

引文格式:

朱康, 刘玮书. 基于传热理论的热电能量转换系统集成分析 [J]. 集成技术, 2023, 12(5): 41-50.

Zhu K, Liu WS. Heat transfer theory-based integrated analysis of thermoelectric energy conversion system [J]. Journal of Integration Technology, 2023, 12(5): 41-50.

基于传热理论的热电能量转换系统集成分析

朱 康 刘玮书*

(南方科技大学材料科学与工程系 深圳 518055)

摘 要 热电能量转换系统可实现热能和电能直接转换。在一个完整的热电系统中, 热电器件与冷热端换热器组成热阻网络, 该热阻网络与冷热源之间的换热对系统性能具有决定性影响。该文从网络节点间的耦合传热关系出发, 分析了外部换热对系统内部温度分布的影响, 得到了实际热环境中热电系统输出性能的近似理论表达式。在此基础上, 该文建立了外部换热条件与系统峰值输出功率的直接关系, 并提出一套热电能量转换系统设计策略, 可用于热电发电系统的快速设计。

关键词 热电能量转换系统; 实际热环境; 热阻网络; 耦合传热

中图分类号 TK 124 文献标志码 A doi: 10.12146/j.issn.2095-3135.20230331001

Heat Transfer Theory-Based Integrated Analysis of Thermoelectric Energy Conversion System

ZHU Kang LIU Weishu*

(Department of Materials Science and Engineering, Southern University of Science and Technology, Shenzhen 518055, China)

*Corresponding Author: liuws@sustech.edu.cn

Abstract A thermoelectric energy conversion system could realize a direct conversion between thermal and electrical energy. The thermoelectric module composes a thermal resistance network with the hot and cold side heat exchangers within an integrated thermoelectric system. The heat transfer between the network and the heat source/sink is critical to the system performance. In this paper, the effect of external heat transfer on the system internal temperature distribution is analyzed based on the coupled heat transfer relationship among different nodes in the thermal resistance network, and a set of analytical formulae of the system performance in practical thermal environments is derived. Furthermore, a direct relationship between the external heat transfer conditions and the peak output power of the system is uncovered, and a general strategy for quickly designing thermoelectric energy conversion systems is proposed.

收稿日期: 2023-03-31 修回日期: 2023-05-12

基金项目: 国家自然科学基金项目 (52202250, 51872133)

作者简介: 朱康, 博士, 研究助理教授, 研究方向为热电转换材料、器件和系统; 刘玮书 (通讯作者), 教授, 研究方向为室温热电材料与器件, 离子热电材料与器件, E-mail: liuws@sustech.edu.cn.

Keywords thermoelectric energy conversion system; practical thermal environment; thermal resistance network; coupled heat transfer

Funding This work is supported by National Natural Science Foundation of China (52202250, 51872133)

1 引 言

热电能量转换系统基于泽贝克效应及佩尔捷效应, 可实现热能和电能直接转换, 是目前长期深空探索的主要供电方案^[1]。其在余热利用^[2-3]、物联网自供能^[4-8]、人体热管理^[9]及电子器件散热^[10]等方面具有广阔的应用前景。高性能热电材料组成的热电器件是热电能量转换系统(以下简称“热电系统”)的核心部件。在一定温差下, 热电器件可将热源输入的热量部分地转化为电能。反过来说, 向热电器件输入直流电, 可在一定温差范围内实现热量的逆温差传输, 即实现制冷或热泵功能。20 世纪早期, Altkirch^[11]提出热电材料的性能指标, 即热电优值 ZT 。20 世纪 50 年代, Ioffe^[12]建立了理想条件下, 热电器件性能与材料性能之间的简洁关系。对于发电过程, 热电器件峰值能量转换效率(η_{\max})及峰值功率密度(w_{\max})的理论计算式为:

$$\left\{ \begin{array}{l} \eta_{\max} = \frac{\Delta T'}{T_h'} \frac{\sqrt{1+Z\bar{T}}-1}{\sqrt{1+Z\bar{T}} + \frac{T_c'}{T_h'}} \quad (a) \\ w_{\max} = \frac{\Delta T'^2}{4L} PF \quad (b) \end{array} \right. \quad (1)$$

其中, T_h' 为热电器件热端温度; T_c' 为热电器件冷端温度; $\Delta T'$ 为冷热端温差; \bar{T} 为平均温度; L 为热电器件单元高度; $Z\bar{T}$ 为材料在平均温度处的无量纲热电优值; PF 为热电材料功率因子。

在实际热环境中, 热电器件与冷热源之间的热阻导致热电器件两端的温度偏离冷热源温度。为强化热电器件与冷热源之间的热传递, 需在热电器件冷热端布置换热器, 热电器件和换热器共

同组成热阻网络。此外, 热电器件两端的温度因热电器件中热流和电流之间的耦合传输关系而受热阻分布和工作电流的共同影响。LeBlanc^[13]表明, 由公式(1)计算的热电器件峰值能量转换效率大于实测值。因此, 公式(1)仅适用于理想条件下(T_h' 、 T_c' 已知)的热电器件性能计算, 不适用于实际热环境中的热电系统。热电系统性能的直接计算式因理论分析复杂而难以得到。为准确计算实际应用场景中的热电系统性能, 通常需借助数值方法进行复杂的计算^[14-16]。对于热电系统的设计和优化, 则需要进行计算量更大的多参数扫描数值计算过程。系统层面的性能评价和优化设计的复杂性阻碍热电系统的实际应用。针对这一难题, 本研究通过仔细的分析和合理的取舍, 完成了热电能量转换系统的理论分析, 提出了一套近似理论计算框架, 实现了准确快速的系统性能计算^[17]。基于该理论计算框架, 建立特定约束条件下外部换热系数与系统峰值输出功率的直接关系, 进一步提出面向实际应用对象(如具有一定功率及电压需求的传感器)的热电系统通用设计策略, 极大地降低系统设计难度和工作量。本工作揭示外部换热条件与热电系统性能的定量关系, 为系统性能评价和设计提供一套简洁完整的解决方案。

