

УДК 621.472:629.78

doi:10.20998/2413-4295.2017.53.24

РОЗРОБКА ГІБРИДНИХ МОДУЛІВ ДЛЯ СОНЯЧНИХ УСТАНОВОК

Р. В. ЗАЙЦЕВ

*Кафедра фізичного матеріалознавства для електроніки та геліоенергетики,
Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», Харків, УКРАЇНА
email: zaitsev.poman@gmail.com*

АНОТАЦІЯ У роботі розглядаються особливості підбору теоретичного підґрунтя та математичне моделювання теплових процесів у теплообмінному блоці для комбінованої фотоенергетичної установки. За результатами моделювання проведено вдосконалення та розробка високоефективних теплообмінних блоків. Апробація запропонованих блоків підтвердила їх високу ефективність за рахунок реалізації турбулентного режиму протікання теплоносія. Розроблена принципова електрична схема регульованого мостового резонансного підвищуючого перетворювача з цифровим керуванням, що забезпечує надійність роботи, швидке і точне знаходження точки максимальної потужності і ефективність перетворення до 0,956.

Ключові слова: теплообмінний блок; теплоносії; сонячна батарея; комбінована фотоенергетична установка; підвищуючий перетворювач.

HYBRID MODULE DEVELOPMENT FOR SOLAR SYSTEM

R. ZAITSEV

*Materials for Electronics and Solar Cells Department
National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute", Kharkiv, UKRAINE*

ABSTRACT Purpose. Mathematical modeling of the heat exchange unit main parameters for photoenergy system based on general models with forced circulation of heat transfer fluid. **Methodology.** To determine the coefficient of heat transfer at a given coolant temperature and surfaces temperature necessary to determine the temperature gradient in the wall of the heat exchanger. Temperature gradients can be determined by solving the equation of energy, which depends on the distribution of the flow rate in the flow. In general, a solution of convective heat transfer fluid to flow along the plane comes to a decision system of differential equations. **Results.** In work features the selection of theoretical basis and mathematical modeling of thermal processes in the heat exchange unit for combination photoenergy system. As a result of the simulation conducted to improve and develop high-efficiency heat exchange unit with microchannels. Testing of the proposed unit proved its high efficiency through the implementation of turbulent flow of coolant with heat transfer coefficient at 18 kW/(m²·K). Analytical testing of the heat exchanger allowed showing that heat exchanger unit provides a stable operating temperature at less than 50°C with the coolant flow rate is less than 0.3 m/s. **Originality.** Novelty of proposed heat exchanger in the optimal design of microchannels to improve the heat transfer coefficient. Novelty of proposed power take-off system solution constitute in implementation of scheme with DC-DC converters, which as it shown by results of carrying out modeling is the most effective. **Practical value.** The use of this heat exchanger will improve the quality and uniformity of cooling solar panels and reduce energy costs for circulation of fluid. Practical implementation of proposed power take-off system construction will allow reducing losses in connective wires and increasing the efficiency of such system up to 92.5% in wide range of photoenergy modules illumination.

Keywords: heat exchanger unit; coolant; solar panels; combined photo-energy system; step-up converter.

Вступ

Світові тенденції розвитку енергетичного ринку та пов'язаного з цим зростання споживання природних енергетичних ресурсів переконливо показують необхідність пошуку додаткових джерел енергії, які змогли б компенсувати нестачу наявних ресурсів, а в ідеалі – повністю замінити їх. Як свідчить практичний досвід США, Японії, Німеччини, один із шляхів розв'язання цієї задачі, пов'язаний з перетворенням сонячної енергії в електричну енергію за допомогою напівпровідникових фотоелектричних перетворювачів (ФЕП).

Найбільш розповсюдженим типом ФЕП є приладові структури на основі моно- та полікристалічного кремнію товщиною до 200 мкм. Основною проблемою їх широкомасштабного використання є висока ціна електричної енергії яку

вони виробляють, що обумовлено високою матеріаломісткістю технологічного процесу виготовлення. Для зниження ціни ФЕП перспективним є використання систем, які працюють в умовах концентрованого сонячного випромінювання. Використання дзеркал дозволяє в сотні разів знизити витрати ФЕП. Проте застосування ФЕП на основі кремнію традиційної конструкції при концентрованому сонячному випромінненні призводить до зниження ККД на порядок [1,2]. В той же час використання багатоперехідних кремнієвих ФЕП з вертикальними діодними комітками з підвищенням інтенсивності сонячного опромінення демонструє підвищення ККД [3,4].

Раніше було запропоновано конструктивно-технологічне рішення гібридних фотоенергетичних модулів (ФЕМ) на основі монокристалічних кремнієвих ФЕП, оснащених системою охолодження

для забезпечення вироблення максимальної електричної потужності в процесі експлуатації модуля. Оснащення модулів в складі фотоелектричної станції блоком охолодження для зниження робочої температури фотоелектричних перетворювачів дозволяє збільшити їх електричну потужність в процесі експлуатації і термін служби окремих ФЕП, а при одночасному використанні концентраторів сонячного випромінювання, дозволяє домогтися практично дворазового збільшення електричної потужності, що виробляється фотоелектричними модулями. Монтаж таких фотоенергетичних модулів на трежері - пристрої стеження за сонячним випромінюванням, дозволить отримати до 30% збільшення електричної потужності, що виробляється фотоелектричними модулями.

Також розроблена раніше [5] фотоенергетична установка на основі багатоперехідних кремнієвих ФЕП з вертикальними діодними комітками або з ФЕП на основі арсеніду галія, яка має систему позиціонування та управління, що дозволяє збільшити кількість світлової енергії, що надходить на поверхню енергетичної установки, має багато переваг.

Реалізація установок такого типу дозволяє виробляти не тільки електричну енергію, а й теплу воду. Але поряд із цим, виявилися суттєві недоліки щодо рівномірного охолодження встановлених ФЕП обумовлені зміною теплового балансу, котрі потребували окремого створення математичного апарату та його вирішення [6-8]. Також виявилися недоліки практичного застосування, пов'язані з відсутністю стандартних елементів системи перетворення постійної напруги, що виробляється запропонованими гібридними фотоенергетичними установками в електроенергію промислової частоти [9].

Мета роботи

Узагальнення та вдосконалення сучасного стану розробок гібридних фотоенергетичних установок з підвищеною сумарною електричною і тепловою ефективністю:

- проведення математичного моделювання основних параметрів теплообмінних блоків для гібридних фотоенергетичних установок на основі загальних моделей теплообміну при примусовій циркуляції рідини;

- вдосконалення та розробка високоєфективних теплообмінних блоків;

- розрахунок і розробка схемотехнічного та конструктивного рішень DC-DC перетворювача для системи відбору потужності для фотоелектричної станції на основі гібридних фотоенергетичних модулів.

Викладення основного матеріалу

1. Моделювання основних параметрів теплообмінних блоків для гібридних фотоенергетичних установок

1.1 Методика дослідження

Для визначення коефіцієнту теплопередачі при заданій температурі теплоносія і температурі поверхні, що обтікається, необхідно визначити градієнт температури на стінці теплообмінника. Градієнт температури можна визначити з рішення рівняння енергії, котре в свою чергу залежить від розподілу швидкості потоку в області протікання, що розглядається. В загальному вигляді вирішення задачі конвективного теплообміну для протікання рідини вздовж площини зводиться до вирішення наступної системи диференціальних рівнянь (1). Така система рівнянь в загальному вигляді не піддається аналітичному вирішенню, тому розглядаються окремі випадки.

1.1.1 Тепловіддача при русі рідини в прямих гладких трубах. При русі рідин і газів в трубах і каналах існують ламінарний ($Re_{f,d} \leq 2300$), турбулентний ($Re_{f,d} \geq 10^4$) і перехідний від ламінарного до турбулентного ($2300 < Re_{f,d} < 10^4$) режими течії рідини.

$$\begin{cases} \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \frac{\partial w_x}{\partial x} + \frac{\partial w_y}{\partial y} = 0 \\ \frac{\partial w_x}{\partial \tau} + w_x \frac{\partial w_x}{\partial x} + w_y \frac{\partial w_x}{\partial y} = \frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial^2 w_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_x}{\partial y^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + g_x \\ \frac{\partial w_y}{\partial \tau} + w_x \frac{\partial w_y}{\partial x} + w_y \frac{\partial w_y}{\partial y} = \frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial^2 w_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_y}{\partial y^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + g_y \\ \frac{\partial T}{\partial \tau} + w_x \frac{\partial T}{\partial x} + w_y \frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\lambda}{\rho c_p} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \\ p = \rho RT \end{cases} \quad (1)$$

Визначальні параметри для розрахунку критерію Рейнольдса:

$T_0 = T_f = 0,5 \cdot (T_{f,in} + T_{f,out})$ – середня температура рідини в трубі;

$R_o = d_{in}$ – внутрішній діаметр труби;

$w_0 = G/(\rho \cdot f)$ – середня по перерізу труби швидкість руху рідини.

1.1.1.1 Тепловіддача при ламінарному режимі руху рідини в трубах ($Re \leq 2300$)

Тепловіддача в трубах при стабілізованому перебігу і стабілізованому теплообміні може бути розрахована при $T_w = \text{const}$ і при $q_w = \text{const}$ за наближеною формулою [9]:

$$N_u = 4\varepsilon_t \quad (2)$$

де поправку ε_t розраховують за формулою

$$\varepsilon_t = \left(\frac{Pr_f}{Pr_w} \right)^{0.25} \quad (3)$$

При ламінарному режимі руху в прямих гладких трубах і наявності ділянок гідродинамічної та теплової

стабілізації для більш точної апроксимації експериментальних даних виділяють два підрежими: ламінарний в'язкістний і ламінарний в'язкістно-гравітаційний. Ламінарний в'язкістний режим течії має місце при числах Рейля $Ra < 8 \cdot 10^5$, а ламінарний в'язкістно-гравітаційний режим при $Ra \geq 8 \cdot 10^5$.

Тепловіддача при ламінарному в'язкістному режимі руху рідини в трубах ($Re \leq 2300$; $Ra < 8 \cdot 10^5$). Середній по внутрішній поверхні труби довжиною l коефіцієнт тепловіддачі розраховують за формулою, яка отримана при $l/(Re \cdot d) \leq 0,05$ і $0,07 \leq \mu_w / \mu_f \leq 1500$ [5]:

$$Nu = 1.55(Re \cdot d_{in} / l)^{1/3} \cdot (\mu_f / \mu_w)^{0.14} \cdot \varepsilon_l \quad (4)$$

Величина ε_l поправки, що враховує вплив на тепловіддачу гідродинамічної стабілізації потоку на початковій ділянці теплообміну:

при

$$\frac{l}{Re \cdot d} < 0.1: \varepsilon_l = 0.6 \left(\frac{l}{Re \cdot d} \right)^{-\frac{1}{7}} \left(1 + 2.5 \frac{l}{Re \cdot d} \right) \quad (5)$$

$$\text{при } l/(Re \cdot d) < 0.1: \varepsilon_l \approx 1. \quad (6)$$

Тепловіддача при ламінарному в'язкісно-гравітаційному режимі руху текучого середовища в трубах ($Re \leq 2300$; $Ra < 8 \cdot 10^5$). Середній коефіцієнт тепловіддачі при ламінарному в'язкістно-гравітаційному режимі течії може бути розрахований по критеріальному рівнянню М. А. Міхєєва [10]:

$$Nu = 0.15 \cdot Re_{f,d}^{0.33} \cdot Pr_f^{0.33} \cdot (Gr_{f,d} \cdot Pr_f)^{0.1} \cdot \varepsilon_l \cdot \varepsilon_i \quad (7)$$

Поправочний коефіцієнт, ε_i що враховує вплив на тепловіддачу процесу гідродинамічної стабілізації потоку на початковій ділянці теплообміну дорівнює:

при $l/d < 50$ значення ε_i знаходять по експериментальним даним [6];

$$\text{при } l/d \geq 50 - \varepsilon_i = 1.$$

1.1.1.2 Тепловіддача при турбулентному режимі руху рідини в трубах ($Re \geq 10^4$)

Середній коефіцієнт тепловіддачі при турбулентному протіканні рідини в прямих гладких трубах розраховують за формулою М. А. Міхєєва [10]:

$$Nu_{f,d} = 0.021 \cdot Re_{f,d}^{0.8} \cdot Pr_f^{0.43} \cdot \varepsilon_l \cdot \varepsilon_i \quad (8)$$

Поправочний коефіцієнт ε_i , що враховує вплив на тепловіддачу процесу гідродинамічної стабілізації потоку на початковій ділянці теплообміну дорівнює:

$$\text{при } l/d < 50 - \varepsilon_i \approx 1 + 2d/l;$$

$$\text{при } l/d \geq 50 - \varepsilon_i = 1.$$

Значення ε_i в залежності від критерію Рейнольдса наведено у [9].

