2.3	4.4	2.42	0.445	0.46	3.8	0.26
20	2.62	0.97	1.0	2.2	7.8	1.21	0.45	0.46	3.65	0.47
40	1.31	0.97	1.0	1.91	15.6	0.60	0.45	0.46	3.10	0.94
$\Delta T = 30 \text{ K}, T_0 = 270 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 86,5 \text{ K}, \theta = 0.346$										
4.5	11.5	0.96	1.0	4.9	2.33	6.90	0.565	0.588	6.7	0.4
10	5.19	0.96	1.0	4.0	5.7	3.05	0.565	0.588	5.5	0.87
20	2.59	0.959	1.0	3.8	9.7	1.52	0.56	0.59	5.3	1.52
40	1.30	0.96	1.0	3.3	19.3	0.76	0.56	0.588	4.5	3.0
$\Delta T = 40 \text{ K}, T_0 = 260 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 79.8 \text{ K}, \theta = 0.50$										
4.5	11.1	0.93	1.0	7.8	3.15	8.0	0.656	0.707	9.2	2.888
10	5.02	0.93	1.0	6.4	8.0	3.55	0.656	0.707	7.7	2.46
20	2.51	0.93	1.0	6.0	12.3	1.78	0.66	0.707	7.4	4.0
40	1,25	0.93	1.0	5.2	24.4	0.88	0.66	0.707	6.3	7.9
$\Delta T = 50 \text{ K}, T_0 = 250 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 73.4 \text{ K}, \theta = 0.68$										
4.5	10.9	0.91	1.0	12.2	5.16	9.1	0.75	0.825	13.1	2.5
10	4.90	0.91	1.0	10	13.6	4.0	0.75	0.825	11.0	7.2
20	2.45	0.91	1.0	9.5	19.5	2.0	0.75	0.825	10.6	10.9
40	1.22	0.91	1.0	8.3	38.6	1.0	0.75	0.825	9.2	22.2
$\Delta T = 60 \text{ K}, T_0 = 240 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 66.8 \text{ K}, \theta = 0.90$										
4.5	10.5	0.88	1.0	22.8	19.3	10.2	0.83	0.95	22.5	15.1
10	4.74	0.88	1.0	19.0	47.8	4.5	0.83	0.95	19.1	40.4
20	2.38	0.88	1.0	18.3	69.4	2.3	0.836	0.95	18.6	67.0
40	1.18	0.88	1.0	15.3	139	1.12	0.836	0.95	15.7	135

Таблиця 26

Результати розрахунків динаміки функціонування ТЕП для різних температур для струмових режимів $(Q_0/I^2)_{\max}$ і λ_{\min} .

$T = 300 \text{ K}, Q_0 = 1.0 \text{ Вт}$										
l/s	режим $(Q_0/I^2)_{\max}$					режим λ_{\min}				
	$I, \text{ A}$	B_H	B_K	$\tau, \text{ год.}$	λ / λ_0	$I, \text{ A}$	B_H	B_K	$\tau, \text{ год.}$	λ / λ_0
$\Delta T = 10 \text{ K}, T_0 = 290 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 100,5 \text{ K}, \theta = 0.10$										
4.5	1.20	0.098	0.10	9.9	0.00051	0.85	0.070	0.071	16.9	0.0008
10	0.53	0.098	0.10	8.2	0.0012	0.38	0.070	0.071	14.5	0.0009
20	0.27	0.098	0.10	8.0	0.0023	0.19	0.071	0.072	13.7	0.0013
40	0.133	0.98	0.10	6.8	0.0045	0.096	0.071	0.072	11.5	0.0025
$\Delta T = 20 \text{ K}, T_0 = 280 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 93,7 \text{ K}, \theta = 0.213$										
4.5	2.5	0.206	0.213	10.6	0.010	1.9	0.155	0.16	16.5	0.0016
10	1.12	0.207	0.213	8.8	0.025	0.84	0.155	0.16	13.8	0.015
20	0.56	0.207	0.213	8.6	0.047	0.42	0.155	0.16	13.5	0.029
40	0.28	0.207	0.213	7.3	0.094	0.21	0.155	0.16	11.4	0.048
$\Delta T = 30 \text{ K}, T_0 = 270 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 86,5 \text{ K}, \theta = 0.346$										
4.5	4.0	0.33	0.35	11.5	0.078	3.2	0.266	0.28	15.5	0.054
10	1.80	0.33	0.35	9.45	0.19	1.44	0.27	0.28	13.3	0.13
20	0.90	0.33	0.35	9.40	0.35	0.72	0.266	0.277	13.1	0.24
40	0.45	0.33	0.35	7.90	0.70	0.36	0.267	0.277	11.0	0.49
$\Delta T = 40 \text{ K}, T_0 = 260 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 79.8 \text{ K}, \theta = 0.50$										
4.5	5.6	0.464	0.50	12.9	0.38	4.8	0.39	0.425	16.0	0.3
10	2.51	0.465	0.50	11.0	0.98	2.1	0.39	0.425	14.0	0.4
20	1.26	0.465	0.50	10.6	1.66	1.07	0.395	0.425	13.3	1.35
40	0.63	0.463	0.50	8.9	2.82	0.53	0.394	0.405	11.2	2.7
$\Delta T = 50 \text{ K}, T_0 = 250 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 73.4 \text{ K}, \theta = 0.68$										
4.5	7.5	0.62	0.68	15.6	1.71	6.80	0.355	0.612	17.9	1.58
10	3.33	0.62	0.68	13.4	4.4	3.0	0.555	0.612	15.2	3.7
20	1.67	0.62	0.68	12.9	7.6	1.5	0.555	0.612	14.9	7.0
40	0.83	0.62	0.68	10.9	15.2	0.75	0.553	0.612	12.6	14.0
$\Delta T = 60 \text{ K}, T_0 = 240 \text{ K}, \Delta T_{\max} = 66.8 \text{ K}, \theta = 0.90$										
4.5	9.6	0.79	0.90	23.4	15.9	9.30	0.766	0.87	24.2	16.6
10	4.3	0.79	0.90	20.4	35.0	4.1	0.76	0.87	21.0	34.6
20	2.14	0.79	0.90	19.4	70.0	2.07	0.77	0.87	20.2	75.6
40	1.07	0.79	0.90	16.4	140.0	1.0	0.77	0.87	17.0	162

