

汽车尾气驱动热辐射器件的能量转换性能优化*

廖天军^{1)2)†} 田贵林¹⁾ 韩冬冰¹⁾ 杨智敏³⁾

1) (重庆理工大学物理与新能源学院, 重庆 401135)

2) (重庆邮电大学电子科学与工程学院, 重庆 400065)

3) (延安大学物理与电子信息学院, 延安 716000)

(2025年9月16日收到; 2025年11月12日收到修改稿)

本文将多单元级联热辐射器件 (TRD) 应用于汽车尾气余热回收, 建立光子辐射传热、伏安特性与流体换热的耦合模型, 分析能量耦合机制, 旨在实现性能的协同优化. 基于傅里叶热传导定律与热辐射传递理论, 导出系统的能量约束方程、输出总功率和转换效率. 通过数值模拟, 获取尾气温度、TRD 工作温度、环境温度随单元序号的变化规律, 进而揭示电压与半导体带隙对能量转换性能的调控机制. 研究表明, 尾气及 TRD 高温端温度均随单元序号而递减, 且同序号下随电流增大而降低; TRD 低温端及环境温度因热累积和级联加热效应上升, 并随电流增大而升高, 体现了电学输出与热过程的耦合关系. 电压升高会抑制辐射复合, 导致电流下降, 电功率在特定工作点达到局域最优. 系统总热流随电压升高而降低, 热电效率因电功和热流的非线性关系, 在特定电压下取得最优值, 实现电能输出与热耗散的平衡. 研究表明, 局域最优功率在带隙为 0.06 eV 时取得全局最大值 170.45 W, 而局域最优效率随带隙增大呈先单调递增而后渐趋饱和的变化趋势. 为此, 本文引入以局部最优功率与效率的乘积为目标函数 Z . 分析表明, 该函数在带隙为 0.105 eV 处取得最大值 49.74 W, 有效协调了功率与转换效率之间的竞争关系, 为系统的多目标性能优化提供了新途径.

关键词: 热辐射器件, 余热回收, 能量转换, 半导体带隙, 电-热耦合

DOI: 10.7498/aps.75.20251272

CSTR: 32037.14.aps.75.20251272

1 引言

热光伏器件 (TPVD)^[1,2] 与热辐射器件 (TRD)^[3-5] 均基于半导体中的载流子动力学与辐射传热相耦合的机制实现能量转换, 然而二者在能量传递方向与核心热力学过程方面存在本质区别^[6-8]. 在 TPVD 中, 外部高温辐射源所发射的光子被窄带隙 III-V 族化合物半导体光伏材料吸收, 促使电子-空穴对的产生, 并引起准费米能级分裂 (即形成正光子化学势), 进而驱动载流子定向输运, 通过外电路输出电能^[7,8]. 相比之下, TRD 利用窄带隙 III-V

族化合物半导体 p-n 结作为高温端直接接触热源, 形成非平衡的“准热载流子布居”, 为恢复平衡, 半导体发生辐射复合并向冷环境发射红外光子. 当器件连接外部负载时, 这一持续的净辐射散热过程能够产生负的准费米能级分裂 (即负光子化学势), 从而驱动载流子定向迁移并对外输出电能^[9,10]. Ono 等^[9] 通过实验验证了 TRD 在大气环境中利用“负照明效应”从天空冷源收集电能的可行性, 并建立理论模型指出, 通过优化二极管响应谱与大气透明窗口 (8—13 μm) 的匹配、抑制非辐射复合, TRD 的功率密度理论上可达 3.99 W/m², 效率约 10.2%. 该工作不仅为 TRD 提供了重要的室外实验依据,

* 国家自然科学基金 (批准号: 12364008)、中国博士后科学基金 (批准号: 2022MD713719)、重庆市科技局自然科学基金 (批准号: CSTB2024NSCQ-MSX0126) 和重庆市教委科技研究项目 (批准号: KJQN202201102) 资助的课题.

† 通信作者. E-mail: liaotianjunxmu@hotmail.com

也为其在夜间发电、低品位废热回收等场景的应用奠定了理论与技术基础. Feng等^[11]针对 TRD 输出性能低的问题, 指出其两大瓶颈为大气吸收辐射屏蔽和窄带隙半导体的全内反射损失, 并提出一类近场大气耦合结构, 利用光子隧穿和表面激元匹配机制提升传热与吸收效率, 优化后器件功率达 180 W/m^2 , 效率为 36.2%. 张学志和李伟^[12]进一步提出将热机与 TRD 集成以构建能量循环, 在不外供能源条件下实现正光子化学势, 增强辐射冷却; 模拟显示其与热电发电机或卡诺热机耦合可大幅提升辐射功率, 最高超 600 W/m^2 . Harada等^[13]推导了带有中间能带的 TRD 在远场辐射条件下的极限功率表达式. 研究表明, 通过采用两步光学跃迁并优化吸收光谱, 中间能带结构在 500 K 工作温度和 0.5 eV 带隙条件下可实现 34 W/m^2 的功率输出, 性能显著优于传统单结器件. 此外, 该研究还指出中间能带的最优位置随温度变化而改变, 需进行动态匹配以维持系统的高效运行. Bohm等^[14]系统比较了单结与多结 TRDs 在宽温域下的性能, 发现多结可通过分带隙优化同步提高功率和效率, 在 500 K 热源与 300 K 冷端时效率提升约 21%、功率增大 10%, 研究还指出实际中需考虑 Auger 复合与电阻损耗等问题. 这些工作为发展高效 TRDs 技术提供了重要理论和结构设计依据. 由美国航空航天局资助研发的一种新型放射性同位素 TRDs 电源, 采用了革新的热光电能量转换机制. 该技术先将放射性同位素 (如钷-238) 的衰变热转化为红外辐射, 再使这些红外光在 3 K 的宇宙冷背景中耗散, 从而直接产生电能. 此项突破可为小型航天器提供持久、轻便、高效的动力, 为执行太阳系外行星探测与月球永久阴影区等极端环境作业奠定坚实动力基础^[15]. 在当前针对地球现有 TRD 的余热回收研究中, 学者们主要致力于将其与高温固态能量转换系统 (如燃料电池、碱金属热电转换器等) 进行集成^[16-20]. 研究通过建立系统的能量平衡约束关系, 揭示子系统间面积比对整体性能的制约机制, 进而分析这些结构参数与系统电学特性之间的内在联系. 在此基础上, 进一步开展电学参数与结构参数的协同优化, 以实现系统整体性能的提升. 然而, 上述研究多集中于温度场稳定的热源条件, 针对具有动态变化特性的汽车排气余热回收场景, 相关探索尚缺乏深入报道. TRD 凭借其全固态结构、无运动部件、布局灵活以及优异

的光谱调控能力, 尤其适用于汽车排气系统这类空间受限、工况瞬变的环境, 能够实现对尾气余热的高效、直接光电转换, 在提升车辆能源利用效率与减少碳排放方面具备显著的技术优势与应用潜力. 将 TRD 应用于汽车尾气余热回收, 构建尾气的流动性能与 TRD 热电输出性能之间的关联模型, 对于拓展 TRD 在移动排放源废热利用中的应用边界, 推动交通能源系统的能效提升与减排增效具有重要意义.

