

文章编号: 1000-7032(2018)04-0523-11

热电制冷 LED 自然对流散热的设计与优化

张建新^{1,2,3*}, 韩变华², 杨庆新^{1,3}, 薛 亮², 马 楷², 李海林²

(1. 天津工业大学 天津市电工电能新技术重点实验室, 天津 300387;

2. 天津工业大学 天津市光电检测技术与系统重点实验室, 天津 300387;

3. 天津工业大学 中空纤维膜材料与膜过程省部共建国家重点实验室, 天津 300387)

摘要: 为提升高热流密度下 LED 灯具的自然对流散热性能, 以一款基于热电制冷(TEC)的单颗 LED 小型灯具模组为研究对象, 在采用实验测量和回归拟合准确获得 TEC 性能参数的基础上, 建立了有无 TEC 参与散热的等效热路模型, 并选择合理的数学公式对其进行性能描述, 进而遵循本文设计的计算流程快速得到各种散热性能数据。LED 模组的散热分析表明: 在恒定的 LED 热功率下, 施加最佳的 TEC 电流可获得最高的散热性能; LED 热功率越低, 安装 TEC 的散热性能越比常规方法优异。经遗传算法优化前后的性能对比分析表明: 优化后结构中 TEC 的合理工作区明显增大, 能满足 LED 更高功率的散热需求; 当 LED 为 0.493 W 时, 优化后结构的最佳结温仅为 15.66 °C, 远低于 30 °C 的环境温度。基于 TEC 实验数据建立的等效热路模型, 能为装配 TEC 的 LED 模组提供快速完整的散热设计分析与结构优化的合理方案。

关键词: LED 散热; 热电制冷; 自然对流; 等效热路法; 优化

中图分类号: TN312.8; TN305.94

文献标识码: A

DOI: 10.3788/fgxb20183904.0523

Thermal Design and Optimization of LED Integrated with Thermoelectric Cooler in Natural Convection

ZHANG Jian-xin^{1,2,3*}, HAN Bian-hua², YANG Qing-xin^{1,3}, XUE Liang², MA Kai², LI Hai-lin²

(1. Tianjin Key Laboratory of Advanced Electrical Engineering and Energy Technology, Tianjin Polytechnic University, Tianjin 300387, China;

2. Tianjin Key Laboratory of Optoelectronic Detection Technology and Systems, Tianjin Polytechnic University, Tianjin 300387, China;

3. State Key Laboratory of Hollow Fiber Membrane Materials and Processes, Tianjin Polytechnic University, Tianjin 300387, China)

* Corresponding Author, E-mail: zhangjianxin@tipu.edu.cn

Abstract: In order to improve the thermal performance of LED lamp with high heat flux in natural convection, a thermoelectric cooler (TEC) was presented to meet the cooling requirement of a compact lamp with single high-power LED. The performance parameters of TEC were determined accurately by regression analysis for TEC experimental data at different work status. The equivalent thermal circuits of the compact LED modules with TEC and without TEC were established based on electrical-thermal analogy. Some mathematic models of equivalent thermal circuits were developed to quickly predict the accurate thermal performance of LED modules following the specified calculation procedure in this paper. The thermal performance analysis results show that the best cooling performance can be obtained at the optimum input TEC current for a specific LED power dissipation. The

收稿日期: 2017-08-12; 修订日期: 2017-10-05

基金项目: 国家自然科学基金(51577132, 61605145); 天津市自然科学基金(15JCQNJC41800); 天津市教委科研计划项目(自然科学)(2017ZD06)资助

Supported by National Natural Science Foundation of China (51577132, 61605145); Natural Science Foundation of Tianjin (15JCQNJC41800); Natural Science Research Program of Tianjin Municipal Education Commission(2017ZD06)

thermal performance of LED modules with TEC can be superior to that of modules without TEC and be better at low LED power dissipations than at high ones. Two-objective optimization was carried out using three design variables of fin to minimize the junction temperature and fin mass simultaneously. For the un-optimized and optimized modules, the comparison results of thermal performance demonstrate that the effective operating range of TEC in optimized module performs broader than that in un-optimized module. The LED power dissipation of optimized module can reach a higher performance than that of un-optimized one. At the LED power dissipation of 0.493 W, the minimum junction temperature is 15.66 °C and much lower than the ambient temperature of 30 °C. For the LED modules with TEC, the equivalent thermal circuit models presented based on TEC experimental data can contribute to the thermal design, performance analysis and structural optimization.

