
ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ И ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ГЕНЕРАТОРНЫХ МОДУЛЕЙ НА ОСНОВЕ *Bi-Te* ДЛЯ РЕКУПЕРАЦИИ ОТХОДОВ ТЕПЛА

Анатычук Л.И.¹, Кузь Р.В.¹, Хванг Дж.Д.²

*(¹Институт термоэлектричества, ул. Науки, 1,
Черновцы, 58029, Украина;*

*²Институт исследования промышленных технологий, 195, Сектор 4,
Чун Син Роуд, Чутунг, Синьчжу, 31040, Тайвань)*

- *Приведены результаты компьютерного моделирования термоэлектрического генераторного модуля для рекуперации отходов тепла. Проанализировано влияние конструкции модуля на его энергетические и экономические показатели. Рассмотрены возможности снижения удельной стоимости модулей.*

Введение

Актуальным применением термоэлектрического генерирования энергии является рекуперация (повторное использование) отходов тепла от выхлопных газов автомобилей [1-3], сталелитейной промышленности [4], турбин газоперекачивающих станций [5] и др. Наряду с термоэлектрическим, известны и другие способы рекуперации отработанного тепла, например, с использованием парового цикла [6]. Хотя такой вариант рекуперации выгодно отличается по эффективности, обычно он непригоден при низких температурах (ниже 350 – 400 °С). В то же время известно множество источников тепла, где уровень температур составляет 150 – 200 °С. К тому же, если речь идет об утилизации бросового тепла, то фактор КПД модуля уже является менее весомым, чем его удельная стоимость. Однако в настоящее время стоимость серийно производимых термоэлектрических генераторных модулей, например, таких как *Ni-Z* или *Komatsu* [7-8], достаточно высокая – около 10 – 20 \$/Вт, что является основным препятствием на пути к массовому использованию генераторных модулей для утилизации тепла.

Целью работы является анализ возможности улучшения экономических показателей модулей при возможно высоких значениях КПД. Для анализа использованы методы компьютерного моделирования [9-11] с учетом трехмерного распределения температурного и электрического полей и температурных зависимостей параметров конструктивных элементов модулей.

1. Моделирование термоэлектрического генераторного модуля

1.1. Физическая модель

Для расчета энергетических показателей термоэлектрического генераторного модуля рассмотрена физическая модель, представленная на рис. 1.

Термоэлектрический генераторный модуль содержит ветви *n*-типа 1 и *p*-типа 2 проводимости, соединенные в последовательную электрическую цепь коммутацией 3 на горячей стороне и коммутацией 4 на холодной стороне модуля. Электрические контакты 8 и 9 между ветвями и коммутационными пластинами характеризуются электрическими контактными сопротивлениями, различными для горячей и холодной сторон, модуля. Армирующей основой термоэлектрического модуля служат керамические пластины 5 и 6 на горячей и холодной сторонах модуля, соответственно. Пространство между ветвями модуля

заполнено газом 7. Тепловые контакты модуля 10 и 11 между керамическими пластинами и теплоподводом/теплоотводом характеризуются тепловыми контактными сопротивлениями.

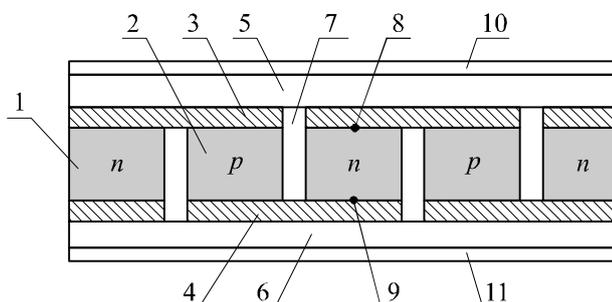


Рис. 1. Физическая модель термоэлектрического генераторного модуля.

1 – ветвь n-типа; 2 – ветвь p-типа; 3, 4 – электрические коммутации; 5, 6 – керамические пластины; 7 – газ; 8, 9 – электрические контакты между ветвями и коммутационными пластинами; 10 – тепловой контакт между керамической пластиной и горячим термостатом; 11 – тепловой контакт между керамической пластиной и холодным термостатом.

