

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,(?):??

Citing format

Zhu K, Liu WS. Heat Transfer Theory-Based Integrated Analysis of Thermoelectric Energy Conversion System[J]. Journal of Integration Technology,2023,(?):??

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以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, 其与冷热源之间的换热对系统性能具有决定性影响。本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, 并提出了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: TK124

doi: 10.12146/j.issn.2095-3135.20230331001

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

ZHU Kang¹, LIU Weishu¹

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

Corresponding Author: LIU Weishu. Department of Materials Science and Engineering, Southern University of Science and Technology, Shenzhen 518055, China. Email: 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, we analyze the effect of external heat transfer on the system internal temperature distribution based on the coupled heat transfer relationship among different nodes in the thermal resistance network, and derive a set of analytical formulae of the system performance in practical thermal environments. 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.

来稿日期: 2023-03-31 修回日期: 2023-5-12

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (No. 52202250; No. 51872133)

作者简介: 朱康, 研究助理教授, 博士, 主要从事热电转换材料、器件和系统研究; 刘玮书 (通信作者), 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。

Key words: Thermoelectric energy conversion system; practical thermal environment; thermal resistance network; coupled heat transfer

Funding: This project is supported by the National Natural Science Foundation of China (No.52202250; No. 51872133).

1 引言

热电能量转换系统基于 Seebeck 效应及 Peltier 效应, 可以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], 并在余热利用^[2,3]、物联网自供能^[4-8]、人体热管理^[9]以及电子器件散热^[10]等方面具有广阔的应用前景。热电系统的核心部件是由高性能热电材料组成的热电器件。在一定的温差下, 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, 可以在一定的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。上世纪早期, Altenkirch^[11]提出了热电材料的性能指标, 即热电优值 ZT , 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, 器件峰值能量转换效率以及峰值功率密度的理论计算式为:

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

其中, T_h' 、 T_c' 分别为器件热端及冷端温度, $\Delta T'$ 和 \bar{T} 分别为冷热端温差和平均温度, L 为器件单元高度。

在实际热环境中, 热电器件与冷热源之间的热阻导致器件两端温度偏离冷热源温度。为了强化热电器件与冷热源之间的热传递, 需要在器件冷热端布置换热器, 器件和换热器共同组成了一个热阻网络。另外, 由于热电器件中热流和电流之间的耦合传输关系, 器件两端的温度受到热阻分布和工作电流的共同影响。已有文献表明, 根据(1)式计算得到的热电发电系统效率显著高于实测值^[13]。因此, 式(1)仅能用于理想条件下(T_h 、 T_c 已知)的热电器件性能计算, 而不能用于实际热环境中的热电系统。由于理论分析的复杂性, 难以得到热电系统性能的直接计算式。为了准确计算实际应用场景中的热电系统性能, 通常需要借助数值方法进行复杂的计算过程^[14-16]。对于热电系统的设计和优化, 则需要进行更大规模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严重阻碍了热电系统的实际应用。针对这一难题, 我们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过程, 提出了一套近似理论计算框架, 针对系统性能实现了准确快速的计算^[17]。基于该理论计算框架, 建立了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, 进一步提出了面向实际应用对象(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, 极大地降低了系统设计难度和工作量。本工作揭示了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了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, 此处只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,

并定义冷热端无量纲热阻参数 f_h 、 f_c ，分别为冷热端外部热阻与热电单元内部热阻的比值。实际应用中填充率的影响可以直接体现在无量纲热阻参数中。如图 1 所示，分别记热源和热沉的温度为 T_h 和 T_c ，总的可用温差为 ΔT ，并记热电单元热端和冷端温度为 T'_h 和 T'_c ，落入热电单元中的有效温差为 $\Delta T'$ 。