国内外学者已开发了多种余热回收技术, 如半导体 TED^[21-23] 与 TPVD^[24] 等, 旨在实现对这类低品位热能的高效利用. Wang等^[21]针对 TED 在汽车尾气热源条件下的性能开展了系统性研究, 考察了尾气质量流量、温度、TED 结构参数、负载电阻及边界热导等参数对系统性能的影响, 得出了一系列具有参考价值的结果. Zhang等^[25]提出并评估了一种将 TRD 与固体氧化物燃料电池耦合的系统, 分析其排放的高温废热如何驱动 TRD 进行额外发电, 显著提升了整体能源效率. 研究系统考察了温度、电压及材料特性等参数对系统热电输出性能的影响规律. 本文将 TRD 技术拓展应用于汽车尾气余热回收领域, 设计了串联多单元 TRD 结构, 以协同实现电能输出与污染物减排的双重目标. 通过系统探究尾气温度、质量流量及对流换热系数等关键参数对热电转换性能的作用规律, 揭示了能量耦合条件下的能量转换机制. 该研究为实现汽车尾气热能的高效回收、排气温度的有效降低以及环境污染的协同控制提供了理论依据与技术路径.

2 理论模型

图 1(a) 为汽车尾气驱动 TRDs 发电系统的结构图, 该系统将 TRDs 连接至汽车尾气管外壁, 利用尾气热量使其向周围环境辐射红外光子. 这一过程导致器件的载流子辐射复合率高于产生率, 从而使电子的准费米能级 E_{fc} 与空穴的准费米能级 E_{fv} 之差 ($E_{\text{fc}} - E_{\text{fv}}$) 为负, 在负能级差的驱动下, 电子流入 n 区, 空穴进入 p 区, 产生电流密度 J . 在建立热学与电学模型时, 将串联的 TRD 单元视为一个整体系统, 前一个单元的尾气出口温度被视为后一个单元的入口温度, 以此进行连续计算, 从而获得每一个单元的尾气温度与发电性能^[21].

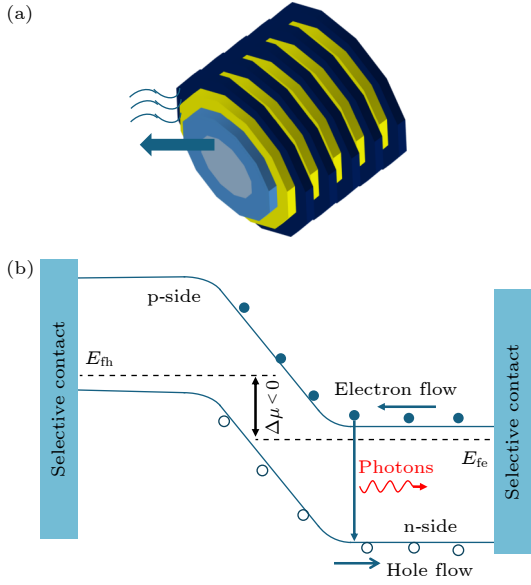


图 1 (a) TRDs 的结构图和 (b) 单个 TRD 的能带图^[4]
 Fig. 1. (a) Structure diagram of TRDs and (b) energy band diagram of a single TRD^[4].

图 1(b) 为第 j 个 TRD 的能带结构示意图, 其中 E_c 和 E_v 分别为导带底与价带顶能级, 二者之差为半导体的禁带宽度 E_g , 即 $E_g = E_c - E_v$; 电子与空穴的准费米能级差的绝对值 $|E_{fe} - E_{fh}|$ 等于该单元的输出电压 V_j 与元电荷电量 e 的乘积^[3], 即 $|E_{fe} - E_{fh}| = eV_j$; 当 p-n 结受外部高温热源驱动时, 内部形成由温度梯度驱动的净载流子流, 导致准费米能级分裂, 其差值即为电化学势 v , 由此可得在非平衡状态下器件通过辐射复合所发射的光子化学势为 $v = -eV_j$.

在对 TRD 进行建模分析时, 本文采用以下假设以简化计算, 这些假设同时也引入了相应的模型局限性. 首先, 在性能极限研究部分, 模型将 TRD 表面视为发射率 $\epsilon = 1$ 的理想黑体, 并采用斯特藩-玻尔兹曼定律计算辐射换热. 该假设忽略了表面发射率的光谱依赖性, 导致对辐射热流与光子通量的高估, 进而使功率与电流预测值偏大. 其次, 模型中未考虑带隙 E_g 随温度变化的 Varshni 关系, 且仅计及有源层的辐射发射, 忽略了电极、衬底等非活性层的寄生吸收. 前者会造成带隙随温度升高而缩小, 从而低估辐射复合率, 使得电流密度预测结果偏小; 后者则会引入额外的热损失, 导致对高温端温度的预测偏高. 此外, 模型仅包含辐射复合机制, 未计入 Auger 复合、表面复合、缺陷复合以及半导体/衬底界面复合等非辐射过程. 这一简化可能使得电流密度的预测值高于实际情况. 在系统

层面, 模型假设级联热阻为零, 且未考虑单个 TRD 在尾气传输路径上的温度梯度, 因而忽略了由此引起的电流密度分布不均, 导致系统总功率预测产生偏差. 最后, 在尾气建模中, 汽车尾气被视为由 CO_2 , NO_2 , CO 等组成的混合气体, 其比热容取为固定平均值, 而未采用更精确的多组分真实气体模型及与温度相关的多项式描述. 此简化亦会对系统整体功率预测带来一定误差.

对于由 N 列 TRD 单元构成的串联系统, 其总输出电压 V_{total} 为各单元电压 V_j 之和, 即 $V_{\text{total}} = \sum_{j=1}^N V_j$, 系统总电流 I_{total} 与各单元电流 $I = J_j A_j$ 相等. 系统总输出功率 P_{total} 及总转换效率 η_{total} 可分别表示为^[26,27]

$$P_{\text{total}} = \sum_{j=1}^N P_j = \sum_{j=1}^N V_j J_j A_j \quad (1)$$

和

$$\eta_{\text{total}} = \frac{P_{\text{total}}}{q_{\text{total}}} = \sum_{j=1}^N P_j / \left[\sum_{j=1}^N (q_j + P_j) \right], \quad (2)$$

其中, A_j 和 J_j 分别为第 j 个 TRD 的电极有效面积和电流密度, q_j 和 P_j 分别为第 j 个 TRD 与环境之间的辐射交换热流和对外输出电功率, $q_{\text{total}} = \sum_{j=1}^N (q_j + P_j)$ 为汽车尾气传递给 TRDs 系统的总热流.

半导体在载流子辐射复合条件下, 光子服从玻色-爱因斯坦分布为 $\{\exp[(E - v)/(k_B T)] - 1\}^{-1}$, 结合 TRD 的电压与化学势的关系 $\mu = -eV_j$ 以及普朗克热辐射定律, 可推导出第 j 个 TRD 单元电流密度 J 的表达式如下^[26,27]:

$$J_j = \frac{2\pi e}{h^3 c^2} \left\{ \int_{E_g}^{\infty} \frac{E^2 dE}{\exp[(E + eV_j)/(k_B \bar{T}_{R,j})] - 1} - \int_{E_g}^{\infty} \frac{E^2 dE}{\exp[E/(k_B \bar{T}_{L,j})] - 1} \right\}, \quad (3)$$

其中, E 是光子能量, k_B 是玻尔兹曼常数, h 是普朗克常数, c 是真空光速, $\bar{T}_{R,j}$ 和 $\bar{T}_{L,j}$ 分别为第 j 个 TRD 的高温端平均温度和低温端平均温度.