1.2. Математическое описание физической модели

Основные уравнения для нахождения распределений температуры, потенциала и тока в тепло- и электропроводящей среде с учетом термоэлектрических эффектов получим, исходя из общих законов сохранения энергии и электрического заряда. Закон сохранения энергии

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

$$\vec{w} = \vec{q} + U\vec{j}. \quad (2)$$

В (1) и (2) \vec{w} – плотность потока энергии, \vec{q} – плотность потока тепла, U – электрохимический потенциал, \vec{j} – плотность электрического тока,

$$\vec{q} = -\kappa \nabla T + \Pi \vec{j}, \quad (3)$$

где Π – коэффициент Пельтье, κ – удельная теплопроводность.

$$\Pi = \alpha T, \quad (4)$$

где α – коэффициент термоЭДС, T – температура.

Плотность электрического тока находится из уравнения

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

где σ – удельная электропроводность.

Подставив (2), (3) в (1), получим

$$-\nabla(\kappa \nabla T) + (\nabla \Pi + \nabla U)\vec{j} = 0. \quad (6)$$

Из выражения (6), используя (4) и (5), получим уравнение для нахождения распределения температуры

$$-\nabla((\sigma \alpha^2 T + \kappa) \nabla T) - \nabla(\sigma \alpha T \nabla U) = \sigma((\nabla U)^2 + \alpha \nabla T \nabla U). \quad (7)$$

Для нахождения распределения электрического потенциала воспользуемся законом

сохранения электрического заряда

$$\operatorname{div} \vec{j} = 0. \quad (8)$$

Подставив (5) в (8), получим следующее уравнение:

$$-\nabla(\sigma\alpha\nabla T) - \nabla(\sigma\nabla U) = 0. \quad (9)$$

Система (7)–(9) является системой дифференциальных уравнений с переменными коэффициентами второго порядка в частных производных, описывающая распределение температуры и потенциала в неоднородной термоэлектрической среде. Особенность системы уравнений (7) и (9) состоит в том, что параметры α , σ , κ зависят от пространственных координат x , y , z как непосредственно, так и неявно через температуру $T(x, y, z)$. Это приводит к тому, что становится неизбежным применение численных компьютерных методов для решения уравнений такого рода.

1.3. Компьютерное описание модели

В компьютерной модели термоэлектрическое поле представлено двухэлементной матрицей в функциональном пространстве дважды дифференцированных функций, включающей температурное и электрическое поля:

$$M = \begin{pmatrix} T(x, y, z) \\ U(x, y, z) \end{pmatrix}. \quad (10)$$

Матрица M удовлетворяет одному матричному дифференциальному уравнению

$$-\nabla(-c\nabla M) = f, \quad (11)$$

компонентами которого являются уравнения (7) и (9), если матричные нелинейные коэффициенты уравнения (11) имеют вид

$$c = \begin{vmatrix} \sigma\alpha^2 T + \kappa & \sigma\alpha T \\ \alpha\sigma & \sigma \end{vmatrix}, \quad f = \begin{vmatrix} \sigma((\nabla U)^2 + \alpha\nabla T\nabla U) \\ 0 \end{vmatrix} \quad (12)$$

Такое представление термоэлектрической среды позволяет решать уравнение (11) в среде мультифизического моделирования Comsol Multiphysics. Результатами решения уравнения (11) являются трехмерные температурное и электрическое поля в заданной геометрии термоэлектрического модуля. Зная эти величины, легко рассчитать основные энергетические характеристики модуля.

2. Исследование влияния геометрии модуля на энергетические и экономические показатели

2.1. Влияние высоты ветвей

Одним из важных геометрических параметров термоэлектрического модуля является высота ветви. С уменьшением высоты ветви уменьшается тепловое сопротивление модуля, соответственно возрастает тепловой поток через модуль и его электрическая мощность. К тому же, пропорционально высоте ветви уменьшается расход термоэлектрического материала – самой дорогой компоненты термоэлектрического модуля. Конкурирующими факторами, препятствующими

щими непрерывному уменьшению высоты ветви, являются контактные тепловые и электрические сопротивления. При уменьшении высоты ветви значительно возрастают потери перепадов температуры в тепловых контактах между теплопроводами и керамическими пластинами, а также значительно больше проявляется негативное влияние тепла Джоуля, выделяющегося в электрических контактных переходах между термоэлектрическими ветвями и коммутацией.