Слід зазначити, що з ростом перепаду температури ΔT для різної геометрії гілок термоелементів l/s і режимів роботи:

– збільшується час виходу на стаціонарний режим τ для режиму $Q_{0\max}$ (рис. 10).

Так за заданого перепаду температури ΔT , наприклад, $\Delta T = 40 \text{ K}$ час виходу на стаціонарний режим роботи τ зменшується від $\tau = 7.8 \text{ год.}$ для $l/s = 4.5$ до $\tau = 5.2 \text{ год.}$ для $l/s = 40$ тобто на 33 %:

– збільшується час виходу на стаціонарний режим роботи τ для режиму $(Q_0/I)_{\max}$ (рис. 11).

Так при заданому перепаді температури ΔT , наприклад, $\Delta T = 40$ К час виходу на стаціонарний режим роботи τ зменшується від $\tau = 9.2$ год. для $l/s = 4.5$ до $\tau = 6.3$ год. для $l/s = 40$ тобто на 31.5%:

– збільшується час виходу на стаціонарний режим роботи τ для режиму $(Q_0/I^2)_{\max}$ (рис. 12).

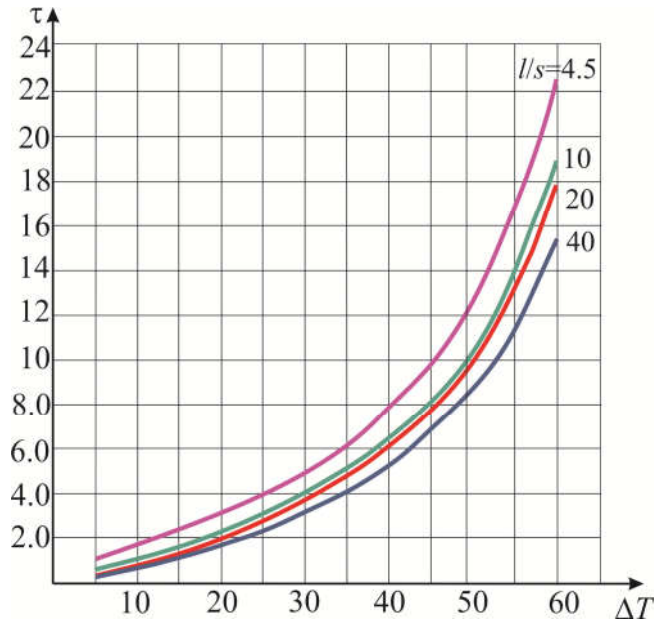


Рис. 10. Залежність часу виходу на стаціонарний режим роботи τ однокаскадного ТЕП від перепаду температури ΔT для різної геометрії гілок термоелементів l/s у режимі $Q_{0\max}$ при $T = 300$ К

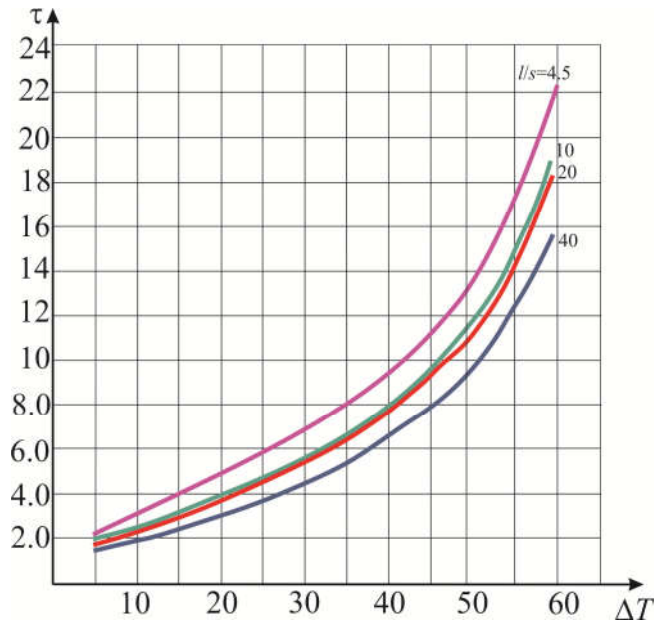


Рис. 11. Залежність часу виходу на стаціонарний режим роботи τ однокаскадного ТЕП від перепаду температури ΔT для різної геометрії гілок термоелементів l/s у режимі $(Q_0/I)_{\max}$ при $T = 300$ К $Q_0 = 1.0$ Вт