Key words: LED cooling; thermoelectric cooler; natural convection; thermal circuit method; optimization

1 引 言

LED 作为一种节能环保型光源,已广泛应用于各种照明领域。然而,LED 属于高发热但又对温度十分敏感的半导体器件,过高的 LED 结温能引起光通量降低、出光色温改变、芯片和封装结构加速老化、使用寿命缩短等问题^[1-3]。因此,LED 灯具对高效的散热措施具有强烈的技术需求。

目前,在 LED 灯具中普遍采用加装金属散热器的方式,将 LED 产生的热量传导至散热器的肋片表面,并由肋片表面较高的温度促使周围的低温空气形成自然对流散热。这种被动式的散热技术虽然具有无噪音、低成本和免维护等应用优势^[4],但其对流换热系数较小,约为 4~11 W/(m²·K),对于体积小、热功率大的 LED 灯具而言,散热效果往往不够理想。为此,国内外研究机构开发了采用机械风扇^[5]、压电风扇^[6]、循环液冷^[7-8]、微喷射流^[9]等一系列实现流体强制对流的主动散热方法,显著提升了高热流密度下 LED 灯具的散热性能。但上述方法中,参与主动散热的流体均依靠可动机械部件提供强制对流的驱动动力,在实现规模应用之前,仍需重点提升驱动部件的工作可靠性和服役寿命,并避免导电流体泄露所导致的电路短路、腐蚀及散热性能显著下降等应用隐患。

热电制冷器(TEC)是以低压直流电作为动力,通过珀尔帖(Peltier)效应将热量从冷面抽送至热面,从而对冷面上的热源实现主动散热的一种半导体器件。TEC 凭借其制冷迅速、控温可调、无可动部件、无噪音、可靠性高、寿命长等优点,已经成为电子设备控温散热的理想方

式^[10-11]。为了将 TEC 应用于 LED 灯具散热中,国内外研究学者主要采用实验测量法^[12-14]和软件仿真法^[15-17],对集成封装 TEC 的 LED 灯具进行了散热性能分析。相比而言,采用等效热路计算法^[18-20]能快速获得 LED 系统中各种设计参数对散热性能的影响趋势,且计算准确度较高,因此对于 TEC 的型号选取、最佳工作参数确定以及散热器的结构优化具有显著的指导意义。

本文以一款单颗 LED 小型灯具模组为研究对象,在实验测量得到 TEC 性能参数的基础上,采用等效热路计算法构建出自然对流情况下有无 TEC 装配的热阻模型,并选择合理的数学公式对其进行性能描述,进而计算分析 LED 模组的散热性能随 TEC 工作电流的变化趋势,并对比分析经遗传算法实施肋片结构双目标优化前后的散热性能差异,为装配 TEC 的 LED 模组提供快速完整的设计分析方法与合理的结构优化方案。

2 TEC 性能参数的测量

在实际应用中,TEC 的工作状态可由式(1)进行描述:

$$Q_c = SIT_c - \frac{1}{2}I^2R - K(T_H - T_c), \quad (1)$$

其中, Q_c 为 TEC 冷端的净吸热功率,当热源与 TEC 热接触良好且向环境的散热可忽略时, Q_c 即为热源发热功率; T_c 和 T_H 分别为 TEC 冷端和热端的表面温度; S 、 I 、 R 和 K 分别是 TEC 的 Seebeck 系数、工作电流、等效电阻和热导。当 TEC 的面积较小且材料和结构一定时, S 、 R 和 K 通常为定值,是用来表征和预测 TEC 工作状态的性能参数。因此,在实施等效热路计算之前,必须通过实验测得 TEC 在各典型工