1.1.1.3 Тепловіддача при перехідному режимі руху рідини в трубах ($2300 < Re < 10^4$)

Перехідний режим течії характеризується змішуванням ламінарної і турбулентної течій. У цьому випадку коефіцієнт тепловіддачі можна розрахувати за формулою [10]:

$$Nu_{f,d} = K_0 \cdot Pr_f^{0.43} \cdot \varepsilon_l \cdot \varepsilon_i \quad (9)$$

де комплекс K_0 залежить від числа Рейнольдса [10], а поправку ε_l розраховують також як і при турбулентному режимі течії рідини.

1.1.2 Тепловіддача при русі рідини в каналах довільного поперечного перерізу

Всі вищенаведені критеріальні формули для розрахунку тепловіддачі в круглій трубці застосовані і для розрахунку коефіцієнта тепловіддачі при протіканні рідин і газів в каналах іншої (не круглої) форми поперечного перерізу (прямокутної, трикутної, кільцевої і т.д.), при повздовжньому омиванні пучків труб, укладених в канал довільного поперечного перерізу, а також під час руху рідини, що не заповнює всього перерізу каналу. При цьому в якості характерного розміру слід застосовувати еквівалентний або гідравлічний діаметр каналу:

$$R_0 = d_{ekv} = d_r = 4f / P, \quad (10)$$

де f - площа поперечного перерізу потоку, m^2 ; P - змочений периметр каналу, m .

1.1.3 Тепловіддача при турбулентному русі рідини в вигнутих трубах

При русі рідини в вигнутих трубах (колінах, змійовиках) відбувається його додаткова турбулізація і, як наслідок, збільшення коефіцієнта тепловіддачі [11]. Для розрахунку тепловіддачі в вигнутих трубах необхідно помножити число Нуссельта на поправочний коефіцієнт:

$$\varepsilon_g = 1 + 1.8 \cdot d_{in} / R_g, \quad (11)$$

де d_{in} - внутрішній діаметр труби, а R_g - радіус вигину.

1.2 Розрахунок підвищуючого DC-DC перетворювач для високоефективної системи відбору потужності

За попередньою оцінкою, проведеною раніше, найкращими схемотехнічним рішеннями є мостовий резонансний перетворювач і трьохкаскадний паралельно-послідовний перетворювач, що містить два резонансних перетворювача і знижуваче-підвищуючий перетворювач [12, 13]. Дані схемотехнічні рішення забезпечують найвищий ККД у всьому діапазоні робочих вхідних параметрів, а також простоту реалізації системи управління транзисторами, включаючи можливість застосування спеціалізованих інтегральних мікросхем. Високе значення ККД зводить до мінімуму труднощі реалізації охолодження перетворювача. В якості корпусу зручно використовувати наявні на ринку герметичні металеві корпуси з алюмінієвих сплавів. Вибір максимальної вхідної потужності і вхідної напруги перетворювача, що відповідають параметрам одного ФЕМ є оптимальним, оскільки дозволяє застосовувати спеціалізовані інтегральні мікросхеми і дешеві транзистори, які використовуються в автомобільній і комп'ютерній техніці, а також легко дозволяє організувати охолодження силових компонентів. Іншою позитивною властивістю роботи

перетворювача на один ФЕМ є більш повне використання потужності світлового потоку і можливість віддаленого моніторингу стану кожного ФЕМ.

З огляду на широкий діапазон коефіцієнта передачі DC-DC перетворювача в робочих діапазонах вхідних і вихідних напруг, більше число активних і пасивних компонентів при реалізації трьохкаскадного паралельно-послідовного перетворювача, вибір схемотехнічного рішення регульованого мостового резонансного перетворювача (рис. 1) є оптимальним по співвідношенню вартості реалізації, числа компонентів і технічних характеристик перетворювача.

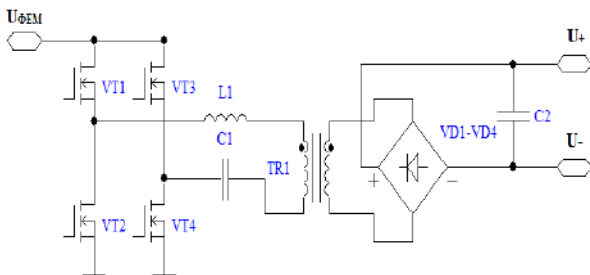


Рис. 1 - Мостовий резонансний LLC перетворювач

Коефіцієнт передачі регульованого мостового резонансного перетворювача:

$$G = K \cdot n, \quad (12)$$

де K – коефіцієнт передачі резонансного LLC кола;
 n – відношення числа витків вторинної обмотки до числа витків первинної обмотки трансформатора.

Оскільки резонансний перетворювач має максимальну ефективність при $K = 1$, обчислимо n з умови максимальної ефективності в номінальному режимі роботи перетворювача:

$$n = \frac{U_{in.nom.}}{U_{out.nom.}} = \frac{30}{630} = \frac{1}{21}, \quad (13)$$

де $U_{in.nom.}$ – номінальна вхідна напруга перетворювача;

$U_{out.nom.}$ – номінальна вихідна напруга перетворювача.

Коефіцієнт передачі резонансного LLC кола повинен приймати максимальне значення K_{max} при поєднанні мінімальної вхідної ($U_{in.min.}$) і максимальної вихідної напруги ($U_{out.max.}$), і мінімальне значення K_{min} при поєднанні максимальної вхідної ($U_{in.max.}$) і мінімальної вихідної ($U_{out.min.}$) напруги:

$$K_{max} = n \cdot \frac{U_{out.max.}}{U_{in.min.}} = \frac{1}{21} \cdot \frac{700}{23} \approx 1,45; \quad (14)$$

$$K_{min} = n \cdot \frac{U_{out.min.}}{U_{in.max.}} = \frac{1}{21} \cdot \frac{600}{42} \approx 0,68. \quad (15)$$

Для розрахунку параметрів резонансного LLC кола скористаємося еквівалентною схемою заміщення резонансного кола (рис. 2) [14].

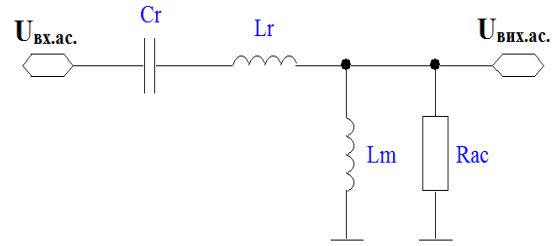


Рис. 2 - Еквівалентна схема заміщення резонансної ланцюга LLC

Для наведеної схеми заміщення коефіцієнт передачі резонансного LLC кола описується виразом:

$$K = \left| \frac{U_{in}}{U_{out}} \right| = \frac{F_x^2 (m-1)}{\sqrt{(mF_x^2 - 1) + F_x^2 (F_x^2 - 1)^2 (m-1)^2 Q^2}}, \quad (16)$$

де $Q = \sqrt{\frac{L_r}{C_r}}$ – добротність; $R_{ac} = \frac{8}{\pi^2} n^2 \frac{U_{out}}{I_{out}}$ –

приведений опір навантаження; U_{in} – вхідна напруга перетворювача; U_{out} – вихідна напруга перетворювача;

I_{out} – вихідний струм перетворювача; $F_x = \frac{f_s}{f_r}$ –

нормалізована частота перемикання транзисторів; f_s – частота перемикання транзисторів перетворювача;

$f_r = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_r C_r}}$ – резонансна частота контуру L_r, C_r ; L_r –

резонансна індуктивність; C_r – резонансна ємність;

$m = \frac{L_r + L_m}{L_r}$ – відношення сумарної вхідної індуктивності контуру до резонансної індуктивності;

L_m – індуктивність намагнічування трансформатора.

Мінімальний приведений опір навантаження $R_{ac.min.}$ відповідає мінімальній вихідній нарузі та максимальній вихідній потужності ($P_{in.max.}$) при очікуваному максимальному коефіцієнті корисної дії 98%:

$$R_{ac.min.} = \frac{8}{\pi^2} n^2 \frac{U_{out.min.}^2}{P_{in.max.} \cdot \eta} = \frac{8}{3,14^2} \cdot 0,047619^2 \cdot \frac{600^2}{300 \cdot 0,98} \approx 2,25 \text{ Ом}. \quad (17)$$

Крок 1. Вибір максимальної добротності Q_{max} . Добротність контуру LLC приймає максимальне значення при мінімальному наведеному опорі навантаження $R_{ac.min.} = 2,25 \text{ Ом}$. При низькому значенні добротності потрібна велика частота комутації транзисторів перетворювача для досягнення мінімального коефіцієнта передачі резонансного LLC контуру K_{min} [15]. Отже, зростають динамічні втрати в транзисторах і діодах. При високому значенні добротності неможливо досягти максимального коефіцієнта передачі резонансного LLC контуру K_{max} . На рисунку 3 представлений приклад залежності коефіцієнта передачі резонансного контуру від

нормалізованої частоти перемикання транзисторів при фіксованих значеннях добротності. Область частоти перемикання транзисторів, що знаходиться лівіше точки перегину кривої, відповідає ємнісного характеру навантаження і є забороненою, зважаючи на «жорстке» перемикання транзисторів з великою швидкістю наростання напруги, що приводить до виходу транзисторів з ладу.

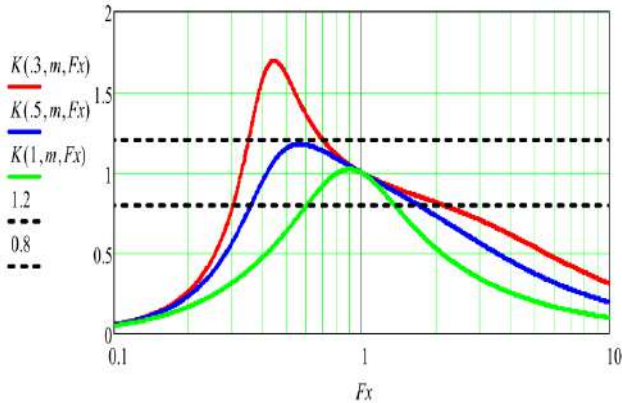


Рис. 3 - Приклад залежності коефіцієнта передачі LLC контуру від нормалізованої частоти при різних значеннях добротності

З прикладу видно, що для діапазону K від 0,8 до 1,2 значення добротності 0,5 є оптимальним.