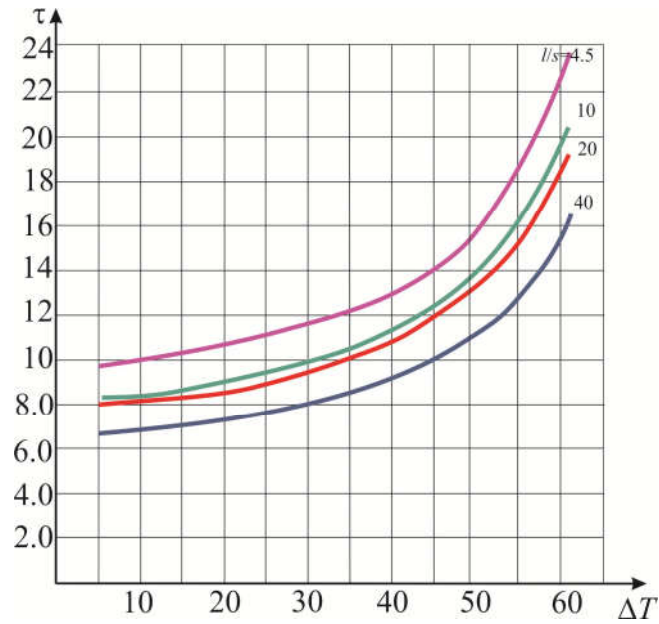


Рис. 12. Залежність часу виходу на стаціонарний режим роботи τ однокаскадного ТЕП від перепаду температури ΔT для різної геометрії гілок термоелементів l/s у режимі $(Q_0/P)_{max}$ при $T = 300\text{ K}$ $Q_0 = 1.0\text{ Вт}$

Так за заданого перепаду температури ΔT , наприклад, $\Delta T = 40\text{ K}$ час виходу на стаціонарний режим роботи τ зменшується від $\tau = 12.9$ год. для $l/s = 4.5$ до $\tau = 8.9$ год. $l/s = 40$ тобто на 31.0%.

– функціональна залежність $\tau = f(\Delta T)$ має пологий мінімум при $\Delta T = 30\text{ K}$ (рис. 13) для режиму λ_{min} .

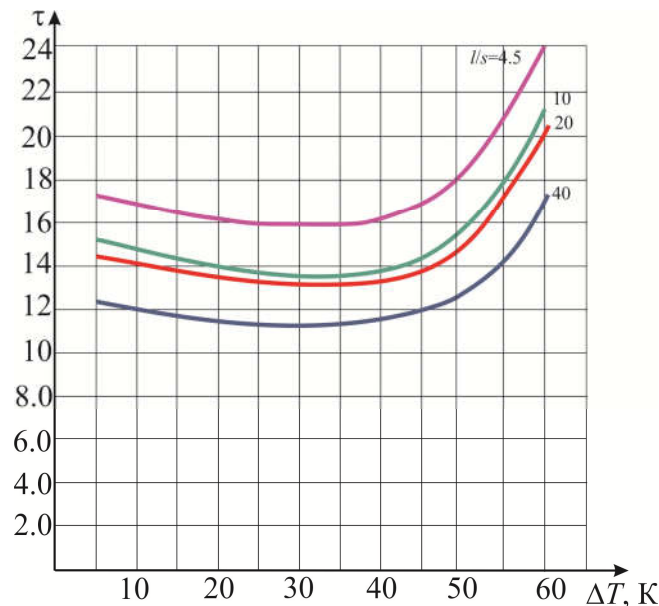


Рис. 13. Залежність часу виходу на стаціонарний режим роботи τ однокаскадного ТЕП від перепаду температури ΔT для різної геометрії гілок термоелементів l/s у режимі λ_{min} при $T = 300\text{ K}$ $Q_0 = 1.0\text{ Вт}$

Так при заданому перепаді температури ΔT , наприклад, $\Delta T = 40\text{ K}$ час виходу на стаціонар-

ний режим роботи τ зменшується від $\tau = 16$ год. для $l/s = 4.5$ до $\tau = 11.2$ год. $l/s = 40$ тобто на 30%.

Обговорення результатів аналізу динаміки функціонування однокаскадного термоелектричного охолоджувального обладнання з різною геометрією галузей термоелементів

Час виходу на стаціонарний режим роботи τ однокаскадного термоелектричного охолоджувального обладнання при заданому перепаді температури ΔT й тепловому навантаженню Q_0 залежить від геометрії гілок термоелементів (відношення l/s) для різних режимів роботи.

З ростом відношення l/s від $l/s = 4.5$ до $l/s = 40$ для різних режимів роботи:

- зменшується час виходу на стаціонарний режим роботи τ в середньому на 30 – 33%;
- мінімальний час виходу на стаціонарний режим роботи τ_{min} забезпечується в режимі Q_{0max} ;
- зменшується величина робочого струму I до 9 разів;
- збільшується кількість термоелементів n до 9 разів;
- мінімальна кількість термоелементів n_{min} забезпечується в режимі Q_{0max} ;
- холодильний коефіцієнт E залишається сталим і не залежить від геометрії гілок термоелементів;
- найбільший холодильний коефіцієнт E забезпечується в режимі $(Q_0/I^2)_{max}$;
- збільшується спад напруги U до 9 разів;
- максимальне спадання напруги U_{max} забезпечується в режимі λ_{min} ;
- збільшується інтенсивність відмов λ/λ_0 ;
- мінімальна інтенсивність відмов λ/λ_0 забезпечується в режимі λ_{min} ;
- зменшується ймовірність безвідмовної роботи P ;
- максимальна ймовірність безвідмовної роботи P_{max} забезпечується в режимі λ_{min} ;
- з ростом перепаду температури ΔT час виходу на стаціонарний режим роботи τ збільшується для різних режимів роботи.