通过植入光学滤波器将亚带隙光子反射回光子辐射端以减少热损耗^[2], 则能量高于带隙的光子参与 TRD 与环境之间的辐射热交换 q_j 可表示为^[26,27]

$$q_j = \frac{2\pi A_j}{h^3 c^2} \left\{ \int_{E_g}^{\infty} \frac{E^3 dE}{\exp[(E + eV_j)/(k_B \bar{T}_{R,j})] - 1} - \int_{E_g}^{\infty} \frac{E^3 dE}{\exp[E/(k_B \bar{T}_{L,j})] - 1} \right\}. \quad (4)$$

基于牛顿换热定律, 第 j 个 TRD 从尾气中吸收的热流 $q_{j, \text{gas} \rightarrow \text{TRD}}$ 可表示为 [28-30]

$$q_{\text{gas} \rightarrow \text{TRD}, j} = U_{\text{gas} \rightarrow \text{TRD}, j} A_j (\bar{T}_{\text{gas}, j} - \bar{T}_{\text{R}, j}), \quad (5)$$

式中, $\bar{T}_{\text{gas}, j} = (T_{\text{gas}, \text{in}, j} + T_{\text{gas}, \text{out}, j})/2$ 为汽车尾气流过第 j 个 TRD 的平均温度, $T_{\text{gas}, \text{in}, j}$ 和 $T_{\text{gas}, \text{out}, j}$ 分别为汽车尾气在第 j 个 TRD 的入口温度和出口温度, 假设第 j 单元的尾气出口温度 $T_{\text{gas}, \text{out}, j}$ 与第 $j+1$ 单元的入口温度 $T_{\text{g}, \text{in}, j+1}$ 相等, 即: $T_{\text{gas}, \text{out}, j} = T_{\text{g}, \text{in}, j+1}$. 第 j 单元 TRD 与流体之间的换热系数为 $U_{\text{gas} \rightarrow \text{TRD}, j} = Nu \cdot \kappa_{\text{gas}}/D_o$, κ_{gas} 是流体的导热系数, D_o 为圆筒外径, 努塞尔数 Nu 与普朗特数 $Pr = \mu C_{p, \text{gas}}/\kappa_{\text{gas}}$ 和雷诺系数 $Re = \rho_{\text{gas}} D_o v_{\text{gas}}/\mu$ 有关, 其中 μ 为动力黏度, $C_{p, \text{gas}}$ 为尾气的定压比热容, $\bar{\rho}_{\text{gas}, j} = p_{\text{gas}} \bar{M}_{\text{gas}}/(R \bar{T}_{\text{gas}, j})$ 为流体密度, v_{gas} 为流速, R 为普适气体常数. 汽车排出的废气以二氧化碳为主, 结合其参数, 计算出的换热系数与文献 [15] 的结果一致.

根据流体的传热传质规律, 单个 TRD 从汽车尾气中吸收的热流 $q_{\text{gas} \rightarrow \text{TRD}, j}$ 可表示为 [15]

$$q_{\text{gas} \rightarrow \text{TRD}, j} = C_{p, \text{gas}} \dot{m}_{\text{gas}} (T_{\text{gas}, \text{in}, j} - T_{\text{gas}, \text{out}, j}), \quad (6)$$

式中, $\dot{m}_{\text{gas}} = \bar{\rho}_{\text{gas}, j} v_{\text{gas}} A_{\text{air}}$ 为尾气质量流率.

单个 TRD 的低温端向环境释放的热流为 $q_{\text{TRD} \rightarrow \text{air}, j}$ 可表示为 [21]

$$q_{\text{TRD} \rightarrow \text{air}, j} = U_{\text{TRD} \rightarrow \text{air}, j} A_j (\bar{T}_{\text{L}, j} - \bar{T}_{\text{air}, j}), \quad (7)$$

式中, 可采用以上类似的方法计算第 j 单元 TRD 与环境之间的换热系数 $U_{\text{TRD} \rightarrow \text{air}, j}$, $\bar{T}_{\text{air}, j} = (T_{\text{air}, \text{in}, j} + T_{\text{air}, \text{out}, j})/2$ 是第 j 个 TRD 周围空气的平均温度, $T_{\text{air}, \text{in}, j}$ 和 $T_{\text{air}, \text{out}, j}$ 分别是空气在第 j 单元 TRD 的入口温度和出口温度. 空气流道的温度满足连续性: $T_{\text{air}, \text{out}, j} = T_{\text{air}, \text{in}, j+1}$.

TRD 低温端向环境释放的热流 $q_{\text{TRD} \rightarrow \text{air}, j}$ 可表示为 [21]

$$q_{\text{TRD} \rightarrow \text{air}, j} = C_{p, \text{air}} \dot{m}_{\text{air}, j} (T_{\text{air}, \text{in}, j} - T_{\text{air}, \text{out}, j}), \quad (8)$$

式中, $\dot{m}_{\text{air}, j} = \bar{\rho}_{\text{air}, j} v_{\text{air}} A_{\text{air}}$ 为空气质量流率, $\bar{\rho}_{\text{air}, j} = p_{\text{air}} \bar{M}_{\text{air}}/(R \bar{T}_{\text{air}, j})$ 为空气的平均密度, A_{air} 为空气流动截面积, R 为普适气体常数, p_{air} 为标准大气压强, \bar{M}_{air} 为空气平均摩尔质量, v_{air} 为空气流速. 根据热力学第一定律, 可得到以下热平衡方程:

$$q_{\text{gas} \rightarrow \text{TRD}, j} = q_j + P_j, \quad (9)$$

$$q_{\text{TRD} \rightarrow \text{air}, j} = q_j. \quad (10)$$

TRD 的参数取值如表 1 所示. 基于 (1) 式—(10) 式, 可以分析系统的优化性能.

表 1 系统参数取值

Table 1. Parametric selections of the system.

参数	取值
$C_{p, \text{gas}}/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$ [31]	841
$C_{p, \text{air}}/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$ [32]	1003
$\bar{M}_{\text{air}}/(\text{kg} \cdot \text{mol}^{-1})$ [33]	2.89×10^{-2}
D_o/mm	54
D_i/mm	50
L/m	1
$\mu/(\text{Pa} \cdot \text{s})$ [22]	3.01×10^{-5}
$\kappa_{\text{gas}}/(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$ [34]	0.0472
$A_{\text{air}}/\text{m}^2$	3×10^{-3}
A_j/m^2	0.01
$T_{\text{g}, \text{in}, j=1}/\text{K}$	600
$v_{\text{gas}}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$ [35]	12
$v_{\text{air}}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$ [35]	10

3 分析与讨论

3.1 系统的热性能

本部分选取半导体带隙 $E_g = 0.20 \text{ eV}$, 研究系统热力学量随 TRD 单元序号 j 的演变规律, 结果如图 2 所示. 从图 2(a), (b) 看出, TRD 的平均温度 $\bar{T}_{\text{R}, j}$ 及其上方的尾气温度 $\bar{T}_{\text{gas}, j}$ 随 TRD 单元序号 j 的增大呈线性下降趋势, 此现象源于多物理机制的耦合作用. 在 TRD 系统中, 尾气所携带的热量是系统的主要输入能量来源. 流向第 j 个 TRD 的热流 $q_{\text{gas} \rightarrow \text{TRD}, j}$ 取决于尾气温度 $\bar{T}_{\text{gas}, j}$ 与 TRD 高温端平均温度 $\bar{T}_{\text{R}, j}$ 的温差, 具体关系由 (5) 式和 (6) 式描述. 随着单元序号 j 的增大, 高温尾气依次流经多个 TRD 单元, 其热能随之被逐级提取. 该系统能量输入来源于尾气与 TRD 高温端之间的对流换热过程, 该过程遵循牛顿冷却定律; 能量输出则包括两部分: 一部分为有效输出的电能 P_j , 另一部分为通过 TRD 低温端向环境释放的废热 $q_{\text{TRD} \rightarrow \text{air}, j}$. 在此过程中, 传热路径的延长导致各 TRD 单元获取热量逐步减少, 引起尾气温度 $\bar{T}_{\text{gas}, j}$ 与 TRD 高温端平均温度 $\bar{T}_{\text{R}, j}$ 同步下降; 同时 TRD 内部热量从高温端向低温端传递, 推动载流子运动产生电流, 但由于能量损耗, 部分热量通过低温端释放到环境中. 根据 (3) 式和 (4) 可知, 单个 TRD