Крок 2. Вибір значення відносини сумарної вхідної індуктивності контуру до резонансної індуктивності m . Дане відношення є постійним і залежить тільки від параметрів моткових компонентів. При зниженні значення m збільшується коефіцієнт передачі резонансного контуру K , але також зростає реактивний струм, що збільшує статичні втрати перетворювача. Значення m слід вибирати максимально можливим, при якому коефіцієнт K може приймати необхідне значення K_{\max} .

Крок 3. Знаходження мінімальної нормалізованої частоти за умови зберігання індуктивного характеру струму на вході LLC контуру при мінімальній добротності. Мінімальна нормалізована частота перемикання транзисторів $F_{x \min}$. При якій струму на вході LLC контуру має індуктивний характер визначається за графіком залежності коефіцієнта передачі резонансного контуру від нормалізованої частоти перемикання транзисторів при максимальному значенні добротності за умови:

$$\frac{d}{dF_x} K(Q_{\max}, m, F_{x \min}) = 0. \quad (18)$$

Крок 4. Перевірка значення максимального коефіцієнта передачі резонансного контуру K_{\max} при отриманих вище значеннях Q_{\max} , m , $F_{x \min}$. Дану перевірку слід виконувати по співвідношенню для добротності або за допомогою комп'ютерного моделювання. При не відповідності K_{\max} значенням 1,45 слід змінюючи значення m досягти цієї відповідності.

Крок 5. Після визначення значень Q_{\max} , m , $F_{x \min}$. Далі визначають резонансний індуктивність і ємність,

індуктивність намагнічування трансформатора.

Правильний розрахунок резонансного кола дозволяє отримати оптимальні характеристики перетворювача. Алгоритм дозволяє в кілька ітерацій розрахувати необхідні параметри резонансного LLC кола. Використовуючи наближений розрахунок і уточнюючи його за допомогою моделювання можна отримати досить вірні результати при значній економії часу.

Мінімальна вхідна напруга DC-DC перетворювача відповідає максимальній температурі ФЕМ, освітленості 200 Вт/м², тобто вхідній потужності ($P_{in.min}$) не більше:

$$P_{in.min} (23V) \leq 23V \cdot I_{in.nom} \cdot \frac{200 \text{ Вт/м}^2}{1000} = 37,6 \text{ Вт} \quad (8)$$

З огляду на широкий діапазон вхідних і вихідних параметрів DC-DC перетворювача, особливість регулювання резонансного перетворювача і залежність ефективності від параметрів LLC контуру, задамо залежність максимальної вхідної потужності від вхідної напруги з метою отримання максимального значення коефіцієнта корисної дії і оптимального поєднання з використовуваними ФЕМ. Задана залежність максимальної вхідної потужності від вхідної напруги представлена на рисунку 4.

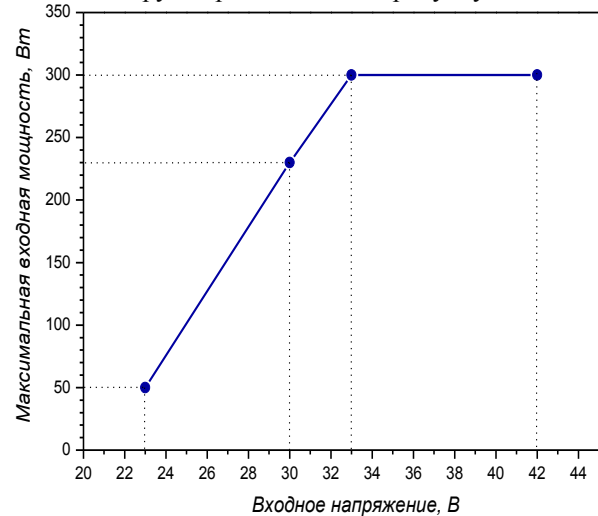


Рис. 4 - Залежність максимальної вихідної потужності DC-DC перетворювача від вхідної напруги

Максимальне значення добротності відповідає максимальному вихідному струму. Вихідний струм приймає максимальне значення при мінімальній вихідній напрузі та максимальній вихідній потужності. Значення мінімального наведеного опору навантаження $R_{ac.min} = 2,25$ Ом відповідає максимальній добротності LLC контуру, при цьому максимальне значення коефіцієнта передачі резонансного кола $K_{max} = 1,45$ потрібно при вхідній потужності 50 Вт і вихідній напрузі 700 В. За виразом для R_{ac} визначається значення мінімального

наведеного опору навантаження $R_{ac.min}$. для вхідної напруги 23 В:

$$R_{ac.min}(23V) = \frac{8}{3,14^2} * 0,047619^2 * \frac{600^2}{50 * 0,98} \approx 13,5 \text{ Ом} \quad (8)$$

Діаграми і дані для частоти резонансу 100 кГц, отримані за алгоритмом розрахунку параметрів резонансного ланцюга шляхом декількох ітерацій з перевіркою комп'ютерним моделюванням, представлені на рисунку 5 і в таблиці 1. Значення відносини сумарної вхідної індуктивності контуру до резонансної $m = 11$.

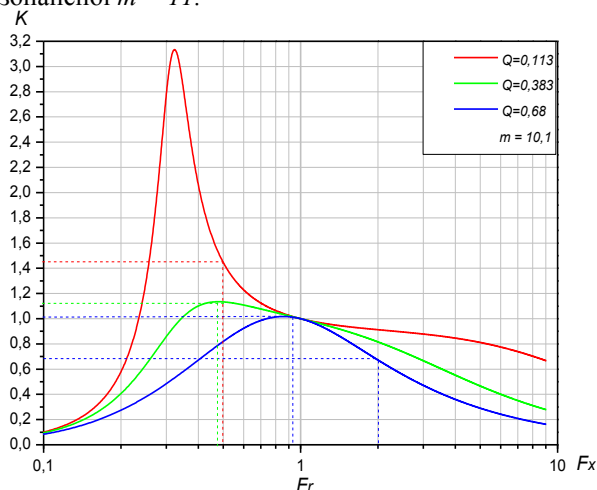


Рис. 5 - Залежність коефіцієнта передачі LLC контуру від нормалізованої частоти при заданих значеннях добротності

Таблиця 1 – Параметри резонансного кола

U_{in} , В	P_{in} , Вт	K_{max}	K	$R_{ac,max}$, Ом	Q_{max}	F_x
23	50	1,45	3,13	13,5	0,113	0,33
30	230	1,11	1,134	3,995*	0,383*	0,48*
33	300	1,01	1,026	2,25	0,68	0,86
42	300	0,79	1,026	2,25	0,68	0,972

* Значення $R_{ac.min}$. відповідає максимальній вихідній напрузі і K_{max} .

Виберемо значення резонансної ємності з ряду $E6$ 0,94 мкФ (два конденсатора по 0,47 мкФ в паралель), при частоті резонансу $F_r = 110,7$ кГц отримаємо значення резонансної індуктивності $L_r = 2,2$ мкГн і при $m = 10,1$ значення індуктивності намагнічування трансформатора $L_m = 20$ мкГн.

На рис. 6 представлена модельна тимчасова діаграма струму резонансного дроселя і струму первинної обмотки трансформатора при різних поєднаннях вхідних і вихідних параметрів DC-DC перетворювача.

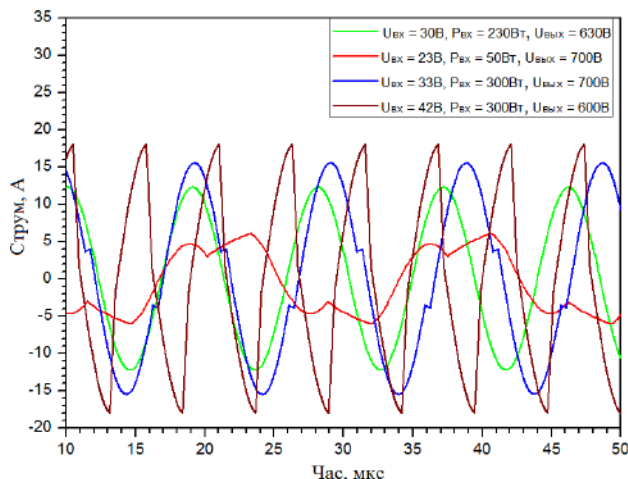


Рис. 6 - Модельна тимчасова діаграма струму дроселя

Як резонансний конденсатор застосовано паралельно з'єднані конденсатори В32652А3474J000 (250В 0,47 мкФ) з поліпропіленовим діелектриком. Як резонансна індуктивність застосований дросель В82559А4222А020 (2,2 мкГн, 43 А).

Трансформатор складається з сердечника ЕТD44 з магнітним зазором 0,5 мм. Вторинна обмотка складається з двох частин по 74 і 73 витка високочастотного дроту ЛЕШО 14x0,1, з'єднаних послідовно. Первинна обмотка містить 7 витків високочастотного дроту ЛЕПКО 175x0,1 і розташовується між двома частинами вторинної обмотки. Вимірвальна обмотка містить 7 витків дроту ПЕТВ-2 0,3.

Обговорення результатів

2.1 Результати моделювання основних параметрів теплообмінних блоків для гібридних фотоенергетичних установок

2.1.1 Висококонцентроване випромінювання

Згідно з загальними стандартними вимогами до фотоенергетичних установок для роботи з промисловим обладнанням вихідна напруга сонячної батареї (СБ) повинна становити не більше $U_{NM} = 48$ В; струм навантаження – $I_{NM} = 10,4$ А; електрична потужність, що СБ віддає у навантаження – P_{NM} до 500 Вт. Звідси, при $S_{SB} \approx 100$ см² можна розрахувати, питому електричну потужність P_{NM} , яку має видавати у навантаження 1 см² такої СБ і котра дорівнює 5 Вт/см². Однак, поряд із цим, при максимально можливому ККД ФЕП, наприклад на основі арсеніду галію, на рівні 30%, для забезпечення необхідних параметрів на поверхню СБ має надходити світло з питомою потужністю не менше 16,7 Вт/см². А отже потужність 11,7 Вт/см² буде надлишковою і надходитиме до СБ та теплообмінника у вигляді теплової енергії, що призводитиме до суттєвого і швидкого перегрівання СБ.

Площа апертури дзеркал системи, що концентрує, $S_a \approx 2,4$ м². При потужності сонячного

випромінювання $P_s = 1000 \text{ Вт/м}^2$ енергія, яка надходить на цю площу $Q_s = 2396 \text{ Вт}$. За рахунок обрання більш якісного матеріалу для дзеркал, частка енергії, що надходить до фотоприймальної пластини після врахування коефіцієнта відбиття від дзеркал ($r_z = 0,95$), а також процесів відбиття та поглинання в системі пластина – скло, яка враховує поглинаючу здатність (τ_a) [9], маємо $Q_{s1} = r_z Q_s (\tau_a) = 1761 \text{ Вт}$ (це відповідає ефективному коефіцієнту концентрації $K_{eff} = 386$). Після перетворення частки цієї енергії в електричну енергію з коефіцієнтом корисної дії $\eta = 30\%$, що дає $Q_{s2} = 528 \text{ Вт}$ електричної енергії, в теплову енергію переходить $Q_{s3} = Q_{s1}(1-\eta) = 1233 \text{ Вт}$.

Як було показано раніше [5] для досягнення прийнятних температур СБ необхідно підвищити інтенсивність теплообміну. Для цього можна використати або збільшення площі теплообміну за рахунок використання радіатора, або спробувати використати турбулентний потік охолоджувача для збільшення коефіцієнту теплообміну [16].

На основі запропонованого теоретичного обґрунтування було розглянуто два варіанти конструкції, які схематично зображено на рисунку 7. Конструкція зображена на рис. 7, а має велику площу теплообмінника, а конструкція, зображена на рис. 7, б має великий коефіцієнт теплообміну при площі теплообмінника, близькій до площі теплоприймальної пластини.