2 材料和方法

2.1 热电单元传热分析

图 1 定性展示了热电系统中的热阻网络, 以及各节点的温度分布情况。为便于分析, 此处仅考虑单个热电单元的情况, 且将填充率(热电单元横截面积与基底面积的比值)设为 1, 并定义冷

端无量纲热阻参数 f_c 为冷端外部热阻与热电单元内部热阻的比值; 热端无量纲热阻参数 f_h 为热端外部热阻与热电单元内部热阻的比值。在实际应用中, 填充率的影响可直接体现在无量纲热阻参数中。如图 1 所示: T_h 为热源温度; T_c 为热沉温度; ΔT 为总的可用温差; T'_h 为热电器件热端温度; T'_c 为热电器件冷端温度; $\Delta T'$ 为落入热电器件中的有效温差(以下简称“有效温差”)。

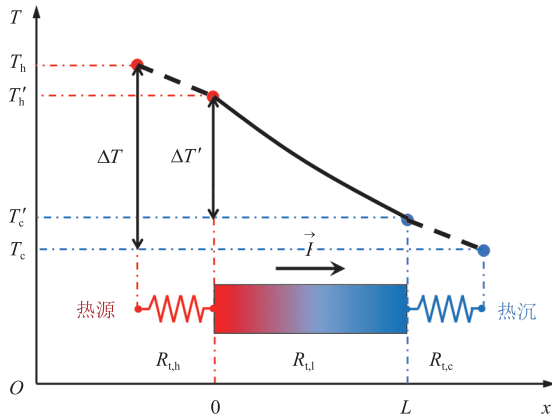


图 1 热电系统热阻网络及温度分布

Fig. 1 Schematic diagram of the thermal resistance network and the temperature distribution

为得到系统效率与输出功率的表达式, 需在已知的 ΔT 、 f_c 、 f_h 参数下, 推导出单元内部温度分布及有效温差的计算式。为此, 写出热电单元内部传热控制方程及两端的第三类边界条件:

$$\begin{cases} \kappa \frac{d^2 T}{dx^2} + \frac{I^2}{\sigma A^2} = 0 & (a) \\ -\kappa A \frac{dT}{dx} + \alpha T'_h I = \frac{T_h - T'_h}{R_{t,h}}, x=0 & (b) \\ -\kappa A \frac{dT}{dx} + \alpha T'_c I = \frac{T'_c - T_c}{R_{t,c}}, x=L & (c) \end{cases} \quad (2)$$

其中, α 为热电材料的泽贝克系数; σ 为热电材料的电导率; κ 为热电材料的热导率; I 为工作电流; A 为热电单元横截面积; L 为热电器件单元高度; $R_{t,h}$ 为热电单元热端热阻; $R_{t,c}$ 为热电单元冷端热阻; T 为温度。材料热电优值

$ZT = \alpha^2 \sigma T / \kappa$ 。需指出, 公式(2(a))基于热电材料物性不随温度变化的假设。由控制方程(2(a))及边界条件(2(b)~(c))可得单元内部温度分布的理论解:

$$\begin{cases} T = -\frac{0.5I^2 RR_{t,i}}{L^2} x^2 + C_1 x + C_2 \\ C_1 = \frac{1}{L} \frac{c_1 f_c I^2 RR_{t,i} + 0.5c_1 c_2 I^2 RR_{t,i} + \alpha R_{t,i} I (f_h T_c + f_c T_h) - \Delta T}{f_h + f_c + c_1 c_2} \\ C_2 = \frac{1}{c_1} \left\{ \frac{f_h [c_1 f_c I^2 RR_{t,i} + 0.5c_1 c_2 I^2 RR_{t,i} + \alpha R_{t,i} I (f_h T_c + f_c T_h) - \Delta T]}{f_h + f_c + c_1 c_2} + T_h \right\} \\ c_1 = 1 + f_h \alpha R_{t,i} I \\ c_2 = 1 - f_c \alpha R_{t,i} I \end{cases} \quad (3)$$

进而得到单元冷热端温度及有效温差的计算式:

$$\begin{cases} T'_h = C_2 \\ T'_c = -0.5I^2 RR_{t,i} + C_1 L + C_2 \\ \Delta T' = \frac{\Delta T - \alpha R_{t,i} I (f_h T_c + f_c T_h + f_h f_c I^2 RR_{t,i}) + 0.5I^2 RR_{t,i} (f_h - f_c)}{f_h + f_c + c_1 c_2} \end{cases} \quad (4)$$

其中, R 为热电单元的电阻; $R_{t,i}$ 为热电单元的热阻。在发电模式中, 工作电流与有效温差存在如下关系:

$$I = \frac{\alpha \Delta T'}{R(1+m)} \quad (5)$$

其中, m 为负载电阻与单元内部电阻的比值。由公式(4)~(5)可得工作电流的三次方程, 将其解析解代入公式(4), 可得有效温差的精确表达式。然而, 由于电流方程过于复杂, 无法得到解析解。因此, 需对公式(4)中的关于电流的平方项进行取舍, 得到如下简化的有效温差计算式:

$$\Delta T' = \frac{\Delta T - \alpha R_{t,i} I (f_h T_c + f_c T_h)}{1 + f_h + f_c} \quad (6)$$