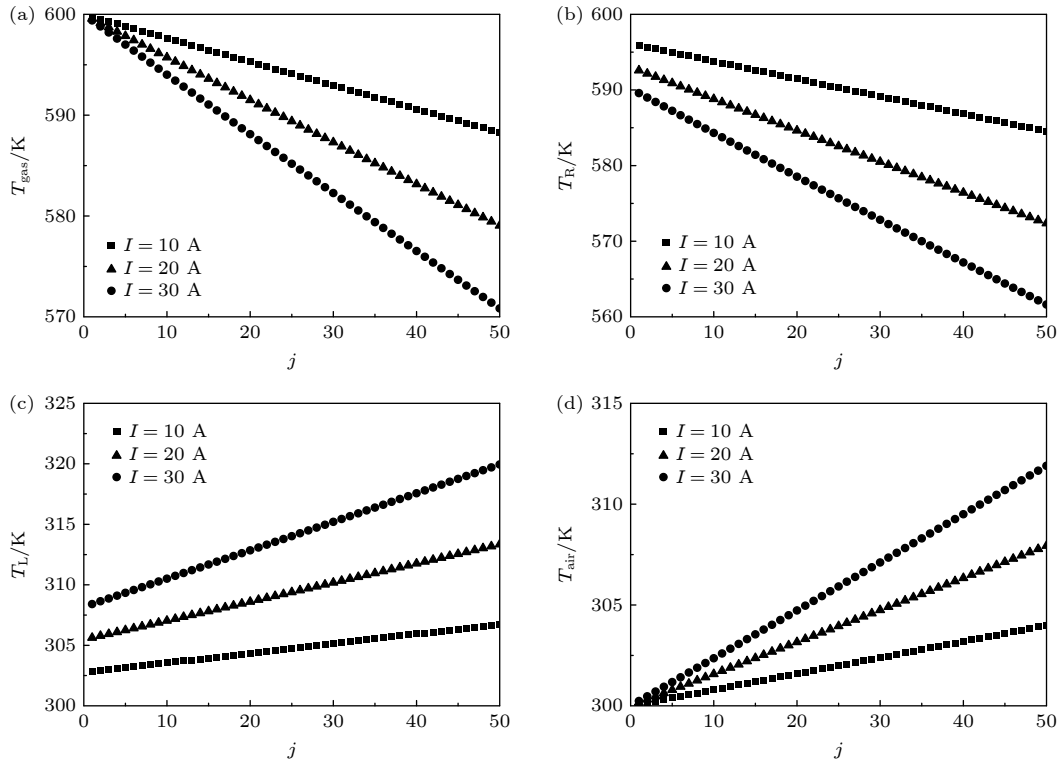

 图 2 各参数随序号 j 的变化图 (a) 尾气温度; (b) TRD 高温端温度; (c) TRD 低温端温度; (d) 空气温度

 Fig. 2. Curves of the (a) automotive exhaust temperature; (b) TRD hot-side temperature; (c) TRD cold-side temperature; (d) ambient air temperature with unit number j .

的电流密度 J_j 与辐射热交换 q_j 均受光子能量分布的调控, 致使 TRD 的发电性能呈现出显著的温度依赖性. 高温端平均温度的持续降低改变了高能光子能量分布, 导致发电效率 η 下降与单个 TRD 的电能输出 P_j 减小. 未能转化为电能的热能通过 TRD 低温端释放到环境, 遵循 (7) 式和 (8) 式所描述的规律, 且释放总量随 j 的增大而上升, 进一步加剧高温端温度衰减. 最终, 尾气温度 $\bar{T}_{\text{gas},j}$ 与 TRD 的高温端平均温度 $\bar{T}_{\text{R},j}$ 均随 j 的增大呈现线性下降趋势, 如图 2(a) 所示, 这是能量平衡下的热量阶梯式提取、能量沿路径传递的寄生热损耗和能量转换下效率衰减与热释放加剧三方面耦合作用的结果.

电压随着电流增大而降低, 光子化学势随之下降, 从而减弱了对辐射复合过程的抑制作用, 使得器件的辐射复合率相对提高, 辐射热流相应增大. 为耗散这部分额外热流, 系统需要增强散热能力. 根据热传递原理, 提高散热效率需要增大 TRD 高温端与环境之间的温差. 在环境温度基本保持稳定的条件下, 该过程主要通过降低 TRD 高温端的平均温度实现. 由于尾气作为系统热源, 其与 TRD

之间的换热效率由温差驱动, TRD 高温端温度下降促使尾气以更大幅度的温降释放热量, 进而导致尾气温度同步降低. 由此可见, 在该机制的主导下, 电流增大通过引发光子化学势降低、辐射热流增大、散热增强等一系列连锁反应, 最终体现为 TRD 高温端温度与尾气温度的下降, 如图 2(a), (b) 所示.

如图 2(c), (d) 所示, 随着单元序号 j 的增大, 其低温端平均温度 $\bar{T}_{\text{L},j}$ 以及所处局部环境温度 $\bar{T}_{\text{air},j}$ 均呈上升趋势. 该现象源于多重耦合机制的作用, 主要包括热累积效应、传热路径的温度梯度重构以及能量转换的级联影响. 首先, 热累积效应主要表现为: 当序列号 j 增大时, 每个 TRD 单元向环境释放热流 $q_{\text{TRD} \rightarrow \text{air},j}$ 呈线性增长; 同时基于空气流道连续性 $T_{\text{air,out},j} = T_{\text{air,in},j+1}$, 前序单元加热后的空气成为后续单元的输入热源, 形成温升链式反应. 其次, 由 (10) 式热平衡方程与 (7) 式散热模型共同主导的热传递路径决定了温度梯度的重构规律, 当 $\bar{T}_{\text{air},j}$ 上升时, 为维持热流稳定, $\bar{T}_{\text{L},j}$ 必须同步提升以补偿被削弱的散热驱动力. 最后, 能量转换过程中的级联效应表现为性能衰减与光子能量的重新分布: 高温侧 $\bar{T}_{\text{R},j}$ 的降低导致单个 TRD

的功率 P_j 与电流密度 J_j 下降, 使低温侧耗散至环境的热流 $q_{\text{TRD} \rightarrow \text{air},j}$ 相对增大; 同时, 低温侧温度 $\bar{T}_{L,j}$ 的升高进一步增强了系统向环境的热量释放. 该升温幅度最终由热释放率与空气质量流量及热容共同决定, 以维持必要的散热驱动力. 如图 2(c), (d) 所示, 当串联电流由 10 A 增至 30 A 时, 电流增大不仅提高了 TRD 低温端温度, 也增大了低温端向空气的对流传热量, 二者共同作用使得空气在每个单元处获得的热量增大, 因而空气温度在相同 j 处显著升高. 这一现象源于热效应, 电流增大使 TRD 内部耗散热功率增大, 器件温升加剧, 低温端温度随之提高.

