

жения частиц в плазменной среде // Хим. технология. – 1985. – №6. – С. 27 – 33.

16. Петров С.В., Карп И.Н. Плазменное газоздушное напыление. – К.: Наук. думка, 1993. – 495 с.

17. Физика и техника низкотемпературной плазмы / Под ред. Дресвина С.В. – М.: Атомиздат, 1972. – 352 с.

18. Жовтянський В.А., Патріюк В.М. Особливості тепловідведення від електричної дуги в парах міді // Укр. фіз. журн. – 2000. – Т. 45, № 9. – С. 1059 – 1066.

19. Порицький П.В. Механізми контракції дугового розряду. 1. Особливості теплової контракції // Укр. фіз. журн. – 2004. – Т. 49, № 9. – С. 885 – 891.

20. Асиновский Э.И., Кириллин А.В., Низовский В.Л. Стабилизированные электрические дуги

и их применение в теплофизическом эксперименте. – М.: Наука, 1992. – 264 с.

21. Даутов Г.Ю., Дзюба В.Л., Карп И.Н. Плазмотроны со стабилизированными электрическими дугами. – К.: Наук. думка, 1984. – 168 с.

22. Туманов Ю.Н. Плазменные и высокочастотные процессы получения и обработки материалов в ядерном топливном цикле: настоящее и будущее. – М.: Физматлит, 2003. – 760 с.

23. Разработка и изготовление опытной установки плазменной обработки пылеугольного топлива: Отчет по НИР №3/2001 (ООО ТОПАС). Науч. руковод. Петров С.В. К., 2004. – 52 с.

24. Дресвин С.В. Основы теории и расчета высокочастотных плазмотронов. – Л.: Энергоатомиздат, 1991. – 312 с.

Получено 04.06.2007 г.

УДК 536.241: 536.248.2

РУДЕНКО А.И.

Национальный технический университет Украины “Киевский политехнический институт”

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНОГО ТЕРМИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЛЯ ТЕПЛОВЫХ ТРУБ ИЗ МЕДИ С ОРЕБРЕНИЕМ ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА

Наведено результати експериментальних досліджень термічного опору контакту для мідних теплових труб з оребренням із алюмінієвого сплаву. Виконано порівняння дослідних даних з розрахунковою методикою, що отримана для інших контактних пар.

Приведены результаты экспериментального исследования контактного термического сопротивления для медных тепловых труб с оребрением из алюминиевого сплава. Выполнено сравнение опытных данных с расчётной методикой, полученной для других контактных пар.

Results of experimental investigation of contact thermal resistance for copper heat pipes with aluminium fins are presented. The comparison of experimental data with calculated methods, that was received for another contacting pairs, is made.

B_n – коэффициент, характеризующий геометрические свойства поверхностей;

c_1, c_2 – коэффициенты уравнения (8), учитывающие влияние деформации на геометрические размеры охватывающей и охватываемой поверхностей;

d – внешний диаметр тепловой трубы;

$E = \frac{2E_1E_2}{E_1 + E_2}$ – приведенный модуль Юнга для контакта разнородных материалов;

E_1, E_2 – модули Юнга для меди и алюминиевого сплава соответственно;

F – номинальная (геометрическая) площадь контакта;

g – коэффициент, учитывающий разность между фактическими площадями контакта при начальном и последующих нагружениях;

HV – твердость по Бринеллю;

$h_{\text{макс}1}, h_{\text{макс}2}$ – максимальные высоты выступов микронеровностей контактирующих поверхностей;

L – длина зоны;

m – коэффициент заполнения профиля микронеровностей;

Nu – критерий Нуссельта для контактного теплообмена;

Nu_m – критерий Нуссельта для фактического контакта;

P, p – сила, с которой производится накатывание рёбер и контактное давление;

Q – тепловой поток;

q – плотность теплового потока соответственно;

R – термическое сопротивление;

s – шаг оребрения;

t – температура;

w – скорость воздушного потока;