上述简化的物理依据是, 焦耳热效应会使单元温度整体上升, 不会直接造成单元两端有效温差的显著变化, 简化的合理性将在下文中通过近似理论计算结果与精确结果之间的直接对比

进行证明。在简化后的有效温差计算式中，有效温差与电流存在简单的线性关系，因此，由公式(5)~(6)可得工作电流的近似计算式：

$$\begin{cases} I = \frac{1}{1+f_h+f_c} \frac{\alpha \Delta T}{R} \frac{1}{m+1+ZT^*} \\ T^* = \frac{f_h T_c + f_c T_h}{1+f_h+f_c} \end{cases} \quad (7)$$

由公式(7)可得单元输出功率及热端热流量的计算式：

$$P = I^2 R m = \frac{1}{(1+f_h+f_c)^2} \frac{(\alpha \Delta T)^2}{R} \frac{m}{(m+1+ZT^*)^2} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} Q_h &= -\kappa A C_1 + \alpha C_2 I \\ &= \frac{1}{1+f_h+f_c} \frac{\Delta T}{R_{t1}} \left(1 + \frac{1}{1+f_h+f_c} \frac{ZT_h}{m+1+ZT^*} \right) \end{aligned} \quad (9)$$

由公式(8)~(9)可得能量转换效率计算式：

$$\begin{aligned} \eta &= \frac{P}{Q_h} \\ &= \frac{Z \Delta T m}{(m+1+ZT^*) \left[(1+f_h+f_c)(m+1+ZT^*) + ZT_h \right]} \end{aligned} \quad (10)$$

2.2 峰值效率和输出功率

在公式(8)和(10)中，若材料物性和外部热阻参数给定，则电阻比 m 为唯一可调参数，分别将功率和效率对 m 求导，并令导数为 0，可得功率密度和效率的极值及对应的电阻比值，如公式(11)~(12)所示。

$$\begin{cases} w_{\max} = \frac{1}{(1+f_h+f_c)^2} \frac{(\Delta T)^2}{4L} \frac{\alpha^2 \sigma}{1+ZT^*} \\ m_{\text{opt},w} = 1+ZT^* \end{cases} \quad (11)$$

$$\begin{cases} \eta_{\max} = \frac{\Delta T}{T_h} \frac{m_{\text{opt},\eta} - 1}{m_{\text{opt},\eta} + \frac{T_c}{T_h} + \beta} \\ \beta = 2 \frac{T^*}{\bar{T}^*} \frac{\bar{T}}{T_h} m_{\text{opt},\eta} \left(1 + \frac{m_{\text{opt},\eta}}{1+ZT^*} \right) \\ m_{\text{opt},\eta} = \sqrt{(1+ZT^*) \left[1 + Z(T^* + \bar{T}^*) \right]} \end{cases} \quad (12)$$

其中， $\bar{T}^* = \bar{T} / (1+f_h+f_c)$ 。公式(11)~(12)可在较小可用温差(50 K)下用于精确计算热电系统的峰值效率($\pm 1\%$)和输出功率($\pm 2\%$)，由此可验证有效温差近似表达式的合理性，如图 2 所示。在较大温差(500 K)下，峰值效率的计算误差仍维持在较低水平($\pm 5\%$)，而对峰值功率的计算则出现较大误差($\pm 15\%$)，如图 3 所示。图 2 及图 3 中实线所代表的精确解由单元温度分布函数(公式(4))及系统功率与效率的基本关系式(公式(8)和(9)的前半部分)，通过计算机迭代计算得到。为获得更为精确的峰值功率计算式，可观察公式(6)计算有效温差时的误差随 f_h 和 f_c 的变化趋势，将公式(6)与 Apertet 等^[18]给出的另一种有效温差近似计算式进行加权求和，以抵消两个计算式造成的误差，并对公式(6)中的有效温差近似表达式进行如下修正：

$$\Delta T' = \frac{\Delta T}{1+f_h+f_c} - \frac{\alpha R_{t1} I (f_h+f_c) [\bar{T} + (f_h T_c + f_c T_h)]}{(1+f_h+f_c)^2} \quad (13)$$

进而得到新的峰值功率计算式：

$$\begin{cases} w_{\max} = \frac{1}{(1+f_h+f_c)^2} \frac{\Delta T'^2}{4L m_{\text{opt},w}} \alpha^2 \sigma \\ m_{\text{opt},w} = 1 + \frac{f_h+f_c}{1+f_h+f_c} Z(T^* + \bar{T}^*) \end{cases} \quad (14)$$

公式(14)可用于不同温差下准确计算系统峰值功率(图 4，仅给出 500 K 温差数据)。

最终得到热电发电系统峰值效率和输出功率的显式计算式，可在较宽的温度范围内对系统性能进行准确计算：

$$\begin{cases} \eta_{\max} = \frac{\Delta T}{T_h} \frac{m_{\text{opt},\eta} - 1}{m_{\text{opt},\eta} + \frac{T_c}{T_h} + \beta} \\ m_{\text{opt},\eta} = \sqrt{(1+ZT^*) \left[1 + Z(T^* + \bar{T}^*) \right]} \\ w_{\max} = \frac{1}{(1+f_h+f_c)^2} \frac{\Delta T'^2}{4L m_{\text{opt},w}} \alpha^2 \sigma \\ m_{\text{opt},w} = 1 + \frac{f_h+f_c}{1+f_h+f_c} Z(T^* + \bar{T}^*) \end{cases} \quad (15)$$