作状态下 3 种性能参数的确切数值。

本文选用美国 Marlow 公司生产的 NL1012T 型 TEC 来装配 LED 模组, 该型 TEC 性能参数的测量装置如图 1 所示。考虑到测量过程中需保持 Q_c 为一系列定值, 若此时使用 LED 为热源, 则热源发热功率必须由积分球同时测得电、光功率后才能确定, 实验装置较为复杂, 并且发热功率易受结温影响而难以恒定; 而当热源采用陶瓷电热片时, 热源发热功率仅与输入电功率相等, 且易于恒定控制。因此, 选择与 LED 灯珠封装底座尺寸相近的陶瓷电热片为模拟热源, 可大大简化实验装置, 降低操作难度, 完全满足测量精度要求。此外, 为了保证 TEC 冷端的净吸热功率 Q_c 等于模拟热源的发热功率, 本装置在模拟热源至控温台的各传热结构的界面上均涂覆高导热性硅脂, 以保证良好的热接触, 并通过塑料螺钉将所有传热结构倒扣并紧固在一块硬质隔热材料的凹槽内, 隔绝内部结构向环境的散热途径。

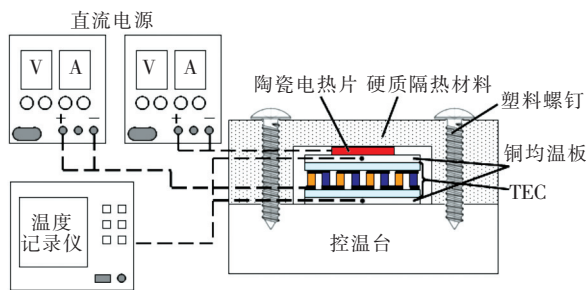


图 1 TEC 性能参数的测量装置示意图

Fig. 1 Schematics of experimental apparatus for TEC performance parameters

装置中, 模拟热源与 TEC 由两个直流电源分别供电。位于 TEC 两侧的铜均温板都预先开设了能将热电偶结球送入中心位置的探孔, 并通过温度记录仪测得传热稳态下 TEC 冷端和热端的表面温度。通过该测量装置, 在保持 TEC 热端温度和模拟热源的热功率为定值的情况下, 获得了 TEC 热端与冷端的稳态温差随其工作电流而变化的一系列散点数据, 如图 2 所示。

在数据处理时, 将式(1)中 $(T_H - T_C)$ 定义为因变量, 而以 Q_c 和 I 为自变量, S, R 和 K 则是未知常数。为确定这些常数, 首先从 T_H 为 300.15 K 和 323.15 K 的实验测量结果中分别选取 3 个具有代表性的散点数据(图 2 中已用“红圈”标记), 并将其代入式(1)中而各自获得一个三元方程组; 通过求解各

自的方程组, 即可得到两组 S, R 和 K 的数值; 在对两组数值取平均后, 可作为后续回归拟合的初值。本研究采用 Origin 软件对测量的散点数据进行回归拟合, 当回归过程收敛后, 拟合曲线与实验测量散点的吻合性良好(图 2), 获得 S, R 和 K 的数值分别为: 0.013 27 V/K, 3.537 9 Ω 和 0.023 3 W/K。

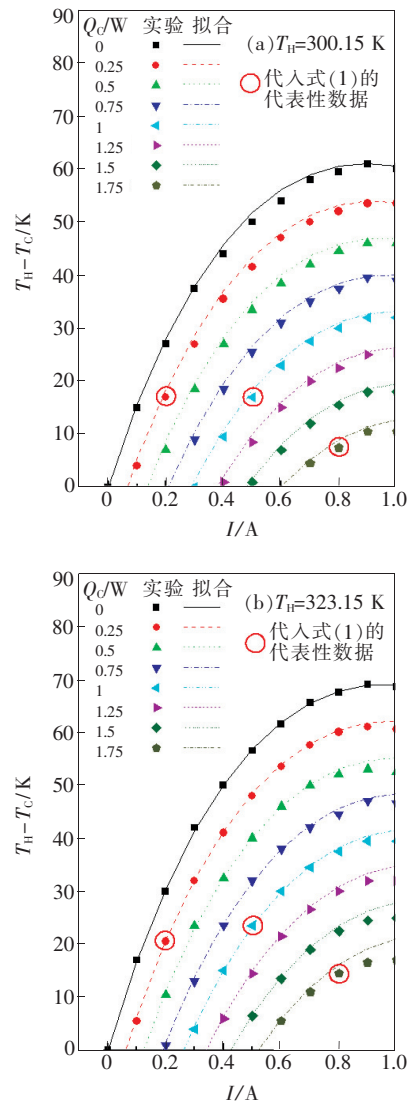


图 2 在 $T_H = 300.15$ K (a) 和 $T_H = 323.15$ K (b) 的不同工作状态下, TEC 性能的实验测量数据与回归拟合曲线(代入式(1)的代表性数据已用“红圈”标记)。