Компьютерным моделированием изучено влияние высоты ветви модуля на его энергетические характеристики. Рассмотрим эту ситуацию на конкретном примере с такими входными параметрами модели: $T_h = 200$ °С – температура теплоподвода; $T_c = 40$ °С – температура теплоотвода; $a \times b = 2.4 \times 2.4$ мм – поперечное сечение ветви; $d_a = 1.4$ мм – расстояние между ветвями; $N = 49$ – количество термоэлектрических пар в модуле; $\alpha_n(T)$, $\alpha_p(T)$, $\sigma_n(T)$, $\sigma_p(T)$, $\kappa_n(T)$, $\kappa_p(T)$ – коэффициенты Зеебека, электропроводности и теплопроводности термоэлектрического материала n -типа и p -типа соответственно (стандартные для материалов на основе $Bi-Te$); $R_{t1} = 4$ К/Вт – тепловое контактное сопротивление между теплоподводами и керамическими пластинами; $r_{c1} = 10^{-5}$ Ом·см² – контактное электрическое сопротивление в горячей части модуля; $r_{c2} = 5 \cdot 10^{-6}$ Ом·см² – контактное электрическое сопротивление в холодной части модуля.

При расчете стоимости изготовления модулей учитывались стоимость материалов, заработная плата (из расчета средней заработной платы рабочего в Китае) и прибыль (~ 20%).

На рисунках 2, 3 приведены, рассчитанные при моделировании, зависимости КПД и удельной стоимости термоэлектрического модуля от высоты ветви.

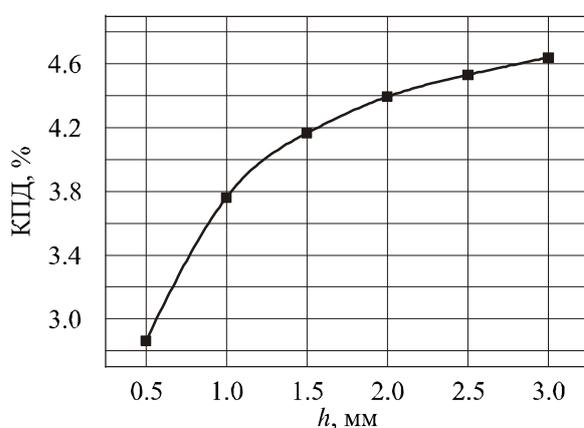


Рис. 2. Зависимость КПД модуля от высоты ветви.

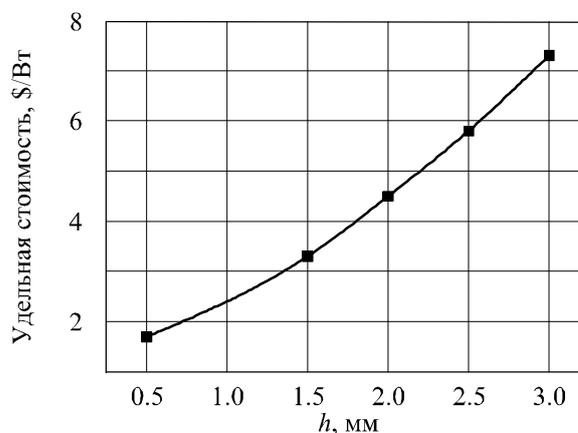


Рис. 3. Зависимость удельной стоимости модуля от высоты ветви.

2.2. Влияние контактных электрических сопротивлений антидиффузионных слоев

Рассчитаны зависимости электрической мощности, КПД и удельной стоимости модуля от контактного электрического сопротивления для разных высот ветвей. Контактное электрическое сопротивление изменялось в диапазоне от 0 до 10^{-5} Ом·см². Результаты расчетов приведены на рисунках 4, 5. Как видно из рисунков 4, 5, с уменьшением высоты ветви особенно сильно наблюдается негативное влияние контактных электрических сопротивлений на электрическую мощность и КПД модуля.