α – коэффициент линейного расширения;

δ – толщина;

ε – относительное сближение соприкасающихся поверхностей под действием нагрузки;

Θ – натяг;

$\bar{\lambda}_m = \frac{2\lambda_{m1}\lambda_{m2}}{\lambda_{m1} + \lambda_{m2}}$ – приведенный коэффициент теплопроводности для контакта разнородных материалов;

$\lambda_{m1}, \lambda_{m2}$ – коэффициенты теплопроводности меди и алюминиевого сплава соответственно;

λ_c – коэффициент теплопроводности межконтактной среды (воздух);

Π – пористость.

Индексы:

$\bar{}$ – среднее значение;

осн – основание;

пов – поверхность;

н – нагрев;

конт – контактное;

нак – накатывание;

к – конденсация;

ст – стенка.

Введение

Оребрение – один из наиболее распространенных и применяемых методов повышения интенсивности теплообмена. Возможность увеличения площади теплообмена с одновременным увеличением коэффициентов теплоотдачи оребрения (разрезка, повороты, выступы, лепестки и т.д.) [1,2] широко используется в теплообменных устройствах (радиаторы, тепловые трубы и двухфазные термосифоны с оребрением).

Для случая конструктивного решения таких устройств, когда несущая труба (или основание радиатора) и оребрение выполнены из различных материалов, не связанных сваркой или пайкой, а соединённых между собой механически (например, накаткой или вдавливанием), в зоне их контакта имеет место температурный скачок. Это обусловлено наличием межконтактного зазора, в котором теплообмен осуществляется за счет теплопроводности находящейся там среды и дискретно расположенных пятен контактов, образующихся в результате остаточной шерохо-

ватости на соединяемых металлических поверхностях [3]. Так как теплопроводность среды всегда меньше теплопроводности контактирующих материалов, а площадь пятен мала, то в зоне контакта возникает термическое сопротивление, которое может существенно влиять на величину термического сопротивления всей системы теплообмена.

Анализ исследований в этой области показывает, что уже существуют достаточно надежные методики для расчета термического сопротивления контакта [4,5]. Тем не менее, представленные в них расчетные зависимости описывают контактный теплообмен преимущественно для пар, состоящих из одного материала (например, Ст.45 – Ст.45, Д1Т – Д1Т) и, значительно реже, для пар из двух материалов с различными физико-механическими свойствами (Ст.45 – Д16Т, Al – U).

Учитывая, что в настоящее время для систем охлаждения теплонапряженных элементов радиоэлектронной техники все чаще применяются тепловые трубы из меди [6,7], а алюминий и его сплавы



Рис. 1. Исследуемая ТТ из меди с ребрами из алюминиевого сплава.

нашли широкое применение в качестве материала для оребрения [8], исследование контактного термического сопротивления пары медь-алюминий имеет научный и практический интерес.

Целью настоящей работы является исследование термического сопротивления контакта между внешней поверхностью медной тепловой трубы и основанием оребрения, выполненного из алюминиевого сплава и сравнение полученных данных с результатами расчетов по имеющимся методикам.

Методика проведения исследований

Исследования проводились на стенде, обеспечивающем:

- подвод и оценку величины электрической мощности к омическому нагревателю (использовался ваттметр Д 592, класс точности 0,1);

- измерение и контроль температуры (применялись медь – константановые термопары с вольтметром Щ 68000 в качестве вторичного прибора, а также ртутные термометры с ценой деления 0,1 С);

- теплообмен с воздушной средой в условиях естественной и вынужденной ($w = 2,69$ м/с) конвекций. В последнем случае использовалась аэродинамическая труба с соплом Лавалья.