Fig. 2 Experimental data and fitting curves by regression for TEC performance at different work status as $T_H = 300.15$ K (a) and $T_H = 323.15$ K (b) (The representative data marked by red circles will be substituted into Eq. (1))

3 等效热路模型与计算方法

3.1 物理模型

为了对比有无 TEC 参与散热的性能差异, 针

对是否装配 TEC 的单颗 LED 灯具模组,分别建立了自然对流稳态散热情况下对应的等效热路模型,如图 3 所示。两种模组均采用单颗 Cree 公司产 XLamp 7090XR-E 型 LED 为光源,经红外回流焊接在一块铝基电路板的焊盘表面,并把铝基电路板和 TEC 一起(图 3(a))或仅将铝基电路板(图 3(b))通过塑料螺栓紧固在铝基

散热器的安装表面,使用时的出光方向与重力方向相同。LED 与铝基电路板之间为高导热性回流焊料,各紧固界面内均涂覆高导热性硅脂,因此可忽略模组中的界面热阻。TEC 的冷面接触铝基电路板,热面接触散热器安装面。塑料螺栓的导热性较差,可防止 TEC 热面的热量经螺栓回流至冷面。

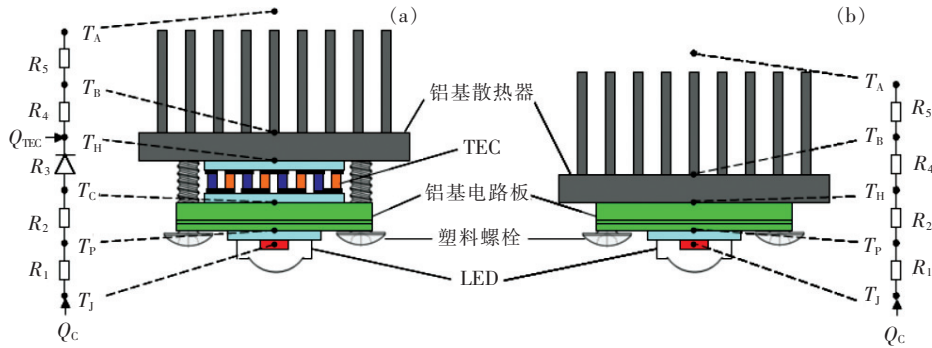


图 3 装配 TEC(a)与未装配 TEC(b)的 LED 灯具模组结构及其散热等效热路示意图

Fig. 3 Schematic diagram of LED lamp structures and equivalent thermal circuits for the modules with TEC (a) and without TEC (b)

沿图 3 所示的散热路径,可设置一系列节点温度:LED 结温 T_J 、铝基电路板上表面温度 T_P 、TEC 冷端表面温度 T_C 、TEC 热端表面温度 T_H (在未装配 TEC 模组中, T_H 为散热器安装基座的表面温度)、肋片根部温度 T_B 和环境温度 T_A ,本文采用的 $T_A = 303.15 \text{ K}$ (即 $30 \text{ }^\circ\text{C}$)。每两个相邻的节点温度之间,均存在一个分热阻 R_n ($n = 1, \dots, 5$),所有分热阻以串联形式构成完整的等效热路模型。如图 1(a)所示,在装配 TEC 的 LED 模组中,TEC 也属于发热元件,其自身的发热功率 Q_{TEC} 将与 LED 发热功率 Q_C 一同被传递至 TEC 的热面,并且由于 TEC 的 Peltier 效应具备热量的单