В целом, очевидна необходимость достигать по возможности меньших значений контактного сопротивления. В настоящее время значения контактных сопротивлений

антидиффузионных слоев из Ni достигают $3 \div 5 \cdot 10^{-6} \text{ Ом}\cdot\text{см}^2$. Отсюда следует, что для достижения приемлемых значений КПД высота ветвей должна находиться в пределах 1 – 1.5 мм.

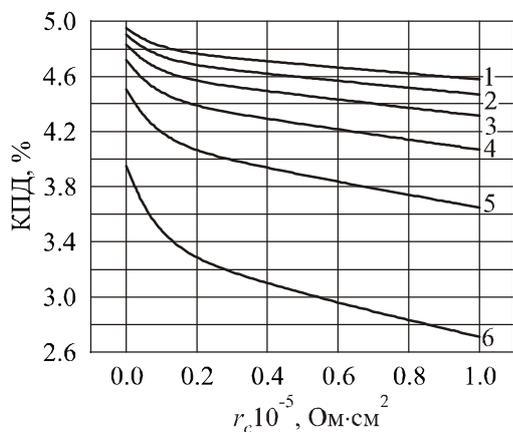


Рис. 4. Зависимость КПД модуля от контактного сопротивления антидиффузионных слоев для различных высот ветвей h .
(1 – 3 мм; 2 – 2.5 мм; 3 – 2 мм;
4 – 1.5 мм; 5 – 1 мм; 6 – 0.5 мм)

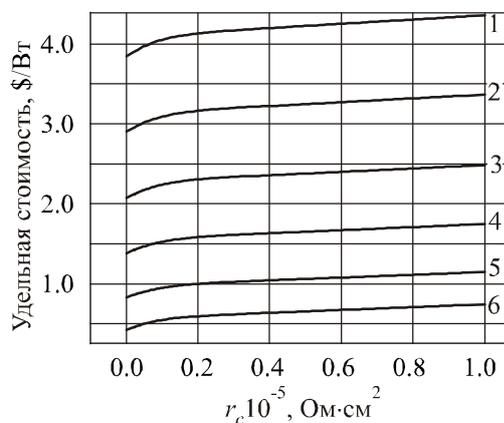


Рис. 5. Зависимость удельной стоимости модуля от контактного сопротивления антидиффузионных слоев для различных высот ветвей h .
(1 – 3 мм; 2 – 2.5 мм; 3 – 2 мм;
4 – 1.5 мм; 5 – 1 мм; 6 – 0.5 мм)

2.3. Влияние толщины коммутационных пластин

Ниже приведены результаты моделирования зависимости энергетических и экономических параметров термоэлектрического модуля от толщины коммутационных пластин, изготовленных из меди. Толщина изменялась в интервале 0.1 – 1 мм.

Моделирование проведено для различных высот ветвей. Электрическое контактное сопротивление антидиффузионных слоев принято равным $5 \cdot 10^{-6} \text{ Ом}\cdot\text{см}^2$.

На рис. 6, 7 приведены результаты моделирования. Как видно из рисунков, при толщине коммутационных пластин 0.4 – 0.5 мм значения электрической мощности и КПД модуля достигают насыщения. Причем, чем меньше высота ветви, тем более ощутимым является влияние толщины коммутационных пластин на эффективность модуля.