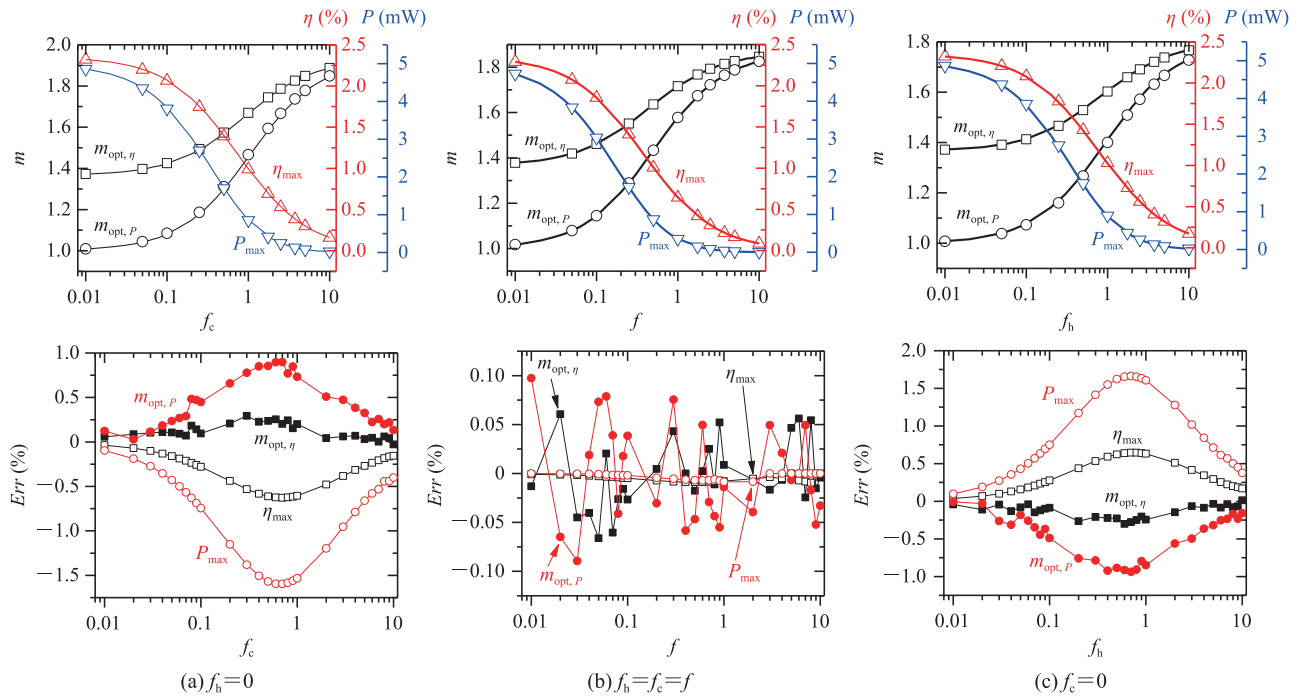


图 2 系统峰值效率(公式(12))及功率(公式(11))的理论计算结果与精确结果的对比($\Delta T=50$ K)

Fig. 2 Comparisons of the system maximum efficiency (Eq. (12)) and power (Eq. (11)) with exact numerical data ($\Delta T=50$ K)