向传递特性,因此热路中 TEC 的分热阻 R_3 可以被表示为二极管形式^[10]。

LED 模组的关键结构尺寸(见图 4)和材质为:电路板长(l_p) \times 宽(w_p) $= 0.019 \text{ m} \times 0.016 \text{ m}$,由厚度 $\delta_{\text{Cu}} = 70 \text{ }\mu\text{m}$ 的铜箔层、 $\delta_{\text{D}} = 30 \text{ }\mu\text{m}$ 的介电层和 $\delta_{\text{Al}} = 1.5 \text{ mm}$ 的铝基层组成,各层的导热系数分别为 $\lambda_{\text{Cu}} = 387.6 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 、 $\lambda_{\text{D}} = 0.7 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 和 $\lambda_{\text{Al}} = 205 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$;散热器安装基座长(l_B) \times 宽(w_B) \times 厚(δ_B) $= 0.04 \text{ m} \times 0.04 \text{ m} \times 0.003 \text{ m}$,在实施肋片结构优化前,肋片高度 $h_F = 0.03 \text{ m}$,肋片间距 $s_F = 0.002 \text{ m}$,肋片厚度 $\delta_F = 0.002 \text{ m}$,肋片长度与基座宽度 w_B 相同,肋片数目 $n_F = 9$,散热器导热系数 $\lambda_H = 205 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。

3.2 数学模型及其计算流程

图 3 中每一个分热阻 R_n ($n = 1, \dots, 5$) 均可参照热电模拟关系式表示为:

$$R_n = \frac{T_u - T_d}{Q_x}, \quad (2)$$

式中, T_u 和 T_d 分别为沿散热路径的两个相邻的上、下游节点温度, Q_x 为流经此处的热功率。依照式(2)形式,是否装配 TEC 的 LED 模组总热阻 R_{T1} 和 R_{T2} 则可分别表达成如下的分热阻串联公式:

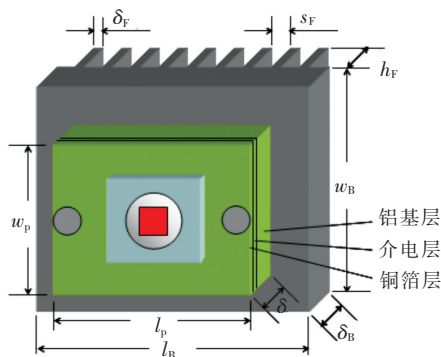


图 4 LED 灯具模组的关键结构尺寸

Fig. 4 Geometries of key structures in LED lamp module

$$R_{T1} = R_1 + R_2 + R_3 + R_4 + R_5 = \frac{T_J - T_P}{Q_C} + \frac{T_P - T_C}{Q_C} + \frac{T_C - T_H}{Q_C} + \frac{T_H - T_B}{Q_C + Q_{TEC}} + \frac{T_B - T_A}{Q_C + Q_{TEC}}, \quad (3)$$

$$R_{T2} = R_1 + R_2 + R_4 + R_5 = \frac{T_J - T_P}{Q_C} + \frac{T_P - T_H}{Q_C} + \frac{T_H - T_B}{Q_C} + \frac{T_B - T_A}{Q_C}. \quad (4)$$

其中,本课题组的前期工作^[21]已获得该款LED在不同驱动电流 I_F 下的发热功率随LED结温而变化的测量数据,本文选取 $I_F = 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6$ mA条件下各自测量范围内所得数据的平均值作为发热功率,即: $Q_C = 0.493, 0.775, 1.077, 1.387, 1.714$ W;而TEC的发热功率 Q_{TEC} 可通过下式计算得到:

$$Q_{TEC} = SI(T_H - T_C) + I^2R. \quad (5)$$

图3中的各分热阻除了能表达成式(2)形式以外,还可以是确定值或进一步表示成其他形式。例如,由LED产品说明书可知其封装热阻 $R_1 = 8$ K/W,且在工程应用时可忽略 R_1 随结温的变化。TEC热阻 R_3 能进一步表示为式(6)形式:

$$R_3 = \frac{T_C - T_H}{Q_C} = \frac{Q_C - SIT_C + \frac{1}{2}I^2R}{KQ_C}, \quad (6)$$