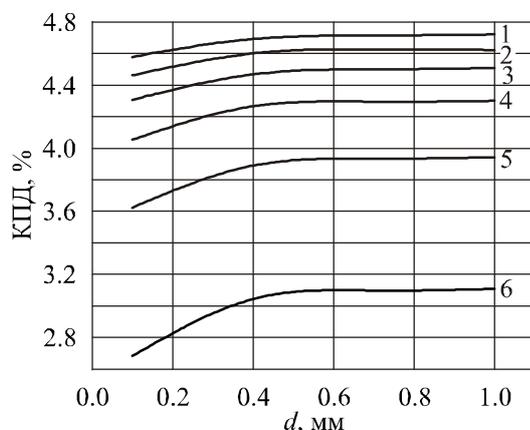


Рис. 6. Зависимость КПД модуля от толщины коммутационных пластин для различных высот ветвей h . (1 – 3 мм; 2 – 2.5 мм; 3 – 2 мм;
4 – 1.5 мм; 5 – 1 мм; 6 – 0.5 мм)

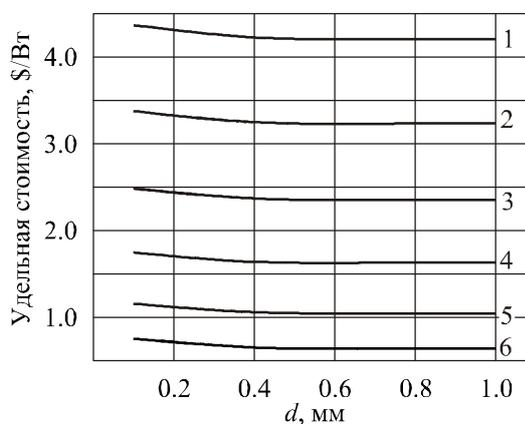


Рис. 7. Зависимость удельной стоимости модуля от толщины коммутационных пластин для различных высот ветвей h . (1 – 3 мм; 2 – 2.5 мм;
3 – 2 мм; 4 – 1.5 мм; 5 – 1 мм; 6 – 0.5 мм)

2.4. Влияние тепловых потерь в керамических пластинах

Одним из важных элементов в конструкции термоэлектрического модуля являются керамические пластины. Они служат как армирующими элементами модуля, так и электроизоляцией между коммутационными пластинами и теплоподводами. От теплопроводящих свойств керамических пластин в значительной мере зависит результирующий перепад температур на самих ветвях термоэлектрического модуля.

На рисунках 8, 9 приведены результаты моделирования модуля при различной толщине керамических пластин, а также при использовании различных материалов керамических пластин: Al_2O_3 и AlN . Материал AlN выгодно отличается своей теплопроводностью и позволяет свести к минимуму тепловые потери в керамических пластинах. Его недостатком является высокая стоимость (приблизительно в 10 раз по сравнению с Al_2O_3).

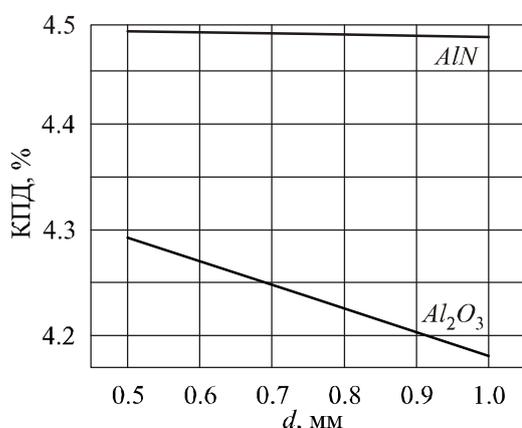


Рис. 8. Зависимость КПД модуля от толщины керамических пластин.

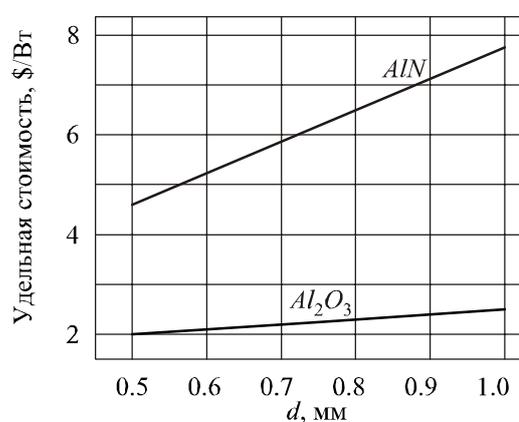


Рис. 9. Зависимость удельной стоимости модуля от толщины керамических пластин.

Моделирование проведено для различной толщины керамических пластин в интервале 0.5 – 1 мм при использовании как Al_2O_3 , так и AlN для высоты ветви 1.5 мм.