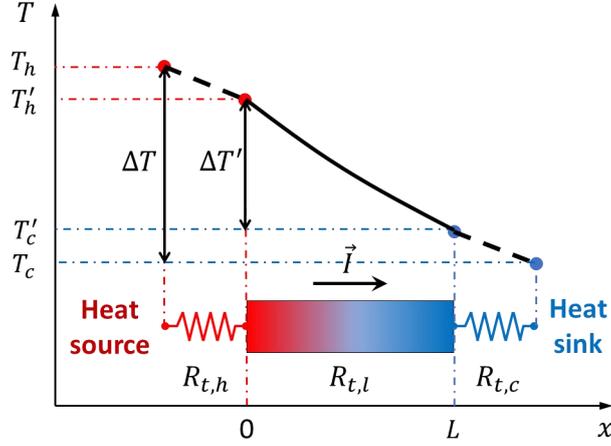


图 1 热电系统热阻网络及温度分布

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

为了得到系统效率与输出功率的表达式，首先需要在已知的总温差 ΔT 以及冷热端无量纲热阻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以及两端的第三类边界条件：

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

式中， α 、 σ 、 κ 分别为热电材料的 Seebeck 系数、电导率和热导率，材料热电优值的完整表达式为 $ZT = \alpha^2 \sigma T / \kappa$ 。 I 、 A 、 L 分别为工作电流、热电单元横截面积和高度。需要指出，以上控制方程是基于如下假设，即热电材料物性不随温度变化。从控制方程及边界条件得到单元内部温度分布的理论解：

$$\left\{ \begin{array}{l} T = -\frac{0.5I^2RR_{t,l}}{L^2}x^2 + C_1x + C_2 \\ C_1 = \frac{1}{L} \frac{c_1f_cI^2RR_{t,l} + 0.5c_1c_2I^2RR_{t,l} + \alpha R_{t,l}I(f_hT_c + f_cT_h) - \Delta T}{f_h + f_c + c_1c_2} \\ C_2 = \frac{1}{c_1} \left\{ \frac{f_h [c_1f_cI^2RR_{t,l} + 0.5c_1c_2I^2RR_{t,l} + \alpha R_{t,l}I(f_hT_c + f_cT_h) - \Delta T]}{f_h + f_c + c_1c_2} + T_h \right\} \\ c_1 = 1 + f_h\alpha R_{t,l}I \\ c_2 = 1 - f_c\alpha R_{t,l}I \end{array} \right. \quad (3)$$

进而得到了单元冷热端温度以及有效温差的计算式：

$$\left\{ \begin{array}{l} T_h' = C_2 \\ T_c' = -0.5I^2RR_{t,l} + C_1L + C_2 \\ \Delta T' = \frac{\Delta T - \alpha R_{t,l}I(f_hT_c + f_cT_h + f_hf_cI^2RR_{t,l}) + 0.5I^2RR_{t,l}(f_h - f_c)}{f_h + f_c + c_1c_2} \end{array} \right. \quad (4)$$

其中 R 和 $R_{t,l}$ 分别为热电单元的电阻和热阻。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。结合式（4）和（5）可以得到工作电流的三次方程，将其解析代入式（4）即可得到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，为了继续理论推导过程，需要对式（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：

$$\Delta T' = \frac{\Delta T - \alpha R_{t,l}I(f_hT_c + f_cT_h)}{1 + f_h + f_c} \quad (6)$$

做出上述简化的一个物理依据是，焦耳热效应会导致单元温度的整体上升，并不会直接导致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得到证明。在简化后的有效温差计算式中，有效温差与电流之间是简单的线性关系，因此结合式（5）和（6）可以直接得到电流的近似计算式：

$$\left\{ \begin{array}{l} I = \frac{1}{1 + f_h + f_c} \frac{\alpha\Delta T}{R} \frac{1}{m + 1 + ZT^*} \\ T^* = \frac{f_hT_c + f_cT_h}{1 + f_h + f_c} \end{array} \right. \quad (7)$$

由此得到单元输出功率以及热端热流量的计算式：

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

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

基于式 (8) 和 (9) 得到能量转换效率计算式:

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

2.2 峰值效率和输出功率

在式 (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, 得到功率密度和效率的极值以及对应的电阻比值分别为

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

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

其中, $\bar{T}^* = \bar{T} / (1 + f_h + f_c)$ 。式 (11) 和 (12) 可在较小可用温差 (50 K) 下精确计算热电系统峰值效率 ($\pm 1\%$) 和输出功率 ($\pm 2\%$), 由此验证了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是基于完整的单元温度分布函数 (由计算式 (4) 给出) 以及系统功率与效率的基本关系式 (计算式 (8) 和 (9) 的前半部分), 通过计算机迭代计算得到。为了获得更为精确的峰值功率计算式, 通过观察式 (6) 所导致的有效温差的计算误差随无量纲外部热阻 f_h 和 f_c 的变化趋势, 将式 (6) 与文献[18]给出的另一种有效温差近似计算式进行加权求和, 以抵消这两个计算式所造成的符号相反的误差, 对式 (6) 中的有效温差近似表达式进行了如下修正:

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

进而得到了新的峰值功率计算式:

$$\begin{cases} W_{\max} = \frac{1}{(1+f_h+f_c)^2} \frac{\Delta T^2}{4Lm_{opt,w}} \alpha^2 \sigma & (a) \\ m_{opt,w} = 1 + \frac{f_h+f_c}{1+f_h+f_c} Z(T^* + \bar{T}^*) & (b) \end{cases} \quad (14)$$

式 (14) 可在不同温差下准确计算系统峰值功率 (见图 4, 仅给出 500 K 温差数据)。

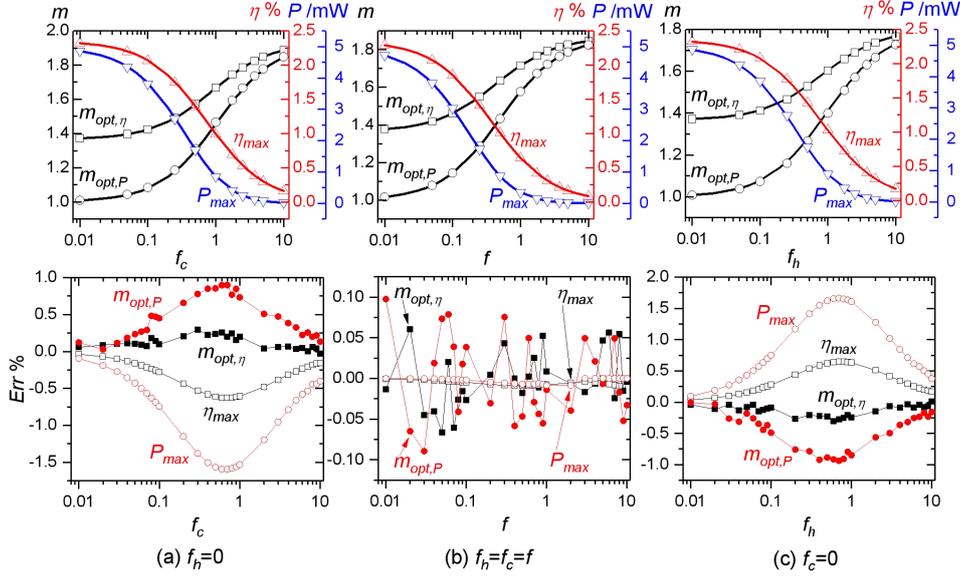


图 2 系统峰值效率 (式 12) 及功率 (式 11) 理论计算结果与精确结果对比 ($\Delta T=50$ K)

Fig. 2 Comparisons of the system maximum efficiency (by Eq. (11)) and power (by Eq. (10)) with exact numerical data ($\Delta T=50$ K)