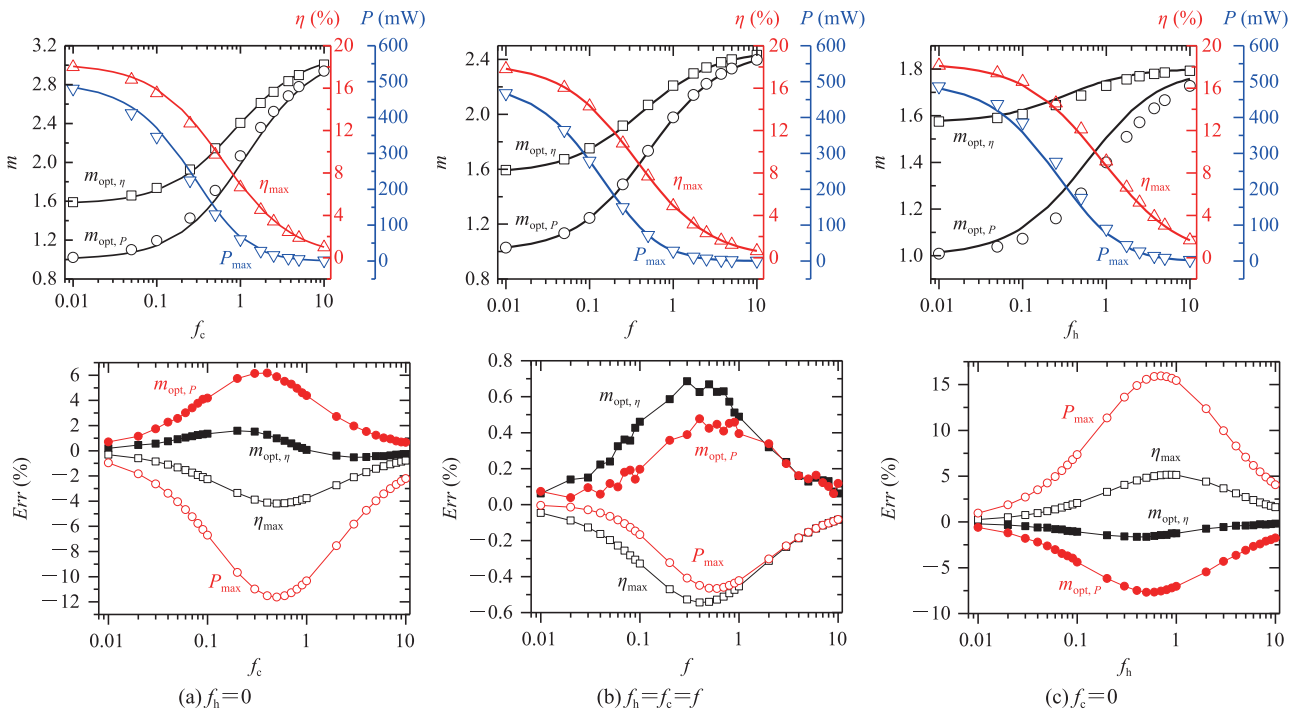


图 3 系统峰值效率(公式(12))及功率(公式(11))的理论计算结果与精确结果的对比($\Delta T=500$ K)

Fig. 3 Comparisons of the system maximum efficiency (Eq. (12)) and power (Eq. (11)) with exact numerical data ($\Delta T=500$ K)

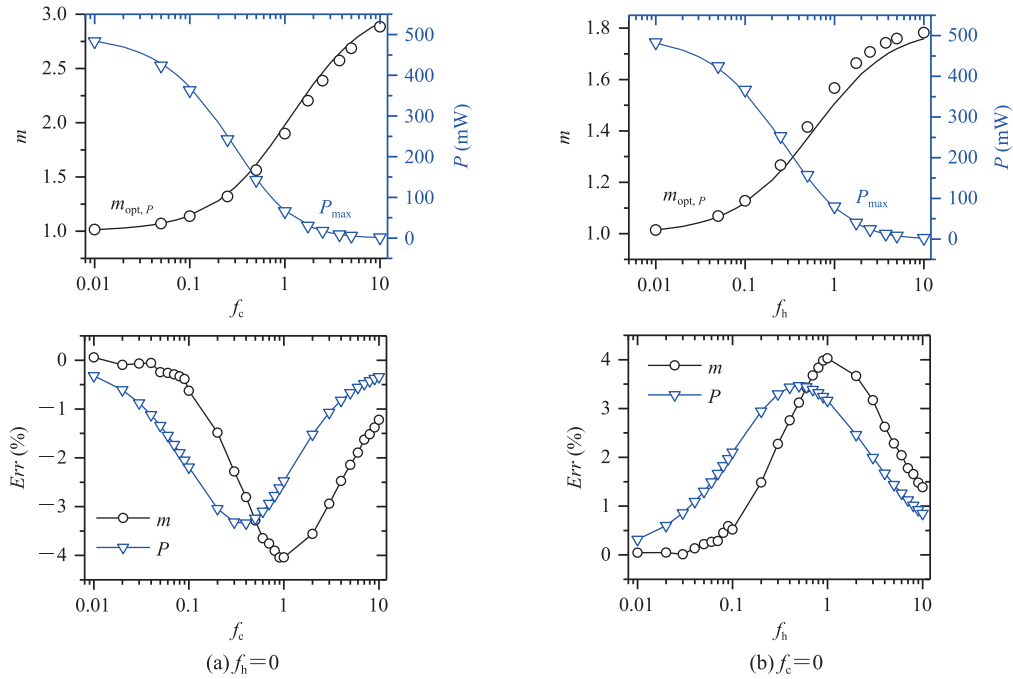


图4 系统峰值功率(公式(14))的理论计算结果与精确结果的对比($\Delta T=500\text{ K}$)

Fig. 4 Comparisons of the system maximum power (Eq. (14)) with exact numerical data ($\Delta T=500\text{ K}$)

3 结果

3.1 无量纲热阻参数

为分析外部热阻对热电系统的影响,需对实际应用环境中热电单元两端无量纲热阻参数的取值范围进行评估。代表性的热电单元物理性质、尺寸参数如表1所示,几种常用换热方式的换热系数如表2所示。根据表1、表2中的参数,可计算出热电单元内部热阻 $R_{t,i}=L/\kappa A$ 和外部换

表1 热电单元的典型物理性质及尺寸参数

Table 1 Typical physical properties and dimensions of thermoelectric elements

物理性质/尺寸	值
$\alpha(\mu\text{V}\cdot\text{K}^{-1})$	200.0
$\sigma(\text{S}\cdot\text{cm}^{-1})$	1 000.0
$\kappa(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	1.5
高度 (mm)	2
宽度 (mm)	2
长度 (mm)	2

表2 常用换热方式的换热系数及热阻

Table 2 Heat transfer coefficients and thermal resistances of common heat transfer methods

换热方式	换热系数 ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$)	热阻 ($\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$)	热阻比
热电单元		333.3	
空气对流(无翅片)	25	3 000.0	9.000
空气对流(有翅片)	250	300.0	0.900
水对流	2 000	37.5	0.110
水相变	5 000	15.0	0.045

热热阻 $R_{t,ex}=FF/(hA)$ (假设热电器件填充率 FF 为 0.3), 同样示于表2中。从表中数据可知, 实际情况下, 无量纲热阻参数的常用取值范围为 0.05~10, 因此在下文的分析中, 无量纲热阻参数在此范围中取值。

3.2 热阻在冷热端分布情况的影响

在两种极端热阻分布情况下, 系统峰值效率及输出功率的差异如图5所示。在一种情况下, 外部热阻集中分布在热电单元的热端, 而在另一种情况下, 外部热阻集中在冷端。可以看到,