Как видно из рисунков 8, 9, использование керамических пластин на основе AlN позволяет незначительно повысить электрическую мощность и КПД модуля. Но если сравнить удельную стоимость модулей, в которых использованы керамические пластины из Al_2O_3 и AlN , то становится очевидной экономическая неэффективность применения керамических пластин на основе AlN . Как видно из рис. 9, эффективнее всего использовать керамические пластины толщиной 0.50 – 0.65 мм.

2.5. Влияние тепловых потерь в коммутационных пластинах и антидиффузионных слоях

Далее приведены результаты моделирования влияния тепловых потерь в конструкционных элементах модуля, в том числе, в коммутационных пластинах и антидиффузионных слоях.

Моделирование проведено для высоты ветви в интервале 0.5 – 3 мм. Толщина керамических пластин – 0.63 мм, коммутационных пластин – 0.8 мм, антидиффузионных слоев – 150 мкм. Результаты моделирования приведены на рис. 10. Как видно, наиболее весомыми являются потери перепада температуры в тепловых контактах между теплоподводом и горячей керамикой, а также между теплоотводом и холодной керамикой. Причем, чем меньше высота ветви, тем более ощутимы эти потери.

Тепловые потери в коммутационных пластинах и антидиффузионных слоях ничтожно малы даже для достаточно больших их толщин, поэтому ими в дальнейшем можно пренебречь.

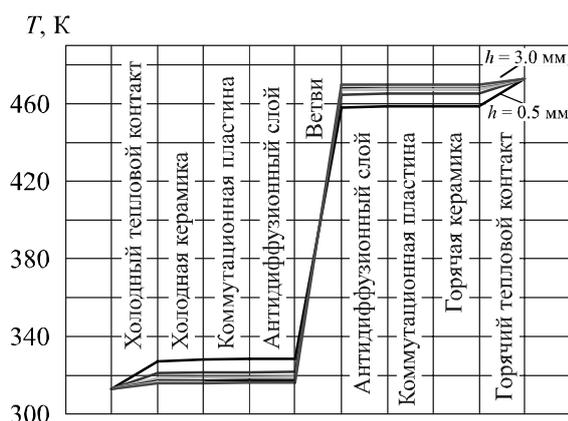


Рис. 10. Распределение температуры вдоль конструктивных элементов модуля.
 h – высота ветви.

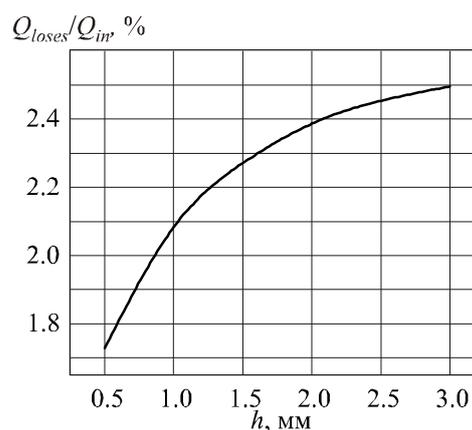


Рис. 11. Зависимость величины тепловых потерь в пространстве между ветвями от высоты ветви h .

2.6. Влияние тепловых потерь в пространстве между ветвями

Поскольку пространство между ветвями модуля заполнено газом, поэтому часть тепла, подводимого к модулю, переносится непосредственно от горячей керамической пластины к холодной через газовый промежуток. Это обстоятельство должно снижать эффективность модуля. Компьютерным моделированием проанализированы потери тепла в пространстве между ветвями модуля, заполненного воздухом. Результаты приведены на рис. 11, где представлена зависимость отношения величины тепла, прошедшего через воздушный промежуток, к величине тепла, подводимого к модулю.

Как видно с рис. 11, величина тепловых потерь в воздушном промежутке возрастает при увеличении высоты ветви и может составлять до 2.5% для выбранных геометрических размеров модуля.

Выводы

Полученные результаты влияния различных геометрических факторов на КПД и удельную стоимость модуля позволяют сделать следующие выводы.