3.2 系统局域优化转换性能

TRDs 系统的宏观性能随总输出电压 V_{total} 的变化遵循特定规律, 其根本原因在于载流子的辐射复合行为与系统热平衡之间存在耦合作用. 随着总电压 V_{total} 从 0 增大至开路电压 $V_{\text{oc}} = 12.42 \text{ V}$, 单个 TRD 的电压 V_j 同步升高, 则直接影响 (3) 式电流密度的指数项. 串联电流 I 的降低引起 TRD 高温端平均温度 $\bar{T}_{R,j}$ 的上升, 如图 2(b) 所示. 结合图 3(a) 可知, 该电流下降是由于总电压 V_{total} 增大所致, 由此可推断 $\bar{T}_{R,j}$ 随总电压 V_{total} 升高而上升. 在指数因子 $\exp[(E + eV_j)/(k_B \bar{T}_{R,j})]$ 中, 由于总电压 V_{total} 增大, 单个 TRD 的电压 V_j 同步升高, 其上升幅度远高于热激发能 $k_B \bar{T}_{R,j}$ 的增大, 导致指数因子随电压升高而增大, 进而抑制辐射复合过程, 最终引起 TRD 单元的电流密度 J_j 下降, 电流 I 则从短路电流 $I_{\text{sc}} = 88.6 \text{ A}$ 递减至 0 A, 如图 3(a) 所示. 电功率的变化则由电压与电流的相互竞争所主导:

$V_j \rightarrow 0$ 和 $V_j \rightarrow V_{\text{oc}}$, 总输出功率和效率均趋于零, 因此在 $0 - V_{\text{oc}}$ 内, 必然存在局域最优总功率和效率, 在较低 V_{total} 下, 电压上升主导功率增长; 而在较高电压下, 电流的下降成为主导因素, 使功率呈现先上升后下降的趋势, 并在某一特定点 $(V_P, I_P) = (2.97 \text{ V}, 26.7 \text{ A})$ 达到局域最优值 $P_{\text{opt}} = 79.29 \text{ W}$, 该点满足极值条件 $dP_{\text{total}}/dV_{\text{total}} = 0$.

如图 3(b) 所示, 系统总热流 q_{total} 随总输出电压 V_{total} 的增大而下降, 这主要是由于单个 TRD 两端电压 V_j 的升高抑制了 (4) 式的辐射热流 q_j . 在低电压区, 高温端输入的能量主要通过热耗散 q_j 流失, 系统呈现高辐射热流、低转换效率的状态. 在整个电压范围内, 系统热电转换效率 η 表现出非单调变化特性: 当总输出电压 $V_\eta = 10.49 \text{ V}$, 对应电流 $I_\eta = 0.98 \text{ A}$ 时, 系统总电功与总辐射热流之比 $\sum_{j=1}^N P_j / [\sum_{j=1}^N q_j]$ 达到最小, 效率达到局部最优值 $\eta_{\text{opt}} = 39.73\%$, 此时电能输出与热耗散实现了良好平衡. 一旦总输出电压 V_{total} 超过 V_η , 总输出功率 P_{total} 的显著下降与总热流 q_{total} 的衰减趋缓将共同导致效率回落. 值得注意的是, 在系统运行中存在两个特征工作点: 一是最优功率点, 该点下的系统效率与总热流分别为 η_P 和 $q_{\text{total},P}$; 二是最优效率点, 该点下的总输出功率与总热流分别为 P_η 和 $q_{\text{total},\eta}$.

结合图 3(a), (b) 可以看出, 当 $V_{\text{oc}} \geq V_{\text{total}} > V_\eta$ 时, 总功率 P_{total} 和系统效率 η_{total} 均随总输出电压 V_{total} 的增大而降低. 因此, $V_{\text{oc}} \geq V_{\text{total}} > V_\eta$ 不是电压的最佳工作区间; 当 $V_{\text{total}} < V_P$ 时, 系统效率 η_{total} 较低. 因此, $V_{\text{total}} < V_\eta$ 也不是最佳工作区间. 为了实现系统总功率与转换效率之间的权衡, 输出电压

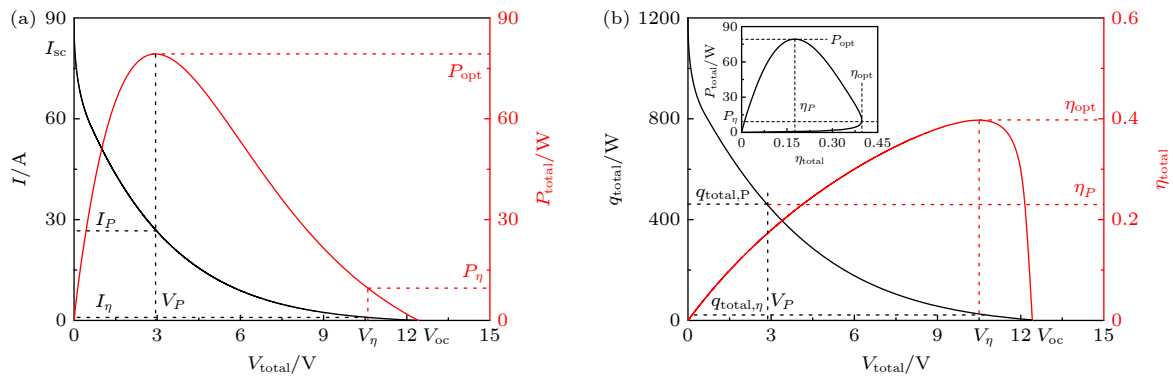


图 3 (a) 串联电流和总功率; (b) 总输出热流和效率随 TRDs 总输出电压的变化曲线

Fig. 3. The curves of the (a) electrical current and total power output, (b) total output heat flow and efficiency varying with the total output voltage.

和电流需要运行在如下区间:

$$V_P \leq V_{\text{total}} \leq V_\eta, \quad (11)$$

$$I_\eta \leq I_{\text{total}} \leq I_P. \quad (12)$$

如图 3(b) 的内插图所示, 系统总功率 P_{total} 随转换效率 η_{total} 的变化呈现与半导体 TED 相似的扭结型特征曲线 [17]. 由于最优总功率条件下的系统效率 η_P 较低, 而最优效率条件下的总功率 P_η 也较低, 表明系统功率与效率之间存在权衡关系. 该曲线的负斜率区段反映了二者可协同调节的区间:

$$P_\eta \leq P_{\text{total}} \leq P_{\text{opt}}, \quad (13)$$

$$\eta_P \leq \eta_{\text{total}} \leq \eta_{\text{opt}}, \quad (14)$$

该区间内功率与效率的乘积存在极大值. (13) 式和 (14) 式所界定的, 正是该负斜率区段所包络的优化范围, 系统在此范围内可实现功率与效率的有效权衡. 为保障系统运行于上述优化区间, 相应的电压 V_{total} 与电流 I_{total} 需约束在 (11) 式和 (12) 式所示的边界内. 进一步地, 系统总热流 q_{total} 的优化区间由 (15) 式给出:

$$q_{\text{total},\eta} \leq q_{\text{total}} \leq q_{\text{total},P}. \quad (15)$$

3.3 半导体带隙对系统性能的影响

TRD 系统的热电转换性能在很大程度上取决于半导体材料的带隙 E_g . 图 4(a) 展示了局部最优功率密度 P_{opt} 和转换效率 η_{opt} 随带隙变化的曲线; 图 4(b)—(d) 则分别给出了在最优功率和最优效率条件下, 工作电压、电流密度和热流密度随带隙的变化关系, 其中阴影区域标识了系统整体性能较优的带隙工作区间. 从图 4(a) 可以看出, 随着带隙 E_g 的增大, 局部最优功率密度 P_{opt} 先上升后下降, 在最佳带隙 $E_{g,P} = 0.06$ eV 处达到最大值 $P_{\text{max}} = 170.45$ W. 该变化行为主要与电压和电流密度随带隙的变化特性相关: 如图 4(b) 所示, 在局部最优功率条件下对应的电压随 E_g 增大呈现先升高后降低的非单调趋势; 而电流则随 E_g 增大持续下降, 表现出单调递减特性, 如图 4(c) 所示. 随着 E_g 增大, TRD 仅能辐射能量高于 E_g 的光子, 而热辐射光谱中高能光子占比较低, 导致电流密度 J 显著下降, 从而限制了输出功率. 尽管此时化学势仍维持在较高水平, 但电流密度的急剧降低已成为制约功率输出的主要因素. 为维持局部最优功率输出条件 ($dP_{\text{total}}/dV_{\text{total}} = 0$), 系统需降低工作电压以补