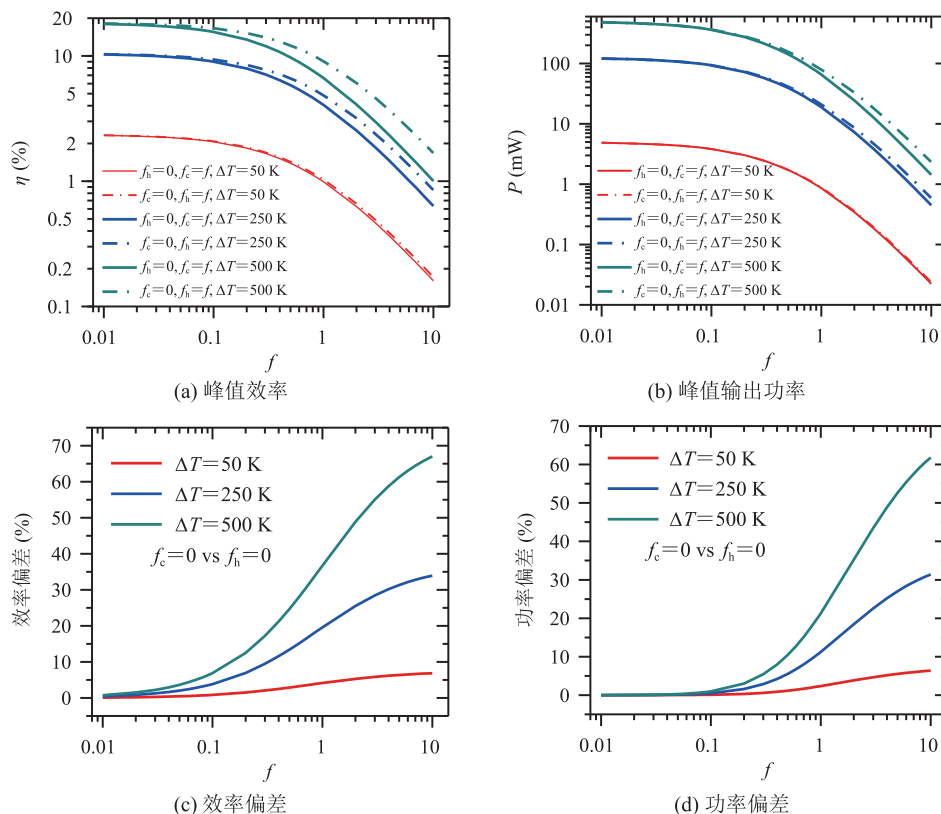


图 5 两种极端热阻分布情况下系统峰值效率及输出功率对比

Fig. 5 Comparisons of system maximum efficiency and power between two limiting thermal resistance distributions

当可用温差较小 (50 K) 时, 在总热阻参数相同的情况下, 外部热阻在两端的分配情况对系统性能无明显影响。而当可用温差较大 (250 K、500 K) 时, 若总热阻参数大于 0.1, 则热阻的分配对系统性能的影响较显著, 且随总热阻参数的增大而放大。具体来说, 外部热阻集中分布在热端得到的系统性能高于集中分布在冷端, 即系统性能对散热端热阻较敏感。该现象可利用公式 (15) 进行解释, 系统峰值功率与外部热阻的和、最佳电阻比 $m_{\text{opt}, w}$ 均成反比。其中, 外部热阻的加和项对热阻在冷热两端的分配不敏感, 最佳电阻比 $m_{\text{opt}, w}$ 则与 T^* 成正比。由 $T^* = \frac{f_h T_c + f_c T_h}{1 + f_h + f_c}$ 可知, 由于 $T_h > T_c$, 因此, f_c 对 T^* 的影响大于 f_h , 且该差异随冷热源温差的增大而增大。综上所述, 在热电系统设计中, 若可用的冷热端换热器性能相差悬

殊, 则应先将高性能换热器布置在热电器件冷端, 以实现更高的系统输出性能。

4 讨论与分析

对于实际的热电系统来说, 最佳情况是同时实现较高的效率和输出功率, 然而, 两者需满足的条件往往不同, 因此, 需作出取舍。在具有较大应用潜力的余热利用温差发电场景中, 由于热流没有成本, 能量转换效率的重要性低于发电功率, 因此, 相应的系统设计应着眼于对终端用户功率需求的满足。本文以功率密度为出发点, 通过建立系统峰值功率密度与外部换热条件的关系, 提出了一套热电发电系统的设计策略。

将无量纲热阻用外部换热系数直接表示, 并代入公式 (15(c)) 的峰值功率密度计算式中, 可

得到功率密度关于热电器件尺寸及外部换热系数的表达式, 如公式(16)所示。

$$P_{\text{dens}} = \frac{1}{4} Z \Delta T^2 \frac{1}{\frac{L^*}{\kappa} + \frac{\kappa}{L^*} \left(\frac{1}{h}\right)^2 \left[1 + Zh \left(\frac{T_c}{h_h} + \frac{T_h}{h_c}\right)\right] + \frac{1}{h} (2 + Z\bar{T})} \quad (16)$$

其中, $L^* = \frac{L}{FF}$; FF 为热电器件填充率; h_h 为热电器件热端换热器基于基底面积的换热系数; h_c 为热电器件冷端换热器基于基底面积的换热系数; $\frac{1}{h} = \frac{1}{h_h} + \frac{1}{h_c}$ 。由公式(16)可知, 在一定外部

换热条件下, 可通过调节热电器件尺寸参数 L^* 实现不同的输出功率密度, 当 L^* 取以下最优值时,

$$L_{\text{opt}}^* = \frac{\kappa}{h} \sqrt{1 + Zh \left(\frac{T_c}{h_h} + \frac{T_h}{h_c}\right)} \quad (17)$$