Порівняльний аналіз основних параметрів, показників надійності й динамічних характеристик дає можливість вибору компромісних розв'язків при побудові ТЕП з урахуванням вагомості кожного з обмежувальних вимог.

Висновки

1. Зміною геометрії галузей термоелементів у діапазоні уніфікації для широкого використання при проектуванні термоелектричних охолоджувальних обладнань можливе зменшення динамічних характеристик до 30% без зміни технології їх виготовлення.
2. Показаний взаємозв'язок динамічних характеристик термоелектричних охолоджувачів з показниками надійності, що дозволяє варіацією геометрії термоелементів і струмових режимів роботи вибирати охолоджувачі, що забезпечують обґрунтований компроміс при проектуванні термоелектричних систем забезпечення теплових режимів теплонавантаженої радіоелектронної апаратури.

Література

1. Анатичук Л.І., Термоелементи й термоелектричні обладнання: Довідник / Л.І. Анатичук // К.: Наукова думка, 1979. - 768 с.

2. Zebarjadi, M. Perspectives on thermoelectrics: from fundamentals to device applications / M. Zebarjadi, K. Esfarjani, M. S. Dresselhaus, Z. F. Ren, G. Chen // *Energy & Environmental Science*, № 5, 2012. – P. 5147–5162.
3. Hyoung–Seuk, Choi. Prediction of reliability on thermoelectric module through accelerated life test and Physics –of –failure / Choi Hyoung–Seuk // *Electronic Materials Letter*, 7, 2011. – P. 271.
4. Царьов, А.В. Дослідження характеристик термоелектричних обладнань для систем термостативування стартових комплексів / А.В. Царьов, В.В. Чавунців // *Актуальні проблеми російської космонавтики: Матеріали XXXII академічних читань по космонавтиці* – М.: Комісія РАН, 2008. - С. 320-321.
5. Ping, Yang. Approach on thermoelectricity reliability of board –level backplane based on the orthogonal experiment design / Ping Yang // *International Journal of Materials and Structural Integrity*, 4(2–4), 2010. – Ping 70–185.
6. Wereszczak, A. A. Thermoelectric Mechanical Reliability / A. A. Wereszczak, H. Wang // *Vehicle Technologies Annual Merit Review and Peer Evaluation Meeting*. – Arlington, 11 May 2011. – P. 18.
7. Rowe, D. M. Thermoelectrics and its Energy Harvesting. Materials, Preparation, and Characterization in Thermoelectrics/ D. M. Rowe // Boca Raton: CRC Press, 2012. – 544 p.
8. Zaykov, V. Analysis of the model of interdependence of thermoelement branch geometry and reliability indicators of the single-stage cooler / V. Zaykov, V. Mescheryakov, Yu. Zhuravlov // *Eastern –European Journal of Enterprise Technologies*, 2017, 1/1 (85), P. 26-33.
9. Зайков, В.П. Модель взаємозв'язку показників надійності однокаскадного охолоджувача з геометрією галузей термоелементів / В.П. Зайков, В.І. Мещеряков, Ю.І. Журавльов // *Термоелектрика*, № 6. -2017. - С. 59 –76.
10. Zaykov, V. Analysis of the possibility to control the inertia of the thermoelectric cooler / V. Zaykov, V. Mescheryakov, Yu. Zhuravlov // *Eastern–European Journal of Enterprise Technologies*, 2017, 6/8 (90), P.17-24.
11. Zaykov, V. Analysis of relationship between of a thermoelectric cooler and its design and mode of operation / V. Zaykov, V. Mescheryakov, Yu. Zhuravlov // *Eastern –European Journal of Enterprise Technologies*, 2018, 1/8 (91), P.12-24.
12. Зайков, В. П. Прогнозування показників надійності термоелектричних охолоджувальних обладнань. Книга 1. Однокаскадні обладнання / В.П. Зайков, Л.А. Киншова, В.Ф. Моисеев // *Одеса: Политехперіодика*, 2009 р. – 120 с.

Надійшла до редакції 12.03.2018

Зайков В.П. канд. техн. наук.¹,
Мещеряков В.И. доктор техн. наук.²,
Гнатовська А.А.²
Журавлев Ю.И.³ канд. техн. наук.

¹Научно-исследовательский институт ШТОРМ,
ул. Терешковой, 27, Одесса, Украина; e-mail: grand@i.ua;

²Одесский государственный экологический университет,
ул. Львовская, 15, Одесса, Украина; e-mail: grand@ua.fm;

³Национальный университет «Одесская морская академия»,
ул. Дидрихсона, 8, Одесса, Украина; e-mail: zhuravlov.y@ua.ru.