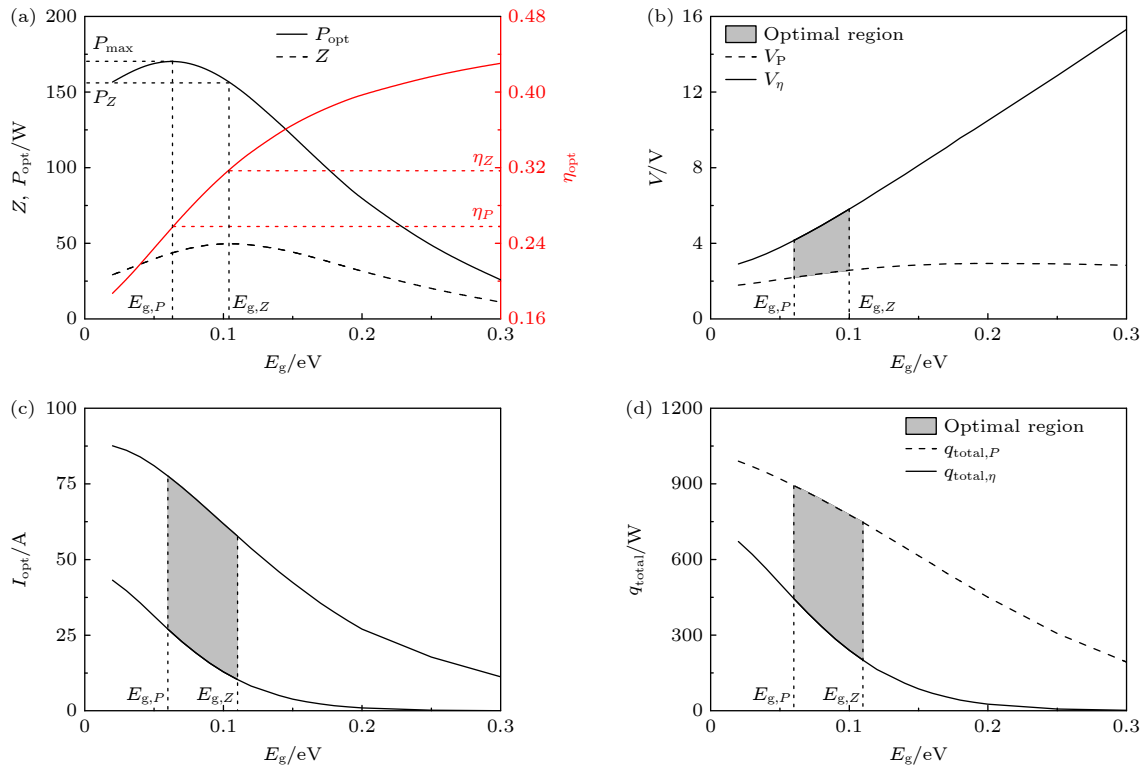


图 4 (a) 局域最优功率和效率及其对应的优化; (b) 电压, (c) 电流和 (d) 热流随带隙变化的曲线

Fig. 4. Optimization curves of (a) local optimal power and efficiency, along with the corresponding optimized (b) voltage, (c) current density, and (d) heat flux density versus band-gap.

偿电流衰减, 致使电压进入下降阶段. 图 4(a) 显示, 局部最优效率 η_{opt} 随 E_g 增大呈单调上升趋势, 这主要是由于热流密度 q_{total} 随带隙 E_g 增大持续下降, 如图 4(d) 所示. 当带隙进一步增大至较高水平时, 系统与环境之间的辐射热流趋于零, 输出功率也相应趋近于零, 此时效率逐渐逼近卡诺极限.

系统在较高电流下运行虽可提升输出功率, 但效率降低; 反之, 若追求高效率而降低运行电流, 则可能限制功率输出水平. 这种权衡机制源于热学特性与电学特性之间的紧密耦合, 导致单一参数优化难以实现系统全局最优. 基于文献 [30] 的方法, 通过将功率与效率的乘积 $Z = P_{\text{opt}} \times \eta_{\text{opt}}$ 作为综合优化目标, 可有效协调二者竞争关系. 图 4(a) 表明, Z 在带隙值 $E_{g,Z} = 0.105$ eV 处取得最大值 49.74 W. 当 $E_g < E_{g,Z}$ 时, 系统局部最优转换效率 η_{opt} 维持在较低水平; 当 $E_g > E_{g,Z}$ 时, 总功率 P_{total} 和目标函数 Z 均随带隙增大而单调递减. 因此, 带隙位于以上两个区间内无法实现系统的最佳工作性能. 综合考虑输出总功率与系统性能指标 Z 的分布特性, 带隙 E_g 的优化区间为

$$E_{g,P} \leq E_g \leq E_{g,Z}. \quad (16)$$

结合图 4(a) 和不等式 (16), 可以获得总功率和效率 η 的优化区间, 即

$$P_Z \leq P_{\text{total}} \leq P_{\text{max}}, \quad (17)$$

$$\eta_P \leq \eta_{\text{total}} \leq P_Z. \quad (18)$$

在由 (16) 式确定的带隙最优区间内, 半导体带隙与尾气红外辐射光谱之间实现最佳匹配. 该结果为材料选择 (例如在 600 K 工况下可采用 InAs, InGaAs 等耐高温窄带隙半导体) 提供了关键依据. 在实际设计中需统筹权衡电压与电流之间的耦合关系, 避免因过度追求高电压而导致总输出功率下降, 应结合热管理、光谱调控等多参数进行协同优化. 选择该区间内的低带隙材料有助于系统同时实现较高的功率输出和能量转换效率, 为 TRD 基汽车尾气余热回收系统的材料选型奠定了重要基础.

3.4 不可逆因素对系统性能的影响

为进一步从材料与系统角度分析影响器件性能的关键因素, 通过设定 TRD 表面的等效平均发射率来量化光子能量损失, 并采用等效热阻法计算界面热阻的影响. 基于此, TRD 与环境之间的辐射

热交换 q_j 的公式需进行修正, 即

$$q_j = \frac{2\pi A_j}{h^3 c^2} \left\{ \int_{E_g}^{\infty} \frac{\bar{\varepsilon}(E, \theta) E^3 dE}{\exp[(E + eV_j)/(k_B \bar{T}_{R,j})] - 1} - \int_{E_g}^{\infty} \frac{\bar{\alpha}(E, \theta) E^3 dE}{\exp[E/(k_B \bar{T}_{L,j})] - 1} \right\}, \quad (19)$$

其中, 根据基尔霍夫热力学定律, TRD 表面的平均吸收率 $\bar{\alpha}(E, \theta)$ 与平均发射率 $\bar{\varepsilon}(E, \theta)$ 相等.