输出功率密度达到最大功率密度:

$$P_{\text{dens}} = \frac{1}{8} h Z \Delta T^2 \frac{1}{\sqrt{1 + Zh \left(\frac{T_c}{h_h} + \frac{T_h}{h_c}\right)} + 1 + 0.5 Z\bar{T}} \quad (18)$$

当冷热端温差较小时, 可近似认为 $T_h \approx T_c \approx \bar{T}$, 公式(17)可简化为以下形式:

$$L_{\text{opt}}^* = \frac{\kappa}{h} \sqrt{1 + Z\bar{T}} \quad (19)$$

该最佳热电器件尺寸表达式与 Apertet 等^[18]提出的相应表达式具有相同的形式。由此可见, 本文提出的最佳热电器件尺寸公式(17)是一个更加通用的公式, 与已有计算式相比, 适用范围更广, 可用于冷热端温度相差较大的应用场景中最佳热电器件尺寸的确定。

在实际应用环境中, 冷热端换热器通常共享一定的总空间、体积或成本, 由此在两端换热系数之间形成一定的相互约束。若两端换热器的换热方式相同(如均为翅片风冷), 且尺寸参数具有一定的设计自由度, 则可将约束条件近似简化为两端换热系数之和为定值:

$$h_h + h_c = h_{\text{tot}} \quad (20)$$

在该情况下, 热电系统输出功率密度在一定

的换热系数分配下具有最大值。记 $r_h = h_h/h_c$, 则存在最优配比 r_h 。将约束条件代入公式(18), 得到功率密度关于 r_h 的表达式:

$$P_{\text{dens}} = \frac{1}{8} Z \Delta T^2 \frac{h_{\text{tot}}}{(1+r_h) \left(1 + \frac{1}{r_h}\right) \sqrt{1 + Z\bar{T} + 0.5 Z \Delta T \frac{r_h - 1}{r_h + 1} + 1 + 0.5 Z\bar{T}}} \quad (21)$$

经推导, 得到最优配比的近似计算式:

$$r_{h,\text{opt}} = 1 - \frac{\beta + \beta\gamma + 0.5\beta^2}{1 + \beta + \gamma} \quad (22)$$

其中,

$$\beta = \frac{Z \Delta T}{4 \left[1 + Z\bar{T} + (1 + 0.5 Z\bar{T}) \sqrt{1 + Z\bar{T}}\right]}$$

$$\gamma = \frac{Z \Delta T}{4(1 + Z\bar{T})}$$

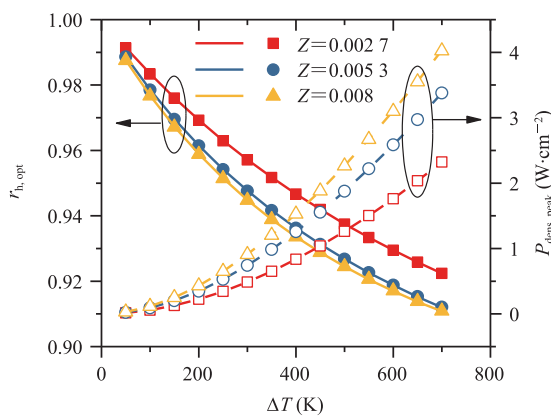
Luo 等^[19]、Yu 等^[20-22]研究了热电制冷系统在形如公式(20)的换热约束条件下, 制冷功率密度优化的问题, 但因制冷功率密度与 r_h 之间的关系较复杂, 故未得到形如公式(22)的简洁表达式。

在不同的材料 Z 值条件下, 最佳换热配比及对应的最大功率密度随温差的变化情况 ($h_{\text{tot}} = 2000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$) 如图 6(a) 所示。其中, 实线是通过高精度搜索得到的精确解(最佳换热系数配比搜索步长: 10^{-4}), 实心点是由公式(22)得到的近似结果, 可见近似解具有较高的精度。此外, 在图 6(a) 中给出的工况范围内, 最佳换热配比的数值范围为 0.9~1, 随着材料物性及可用温差的变化, 并无显著改变, 因此, 尝试将最佳换热配比近似为常数 1, 代入公式(21), 得到最大功率密度的近似解, 如图 6(a) 中散点所示, 虚线代表最大功率精确解, 两者高度重合。由此可见, 在一定的总换热系数条件下, 将换热系数均等分配在冷热端, 即可实现峰值功率密度, 峰值功率密度可由下式准确计算:

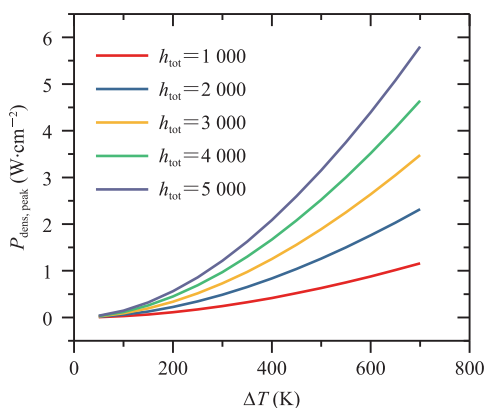
$$P_{\text{dens, peak}} = \frac{1}{32} \frac{h_{\text{tot}} Z \Delta T^2}{\sqrt{1 + Z\bar{T}} + 1 + 0.5 Z\bar{T}} \quad (23)$$