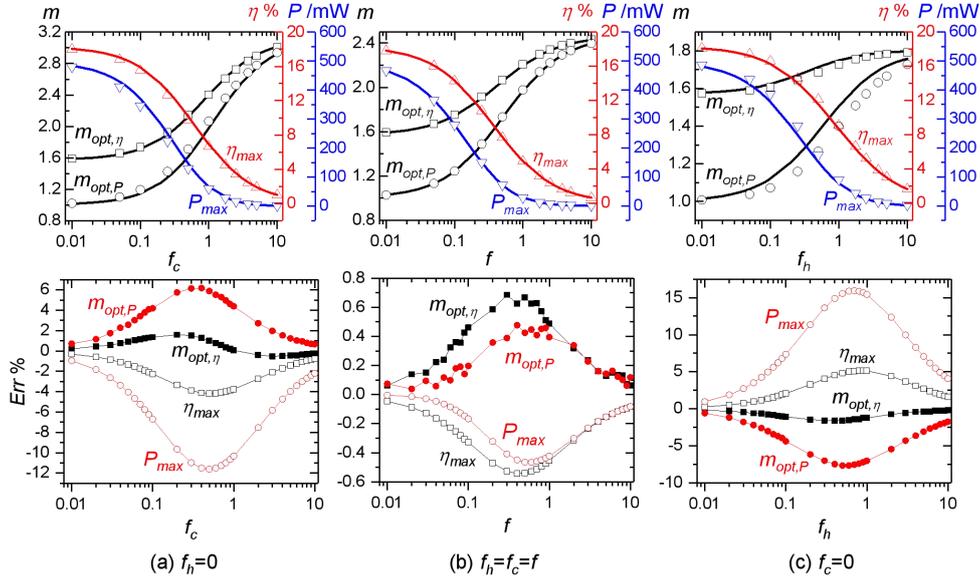


图 3 系统峰值效率 (式 12) 及功率 (式 11) 理论计算结果与精确结果对比 ($\Delta T=500$ K)

Fig. 3 Comparisons of the system maximum efficiency (by Eq. (11)) and power (by Eq. (10)) with exact numerical data ($\Delta T=500$ K)

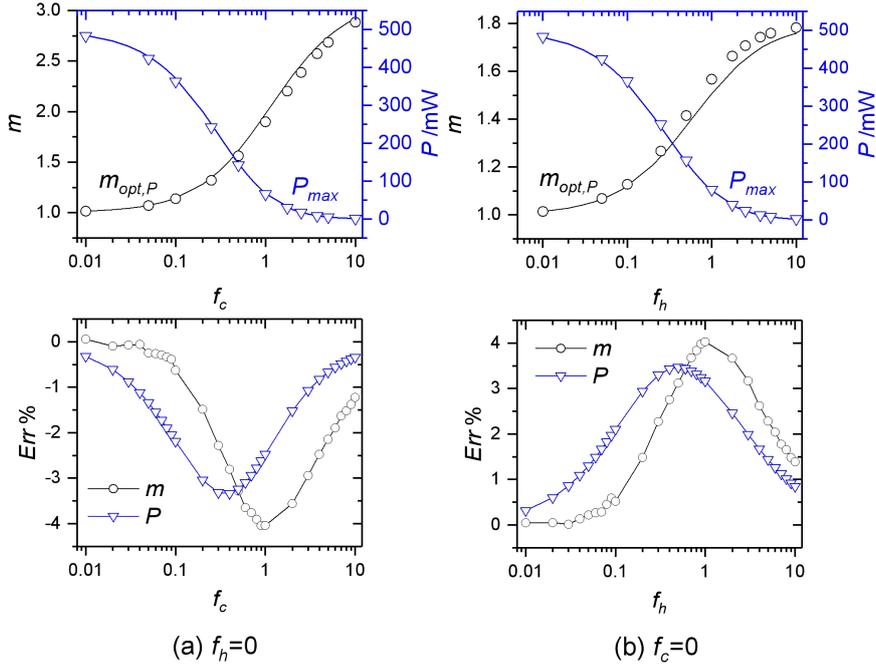


图 4 系统峰值功率 (式 14) 理论计算结果与精确结果对比 ($\Delta T=500$ K)