辐射复合电流密度 $J_{\text{rad},j}$ 修正为

$$J_{\text{rad},j} = \frac{2\pi e}{h^3 c^2} \left\{ \int_{E_g}^{\infty} \frac{\bar{\varepsilon}(E, \theta) E^2 dE}{\exp[(E + eV_j)/(k_B \bar{T}_{R,j})] - 1} - \int_{E_g}^{\infty} \frac{\bar{\alpha}(E, \theta) E^2 dE}{\exp[E/(k_B \bar{T}_{L,j})] - 1} \right\}. \quad (20)$$

基于文献 [4, 28, 36], 考虑 Auger、SRH、表面复合对载流子运输的影响, 修正后的输出电流密度 $J_{\text{out},j}$ 为

$$J_{\text{out},j} = J_{\text{rad},j} - (J_{\text{Auger}} + J_{\text{SRH}} + J_{\text{Surface}}) \times \left[\exp\left(\frac{e|V_j|}{k_B \bar{T}_{R,j}}\right) - 1 \right], \quad (21)$$

其中, J_{Auger} , J_{SRH} 和 J_{Surface} 分别为 Auger, SRH 和表面复合暗电流密度.

考虑流体的对流热阻、筒壁的热阻和界面接触热阻, 等效后的热阻 r_j 为

$$r_j = \frac{1}{h_j A_j} + \frac{\ln(D_o/D_i)}{2\pi\kappa_{\text{wall}} L D_i} + \frac{d_j}{\kappa_{\text{contact}} A_j}, \quad (22)$$

其中, κ 为导热率, $d_j = 0.3$ mm 为 TRD 单元与筒壁接触材料的厚度.

基于 (22) 式的等效热阻, (5) 式修正为

$$q_{\text{gas} \rightarrow \text{TRD},j} = \frac{\bar{T}_{\text{gas},j} - \bar{T}_{R,j}}{r_j}. \quad (23)$$

选取 $\bar{\varepsilon}(E, \theta) = 0.85$ 并采用与 3.1 节相同的半导体带隙 $E_g = 0.20$ eV, 通过数值模拟获得如下优化结果: 系统局域优化功率密度为 $P_{\text{opt}} = 69.49$ W, 对应优化条件为 $(V_P, I_P) = (2.90$ V, 24.0 A); 系统局域优化效率为 $\eta_{\text{opt}} = 39.71\%$, 对应的优化条件为 $(V_\eta, I_\eta) = (10.49$ V, 0.84 A). 模拟结果进一步表明, 在考虑实际热阻与载流子非辐射复合损失后, 系统整体性能出现明显退化, 这一结果直接凸显了在理论与模型中充分考虑上述不可逆损失的必要性.

4 结论与展望

4.1 结论

本研究通过构建并求解汽车尾气驱动 TRD 系统的热电耦合模型, 系统揭示了系统的热学、电学及能量转换特性, 主要结论如下.

1) 系统温度分布呈现显著的级联与重构特征. 尾气温度与 TRD 高温端温度随序号增大而逐级递减, 源于能量被连续提取; TRD 低温端温度及其局部环境温度则因热累积效应而同步上升. 为维持稳定的散热驱动力, 系统迫使低温端温度升高, 以补偿环境温度上升带来的散热削弱. 在相同序号下, TRD 高温端温度和尾气温度随电流的升高而降低; 而 TRD 低温端温度及其局部环境温度则因热累积效应和级联加热作用呈上升趋势, 并且随电流的增大而升高.

2) 系统伏安特性受热源温度与光子化学势共同调控. 总电压升高使 TRD 电压相应增大, 增强电流表达式中的指数因子, 抑制辐射复合, 导致总电流从高值单调递减至零. 电功率呈先增后减的单峰分布, 并于极值点取得最大值. 系统总热流随电压升高持续下降, 主因是器件电压升高抑制了辐射热流. 受电功率与总热流非单调变化的共同影响, 热电转换效率亦呈单峰特性. 在最优电压处, 电热输出比接近 2/3, 实现电能输出与热耗散的最佳平衡, 系统效率达到峰值.

3) 半导体带隙是决定系统性能上限的关键材料参数. 局域最优功率及其对应电压随带隙增大呈先增后减的非单调变化, 这一现象源于光子吸收与化学势的竞争机制: 在低带隙区间, 化学势上升主导电压增长; 而在高带隙区间, 光子通量急剧减少导致的电流衰减主导电压下降趋势, 从而维持系统的最大功率输出. 通过建立功率与效率的协同优化目标函数 Z , 系统在带隙为 0.105 eV 时可实现最佳综合性能, 此时 $Z_{\max} = 49.74$ W. 研究结果显示, 局部最优功率密度在 $E_g = 0.06$ eV 处达到 170.45 W. 本研究提出的 Z 函数优化方法有效解决了功率-效率权衡难题, 为中低温余热回收系统的设计提供了理论依据与设计指导.

4.2 展望

与现有技术相比, 基于 TRD 在低温废热利用

领域展现出独特优势. 其全固态结构特性使其能够满足汽车零部件对高可靠性的严苛要求, 同时与适用于中高温区间的 TEG 以及系统结构相对复杂的有机朗肯循环形成良好的技术互补. 未来研究应重点围绕 3 个方向展开: 探索新型高辐射效率材料体系以突破现有能量转换的理论极限, 开发能够适应尾气温度波动的光谱调控技术, 以及推进 TRD 与现有能源系统的集成创新, 构建多技术协同的混合能量回收系统.

从物理机制角度分析, TRD 的设计优化本质上是在微纳尺度实现光子、电子和声子的协同调控过程. 表面辐射特性决定了器件的理论性能上限, 而内部界面质量则直接影响载流子收集效率和热量输运性能. 本文建立的理论模型与数值方法为实现这一目标提供了重要的设计工具, 但在实用化进程中仍面临诸多挑战. 材料的界面缺陷、表面粗糙度以及热应力引起的界面退化等问题, 严重制约着理想欧姆接触与低热边界电阻的实现. 在系统集成层面, 多单元级联带来的传热热阻亟待优化, 同时现有模型的简化处理仍需进一步完善.

因此, 未来研究工作需要在理论精确性与工程可行性之间寻求最佳平衡, 重点突破界面质量控制、多尺度热管理以及多物理场精准仿真等关键技术难题. 通过这些系统性努力, 将有力推动 TRD 技术从实验室研究走向实际工程应用, 使其最终成为汽车节能减排体系中具有竞争力的技术路径.

参考文献

- [1] Wu X L, Zhang D X, Cai H K, Zhou Y, Ni J, Zhang J J 2015 *Acta Phys. Sin.* **64** 096102 (in Chinese) [吴限量, 张德贤, 蔡宏琨, 周严, 倪攀, 张建军 2015 物理学报 **64** 096102]
- [2] Xiong J C, Huang Z Q, Zhang H, Wang Q X, Cui K H 2024 *Acta Phys. Sin.* **73** 144402 (in Chinese) [熊家骋, 黄哲群, 张恒, 王启祥, 崔可航 2024 物理学报 **73** 144402]
- [3] Strandberg R 2015 *J. Appl. Phys.* **117** 055105
- [4] Nielsen M P, Pusch A, Pearce P M, Sazzad M H, Reece P J, Green M A, Ekins-Daukes N J 2024 *Nat. Photonics* **18** 1137
- [5] Santhanam P, Fan S 2016 *Phys. Rev. B* **13** 161410
- [6] Wu X H, Zhang J H, Zhang X 2025 *Opto-Electron Eng.* **52** 250069 (in Chinese) [吴小虎, 张纪红, 张欣 2025 光电工程 **52** 250069]
- [7] Lin C W, Wang B N, Teo K H, Zhang Z M 2017 *J. Appl. Phys.* **122** 243103
- [8] Callahan W A, Feng D, Zhang Z M, Toberer E S, Ferguson A J, Tervo E J 2021 *Phys. Rev. Appl.* **15** 054035
- [9] Ono M, Santhanam P, Li W, Zhao B, Fan S 2019 *Appl. Phys. Lett.* **114** 161102
- [10] Fernández J J 2017 *IEEE Trans. Electron Devices* **64** 250
- [11] Feng D D, Ruan X L 2025 *ACS Nano* **19** 17357