Для розрахунку теплообмінного блоку з радіатором з великою площею теплообмінної поверхні рис. 7, а було в якості моделі обрано промисловий мідний радіатор, який використовується для охолодження елементів комп'ютерних схем. Він має наступні розміри: $91 \times 91 \times 25 \text{ мм}$, 56 пластин, відстань між якими складає 1 мм , тобто маємо 55 каналів протікання води з поперечним перетином $1 \times 20 \text{ мм}$ (враховуючи товщину верхньої пластини 5 мм), але при центральній подачі води ефективно маємо 110 каналів. При витратах охолоджувача (води) в першому замкнутому контурі 10 л/хв ($0,016 \text{ кг/с}$) швидкість потоку (w) в проміжках між пластинами складає $0,0682 \text{ м/с}$. При середній температурі охолоджуючої води $\sim 50^\circ\text{C}$ кінематична в'язкість води $\nu = 0,556 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$. Враховуючи ефективний діаметр $d_e = 1,9 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ одержимо число Рейнольдса $Re = wd_e/\nu = 234$, що відповідає ламінарному потоку. Розрахувавши числа Гразгофа (495) і Релея (1752) визначаємо, що в обраному радіаторі при вказаних витратах охолоджувача реалізується ламінарно-в'язкий режим протікання потоку. Розрахунок коефіцієнту теплообміну між теплоносієм та пластинами радіатора дає $Nu = 1838 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, що недостатньо для ефективного відведення тепла, а такий теплообмінник не може бути використано в фотоенергетичній установці.

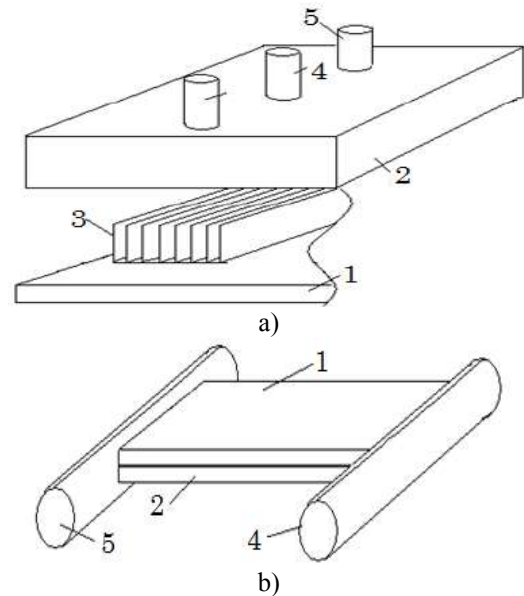


Рис. 7 - Схематичне зображення конструкцій блоку охолодження з пластинковим радіатором (а) та прямокутним з малою шириною щілини між пластинами (б): 1 – кришка блоку охолодження, 2 – корпус блоку охолодження, 3 – пластина радіатора, 4 – трубка подачі охолоджувача, 5 – трубка виведення охолоджувача

Для розрахунку теплообмінного блоку з радіатором з великим коефіцієнтом теплообміну (рис. 7, б) було запропоновано наступні розміри перетину протоку для води $1 \times 80 \text{ мм}$ при довжині 60 мм . При таких розмірах і витратах води, як і вище, швидкість потоку в проміжках між пластинами складає $1,875 \text{ м/с}$. Враховуючи ефективний діаметр $d_e = 1,98 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ одержимо число Рейнольдса $Re = wd_e/\nu = 6661$, що відповідає перехідному режиму протікання потоку. Розрахунок коефіцієнту теплообміну між теплоносієм та верхньою пластиною радіатора дає $Nu = 13931 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Зменшення відстані між пластинами до критичних, з точки зору в'язкості, $0,5 \text{ мм}$ дозволяє збільшити швидкість потоку до $2,92 \text{ м/с}$, але при менших витратах рідини, оскільки зростає гідродинамічний опір і насос може забезпечити витрати на рівні 7 л/хв , що залишає потік в перехідному режимі протікання. При цьому $Nu = 18483 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

На підставі проведених розрахунків було вдосконалено базову конструкцію плоского теплообмінника з введенням до нього мікроканалів для збільшення коефіцієнту теплообміну. Блок теплообмінника виконаний у вигляді закінченого вузла. На рис. 8 зображено конструкцію радіатора,

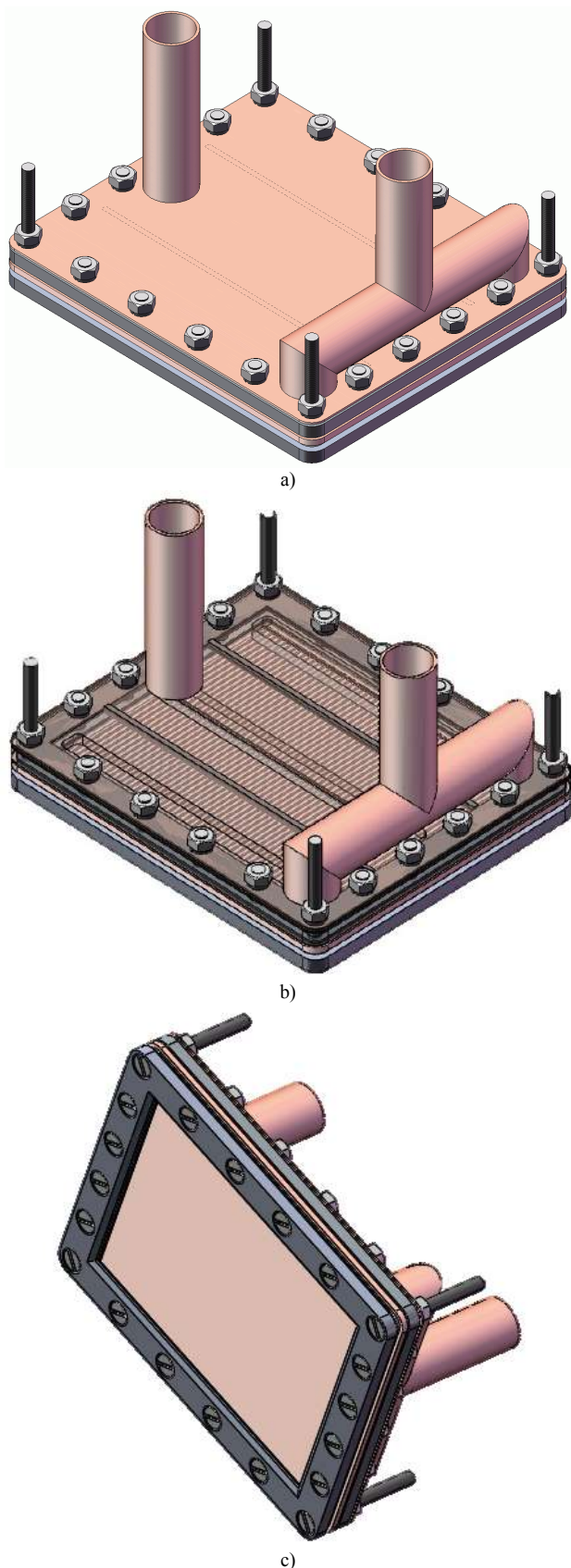


Рис. 8 - Зображення плоского теплообмінника загальне (а), поперечний переріз на мікроканали (b) та з боку теплообмінної площини (с)

який являє собою полу конструкцію. В цій конструкції передбачені колектуючі площини з трубками що подають (відводять) теплоносій, та ребра, що утворюють мікроканали для руху охолоджуючої рідини. Дно радіатора є основою для кріплення СБ, таким чином зменшується тепловий опір «поверхня-теплоносій».

З урахуванням наведеної конструкції та теоретичного обґрунтування було проведено математичне моделювання роботи такого теплообмінника при різних швидкостях руху рідини. Основними критеріями для аналізу були рівномірність охолодження поверхні та її температура при надходженні зазначеної раніше кількості тепла. Відповідні теплові картини наведено на рисунку 9.

Аналіз наведених теплових картин дозволяє зробити висновок, що вже при швидкості протікання рідини 0,3 м/с для запропонованої конструкції теплообмінника досягається достатня рівномірність охолодження поверхні (рис. 9, в). При цьому максимальна температура не перевищує 43,5 °С, чого достатньо для ефективної роботи СБ без зменшення ККД. Поряд із цим, зменшення швидкості протікання рідини призводить до втрати рівномірності охолодження та до суттєвого зростання температури поверхні до більш ніж 60 °С, що є неприпустимим.

Також слід зазначити, що необхідні параметри теплообміну досягаються при швидкості протікання 0,3 м/с, що значно менше 2,92 м/с, котрі були отримані для класичного плоского теплообмінника. При цьому подальше підвищення швидкості протікання рідини не призводить до суттєво покращення рівномірності і зниження температури, однак буде потребувати додаткових витрат енергії на створення потоку.

Зменшення ефективного потоку рідини у порівнянні з класичним плоским теплообмінником свідчить про зростання коефіцієнту теплообміну. Таке можливо лише при переході від перехідного режиму протікання рідини у класичному плоскому теплообміннику до турбулентного режиму у запропонованій конструкції. Для підтвердження зміни режиму протікання рідини було проведено математичне моделювання потоку рідини у каналах теплообмінника, картини яких наведено на рисунку 10.

Аналіз потоку рідини підтвердив протікання у турбулентному режимі, який дає максимальний коефіцієнт теплопередачі, і, як наслідок, забезпечує досягнення рівномірності охолодження та низької температури при мінімальних затратах енергії на створення потоку рідини.

2.1.2 Низькоконцентроване випромінювання

Найбільш уживаними на даний час низькоконцентрованими установками для автономного тепlopостачання є установки на базі сонячних теплових колекторів які в той же час потребують зовнішнього джерела електроенергії для живлення електронних керуючих компонентів та циркуляційного насоса на рівні 100 Вт, що не дозволяє в повній мірі вважати такі установки автономними.

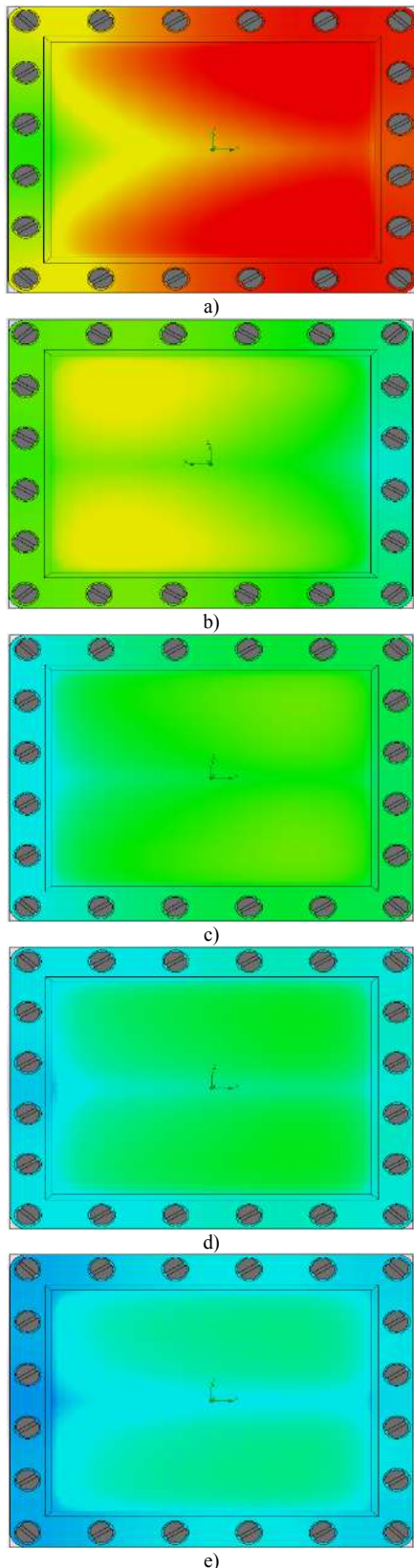


Рис. 9 - Теплові картини теплообмінника при наступних умовах моделювання: $a - w = 0,1 \text{ м/с}$, максимальна температура поверхні $T_{max} = 63,25 \text{ }^\circ\text{C}$; $b - w = 0,2 \text{ м/с}$, $T_{max} = 48,27 \text{ }^\circ\text{C}$; $c - w = 0,3 \text{ м/с}$, $T_{max} = 43,38 \text{ }^\circ\text{C}$; $d - w = 0,5 \text{ м/с}$, $T_{max} = 39,18 \text{ }^\circ\text{C}$; $e - w = 1,0 \text{ м/с}$, $T_{max} = 35,72 \text{ }^\circ\text{C}$