Fig. 4 Comparisons of the system maximum power (by Eq. (13)) with exact numerical data ($\Delta T=500$ K)

最终得到了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:

$$\left\{ \begin{array}{l} \eta_{\max} = \frac{\Delta T}{T_h} \frac{m_{opt,\eta} - 1}{m_{opt,\eta} + \frac{T_c}{T_h} + \beta} \quad (a) \\ m_{opt,\eta} = \sqrt{(1 + ZT^*) [1 + Z(T^* + \bar{T}^*)]} \quad (b) \\ w_{\max} = \frac{1}{(1 + f_h + f_c)^2} \frac{\Delta T^2}{4Lm_{opt,w}} \alpha^2 \sigma \quad (c) \\ m_{opt,w} = 1 + \frac{f_h + f_c}{1 + f_h + f_c} Z(T^* + \bar{T}^*) \quad (d) \end{array} \right. \quad (15)$$

3 结果

3.1 无量纲热阻参数

为了分析外部热阻对热电系统的影响,首先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了评估。表 1 和表 2 分别给出了热电单元具有代表性的物性参数和尺寸参数,以及几种常用换热方式的换热系数,据此可以计算出热电单元内部热阻 ($R_{t,i} = L/\kappa A$) 和外部换热热阻 ($R_{t,ex} = FF/(hA)$, 假设热电器件填充率 FF 为 0.3), 同样示于表 2 中。从表中数据可见, 实际情况下无量纲热阻参数的常用取值范围为 0.05~10。在下文的分析中, 无量纲热阻参数即在此范围中取值。

表 1 热电单元典型物性及尺寸参数

Table 1 Typical physical properties and dimensions of thermoelectric elements

物性	值	尺寸	值
α ($\mu V \cdot K^{-1}$)	200	高度 (mm)	2

σ (S·cm ⁻¹)	1000	宽度 (mm)	2
κ (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	1.5	长度 (mm)	2

表 2 常用换热方式的换热系数及热阻值

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

	热电单元	空气对流 (无翅片)	空气对流 (有翅片)	水对流	水相变
换热系数 (W·m ⁻² ·K ⁻¹)	—	25	250	2000	5000
热阻 (K·W ⁻¹)	333.3	3000	300	37.5	15
热阻比	—	9	0.9	0.11	0.045

3.2 热阻在冷热端分布情况的影响

图 5 对比了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，在一种情况下，外部热阻集中分布在热电单元热端，而在另一种情况下外部热阻集中在冷端。可以看到，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没有明显影响。而当可用温差较大（250 K、500 K）时，若总热阻参数高于 0.1，热阻的分配就会对系统性能造成显著影响，且随着总热阻参数的增大而迅速放大。具体来说，将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的性能，即系统性能对散热端热阻更为敏感。这是因为，从式 (15) 可以看到，系统峰值功率与无量纲外部热阻的和以及最佳电阻比值 $m_{opt,w}$ 均成反比，其中无量纲外部热阻的加和项对热阻在冷热两端的分配并不敏感，而 $m_{opt,w}$ 与 T^* 成正比，从 T^* 的表达式： $T^* = \frac{f_h T_c + f_c T_h}{1 + f_h + f_c}$ 可见，由于 $T_h > T_c$ ，因此作为 T_h

系数的散热端无量纲热阻 f_c 对 T^* 的影响大于作为 T_c 系数的吸热端无量纲热阻 f_h ，而且这种差异随冷热源温差的增大而增大。因此，在热电系统设计中，若可用的冷热端换热器性能相差悬殊，应优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。