Исследуемым элементом являлась тепловая труба (ТТ) (рис. 1), корпус которой был изготовлен из меди М1 ($d = 12 \times 1$ мм, $L = 295$ мм, $L_n = 85$ мм). В качестве промежуточного теплоносителя применялся этиловый спирт. Капиллярно - пористая структура ($\delta = 0,8$ мм, $\Pi = 80\%$) формировалась из спеченных медных волокон. Оребрение, расположенное в зоне конденсации ($L_k = 95$ мм), состояло из 12 цилиндрических ребер ($\delta = 1,5$ мм, $d = 45$ мм, $s = 8,5$ мм). Материал ребер – алюминиевый сплав Д16.

Перед проведением экспериментов поверхность ТТ и оснований ребер в соответствии с рекомендациями [8], доводились до чистоты обработки поверхности близкой к 6 классу, а затем обезжиривались. Посадка ребер на ТТ осуществлялась с натягом при помощи пресса.

Так как коэффициенты линейного расширения меди и алюминия существенно отличаются (например, при $t = 20$ С $\alpha_{Cu} = 16,7 \cdot 10^{-6}$ 1/°С и $\alpha_{Al} = 23,8 \cdot 10^{-6}$ 1/°С), а с повышением температуры это отличие ещё более возрастает [9], для проверки влияния колебания температур в зоне контакта на качество механического сцепления ребер с поверхностью ТТ в процессе длительного функционирования перед проведением экспериментов ТТ была подвергнута термоударам: нагрев до 100 °С (кипящая вода) – резкое охлаждение до 0 °С (тающий лёд). Всего было проведено 110 таких циклов. Как показали результаты проведенной проверки (визуально и методом скручивания ребер с поверхности несущей трубы посредством приложения силы), все ребра сохранили прочное механическое сцепление с поверхностью ТТ.

После этого ТТ оснащалась термопарами и в горизонтальном положении устанавливалась на стенд для испытаний.

Методика расчётов и обработки экспериментальных данных

При расчёте величины контактного термического сопротивления были приняты следующие допущения:

- потери теплоты в зонах нагрева и транспорта ТТ в окружающую среду пренебрежимо малы;
- температурное поле по длине зоны конденсации ТТ равномерное;
- количество теплоты, подводимое к каждой из “ячеек” ребро-наружная поверхность ТТ (в

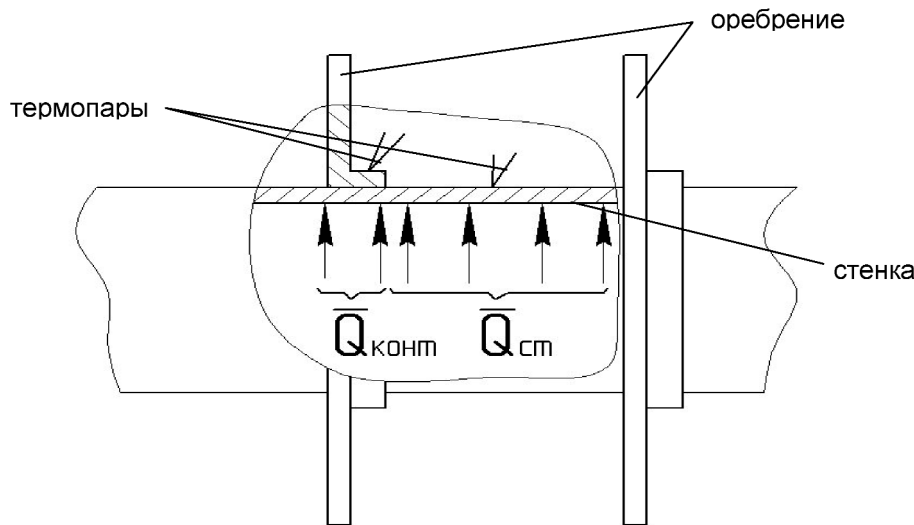


Рис. 2. Принципиальная схема “ячейки” и установки термопар в межрёберном пространстве.

дальнейшем – цилиндрическая стенка), на которые условно разбивалась зона конденсации, одинаково (рис. 2).