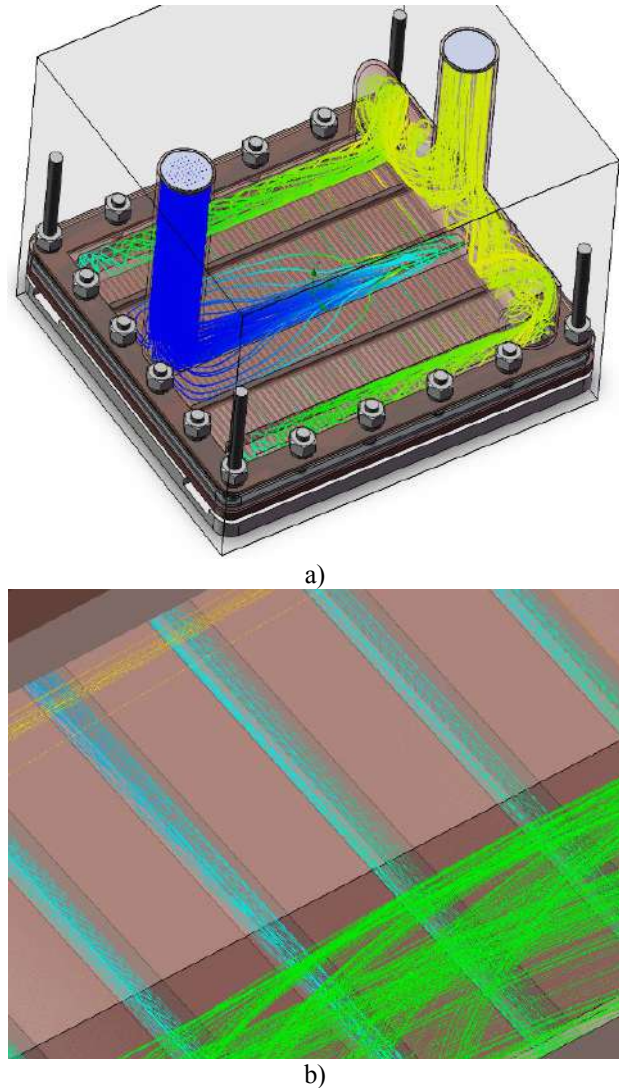


Рис. 10 - Зображення картин моделювання потоку рідини у теплообміннику в цілому (a) та у його мікроканалах (b)

Одним з шляхів вирішення даної проблеми є поєднання в одній установці сонячної батареї та теплового колектору. Гібридні сонячні колектори здатні виробляти електроенергію і теплову енергію одночасно і являють собою конструкцію у якій поєднані фотоелектрична панель і тепловий сонячний колектор [17]. Такі гібридні термофотоенергетичні установки зазвичай базуються на СБ на основі монокристалічного кремнію і у їх вихідних характеристиках значно переважає електрична складова. Крім того СБ на основі монокристалічного кремнію внаслідок властивостей матеріалу мають інтенсивне поглинання ближньої довгохвильової компоненти сонячного випромінювання із довжиною хвилі більше 1000 нм. Таке поглинання є фотоелектрично неефективним і призводить до паразитного нагріву СЕ та зниження ефективності роботи теплової частини такої гібридної установки. Це викликає необхідність в організації ефективного тепловідведення від СБ до теплообмінника крізь

проміжні термоінтерфейси, що призводить до ускладнення конструкції установки та збільшення її вартості. Через це, а також дороговизну власне СБ на основі монокристалічного кремнію гібридні термофотоелектричні модулі мають ціну на рівні 1200 долл/модуль. В той же час максимум поглинання гнучких тонкоплівкових СБ на основі системи CdS/CdTe зосереджений у діапазоні 400-800 нм, а для ближньої інфрачервоної компоненти вони є практично прозорими. Тому використання таких СБ у складі гібридних фотоенергетичних установок забезпечить вільне надходження до теплообміннику установки довгохвильової компоненти сонячного випромінювання, та ефективну генерацію теплової енергії. Розроблені на даний час гнучкі СЕ на основі системи CdS/CdTe характеризуються рекордною масопотужністю характеристикою 2,5 кВт/кг та ККД на рівні 10-11% [18]. Використання у електричній частині гібридної установки гнучких тонкоплівкових СБ на основі системи CdS/CdTe виготовлених на поліімідній підкладці дозволить монтувати такі СБ шляхом наклеювання на захисне скло безпосередньо на фотоприймальній поверхні стандартних сонячних теплових колекторів ціна яких не перевищує 130 долл/модуль. Типова фотоенергетична установка складається з 4-5 колекторів з площею фотоприймальної поверхні на рівні 2 м² кожен, забезпечує опалення приміщення площею до 200 м² та підігрів води на рівні 300 л/добу і оснащення таких колекторів вказаних сонячною батареєю на основі гнучких тонкоплівкових СБ з вищевказаними вихідними параметрами забезпечить вироблення близько 200 Вт електричної потужності, що є цілком достатнім для забезпечення власних потреб термофотоенергетичної установки.

Додатковою перевагою є можливість зниження температури СБ, за рахунок охолодження СБ, розміщених на фотоприймальній поверхні колектору теплоносієм використовуваним в тепловій частині такої установки. Як відомо, при підвищенні температури фотоелемента, ефективність вироблення електроенергії знижується тому додаткове охолодження сонячних елементів дозволить підвищити їх ефективність.

На підставі запропонованої математичної моделі було проведено ряд модельних експериментів із різними параметрами, а саме товщиною пластини (від 0,5мм до 3мм) та швидкістю потоку теплоносія (від 0,1м/с до 1,0м/с) у системі. Ключовою задачею було знайти оптимальний баланс між цими параметрами, рівномірністю теплообміну і собівартістю системи.

Опорним експериментом було дослідження процесів теплообміну у пластині класичного плоского однотрубного теплового колектору для її використання у складі гібридної фотоенергетичної установки. Характерні результати дослідження наведено на рисунку 11.

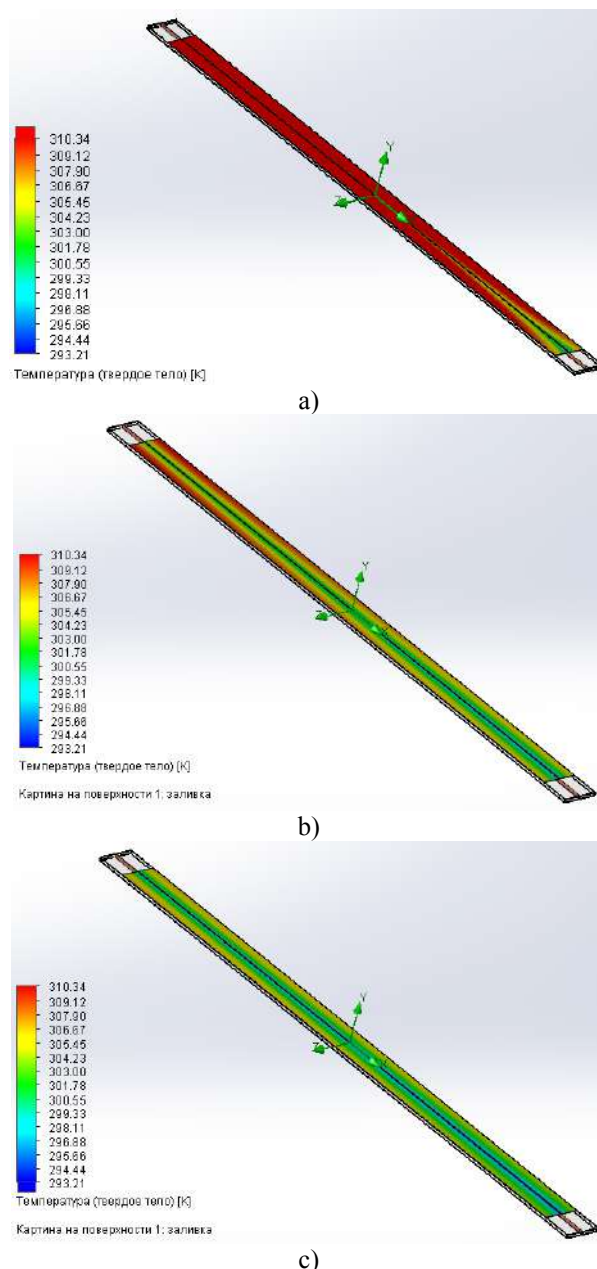


Рис. 11 - Теплові картини плоского однотрубного теплообмінника при наступних умовах моделювання: $a - w = 0,2 \text{ м/с}$, максимальна температура поверхні $T_{\text{max}} = 37,2 \text{ }^\circ\text{C}$; $b - w = 0,4 \text{ м/с}$, $T_{\text{max}} = 35,7 \text{ }^\circ\text{C}$; $c - w = 0,8 \text{ м/с}$, $T_{\text{max}} = 30,4 \text{ }^\circ\text{C}$

За отриманими результатами спостерігається залежність, що зі збільшенням товщини пластини та збільшенням швидкості потоку розподіл температур на поверхні стає більш рівномірним (різниця температур по поверхні пластини не перевищує 4-5 °C). Однак основний недолік полягає у тому, що для досягнення швидкості потоку теплоносія більше за 0,6 м/с необхідні суттєві витрати потужності на циркуляційний насос, а при збільшенні товщини пластини теплообмінника більше ніж 2мм її використання буде недоцільним за масою та собівартістю.

Виходячи з цього було проведено вдосконалення системи сонячного колектору таким чином, щоб теплообмін між пластиною теплообмінника та теплоносієм проходив через більш щільне розміщення труб. Зазначене має дозволити більш рівномірно розподіляти тепло без необхідності використання високих швидкостей теплоносія та великих товщин пластини теплообмінника. Характерні результати проведеного дослідження при параметрах, аналогічних до рис. 11, наведено на рис. 12.