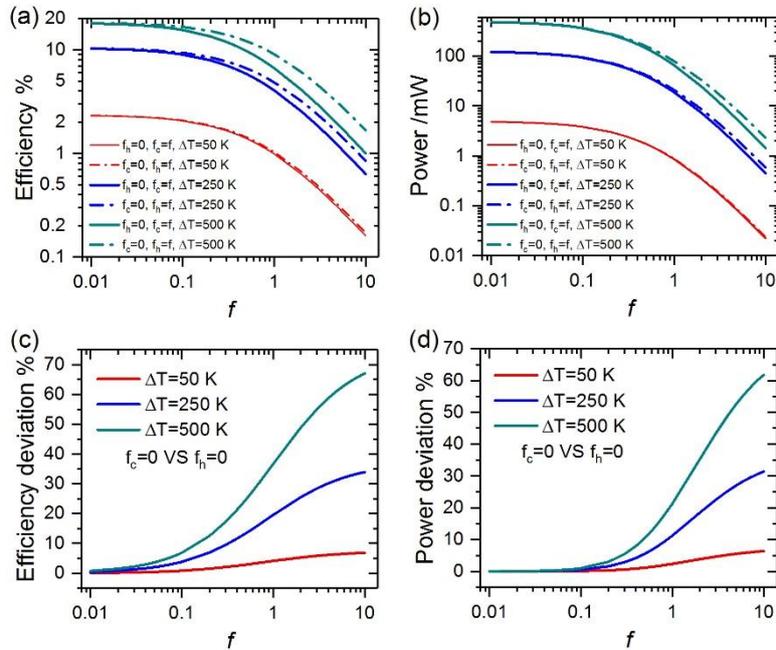


图 5 两种极端热阻分布情况下系统峰值效率及输出功率对比

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

4 讨论与分析

对于实际热电系统来说,最佳情况是同时实现较高的效率和输出功率,然而两者需要满足的条件往往不同,因此需要作出取舍。在具有巨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。

将无量纲热阻参数用外部换热系数直接表示,并代入式(15)的峰值功率密度计算式中,得到功率密度关于热电器件尺寸参数以及外部换热系数的表达式:

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

其中, $L^* = \frac{L}{FF}$, FF 为热电器件填充率, h_h 和 h_c 分别为器件热端和冷端换热器基于基底面积的换热系数, $\frac{1}{h} = \frac{1}{h_h} + \frac{1}{h_c}$ 。从式(16)可知,在一定的外部换热条件下,可以通过调节器件尺寸参数 L^* 实现不同的输出功率密度,当 L^* 取以下最优值

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

时,达到最大功率密度:

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

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

$$L_{opt}^* = \frac{\kappa}{h} \sqrt{1 + Z \bar{T}} \quad (17b)$$

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

在实际应用环境中,冷热端换热器往往共享一定的总空间、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。若两端换热器采用相同类型(如均为翅片风冷),而尺寸参数具有一定设计自由度,则可将约束条件近似简化为两端换热系数之和为定值:

$$h_h + h_c = h_{tot} \quad (19)$$

在这种情况下,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 。将约束条件代入式(18)得到功率密度关于 r_h 的表达式:

$$P_{dens} = \frac{1}{8} Z \Delta T^2 \frac{h_{tot}}{(1+r_h) \left(1 + \frac{1}{r_h}\right)} \frac{1}{\sqrt{1 + Z \bar{T} + 0.5 Z \Delta T \frac{r_h - 1}{r_h + 1}} + 1 + 0.5 Z \bar{T}} \quad (20)$$

经过推导,得到最优配比的近似计算式:

$$r_{h,opt} = 1 - \frac{\beta + \beta\gamma + 0.5\beta^2}{1 + \beta + \gamma} \quad (21)$$

其中

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

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

值得指出的是，已有学者研究了热电制冷系统在形如式（19）的换热约束条件下制冷功率密度优化的问题^[19-22]，但是由于制冷功率密度与 r_h 之间存在更加复杂的关系，并未得到形如式（21）的简洁表达式。