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ДИНАМИКИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ОДНОКАСКАДНОГО ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ОХЛАЖДАЮЩЕГО УСТРОЙСТВА С РАЗЛИЧНОЙ ГЕОМЕТРИЕЙ ВЕТВЕЙ ТЕРМОЭЛЕМЕНТОВ

Проведен сравнительный анализ динамики функционирования однокаскадного термоэлектрического охлаждающего устройства при вариации геометрии ветвей термоэлементов с учетом влияния конструктивных и технологических элементов для различных характерных токовых режимов работы, перепадов температуры и тепловой нагрузки. Показано, что с ростом отношения высоты к площади сечения ветви термоэлемента уменьшается время выхода на стационарный режим работы, величины рабочего тока, увеличивается падение напряжения при постоянном энергопотреблении для различных режимов работы. С ростом перепада температуры увеличивается время выхода на стационарный режим работы для различных режимов работы. Библи. 12, рис. 13, Табл. 2.

Ключевые слова: термоэлектрический охладитель, геометрия ветвей термоэлементов, показатели надежности, время выхода на режим, перепад температур.

V.P.Zaykov¹, *Candidate of Tech. science,*
V.I.Mescheryakov², *Doctor of Tech. science,*
Gnatovskaya A.A.²
Yu. I. Zhuravlov³, *Candidate of Tech. science*

¹SHTORM Research Institute, 27, Tereshkova str.,
Odesa, Ukraine; e-mail: grand@i.ua;

²Odesa State Ecological University, 15, Lvivska
str., Ukraine; e-mail: grand@ua.fm;

³National University "Odesa Maritime Academy", 8,
Didrikhson str., Ukraine; e-mail: zhuravlov.y@ua.ru.

COMPARATIVE ANALYSIS OF THE DYNAMICS OF OPERATION OF A SINGLE-STAGE THERMOELECTRIC COOLING DEVICE WITH DIFFERENT GEOMETRY OF THERMOELEMENT LEGS

A comparative analysis was carried out of the dynamics of operation of a single-stage thermoelectric cooling device with a variation in the geometry of thermoelement legs taking into account the influence of structural and technological elements for different characteristic current operating modes, temperature drops and thermal load. It is shown that as the aspect ratio of thermoelement leg increases, the time to reach the steady-state operating mode and the magnitude of the operating current decrease, the voltage drop with constant energy consumption for various operating modes increases. As the temperature drop grows, the time to reach the steady-state operating mode for different operating modes increases. Bibl. 12, Fig. 13, table 2.

Key words: thermoelectric cooler, geometry of thermoelement legs, reliability indicators, time to reach the mode, temperature drop.

References

1. Anatyshuk L.I. (1979). *Termoelementy I termoelektric heskiiustroistva. Spravochnik [Thermoelements and thermoelectric devices. Handbook]*. Kyiv: Naukova Dumka [in Russian].
2. Zebarjadi M., Esfarjani K., Dresselhaus M.S., Ren Z.F., Chen G. (2012). Perspectives on thermoelectrics: from fundamentals to device applications. *Energy & Environmental Science*, 5, 5147–5162.
3. Hyoung–Seuk Choi. (2011). Prediction of reliability on thermoelectric module through accelerated life test and Physics –of –failure. *Electronic Materials Letters*, 7, 271.
4. Tsarev A.V., Chugunkov V.V. (2008). Issledovaniie k harakteristik termoelektricheskikh ustroistv dlia system termostatirovaniia startovykh kompleksov [Research on characteristics of thermoelectric devices for thermostating systems of start complexes]. *Aktualnyie problem rossiiskoi kosmonautiki. Materialy XXXII akademicheskikh chtenii po kosmonautike [Current Problems of Russian Cosmonautics: Proc. of XXXII Academic Readings on Cosmonautics]*. (pp.320-321). M: Commission of the Russian Academy of Sciences [in Russian].
5. Yang Ping (2010). Approach on thermoelectricity reliability of board –level backplane based on the orthogonal experiment design. *International Journal of Materials and Structural Integrity*, 4(2–4), 170–185.
6. Wereszczak A. A., Wang H. (2011). Thermoelectric mechanical reliability. *Vehicle Technologies Annual Merit Review and Peer Evaluation Meeting (USA, Arlington, 11 May 2011)* (P. 18).
7. Rowe, D. M. (2012). Thermoelectrics and its Energy Harvesting. Materials, Preparation, and Characterization in Thermoelectrics. (Boca Raton: CRC Press, 2012) (544 p).
8. Zaikov V., Meshcheriakov V., Zhuravlev Yu. (2017). Analysis of the model of interdependence of thermoelement branch geometry and reliability indicators of the single–stage cooler. *Eastern – European Journal of Enterprise Technologies*, 1/1 (85), 26–33.
9. Zaikov, V., Meshcheriakov V., Zhuravlev Yu. (2017). Model of interrelation between indicators of a single-stage cooler and the geometry of thermoelement legs. *J. Thermoelectricity*, 6, 59 –76.
10. Zaikov, V., Meshcheriakov V., Zhuravlev Yu. (2017). Analysis of the possibility to control the inertia of the thermoelectric cooler. *Eastern–European Journal of Enterprise Technologies*, 6/8 (90), 17–24.
11. Zaikov, V., Meshcheriakov V., Zhuravlev (2018). Analysis of relationship between of a thermoelectric cooler and its design and mode of operation. *Eastern –European Journal of Enterprise Technologies*, 1/8 (91), 12–24.
12. Zaikov V.P., Kinshova L.A., Moiseev V.F. (2009). *Prognozirovaniie pokazatelei nadezhnosti termoelektricheskikh okhlazhdaiushchikh ustroistv. Kniga 1. Odnokaskadnyie ustroistva. [Prediction of reliability indicators of thermoelectric cooling devices. Book 1. Single-stage devices]*. Odessa: Politekhperiodika [in Russian].