- [12] Zhang X Z, Li W 2025 *Chin. J. Lumin.* **46** 1129 (in Chinese) [张学志, 李炜 2025 发光学报 **46** 1129]
- [13] Harada Y, Nishii F, Kita T 2025 *Sci. Rep.* **15** 7452
- [14] Bohm P, Menon A K, Zhang Z M 2025 *J. Appl. Phys.* **137** 225001
- [15] <https://www.nasa.gov/directorates/stmd/niac/niac-studies/radioisotope-thermoradiative-cell-power-generator-2/>
- [16] Zhang X, Li J, Xiong Y, Ang Y S 2022 *Energy* **258** 124940
- [17] Zhang X, Du J Y, Ang Y S, Chen J C, Ang L K 2019 *Energy Convers. Manage.* **198** 111842
- [18] Bao Z J, Huang Y W, Chen X G, Zou Y F 2023 *Int. J. Hydrogen Energy* **48** 31708
- [19] Liao T J, Dai Y W, Cheng C, He Q J, Li Z, Ni M 2021 *J. Power Sources* **512** 230538
- [20] Peng W L, Li H W, Gonzalez-Ayala J, Mohtaram S, Zhang J, Sheng X M, Chen J C 2025 *Appl. Thermal Eng.* **279** 128049
- [21] Wang Y C, Dai C S, Wang S X 2013 *Appl. Energy* **112** 1171
- [22] Luo D, Wang R C, Yu W, Zhou W Q 2020 *Appl. Energy* **270** 115181
- [23] Liao T J, Xiao J J, Xu Y T, Lin B H 2021 *Thermal Sci. Eng. Prog.* **25** 101040
- [24] Yang Z M, Zhang Y C, Dong Q C, Lin J, Lin G X, Chen J C 2018 *Renew. Energy* **121** 28
- [25] Zhang Z W, Huang Y W, Sun W C 2024 *Appl. Thermal Eng.* **236** 121899
- [26] Zhang X, Peng W L, Lin J, Chen X H, Chen J C 2017 *J. Appl. Phys.* **122** 174505
- [27] Liao T J, Zhang X, Chen X H, Lin B H, Chen J C 2017 *Opt. Lett.* **42** 3236
- [28] Liao T J, Han D B, Yang Z M 2025 *Acta Opt. Sin.* **45** 1125002 (in Chinese) [廖天军, 韩冬冰, 杨智敏 2025 光学学报 **45** 1125002]
- [29] Liao T J, Lü Y X 2020 *Acta Phys. Sin.* **69** 057202 (in Chinese) [廖天军, 吕贻祥 2020 物理学报 **69** 057202]
- [30] Liao T J, Yang Z M, Chen X H, Chen J C, 2019 *IEEE Trans. Electron Devices* **66** 1386
- [31] Abbasi H R, Yavarinasab A, Roohbakhsh S 2021 *Journal of CO₂ Utilization* **51** 101630
- [32] Zhang X L, Wang S L, Chen H P 2006 *Turbine Technol.* **48** 179 (in Chinese) [张学镭, 王松岭, 陈海平 2006 汽轮机技术 **48** 179]
- [33] Liang J, Wang J, Tan J L, Li H X, Liu Y, Xia S T 2019 *J. Remote Sens.* **23** 476 (in Chinese) [梁继, 王建, 谭俊磊, 李红星, 刘艳, 夏诗婷 2019 遥感学报 **23** 476]
- [34] He X X, Pei D S, Chen H Y, Xue Z H, Zhang P F, Cheng F N 2021 *Thermal Power Generat.* **50** 27 (in Chinese) [何欣欣, 裴东升, 陈会勇, 薛志恒, 张鹏飞, 程福宁 2021 热力发电 **50** 27]
- [35] Yuan Z Q, Gu Z Q, He Y B, Wang Y P, Chen X J 2010 *J. Syst. Simulat.* **22** 1832 (in Chinese) [袁志群, 谷正气, 何忆斌, 汪怡平, 陈细军 2010 系统仿真学报 **22** 1832]
- [36] Vurgaftman I, Meyer J R 2023 *APL Energy* **1** 036111

Optimization of energy conversion performance of automotive exhaust-driven thermoradiative devices*

LIAO Tianjun^{1)2)†} TIAN Guilin¹⁾ HAN Dongbing¹⁾ YANG Zhimin³⁾

1) (*School of Physics and New Energy, Chongqing University of Technology, Chongqing 401135, China*)

2) (*School of Electronic Science and Engineering, Chongqing University of Posts and Telecommunications, Chongqing 400065, China*)

3) (*School of Physics and Electronic Information, Yan'an University, Yan'an 716000, China*)

(Received 16 September 2025; revised manuscript received 12 November 2025)

Abstract

A multi-unit thermoradiative device (TRD) is used for automotive exhaust waste heat recovery in this study. A coupled model integrating radiative heat transfer, current-voltage characteristics, and fluid heat exchange is established. Based on Fourier's law of heat conduction and thermal radiative transfer theory, the energy constraint equations, total power output, and conversion efficiency of the system are derived. The variations of exhaust gas temperature, TRD operating temperature, and ambient temperature with unit number are obtained through numerical simulations, thereby revealing the regulation mechanisms of voltage and semiconductor bandgap on energy conversion performance. Results show that the temperatures of the exhaust gas and the hot side of the TRD decrease with the increase of unit number and also decreases with the increase of current at the same unit position. In contrast, the cold side of the TRD and the ambient temperature rise due to heat accumulation and cascading heating effects, and further increase with current rising, reflecting the coupling between electrical output and thermal processes. Increasing the voltage suppresses radiative recombination, leading to reduced current, while the electrical power reaches a maximum at a specific operating point. The total heat flux is reduced as voltage increases. Because of the nonlinear relationship between electrical power and heat flux, efficiency attains an optimum value at a specific voltage, achieving a balance between electrical output and heat dissipation. This study demonstrates that the locally optimal power reaches a global maximum value of 170.45 W at a bandgap of 0.06 eV, whereas the locally optimal efficiency increases monotonically with the increase of bandgap before saturating gradually. To address the inherent trade-off between power and efficiency, a target function Z defined as the product of locally optimal power and efficiency is introduced. Numerical analysis reveals that Z attains its maximum value of 49.74 W at a bandgap of 0.105 eV, effectively balancing the competing objectives of power output and energy conversion efficiency. This study provides a new method for optimizing the performance of thermoelectric systems.

Keywords: thermoradiative devices, waste heat recovery, energy conversion, semiconductor band-gap, electrical-thermal coupling

DOI: [10.7498/aps.75.20251272](https://doi.org/10.7498/aps.75.20251272)

CSTR: [32037.14.aps.75.20251272](https://cstr.cn/32037.14.aps.75.20251272)

* Project supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant No. 12364008), the China Postdoctoral Science Foundation (Grant No. 2022MD713719), the Natural Science Foundation of Chongqing, China (Grant No. CSTB2024NSCQ-MSX0126), and the Science and Technology Research Program of Chongqing Municipal Education Commission, China (Grant No. KJQN202201102).

† Corresponding author. E-mail: liaotianjunxmu@hotmail.com