图 6(a)给出了不同材料 Z 值下最佳换热配比以及对应的最大功率密度随温差的变化情况（ $h_{tot} = 2000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ），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} ），实心点是由式（21）得到的近似结果，可见近似解具有很高的精度。另外，在图中给出的工况范围内，最佳换热配比的数值总是处于 0.9~1 的范围，随着材料物性以及可用温差的变化并没有显著改变，因此尝试将最佳换热配比近似为常数 1，代入式（20）得到最大功率密度的近似解，如图中散点所示，虚线代表最大功率精确解，两者高度重合。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，峰值功率密度可以由下式准确计算：

$$P_{dens,max} = \frac{1}{32} \frac{h_{tot} Z \Delta T^2}{\sqrt{1+Z\bar{T}} + 1 + 0.5Z\bar{T}} \quad (22)$$

图 6(b)给出了不同总换热系数下最大功率密度随温差的变化情况。式（22）确定了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，可以由式（22）和换热系数均等分配原则方便地确定出所需要的冷热端换热系数，为换热器的设计提供目标性能参数。再结合式（16）可以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。

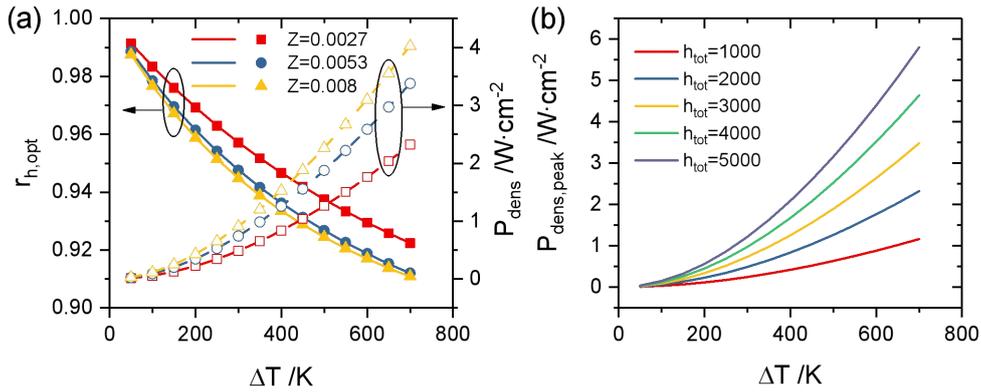


图 6(a) 不同材料 Z 值下系统最佳换热配比及峰值功率密度随温差的变化情况；(b) 不同总换热系数下系统峰值功率密度随温差的变化曲线

Fig. 6 (a) Evolutions of the optimum heat transfer coefficient ratio and the peak power density with ΔT under different material properties; (b) Evolutions of the system peak power density with ΔT under different total heat transfer coefficients

5 结 论

本文通过对热电能量转换系统开展传热分析，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）的近似理论计算式，可以准确快速地对热电系统进行性能评价。

通过进一步的分析,建立了系统峰值功率密度与外部换热条件的一般关系,并据此提出了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 ES, 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: 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: 987.
- [4] Truong TKT, Nguyen VT, and Takahito O. Heat storage thermoelectric generator as an electrical power source for wireless Iot sensing systems [J]. International Journal of Energy Research, 2021, 45: 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, 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: 2206397.
- [9] Hong S, Gu Y, Seo KJ, et al. Wearable thermoelectrics for personalized thermoregulation [J]. Science Advances, 2019, 5, eaaw0536.
- [10] Sharp J, Bierschenk J, and Lyon BH. Overview of solid-state thermoelectric refrigerators and possible applications to on-chip thermal management [J]. Proceedings of the IEEE, 2006, 94: 1602-1612.
- [11] Altenkirch, E. Elektrothermische Kälteerzeugung und reversible elektrische Heizung. Physik. Zeitschr, 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, 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: 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: 144901.
- [19]Luo J, Chen L, Sun F, 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: 3197-3206.
- [20]Zhou Y and Yu JL. Design optimization of thermoelectric cooling systems for applications in electronic devices [J]. *International Journal of Refrigeration*, 2012, 35: 1139-1144.
- [21]Zhu L, Tan HB and 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 and 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.