Submitted 12.03.2018

**НОВИНИ
МІЖНАРОДНОЇ
ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОЇ
АКАДЕМІЇ**



МЕЛЬНИЧУК СТЕПАН ВАСИЛЬОВИЧ

(ДО 70-РІЧЧЯ ВІД ДНЯ НАРОДЖЕННЯ)

14 січня 2018 року наукова громадськість відзначила 70-річний ювілей Степана Васильовича Мельничука – доктора фізико-математичних наук, професора, академіка Міжнародної термоелектричної академії, лауреата Державної премії України в галузі науки і техніки, ректора Чернівецького національного університету ім. Юрія Федьковича.

Народився Степан Васильович Мельничук у селі Топорівці Новоселицького району Чернівецької області.

Закінчив з відзнакою фізичний факультет Чернівецького державного університету та аспірантуру на кафедрі теоретичної фізики ЧНУ.

Трудовий шлях Степан Мельничук розпочав 1973 року на посаді інженера, а згодом молодшого наукового співробітника Чернівецького відділення Інституту напівпровідників Академії наук України; через два роки захистив кандидатську дисертацію (“Дослідження домішкових станів в екситонному діелектрику”).

З 1976 року працює старшим викладачем, а згодом доцентом кафедри теоретичної фізики; після захисту докторської дисертації (“Локалізовані стани в електронному і коливному спектрах напівпровідників A^IVB^VI , легованих 3d-елементами”) – професором цієї ж кафедри.

2001 року С. В. Мельничука призначено проректором з наукової роботи, а 2004 – першим проректором ЧНУ. У березні 2005 року Степана Васильовича обрано ректором Чернівецького національного університету ім. Ю. Федьковича.

Професор Мельничук С. В. – автор і співавтор понад 170 наукових праць, зокрема монографії, підручника та кількох навчальних посібників для студентів і двох підручників для середньої загальноосвітньої школи. Під його керівництвом захищено 11 кандидатських та 1 докторська дисертація.

Коло наукових інтересів професора охоплює питання математичного моделювання фізичних характеристик напівпровідникових матеріалів і структур, які використовуються для елементів та пристроїв обчислювальної електронної, в тому числі інфрачервоної, техніки, що відображено в монографії (у співавторстві) “Телурид кадмію: домішково-дефектні стани та детекторні властивості” (2000 р.)

Професора Мельничука С. В. удостоєно високого звання лауреата Державної премії України в галузі науки і техніки (2007 р.)

Указом Президента України за значний особистий внесок у розвиток вітчизняної освіти, багаторічну плідну наукову та педагогічну діяльність Степана Васильовича Мельничука нагороджено орденом “За заслуги” III ступеня (2008 р.).

Міжнародна термоелектрична академія, Інститут термоелектрики НАН та МОНмолодьспорту, засновники журналу “Термоелектрика” і його редакція сердечно вітають шановного Степана Васильовича зі славним 70-річчям, щиро бажають міцного здоров’я і творчої наснаги на багато літ!

ПРАВИЛА ОФОРМЛЕННЯ СТАТТІ

До опублікування у фаховому журналі приймаються наукові праці, які ніколи не друкувалися раніше. Стаття має бути написана на актуальну тему, містити результати глибокого наукового дослідження, новизну та обґрунтування наукових висновків відповідно до мети статті (поставленого завдання).

Матеріали, що публікуються в журналу, підлягають внутрішньому та зовнішньому рецензуванню, яке здійснюють члени редакційної колегії та міжнародної редакційної ради журналу або фахівці відповідної галузі. Рецензування проводиться конфіденційно, У разі негативної рецензії чи наявності суттєвих зауважень стаття може бути відхилена або повернута авторові (авторам) на доопрацювання. У випадку, коли автор (автори) не погоджується(ються) з думкою рецензента, за рішення редакційної колегії може бути проведене додаткове незалежне рецензування. Після внесення автором змін відповідно до зауважень рецензента статті підписується до друку.

Редакційна колегія має право на відмову у публікації рукописів, що містять опубліковані раніше дані, а також матеріалів, які не відповідають профілю журналу або матеріалів досліджень, що були проведені з порушенням етичних норм (наприклад, конфлікти між авторами чи між авторами і організацією, плагіат і т. ін.). Редакційна колегія журналу залишає за собою право редагувати та скорочувати рукописи без порушення авторського змісту. Відхилені рукописи авторам не повертаються.

Подання рукопису до журналу

Рукопис статті подається до редакції журналу в паперовому варіанті у двох примірниках та в електронному вигляді на електронному носії (диск, флешка). Електронний варіант статті повинен повністю відповідати паперовому варіанту. Рукопис має бути підписаний всіма співавторами або відповідальним представником.

В окремих випадках допускається замість електронного носія (диск, флешка) направляти статтю електронною поштою.