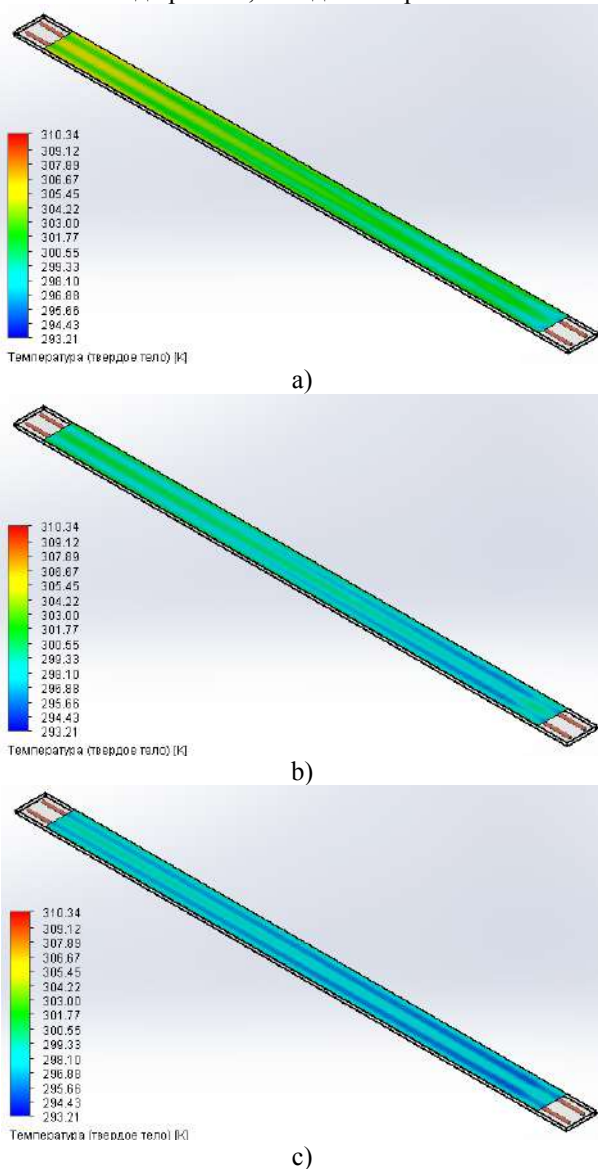


Рис. 12 - Теплові картини плоского двотрубного теплообмінника при наступних умовах моделювання: *a* – $w = 0,2$ м/с, максимальна температура поверхні $T_{max} = 27,7$ °C; *b* – $w = 0,4$ м/с, $T_{max} = 25,5$ °C; *c* – $w = 0,8$ м/с, $T_{max} = 23,1$ °C

Аналіз теплових картин плоского теплообмінника, наведених на рис. 11 та 12, дозволяє зробити висновок, що двотрубний теплообмінник має більш адаптовані для роботи с тонкоплівковою СБ режими роботи. Для двотрубної конструкції

теплообмінника необхідна робоча температура і рівномірність охолодження поверхні досягаються вже при швидкості протікання рідини 0,4 м/с (рис. 12, b). При цьому максимальна температура не перевищує 25,5 °C, чого достатньо для ефективної роботи СБ без зменшення ККД. Використання двотрубної теплообмінної пластини дозволило зменшити швидкість протікання теплоносія від 1,0 м/с для однотрубної пластини до 0,3 м/с, що знизило потужність циркуляційного насосу у 5 разів. При цьому, як і у випадку висококонцентраційного теплообмінника, подальше підвищення швидкості протікання рідини не призводить до суттєво покращення рівномірності і зниження температури.

2.2 Реалізація вузлів теплообмінних блоків для гібридних фотоенергетичних установок

Як зазначалося раніше [5], розроблена гібридна фотоенергетична установка на основі багатоперехідних кремнієвих СЕ з вертикальними діодними комірками має багато переваг. Але недоліки, виявлені на етапі впровадження, виявилися суттєвими щодо промислового виробництва таких установок, пов'язані з обмеженими обсягами виробництва багатоперехідних кремнієвих СЕ. Разом з тим в даний час відбулося різке зростання обсягів виробництва і, як наслідок, істотне зниження вартості багатоперехідних СЕ на основі структур InGaP/InGaAs/Ge, обумовлений включенням в виробничий цикл численних підприємств КНР. Вони відрізняються стабільною роботою в умовах концентрованого випромінювання, і, головне, мають робочу температуру, що досягає 70 градусів. Останнє істотно знижує вимоги до системи охолодження, дозволяючи спростити і здешевити її конструкцію. Важливою особливістю конструкції подібних СЕ є виконання металізації тильного і фронтального струмозмінальних електродів з срібла, що дозволяє легко здійснювати комутацію СЕ, а також їх фіксацію на радіаторній пластині фотоенергетичного модуля методом пайки низькотемпературним припоєм.

У зв'язку з вищевикладеним, перспективним видається заміна в конструкції фотоенергетичного модуля сонячної батареї на основі кремнієвих СЕ батареєю з відповідним чином скоммутованими СЕ на основі структури InGaP/InGaAs/Ge. Проведені роботи спрямовані на одночасну реалізацію в рамках запропонованого конструктивного рішення електричного між'єднання окремих СЕ у батареї і ефективного теплового контакту СЕ до радіаторної пластини фотоенергетичного модуля.

В якості діелектричного теплопровідного шару був обраний шар Al_2O_3 , зважаючи на легкість його отримання шляхом електрохімічного анодування алюмінію і його високу механічну та діелектричну міцність. Проведені на тестових пластинках алюмінію експерименти дозволили визначити оптимальний спосіб отримання діелектричного шару Al_2O_3 , до складу якого входять такі основні стадії [19]:

1. Промивка у дистильованій воді.
2. Хімічне знежирення у водному розчині:

- карбонат натрію Na_2CO_3 (технічний, ГОСТ 5100-85) – 50 г/л;
- тринатрійфосфат $\text{Na}_3\text{PO}_4 \cdot \text{H}_2\text{O}$ (технічний, ГОСТ 201-76) – 50 г/л;
- сульфенол $\text{C}_n\text{H}_{2n+1}\text{C}_6\text{H}_4\text{NaO}_3\text{S}$ (ТУ 07510508.135-98) – 0,5 г/л.

Знежирення при температурі розчину 60-65 °С протягом 60 сек.

3. Промивка у дистильованій воді.

4. Хімічне травлення та поліровка алюмінієвої пластини у водному розчині гідроксиду натрію NaOH (ЧДА, ГОСТ 4328-77) 80 г/л.

Травлення при температурі розчину 60-60 °С протягом 6 хвилин.

5. Промивка у дистильованій воді.

6. Анодування у 20% водному розчині сірчаної кислоти H_2SO_4 (ЧДА, ГОСТ 4204-77) при температурі 2-5 °С протягом 30 хвилин при густині струму 20, 200 або 500 mA/cm^2 .

7. Промивка у дистильованій воді.

8. Зарощування пор у шарі Al_2O_3 шляхом викип'ячування у воді при температурі 98-100 °С протягом 30 хвилин.

За викладеним вище способом було отримано шість серій зразків, що відрізнялися умовами отримання: зразки серій №1 та №2 отримані при густині струму анодування 20 mA/cm^2 , зразки серій №3 та №4 - 200 mA/cm^2 , зразки серій №5 та №6 - 500 mA/cm^2 . Зразки серій №2, №4 та №6 додатково піддавалися викип'ячуванню для зарощування пор [19].

Я зазначалося раніше [20], внаслідок великої різноманітності поліморфних і гідратних форм оксиду алюмінію анодний Al_2O_3 має змінний склад. Експериментальні дані свідчать про те, що анодний Al_2O_3 являє собою рентгеноаморфну тверду речовину, що складається з гідратованого оксиду алюмінію $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot (\text{H}_2\text{O})_n$, де $n=0\div 3$, розвинена внутрішня поверхня якого адсорбує аніони і катіони використаного електроліту.

Для дослідження та вибору оптимального режиму осадження були проведені рентгендіфрактометричний аналіз та мікроскопія досліджуваних зразків серій №1-№6 за допомогою растрового тунельного мікроскопу РЕМ-106 (збільшення у 100-10000 разів) та металографічного мікроскопу Sigeta ММ-700 (збільшення у 10-100 разів).

На рисунку 13 наведено мікроскопічні знімки, отримані за допомогою мікроскопу Sigeta ММ-700, характерні досліджуваним серіям зразків.

На рисунку 14 наведено мікроскопічні знімки зразків із зарощеними порами, отримані за допомогою растрового електронного мікроскопу РЕМ-106.

На рисунку 15 наведено рентгендіфрактограму шару Al_2O_3 , характерну для серій досліджуваних зразків із зарощеними порами.

Аналіз наведеної рентгендіфрактограми свідчить про відсутність кристалічної фази, а вся плівка являє собою рентгеноаморфну тверду речовину. Дослідження мікроскопічних знімків дозволяє зробити

висновок, що найбільшу товщину діелектричного шару можна отримати при збільшенні густини струму в електрохімічній комірці до 500 mA/cm^2 . Однак при таких струмах на мікроскопічних знімках (рис. 14) спостерігаються тріщини від 0,5 до 5 μm , що призводить до втрати діелектричних властивостей шару. Тому оптимальним є режим отримання бар'єрного шару при густині струму не більше 20-40 mA/cm^2 (зразки серії №2).

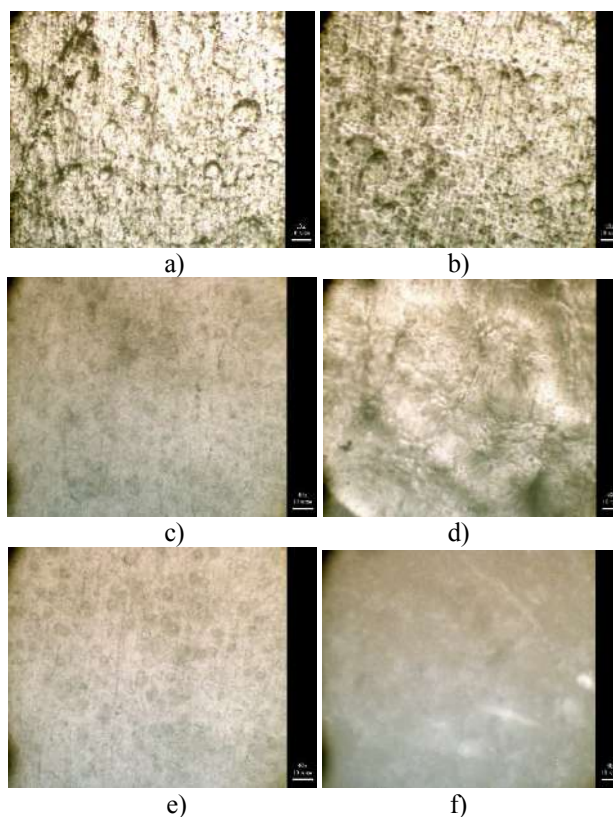


Рис. 13 - Мікроскопічні знімки зразків серії №1-№6 (а-ф), отримані за допомогою мікроскопу Sigeta ММ-700 при збільшенні у 40 разів

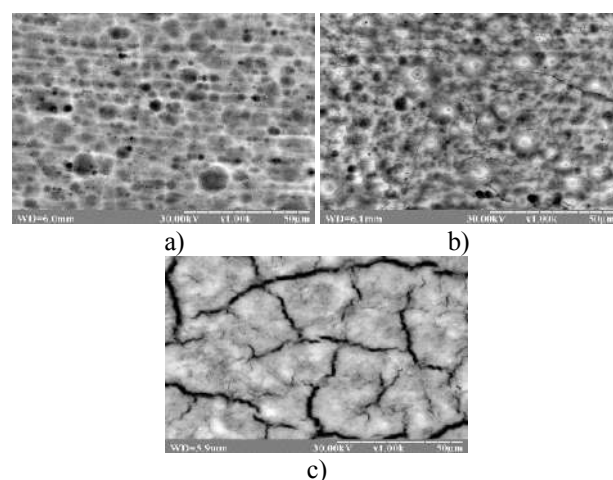


Рис. 14 - Мікроскопічні знімки зразків серії №2, №4 та №6 (а-с), отримані за допомогою растрового електронного мікроскопу РЕМ-106 при збільшенні у 1000 разів

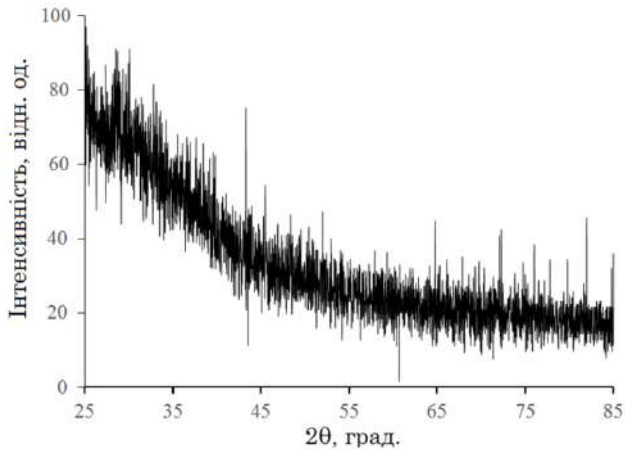


Рис. 15 - Характерна рентгендифрактограма шару Al_2O_3 для серії досліджуваних зразків із зарощеними порами

Подальше дослідження електричного опору отриманих шарів Al_2O_3 зразків серії №2 показало, що електричний опір таких шарів складає не менше 1 кОм. Зазначене може бути обумовлене недостатністю герметизації пор при викип'ячуванні, через які відбувається шунтування шару.