1. Наиболее весомым в геометрии модуля является размер ветвей. При уменьшении их высоты от 3 до 0.5 мм КПД убывает от 4.6% до 2.8%. При этом удельная стоимость снижается от 4.5 до 0.7 \$/Вт.
2. Важным является качество антидиффузионных слоев. Имеет место монотонное снижение КПД и возрастание удельной стоимости при увеличении контактного сопротивления антидиффузионных слоев. Для высоты ветвей 1.5 мм лучшее значение контактных сопротивлений (10^{-6} Ом·см²) приводит к значению КПД 4.5% (при отсутствии контактного сопротивления – 4.7%). Однако влияние контактных сопротивлений непрерывно возрастает при уменьшении высоты ветви. Так, при высоте ветви 0.5 мм КПД модуля убывает до 3.4%.
3. Толщина керамических пластин существенно влияет на свойства модулей при снижении высоты ветвей. Так, для ветвей высотой 0.5 мм и толщине керамической пластины 0.5 мм КПД убывает на 9%, а удельная стоимость возрастает от 0.7 \$/Вт до 2 \$/Вт.
4. Применение керамических пластин из *AlN* позволяет минимизировать тепловые потери в керамиках. Однако при этом стоимость керамических пластин значительно больше. В конечном итоге их применение приводит к возрастанию КПД от 4.3% до 4.5%, но при этом удельная стоимость возрастает до 5 \$/Вт.

5. Установлено, что тепловые потери в антидиффузионных слоях и коммутационных пластинах незначительны и этими факторами можно пренебрегать.
6. Влияние переноса тепла воздухом между ветвями модулей также незначительно. Тепловые потери находятся в пределах 1.7 – 2.5% от общего теплового потока через модуль. Соответственно, в этих пределах будет снижаться КПД и возрастет удельная стоимость модулей. Поэтому применение вместо воздуха инертных газов низкой теплопроводности неэффективно.

Литература

1. L.I. Anatyчук, O.J. Luste and R.V. Kuz, Theoretical and Experimental Studies of Thermoelectric Generator for Vehicles, *Journal of Electronic Materials* 40(5), (2011).
2. L.I. Anatyчук, R.V. Kuz and Yu.Yu. Rozver, Efficiency of Thermoelectric Recuperators of the Exhaust Gas Energy of Internal Combustion Engines, *J. Thermoelectricity* 4, 75-79 (2011).
3. L.I. Anatyчук, R.V. Kuz, Theory and Computer Simulation of Automotive Thermoelectric Generators, *ICT/ECT-2012* (July 9-12, 2012, Aalborg, Denmark).
4. L.I. Anatyчук, J.D. Hwang, H.S. Chu and H.L. Hsieh, The Design and Application of Thermoelectric Generators on the Waste Heat Recovery of Heating Furnace in Steel Industry, *XIV International Forum on Thermoelectricity* (May 17-20, 2011, Russian Federation, Moscow).
5. L. Anatyчук, V. Morozov, V. Mitin and A. Pribyla, Thermoelectric Recuperator for Gas Turbines, *ICT/ECT-2012* (July 9th-12th, 2012, Aalborg, Denmark).
6. J. LaGrandeur, D. Crane and A. Eder, Vehicle Fuel Economy Improvement through Thermoelectric Waste Heat Recovery, *DEER Conference* (2005, Chicago).
7. <http://www.hi-z.com/hz2.php>.
8. <http://www.komatsu.com/CompanyInfo/press/2009012714011528411.html>.
9. Martin Jaegle, Simulating Thermoelectric Effects with Finite Element Analysis using Comsol, *European COMSOL Conference - Oral Presentations* (November 04 – 06, 2008, Hannover).
10. E.E. Antonova, D.C. Looman, Finite Elements for Thermoelectric Device Analysis in ANSYS, *ICT 2005, 1519922 ISBN: 0-7803-9552-2*.
11. R.V. Kuz, M.N. Strutinsky, Computer Simulation of Single-Stage Thermoelectric Generator Module, *J. Thermoelectricity* 3, 21-27 (2010).

Поступила в редакцию 02.11.2012.