Рукописи подаються англійською мовою для англомовних авторів. Для російськомовних та україномовних авторів - англійською мовою і, відповідно, російською чи українською. Формат сторінок А4. Кількість сторінок – не більше 15 (разом з літературою та розширеними анотаціями). За узгодженням з редакцією число сторінок може бути збільшено.

До рукопису додається:

1. Офіційний лист-направлення, підписаний керівником установи, де виконувалась робота.
2. Ліцензійний договір про передачу авторського права (форму договору можна отримати в редакції журналу або завантажити з сайту журналу – [Договір.pdf](#)). Ліцензійний договір набуває чинності після прийняття статті до друку. Підписання ліцензійного договору автором(ами) означає, що вони ознайомлені і згодні з умовами договору.
3. Відомості про кожного з авторів – прізвище, ім'я, по-батькові повністю, посада, місце роботи, вчене звання, вчена ступінь, контактна інформація (телефон, адреса електронної пошти), код ORCID (за наявності). Відомості про авторів подаються:
авторами з України трьома мовами – українською, російською та англійською;
авторами з країн СНД двома мовами – російською та англійською;
авторами з далекого зарубіжжя – англійською мовою.
4. Носій інформації з текстом статті, рисунками, таблицями, відомостями про авторів в електронному вигляді.
5. Кольорова фотографія автора(ів). Чорно-білі фотографії редакція журналу не приймає. При числі авторів більше двох їх фотографії не наводяться.

Вимоги до оформлення статті

Стаття має бути структурована за такими розділами:

- *Вступ*. Містить постановку проблеми, актуальність обраної теми, аналіз останніх досліджень і публікацій, мета і завдання.

- *Виклад основного матеріалу* дослідження і отриманих результатів.

- *Висновки*, де підведені підсумки роботи і перспективи подальших досліджень у цьому напрямі.

- *Список використаної літератури*.

Перша сторінка статті містить інформацію:

1. у верхньому лівому куті – індекс УДК (для авторів з України та країн СНД);
2. прізвище(а) та ініціали, вчена ступінь та вчене звання автора(ів);
3. назва установи, де працює автор(и); поштова адреса, номер телефону, адреса електронної пошти автора(ів);
4. назва статті;
5. анотація до статті – не більше 1 800 знаків. Анотація повинна відображати послідовну логіку опису результатів та описувати основні цілі дослідження, підсумовувати найбільш значимі результати;
6. ключові слова – не більше 8-ми слів.

Текст статті друкується шрифтом Times New Roman розміром 11 пт, міжрядковий інтервал 1.2 на папері формату А4, вирівнювання по ширині. У статті не повинно бути переносів слів.

Параметри сторінки: «дзеркальні поля» верхнє поле – 2.5 см, нижнє поле – 2.0 см, всередині – 2,0 см, ззовні – 3,0 см, від краю до колонтитула верхнього та нижнього – 1.27 см.

Графічні матеріали, фотографії подаються кольоровими, як виняток чорно – білими, у форматах .orj чи .cdr, допускається у форматах .jpg чи .tif. За бажанням автора таблиці і частина тексту також можуть бути кольоровими.

Рисунки друкуються на окремих сторінках. Текст на рисунках повинен бути виконаний шрифтом 10 пт. На графіках одиниці виміру вказуються через кому. Рисунки нумеруються в порядку їх розташування в тексті, частини рисунків нумеруються літерами – а, б, .. На звороті рисунка олівцем пишеться назва статті, автор(автори), номер рисунка. Скановані рисунки і графіки вставляти не допускається.

Таблиці подаються на окремих сторінках та повинні бути виконані з використанням табличного редактора MSWord. Використання символів псевдографіки для оформлення таблиць недопустиме.

Формули необхідно набирати у редакторах формул Equation або MatType. Статті з формулами, вписаними від руки, до друку не приймаються. Необхідно давати визначення (дефініцію) величин, які вперше вживаються у тексті, а далі користуватись відповідним терміном.

Підписи до рисунків і таблиць друкуються в рукописі після списку літератури.

Список використаних літературних джерел наводиться у кінці статті. Посилання на літературні джерела нумеруються послідовно в порядку їх цитування у тексті статті. Посилання на неопубліковані та незавершені роботи недопустимі.

Увага! У зв'язку із включенням журналу до міжнародних бібліографічно-реферативних баз даних, список літератури має складатися з двох блоків: ЛІТЕРАТУРА і REFERENCES (ця вимога діє і для англomовних статей):

ЛІТЕРАТУРА – джерела мовою оригіналу, оформлені відповідно до українського стандарту бібліографічного опису ДСТУ 8302:2015. За допомогою VAK.in.ua (<http://vak.in.ua>) Ви можете

автоматично, швидко і легко оформити Ваш «Список використаних джерел» відповідно до вимог Державної атестаційної комісії (ДАК) України та оформити посилання на наукові джерела в Україні зрозуміло та уніфіковано. У цьому порталі полегшено процедури оформлення наукових джерел при написанні Ваших публікацій, дисертацій та інших наукових робіт.

REFERENCES – той же список літератури, транслітерований в романському алфавіті (рекомендації за міжнародним бібліографічним стандартом APA-2010, правила до оформлення транслітерованого списку літератури References на сайті <http://www.dse.org.ua>, розділ для авторів).