Тогда с учётом принятых допущений средние температуры поверхности ТТ и оснований рёбер в “ячейке” при проведении экспериментов определялись как

$$\bar{t}_{нов} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n t_{нов_i}, \quad (1)$$

$$\bar{t}_{осн} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n t_{осн_i}, \quad (2)$$

где $n = 3$ – количество “ячеек” измерения контактного термического сопротивления, расположенных в окрестностях 2, 6 и 10 рёбер.

Тепловой поток, подводимый к каждой из таких “ячеек”, можно представить в виде:

$$\bar{Q}_{ячейки} = \frac{Q}{j}, \quad (3)$$

где $j = 12$ – общее количество “ячеек”.

Учитывая равномерность температурного поля в зоне конденсации ТТ и, следовательно, отсутствие перетоков теплоты между “ячейками”, можно принять, что одна часть теплового потока в “ячейке”, подводится к контактной поверхности ($\bar{Q}_{конт}$), а другая часть – к её цилиндрической стенке ($\bar{Q}_{ст}$). Следовательно:

$$\bar{Q}_{ячейки} = \bar{Q}_{конт} + \bar{Q}_{ст}. \quad (4)$$

Учитывая баланс подводимого и отводимого от “ячейки” теплового потока, количество теплоты, передаваемое цилиндрической стенкой “ячейки” при охлаждении как естественной, так и вынужденной конвекцией, легко рассчитывается, например, по рекомендациям [10,11], зная наружный диаметр ТТ и параметры оребрения.

Принимая, что номинальная площадь контактной поверхности $F_{конт}$ равна площади поверхности шейки ребра, плотность теплового потока в зоне контакта выразим как:

$$\bar{q}_{конт} = \frac{\bar{Q}_{конт}}{F_{конт}}. \quad (5)$$

Среднее экспериментальное значение величины термического сопротивления контакта находилось из уравнения

$$R_{конт} = \frac{\Delta \bar{t}_{конт}}{\bar{q}_{конт}} = \frac{\bar{t}_{нов} - \bar{t}_{осн}}{\bar{q}_{конт}}, \quad (6)$$

где $\Delta \bar{t}_{конт} = \bar{t}_{нов} - \bar{t}_{осн}$ перепад температуры в зоне контакта.

Результаты исследования и их анализ

На рис. 3 представлены результаты проведенных исследований. Очевидно, что несмотря на существенное различие линейных коэффициен-