在不同总换热系数下, 最大功率密度随温差

的变化情况如图 6(b) 所示。由公式 (23) 可知一定换热条件下, 热电系统输出功率的上限, 因此, 当功率密度需求已知时, 可由公式 (23) 和换热系数均等分配原则推导所需的冷热端换热系数, 为换热器的设计提供目标性能参数。再结合公式 (16), 可得到一定换热条件及功率密度条件下热电器件参数 L^* 的值, 完成热电器件的反向设计, 最终得到满足实际应用需求的热电发电系统。



(a) 不同材料 Z 值下系统最佳换热配比及峰值功率密度随温差的变化情况



(b) 不同总换热系数下系统峰值功率密度随温差的变化曲线

图 6 系统最佳换热配比及峰值功率密度随温差的变化情况

Fig. 6 Evolutions of the optimum heat transfer ratio and peak power density with temperature difference

5 结 论

本文通过对热电能量转换系统进行传热分析, 得到了实际应用环境中热电系统输出性能(包

括峰值转换效率及功率)的近似理论公式, 利用该公式可准确快速地对热电系统进行性能评价。此外, 本文还建立了系统峰值功率密度与外部换热条件的一般关系, 并据此提出以功率密度需求为出发点的热电系统设计策略, 为热电系统性能评价和设计提供了一套简洁完整的解决方案。

参 考 文 献

- [1] Candolfi C, Oualid SE, Ibrahim D, et al. Thermoelectric materials for space applications [J]. CEAS Space Journal, 2021, 13(3): 325-340.
- [2] Kuroki T, Kabeya K, Makino K, et al. Thermoelectric generation using waste heat in steel works [J]. Journal of Electronic Materials, 2014, 43(6): 2405-2410.
- [3] Zhou WQ, Yang JS, Qin Q, et al. Research on module layout and module coverage of an automobile exhaust thermoelectric power generation system [J]. Energies, 2022, 15(3): 987.
- [4] Truong TKT, Nguyen VT, Takahito O. Heat storage thermoelectric generator as an electrical power source for wireless iot sensing systems [J]. International Journal of Energy Research, 2021, 45(10): 15557-15568.
- [5] Zhou Q, Zhu K, Li J, et al. Leaf-inspired flexible thermoelectric generators with high temperature difference utilization ratio and output power in ambient air [J]. Advanced Science, 2021, 8(12): 2004947.
- [6] Wang YL, Zhou ZY, Zhou JB, et al. High-performance stretchable organic thermoelectric generator via rational thermal interface design for wearable electronics [J]. Advanced Energy Materials, 2021, 12(1): 2102835.
- [7] Xu Q, Deng B, Zhang LN, et al. High-performance, flexible thermoelectric generator based on bulk materials [J]. Cell Reports Physical Science, 2022, 3(3): 100780.
- [8] Fan WS, An ZJ, Liu F, et al. High-performance stretchable thermoelectric generator for self-powered wearable electronics [J]. Advanced

- Science, 2023, 10(12): e2206397.
- [9] Hong S, Gu Y, Seo JK, et al. Wearable thermoelectrics for personalized thermoregulation [J]. Science Advances, 2019, 5(5): eaaw0536.
- [10] Sharp J, Bierschenk J, Lyon HB. Overview of solid-state thermoelectric refrigerators and possible applications to on-chip thermal management [J]. Proceedings of the IEEE, 2006, 94(8): 1602-1612.
- [11] Altenkirch E. Elektrothermische Kälteerzeugung und reversible elektrische [J]. Physikalische Zeitschrift, 1911, 12: 920-924.
- [12] Ioffe AF. Semiconductor thermoelements and thermoelectric cooling [M]. London: Infosearch, 1957: 38-40.
- [13] LeBlanc S. Thermoelectric generators: linking material properties and systems engineering for waste heat recovery applications [J]. Sustainable Materials and Technologies, 2014, 1-2: 26-35.
- [14] Mellalou A, Nkhaili L, Mahmood Q, et al. Optimal designs of thermoelectric generators for supplying maximum external load [J]. Journal of Electronic Materials, 2021, 50(12): 6804-6808.
- [15] Pandel D, Singh AK, Banerjee MK, et al. Optimizing thermoelectric generators based on $Mg_2(Si, Sn)$ alloys through numerical simulations [J]. Energy Conversion and Management: X, 2021, 11: 100097.
- [16] Massaguer A, Massaguer E. Faster and more accurate simulations of thermoelectric generators through the prediction of the optimum load resistance for maximum power and efficiency points [J]. Energy, 2021, 226: 120248.
- [17] Zhu K, Deng B, Zhang PX, et al. System efficiency and power: the bridge between the device and system of a thermoelectric power generator [J]. Energy & Environmental Science, 2020, 13(10): 3514-3526.
- [18] Apertet Y, Ouerdane H, Goupil C, et al. Influence of thermal environment on optimal working conditions of thermoelectric generators [J]. Journal of Applied Physics, 2014, 116(14): 144901.
- [19] Luo J, Chen LG, Sun FR, et al. Optimum allocation of heat transfer surface area for cooling load and COP optimization of a thermoelectric refrigerator [J]. Energy Conversion and Management, 2003, 44(20): 3197-3206.
- [20] Zhou YY, Yu JL. Design optimization of thermoelectric cooling systems for applications in electronic devices [J]. International Journal of Refrigeration, 2012, 35(4): 1139-1144.
- [21] Zhu L, Tan HB, Yu JL. Analysis on optimal heat exchanger size of thermoelectric cooler for electronic cooling applications [J]. Energy Conversion and Management, 2013, 76: 685-690.
- [22] Wang X, Yu JL, Ma M. Optimization of heat sink configuration for thermoelectric cooling system based on entropy generation analysis [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2013, 63: 361-365.