Для пришвидшення публікації статті просимо дотримуватись наступних правил:

- У верхньому лівому куті першої сторінки статті – індекс УДК;
- ініціали та прізвище авторів;
- науковий ступінь, учене звання;

з нового рядка шрифтом Times New Roman розміром 12 пт, міжрядковий інтервал 1.2 вирівнювання по центру;

- назва організації, адреса (вулиця, місто, індекс, країна), електронна адреса авторів;

з нового рядка на 1 см нижче ініціалів та прізвища авторів шрифтом Times New Roman розміром 11 пт, міжрядковий інтервал 1.2 вирівнювання по центру;

- назва статті розміщується на 1 см нижче назви організації, заголовними буквами напівжирним шрифтом New Roman розмір 12 пт, міжрядковий інтервал 1.2 вирівнювання по центру. Назва статті має бути конкретною і по можливості короткою;

- анотація розміщується на 1 см нижче назви статті шрифтом Times New Roman розміром 10 пт, курсивом, міжрядковий інтервал 1.2 вирівнювання по ширині українською чи російською (для україномовних та російськомовних авторів відповідно) та англійською мовами;

- ключові слова розміщуються нижче анотації шрифтом Times New Roman розміром 10 пт, міжрядковий інтервал 1.2 вирівнювання по ширині. Мова ключових слів відповідає мові анотації. Заголовок «Ключові слова» - шрифт Times New Roman, розмір 10 пт, напівжирний;

- основний текст статті розміщується на 1 см нижче анотації з абзацу 1 см, шрифт Times New Roman, розмір 11 пт, міжрядковий інтервал 1,2 вирівнювання по ширині;

формули набирають у редакторі формул шрифтами: Symbol, Times New Roman. Розмір шрифтів: «звичайний» - 12 пт, «крупний індекс» - 7 пт, «дрібний індекс» - 5 пт, «крупний символ» - 18 пт, «дрібний символ» - 12 пт). Формула розміщується по тексту, вирівнюється по центру і не повинна займати більше 5/6 ширини рядка, нумерація формул у круглих дужках справа;

- розмірності всіх величин, що використовуються в статті, подаються в системі СІ, використовувани символи повинні бути пояснені;

• рисунки розміщуються по тексту. Рисунки та фотографії повинні бути чіткими і контрастними; осі графіків - паралельними до країв листка, усуваючи тим самим можливість появи зрушення кутів при масштабуванні; рисунки у журнал подаються кольоровими, чорно-білі - редакція журналу не приймає;

• таблиці розміщують по тексту. Ширина таблиці повинна бути на 1 см менша ширини рядка. Над таблицею вказують її порядковий номер, вирівнювання по правому краю. Нумерація таблиць по всьому тексту статті наскрізна. Назва таблиці розміщується під її номером, вирівнювання по центру;

• список літератури наводять у кінці статті. Посилання на літературу вказують за текстом в квадратних дужках. Послідовність джерел у списку літератури має відповідати порядку їх згадування в тексті. Нижче наведені приклади різних типів посилань на літературу.

Приклади оформлення посилань на літературні джерела для ЛІТЕРАТУРИ

Статті в журналах

Анатичук Л.І., Михайловський В.Я., Максимук М.В., Андрусак І.С. Експериментальні дослідження термоелектричного автомобільного передпускового нагрівача на дизельному паливі. *Термоелектрика*. 2016. №4. С.84–94.

Книги

Анатичук Л.И. *Термоэлементы и термоэлектрические устройства. Справочник*. Киев, Наукова думка, 1979. 768 с.

Патенти

Патент України № 85293. Анатичук Л.І., Лусте О.Я., Ніцович О.В. Термоелемент

Матеріали конференцій

Лисько В.В. *Современное состояние и ожидаемый прогресс в метрологии термоэлектрических материалов*. Матеріали XVII Международного форума по термоэлектричеству (14-18 мая 2017, г. Белфаст), Черновцы, 2017. 64 с.

Автореферати дисертацій

Кобилянський Р.Р. *Термоелектричні прилади для лікування захворювань шкіри.*: автореф. дис. фіз.-мат. наук. Чернівці, 2011. 20 с.

Приклади оформлення посилань на літературні джерела для REFERENCES

Статті в журналах

Gorskiy P.V. (2015). Ob usloviakh vysokoi dobrotnosti i metodika poiska perpektivny sverhreshetochny termoelektricheskikh materialov [On the conditions of high figure of merit and methods of search for promising superlattice thermoelectric materials]. *Termoelektrichestvo - J.Thermoelectricity*, 3, 5 – 14 [in Russian].

Книги

Anatychuk L.I. (2003). *Thermoelectricity. Vol.2. Thermoelectric power converters*. Kyiv, Chernivtsi: Institute of Thermoelectricity.

Патенти

Patent of Ukraine № 85293. Anatychuk L. I., Luste O.Ya., Nitzovych O.V. Thermoelemens [In Ukrainian].

Матеріали конференцій

Rifert V.G.. Intensification of heat exchange at condensation and evaporation of liquid in 5 flowing-down films. In: *Proc. of the 9th International Conference Heat Transfer*. May 20-25, 1990, Israel.

Автореферати дисертацій

Mashukov A.O. *Efficiency hospital state of rehabilitation of patients with color cancer*. Phd (Med.) Odesa, 2011 [In Ukrainian].