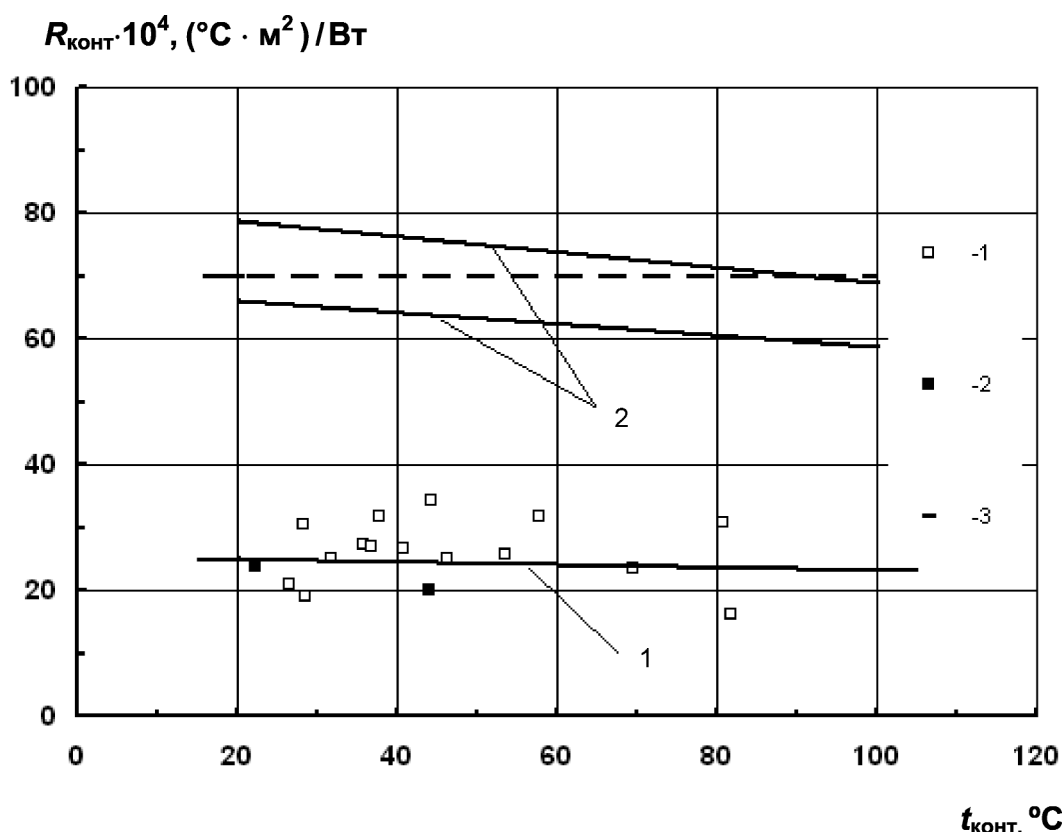


Рис. 3. Зависимость термического сопротивления контакта от температуры контакта: 1,2 – данные настоящего исследования (охлаждение естественной и вынужденной конвекцией при $w = 2,69$ м/с соответственно); 3 – данные [8] для системы латунь – АД1М. Кривые: 1 – расчёт по методике [5] для системы медь М1 – алюминиевый сплав Д16; 2 – расчёт по методике [5] для системы латунь – АД1М.

тов расширения меди и алюминиевого сплава, термическое сопротивление контакта меняется незначительно. Как следует из полученных экспериментальных данных, для диапазона температур в зоне контакта $t_{конт} = 20...85$ °С и плотностей тепловых потоков $q_{конт} = (0,39...7,9) \cdot 10^4$ Вт/м², с учётом указанных технологических приёмов при создании оребрения, величина термического сопротивления контакта находится в пределах $(1,8...3,5) \cdot 10^{-5}$ (°С · м²)/Вт. Полученные значения контактного термического сопротивления имеют одинаковый порядок и приемлемое расхождение, определяющееся главным образом: а) погрешностью при измерении температур; б) изменением физико – механических свойств сопрягаемых материалов и условий в зоне контакта с повышением температуры.

С целью проверки корректности полученных результатов автором был проведен аналитический расчёт величины $R_{конт}$ по методике, приведенной в [5]. Учитывая, что сопрягаемые поверхности подвергаются только первоначальному нагружению, термическое сопротивление контакта определялось по зависимости

$$R_{конт} = \frac{1 \cdot 10^{-4}}{2,12 \bar{\lambda}_m \left(\frac{p}{E} B_n \right)^{0,8} g} + \frac{(h_{макс1} + h_{макс2})(1-m)(1-\varepsilon)}{\lambda_c}, \quad (7)$$

где $p = \frac{\Theta}{\left(\frac{c_1}{E_1} + \frac{c_2}{E_2} \right) d}$, (8)

$$\varepsilon = \left(\frac{0,1p}{HB} \right)^{0,28} \quad (9)$$

Все величины в уравнениях (7-9), характеризующие физико-механические свойства меди и алюминиевого сплава, технологические условия создания оребрения, а также параметры контактирующих поверхностей, определялись в соответствии с рекомендациями [5, 9, 12–14].

Как следует из анализа полученных данных (рис. 3), наблюдается удовлетворительное соответствие между расчётом (кривая 1) и экспериментом. Несколько выше расположены результаты экспериментального исследования термического сопротивления контакта для системы латунь – алюминиевый сплав АД1М, полученные авторами [8] при $t_{\text{конт}} \leq 90...95$ °С. Такое отличие величин контактного термического сопротивления для систем медь – Д16 и латунь – АД1М вполне закономерно и объясняется, главным образом, различием физико-химических свойств и коэффициентов теплопроводности контактирующих материалов, а также различной методикой получения оребрённой поверхности (в [8] оребрение из АД1М на несущей трубе из латуни осуществлялось накатыванием).