Шляхом аналізу літературних джерел, було запропоновано використання оксиду цинку для герметизації пор у шарі Al_2O_3 . Для реалізації зазначеного рішення було сформовано структуру $Al/Al_2O_3/ZnO$. В роботі шари ZnO осаджувалися методом нереактивного магнетронного розпилення на постійному струмі в вакуумній установці ВУП-5М. Мішень для розпилювання представляє собою спресовану механічну суміш дрібнодисперсійних порошоків In_2O_3 та SnO_2 напівпровідникової чистоти зі вмістом 90 ваг. % In_2O_3 та 10 ваг. % SnO_2 . В якості пристрою, що розпилює використовувався магнетрон з діаметром 40 мм та магнітною індукцією 0,1 Тл. Довжина розрядного проміжку, що є зазором між магнетроном і підкладкою, складала 70 мм. Питома потужність магнетрону складала 0,2 Вт/см². Температура підкладки варіювалась від 20 °С до 500 °С. Вихідний залишковий тиск у вакуумній камері, який створювався дифузійним насосом, складав $3 \cdot 10^{-5}$ Тор, робочий тиск аргон-повітряної суміші в процесі розпилення варіювався в діапазоні значень $(2,1-2,6) \cdot 10^{-2}$ Тор за рахунок зміни швидкості натікання аргону в вакуумну камеру, газування та натікання повітря.

Мікроскопічний аналіз поверхні зразків з причини малої товщини шару ZnO не виявив змін у морфології поверхні шару відносно зображених на рисунках 13 та 14.

Дослідження електричного опору отриманих шарів Al_2O_3/ZnO на поверхні алюмінію показало, що електричний опір таких шарів складає більше 2 кОм. Зазначений електричний опір є достатнім для ефективного монтажу СЕ на поверхні радіаторної пластини без суттєвих втрат енергії, що ними виробляється.

Площадки контактної металізації поверх діелектричного шару формувалися термовакуумним напиленням металічних плівок через виготовлену з нержавіючої сталі маску з відповідною геометрією для розміщення СЕ. Серія експериментів, проведених на тестових пластинах, які були покриті діелектричним шаром показали, що оптимальним варіантом створення металізації є використання двошарової системи, яка складається з шару хрому завтовшки 0,15 мкм, який забезпечує високу адгезію металічної плівки до діелектричного покриття та шару міді, завтовшки близько 2 мкм, який забезпечує можливість пайки зразків СЕ до такої металізації (рис. 16). Напилення відбувалось в установці ВУП-4 при вакуумі 2×10^{-5} Па, підкладка перед напиленням прогрівалася до 110 °С, час напилення з вольфрамових випаровувачів становив 30 секунд для хрому та 360 секунд для міді.

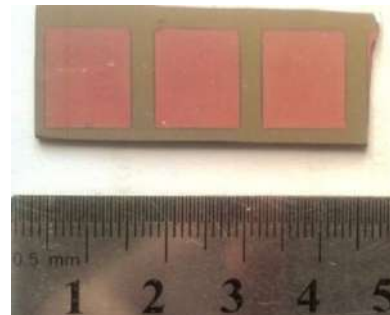


Рис. 16 - Фрагмент тестової пластини алюмінію після нанесення двошарової Cr/Cu контактної металізації на поверхню діелектричного шару Al_2O_3/ZnO

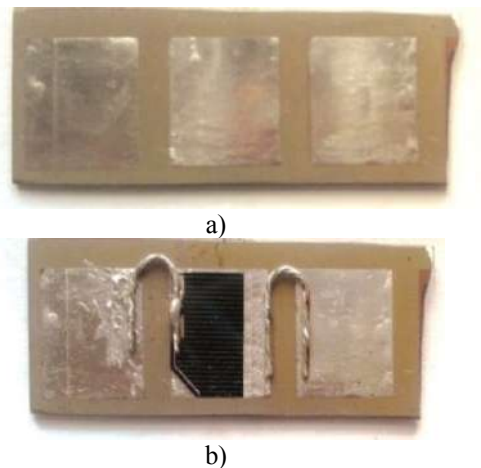


Рис. 17 - Металізація, покрита низькотемпературним припоем (а) та металізація після припайки фрагмента тестового СЕ на основі структури $InGaP/InGaAs/Ge$ і комутаційних провідників (б)

Дослідження можливостей пайки до сформованих плівкових шарів здійснювалось шляхом прогріву пластини з нанесеною металізацією електропічно до температури 150 °С з наступним лужінням металізації низькотемпературним

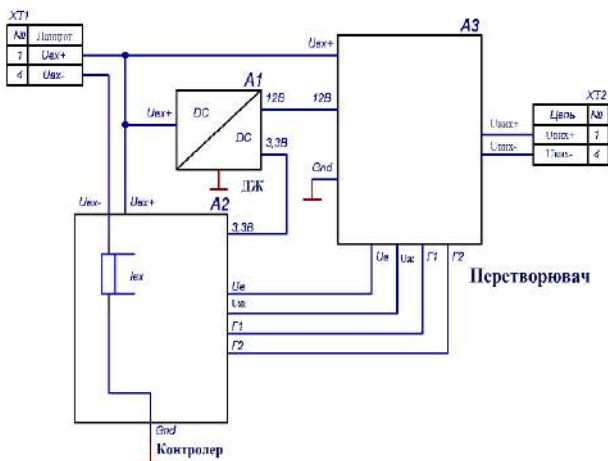


Рис. 19 - Принципова електрична схема DC-DC перетворювача

Контролер. В якості мікроконтролера використовується 32 розрядний ARM Cortex M-4. Сигнали зворотного зв'язку після перетворення рівнів і фільтрації надходять в АЦП мікроконтролера. Сигнал струму з шунта посилюється диференціальним підсилювачем до необхідного рівня і далі надходить в АЦП. На мікросхемі DA6 виконане джерело опорної напруги АЦП. Компаратори виконані на швидкодіючих інтегральних мікросхемах LMV7235M5. Сигнали керування транзисторами надходять до кола G1 та G2 на входи драйверів.

Перетворювач складається з: чотирьох транзисторів MOSFET VT1 – VT4; двох драйверів напівмоста на мікросхемах DA7, DA8; конденсаторів кола живлення; резонансного кола RLC на дроселі L4, трансформатора T1, конденсаторів C46, C47; сигнального випрямляча на діодах VD – VD12; вихідного випрямляча на діодах VD13 – VD16 і конденсаторів C52, C53. В якості транзисторного моста застосовані високошвидкісні MOSFET транзистори з низьким зарядом затвора і опором відкритого каналу 2,8 мОм. У вхідному випрямлячі застосовані діоди на основі карбіду кремнію, що дозволяє помітно підвищити ефективність в області частот перемикання транзисторів вище значення резонансної частоти, за рахунок відсутності втрат на зворотне відновлення діодів на основі карбіду кремнію.

4. Реалізація DC-DC перетворювача

На рисунку 20 приведено створений на основі запропонованої схеми DC-DC перетворювачів для безпосередньої установки на гібридні фотоенергетичні модулі, що дозволяє істотно збільшити ефективність перетворення вироблюваної ними енергії.

Висновки

1. Проведено теоретичні розрахунки та моделювання теплообмінних процесів при перетворенні сонячної енергії в теплообмінних блоках для фотоенергетичних установок.

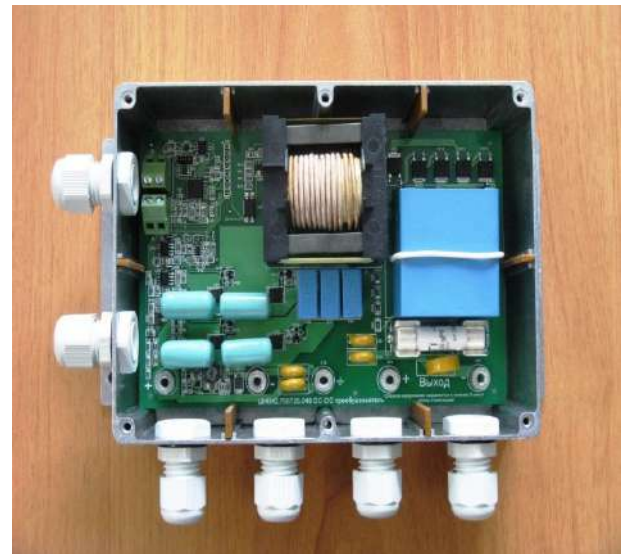


Рис. 20 - Розроблений і виготовлений DC-DC перетворювач

2. Запропоновані найбільш ефективні теплообмінники з реалізацією в них турбулентного потоку рідини, котрий дозволяє досягти коефіцієнту теплопередачі на рівні 18 кВт/(м²·К).

3. На підставі проведених розрахунків розроблено вдосконалений теплообмінний блок з мікроканалами та проведено уточнення вимог до технічних характеристик фотоенергетичної установки на його основі. Також розроблено оптимізований плоский тепловий колектор для використання у складі гібридних фотоелектричних систем.

4. У роботі запропоновано теплопровідний діелектричний контакт для сонячних елементів фотоенергетичної установки на основі плівкової структури Al₂O₃/ZnO/Cr/Cu. Визначено оптимальні режими отримання зазначених шарів, ключовим з яких є отримання бар'єрного бездефектного шару оксиду алюмінію. Проведено експериментальну апробацію зазначеної структури, котра підтвердила можливість використання таких шарів для створення сонячної батареї на основі елементів із структурою InGaP/InGaAs/Ge для шібридної фотоенергетичної установки з охолодженням.

5. Розроблено регульований резонансний перетворювач, що дозволяє домогтися високих значень ефективності перетворення електричної енергії для фотоелектричної станції на основі гібридних фотоелектричних модулів. Складність визначення оптимальних параметрів резонансного ланцюга для застосування в DC-DC перетворювачі з широким діапазоном вхідних і вихідних робочих характеристик є перешкодою для застосування резонансного перетворення. Застосування комп'ютерного моделювання та алгоритму з численними ітераціями значно полегшує розрахунок оптимальних значень характеристик резонансного LLC контуру.