Так как теоретического расчёта контактного термического сопротивления для системы латунь – АД1М авторами [8] не проводилось, а о других экспериментальных данных сведения отсутствуют, автором настоящей работы была предпринята попытка такого расчёта, применив в качестве базовой методики уравнение (7). Правомочность использования этого уравнения основана на том, что условия технологического изготовления оребрённой трубы аналогичны приложению нагрузки при первоначальном нагружении, а также на соответствии необходимым требованиям состояния поверхности несущей трубы и заготовки для оребрения (класс чистоты обработки).

С этой целью были использованы указанные в [8] данные технологического процесса изготовления оребрённых труб для аппаратов воздушно-го охлаждения, геометрические размеры образцов, а также параметры, характеризующие состояние поверхности сопрягаемых материалов и межконтактной среды.

На рис. 3 показаны результаты такого расчёта (кривые 2), полученные для диапазона $P_{\text{нак}} = 30000...45000$ Н, в котором производится накатывание рёбер из АД1М. Как следует из приведенных данных, экспериментальные значения авторов [8] находятся в удовлетворительном соответствии с расчётом, несмотря на некоторое расхождение, связанное, по-видимому, с погрешностью при определении ряда факторов, влияющих на термическое сопротивление контакта (уровень механических напряжений и направление сил при накатывании, возможное отклонение формы поверхности несущей трубы от цилиндрической при приложении нагрузки, наличие технологических загрязнений и др.).

Приведя зависимость (7) к безразмерному виду в соответствии с рекомендациями [5], получим следующую формулу для расчёта термического сопротивления контакта при первоначальном приложении нагрузки на контактные поверхности, имеющие чистоту обработки по 5 – 11 классу:

$$\frac{Nu_{\text{конт}} - 1}{Nu_m} = 2,12 \cdot 10^4 g \left(\frac{p}{E} B_n \right)^{0,8} \quad (10)$$

Как следует из рис. 4, экспериментальные данные, полученные в настоящей работе, а также данные [8], с отклонением не более 20 % описываются уравнением (10), справедливость которого подтверждена результатами многочисленных исследований [5] для широкого диапазона нагрузок, температур в зоне контакта, состояния поверхности и др. параметров.

Выводы

Проведенные исследования позволили получить экспериментальные данные о контактном термическом сопротивлении в системе медь М1 – алюминиевый сплав Д16, которые находятся в удовлетворительном соответствии с расчётной методикой [5], полученной для других контактных пар.

Полученные результаты позволяют рассчитывать полное термическое сопротивление систем охлаждения на базе тепловых труб и двухфазных термосифонов из меди, имеющих оребрение из алюминиевого сплава.