Список літератури

1. **Jones, A. D.** A thermal model for photovoltaic systems / **A. D. Jones, C. P. Underwood** // *Solar Energy*. – 2001. - Vol. 70 - Issue 4. - P. 349-359. - doi: 10.1016/S0038-092X(00)00149-3.
2. **Tuomiranta, A.** Validation of thermal models for photovoltaic cells under hot desert climates / **A. Tuomiranta, P. Marpu, S. Munawwar, H. Ghedira** // *Energy Procedia*. – 2014. - Vol. 57. - P. 136-143. - doi: 10.1016/j.egypro.2014.10.017.
3. Розроблення фотоенергетичної установки на основі багатоперехідних кремнієвих сонячних елементів з вертикальними діодними комірками. Звіт про НДР (заключний; № держреєстрації 0111U007628) / Керівник Є.І. Сокол (Харків: НТУ «ХП»: 2012).
4. **Стребков, Д. С.** Матричные солнечные элементы / **Д. С. Стребков** // Монография в 3-х томах. Том 1. - М.: ГНУ ВИЭСХ, 2009 – 120 с.
5. **Сокол, Е. И.** Физико - технические особенности и предельные практические возможности фотоенергетического модуля нового поколения на территории Украины / **Е. И. Сокол, В. Р. Копач, Р. В. Зайцев и др.** // *Відновлювана енергетика*. – 2011. - № 2(25). С. 18-28.
6. **Reddy, K. S.** Heat Transfer Modeling and Analysis of Solar Thermo-Chemical Reactor for Hydrogen Production from Water / **K. S. Reddy, D. Premkumar, T. S. Vikram** // *Energy Procedia*. – 2014. - Vol. 57. - P. 570-579. - doi: 10.1016/j.egypro.2014.10.211.
7. **Steinfeld, A.** Solar thermochemical production of hydrogen - a review / **A. Steinfeld** // *Solar Energy*. – 2005. - Vol. 78. - Issue 5. - P. 603-615. - doi: 10.1016/j.solener.2003.12.012.
8. **Modi, A.** A review of solar energy based heat and power generation systems / **A. Modi, F. Buhler, J.G. Andreasen, F. Haglind** // *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. – 2017. - Vol. 67. - P. 1047-1064. - doi: 10.1016/j.rser.2016.09.075.
9. **Исаченко, В. П.** Теплопередача / **В. П. Исаченко, В. А. Осипов, А. С. Сукомел** // М.: Энергоиздат, 1981 – 488 с.
10. **Михеев, М. А.** Основы теплопередачи / **М. А. Михеев** // М.-Л.: Госэнергоиздат, 1960 – 208с.
11. **Shokri, R.** Investigation of particle-laden turbulent pipe flow at high-Reynolds-number using particle image/tracking velocimetry (PIV/PTV) / **R. Shokri, S. Ghaemi, D. S. Nobes, R. S. Sanders** // *International Journal of Multiphase Flow*. – 2017. - Vol. 89. - P. 136-149. - doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2016.06.023.
12. **Мелёшин, В.** Управление транзисторными преобразователями электроэнергии / **В. Мелёшин, Д. Овчинников** // М.: «Техносфера», 2011. - 576 с.
13. **Розанов, Ю. К.** Силовая электроника в системах с нетрадиционными источниками электроэнергии / **Ю. К. Розанов, Н. Н. Баранов, Б. М. Антонов, Е. Н. Ефимов, А. В. Соломатин** // *Электричество*. – 2002. - №3. - С.20-28.
14. **Gu, Yi.** A simple structure of LLC resonant DC-DC converter for multi-output applications / **Yi. Gu, L. Hang, H. Chen, Z. Lu** // *Applied Power Electronics Conference and Exposition*. - 2005. - Vol.3. - P.1485-1490. - doi: 10.1109/APEC.2005.1453229.
15. **Abdel-Rahman, S.** Resonant LLC converter: Operation and Design 250W 33Vin 400Vout Design Example / **S. Abdel-Rahman** // *Infineon Technologies Application Note AN 2012-09 V1.0*, 2012.
16. **Shirvan, K. M.** Enhancement of heat transfer and heat exchanger effectiveness in a double pipe heat exchanger filled with porous media: Numerical simulation and sensitivity analysis of turbulent fluid flow / **K. M. Shirvan, R. Ellahi, S. Mirzakhani, M. Mamourian** // *Applied Thermal Engineering*. – 2016. - Vol. 109. - Part A. - P. 761-774. - doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.08.116.
17. **Капралов, А. И.** Рекомендации по применению жидкостных солнечных коллекторов / **А. И. Капралов** // М.: ВИНТИ, 1988.
18. **Хрипунов, Г. С.** Плівкові сонячні елементи NaCl/ITO/CdTe/Cu/Au / **Г. С. Хрипунов** // *Фізика і хімія твердого тіла*. - 2005. - Vol. 6. - № 1. - P. 153-156.
19. **Мельников, П. С.** Справочник по гальванопокрытиям в машиностроении / **П. С. Мельников** // М.: Машиностроение, 1991 – 384 с.
20. **Напольский, К. С.** Синтез пространственно упорядоченных металл-оксидных нанокмозитов на основе пористого Al₂O₃ / **К. С. Напольский** // Под ред. А.Р. Кауля. – М.: Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова, 2008. – 211 с.
21. **Freeman, D.** Introduction to photovoltaic systems maximum power point tracking. Texas Instruments Application Report SLVA446, 2010.

Bibliography (transliterated)

1. **Jones, A. D., Underwood, C. P.** A thermal model for photovoltaic systems. *Solar Energy*, 2001, **4**(70), 349-359, doi: 10.1016/S0038-092X(00)00149-3.
2. **Tuomiranta, A., Marpu, P., Munawwar, S., Ghedira, H.** Validation of thermal models for photovoltaic cells under hot desert climates. *Energy Procedia*, 2014, **57**, 136-143, doi: 10.1016/j.egypro.2014.10.017.
3. Development of the energy picture settings based on multijunction solar cells with silicon-governmental vertical diode cells. Report on R & D (state registration number 0111U007628) / Director E. Sokol (Kharkov: NTU "KPI", 2012).
4. **Strebkov, D. S.** Matrichnye solnechnye elementy: Monografija v 3-h tomah. Tom 1 – Moscow, GNU VIESH Publ., 2009, 120 p.
5. **Sokol, E. I., Kopach, V. R., Zaitsev, R. V. et al.** Fiziko - tekhnicheskiye osobennosti i predel'nyye prakticheskiye vozmozhnosti fotoyenergeticheskogo modulya novogo pokoleniya na territorii Ukrainy. *Renewable energy*, 2011, **2**(25), 18-28.
6. **Reddy, K. S., Premkumar, D., Vikram, T. S.** Heat Transfer Modeling and Analysis of Solar Thermo-Chemical Reactor for Hydrogen Production from Water. *Energy Procedia*, 2014, **57**, 570-579, doi: 10.1016/j.egypro.2014.10.211.
7. **Steinfeld, A.** Solar thermochemical production of hydrogen - a review. *Solar Energy*, 2005, **5**(78), 603-615, doi: 10.1016/j.solener.2003.12.012.
8. **Modi, A., Buhler, F., Andreasen, J. G., Haglind, F.** A review of solar energy based heat and power generation systems. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2017, **67**, 1047-1064, doi: 10.1016/j.rser.2016.09.075.
9. **Isachenko, V. P., Osipov, V. A., Sukomel, A. S.** Teploperedacha - Moscow: Energoizdat, 1981, 488 p.
10. **Mikheyev, M.A.** Osnovy teploperedachi – Moscow-Leningrad: GosEnergoIzdat, 1960, 208p.
11. **Shokri, R., Ghaemi, S., Nobes, D. S., Sanders, R. S.** Investigation of particle-laden turbulent pipe flow at high-Reynolds-number using particle image/tracking velocimetry

- (PIV/PTV). *International Journal of Multiphase Flow*, 2017, **89**, 136-149, doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2016.06.023.
12. **Melyoshin, V., Ovchinnikov, D.** Upravlenie tranzistornymi preobrazovatelyami elektroenergii - Moscow, Technosfera Publ., 2011. 576 p.
 13. **Rozaanov, Yu. K., Baranov, N. N., Antonov, B. M., Efimov, E. N., Solomatin, A. V.** Silovaya elektronika v sistemah s netradicionnymi istochnikami elektroenergii. *Electricity*, 2002, **3**, 20-28.
 14. **Gu, Yi., Hang, L., Chen, H., Lu, Z.** A simple structure of LLC resonant DC-DC converter for multi-output applications. *Applied Power Electronics Conference and Exposition*, 2005, **3**, 1485-1490, doi: 10.1109/APEC.2005.1453229.
 15. **Abdel-Rahman, S.** Resonant LLC converter: Operation and Design 250W 33Vin 400Vout Design Example. Infineon Technologies Application Note AN 2012-09 V1.0, 2012.
 16. **Shirvan, K. M., Ellahi, R., Mirzakhani, S., Mamourian, M.** Enhancement of heat transfer and heat exchanger effectiveness in a double pipe heat exchanger filled with porous media: Numerical simulation and sensitivity analysis of turbulent fluid flow. *Applied Thermal Engineering*, 2016, **109**, Part A, 761-77, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.08.116.
 17. **Kapralov, A. I.** Rekomendacii po primeneniiu zhidkostnyh solnechnykh kolektorov - M.: VINITI, 1988.
 18. **Khrypunov, G. S.** Plivkovi sonyachni elementy NaCl/ITO/CdTe/Cu/Au. *Fizika i himia tverdogo tila*, 2005, **1(6)**, 153-156.
 19. **Mel'nikov, P. S.** Spravochnik po galvanopokrytiyam v mashynostroenii - M.: Mashynostroenie, 1991 – 384 p.
 20. **Napol'skiy, K. S.** Sintez prostranstvenno uporyadochennyh metal-oksidnyh nanokompozitov na osnove poristogo Al₂O₃. Pod red. A.R. Kaulia. – M.: MGU, 2008. – 211 p.
 21. **Freeman, D.** Introduction to photovoltaic systems maximum power point tracking. Texas Instruments Application Report SLVA446, 2010.

Відомості про авторів (About authors)

Зайцев Роман Валентинович – кандидат технічних наук, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», в.о. завідувача кафедрою фізичного матеріалознавства для електроніки та геліоенергетики; м. Харків, Україна; e-mail: zaitsev.poman@gmail.com.

Roman Zaitsev –Ph. D., Acting Head of Department, Materials for Electronica and Solar Cells Department, National Technical University “Kharkiv Polytechnic Institute”, Kharkiv, Ukraine; e-mail: zaitsev.poman@gmail.com.

Будь ласка, посилайтеся на цю статтю наступним чином:

Зайцев, Р. В. Розробка гібридних модулів для сонячних установок / **Р. В. Зайцев** // *Вестник НТУ «ХПИ»*, Серія: *Новые решения в современных технологиях*. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2017. – № 53 (1274). – С.165-181. – doi:10.20998/2413-4295.2017.53.24.

Please cite this article as:

Zaitsev, R. Hybrid module development for solar system. *Bulletin of NTU "KhPI". Series: New solutions in modern technologies*. – Kharkiv: NTU "KhPI", 2017, **53** (1274), 165–181, doi:10.20998/2413-4295.2017.53.24.

Пожалуйста, ссылайтесь на эту статью следующим образом:

Зайцев, Р. В. Разработка гибридных модулей для солнечных установок / **Р. В. Зайцев** // *Вестник НТУ «ХПИ»*, Серія: *Новые решения в современных технологиях*. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2017. – № 53(1274). – С.165-181. – doi:10.20998/2413-4295.2017.53.24.

АННОТАЦИЯ В работе рассматриваются особенности подбора теоретических основ и математическое моделирование тепловых процессов в теплообменном блоке для комбинированных фотоэнергетических установок. По результатам моделирования проведено совершенствование и разработка высокоэффективных теплообменных блоков. Апробация предложенных блоков подтвердила их высокую эффективность за счет реализации турбулентного режима протекания теплоносителя. Разработана принципиальная электрическая схема регулируемого мостового резонансного повышающего преобразователя с цифровым управлением, которая обеспечивает надежность работы, быстрое и точное нахождение точки максимальной мощности и эффективность преобразования до 0,956.

Ключевые слова: теплообменный блок; теплоноситель; солнечная батарея; комбинированная фотоэнергетическая установка; повышающий преобразователь

Поступила (received) 01.12.2017