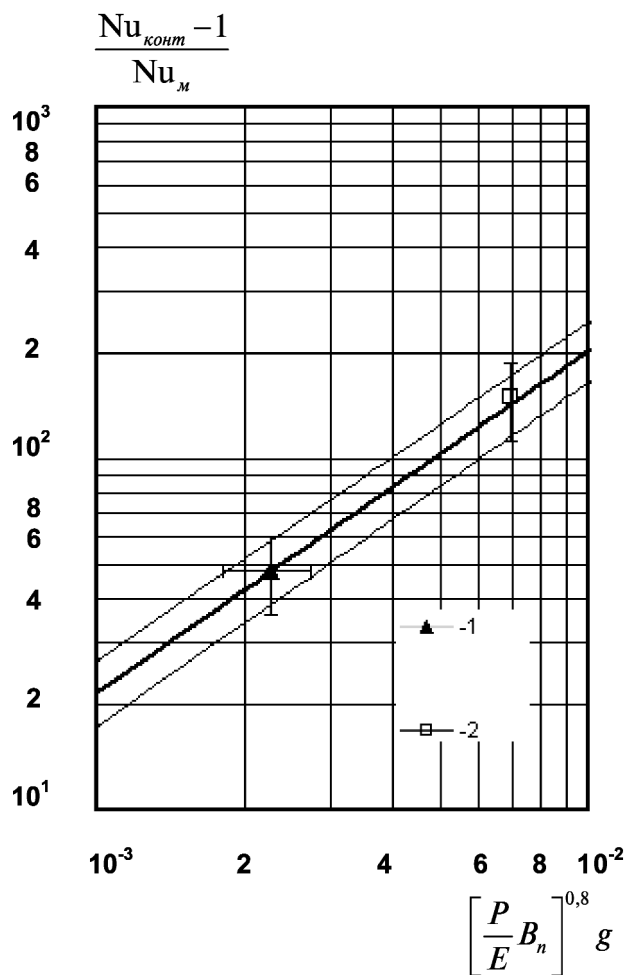


Рис. 4. Обобщение экспериментальных данных по контактному теплообмену при первоначальном нагружении в среде воздуха: 1 – система латунь – АД1М [8]; 2 – система медь М1 – алюминиевый сплав Д16.

Рассмотренный в статье способ создания ребрения позволяет получать развитые поверхности теплообмена, состоящие из дискретно расположенных рёбер самой различной конфигурации и в широком диапазоне изменения их параметров.

ЛИТЕРАТУРА

1. Письменный Е.Н., Бурлей В.Д., Терех А.М., Рогачёв В.А., Руденко А.И. Влияние разрезки, поворотов и отгибки рёбер на тепло – аэродинамические характеристики поверхностей теплообмена // Промышленная теплотехника. – 2003. – Т. 25, № 1. – С.10 – 16.

2. Мигай В.К., Быстров П.Г., Федотов В.В. Теплообмен в поперечно – обтекаемых пучках труб с ребрением лепесткового типа // Тяжелое машиностроение. – 1992. – № 7. – С. 8–10.

3. Миллер В.С. Контактный теплообмен в элементах высокотемпературных машин. – Киев: Наукова думка, 1966. – 163 с.

4. Шлыков Ю.П., Ганин Е.А., Царевский С.Н. Контактное термическое сопротивление. – М.: Энергия, 1977. – 328 с.

5. Попов В.М. Теплообмен в зоне контакта разъёмных и неразъёмных соединений. – М.: Энергия, 1971. – 216 с.

6. Кравец В.Ю., Николаенко Ю.Е., Руденко А.И. Исследование теплопередающих характеристик радиаторов с ребрением на основе миниатюрных тепловых труб // Технология и конструирование в электронной аппаратуре. – 2004. – № 3 (май – июнь). – С. 45 – 47.

7. Семена М.Г., Зарипов В.К. Влияние технологических отклонений на теплотехнические характеристики тепловых труб при их мелкосерийном производстве // Промышленная теплотехника. – 1982. – Т.4, № 2. – С.18 – 22.

8. Кунтыш В.Б., Кузнецов Н.М. Тепловой и аэродинамический расчёты ребрѐнных теплообменников воздушного охлаждения. – Санкт-Петербург: Энергоатомиздат, 1992. – 280 с.

9. Справочник металлиста. Т.3. Книга первая. / Под ред. Владиславлева В.С. – М.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, 1959. – 560 с.

10. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. Учебник для вузов. – М.: Энергия, 1975. – 488 с.

11. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. – М.: Энергия, 1973. – 320 с.

12. Бернштейн М.Л., Займовский В.А. Структура и механические свойства металлов. – М.: Металлургия, 1970. – 472 с.

13. Теплопроводность твёрдых тел. Справочник. / Под ред. Охотина А.С. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 320 с.

14. Справочник металлиста. Т.1. / Под ред. Чернавского С.А. – М.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, 1957. – 603 с.

Получено 04.06.2007 г.