其中, $T_C - T_H$ 是由式(1)变形得到。铝基电路板导热热阻 R_2 所包含的3层串联导热热阻 R_{Cu} 、 R_D 和 R_{Al} ,以及散热器基座导热热阻 R_4 ,均符合一维平板导热热阻的计算规律,可表示为:

$$R_2 = R_{Cu} + R_D + R_{Al} = \frac{\delta_{Cu}}{\lambda_{Cu}(f l_P w_P)} + \frac{\delta_D}{\lambda_D(l_P w_P)} + \frac{\delta_{Al}}{\lambda_{Al}(l_P w_P)}, \quad (7)$$

$$R_4 = \frac{\delta_B}{\lambda_H(l_B w_B)}, \quad (8)$$

式(7)中,铜箔层的面积系数 $f = 0.8$,表明铝基电路板覆盖铜箔层的面积占比约为80%。散热器肋片热阻 R_5 主要考虑所有肋片的两侧表面和基座裸露表面的自然对流散热,表达式为:

$$R_5 = \frac{1}{\alpha A \eta_F} = \frac{1}{\alpha \eta_F [2n_F w_B h_F + (l_B w_B - n_F \delta_F w_B)]}, \quad (9)$$

式(9)中,肋片效率 η_F 可由式(10)计算得到:

$$\eta_F = \frac{\tanh[h_F \sqrt{2\alpha(\delta_F + w_B)/(\lambda_H \delta_F w_B)}]}{h_F \sqrt{2\alpha(\delta_F + w_B)/(\lambda_H \delta_F w_B)}}, \quad (10)$$

式(9)和式(10)中的对流换热系数 α 则需要通过

无量纲方程式计算得到。针对基座水平放置且上方排列板状肋片的铝基散热器,Leung和Probert在完成大量自然对流散热实验的基础上,提出了误差较小的无量纲方程^[22]:

$$\begin{cases} \text{当 } (Gr'Pr) \leq 500 \text{ 时,} \\ \alpha = \frac{Nu_s \lambda_A}{s_F} = 0.116 (Gr'Pr)^{1/2} \frac{\lambda_A}{s_F}, \\ \text{当 } 500 < (Gr'Pr) < 10^6 \text{ 时,} \\ \alpha = \frac{Nu_s \lambda_A}{s_F} = 0.457 (Gr'Pr)^{1/3} \frac{\lambda_A}{s_F}, \end{cases} \quad (11)$$

其中包含3个无量纲数,即:以肋片间距为特征尺寸的努塞尔数 Nu_s 、修正后的格拉晓夫数 Gr' 和普朗特数 $Pr = \nu/a$ 。其中, Gr' 可由下式定义:

$$Gr' = \frac{g\beta(T_B - T_A)s_F^3}{\nu^2} \exp\left(-\frac{\lambda_A h_F}{\lambda_H \delta_F}\right) \frac{s_F}{(w_B h_F)^{0.5}}. \quad (12)$$

虽然后续经其他研究团队^[23-24]的对比检验表明,该无量纲方程对于某些特殊的散热器结构存在较明显的计算误差,但针对误差要求并不高的散热工程设计而言,其对基座水平放置的各种散热器结构仍具有更加广泛且良好的适用性^[25]。

在式(11)和式(12)的计算中,可将已知的物理参数及重力加速度 g 直接代入,但涉及空气物性的膨胀系数 β 、运动黏度 ν 、热扩散系数 a 以及导热系数 λ_A ,则通常需要定性温度 $T_D = (T_B + T_A)/2$ 手工查阅空气物性表来确定。为方便在Matlab程序中编入公式以实现快速计算,本文把在常用温度范围(273.15~373.15 K)内的空气物性参数与定性温度的关系拟合生成二阶多项式方程(式(13)~(16)),其计算的最大误差小于 $\pm 1\%$ 。

$$\beta = 3.66 \times 10^{-3} - 1.25 \times 10^{-5} \times (T_D - 273.15) + 2.72 \times 10^{-8} \times (T_D - 273.15)^2, \quad (13)$$

$$\nu = 1.33 \times 10^{-5} + 8.92 \times 10^{-8} \times (T_D - 273.15) + 9.99 \times 10^{-11} \times (T_D - 273.15)^2, \quad (14)$$

$$a = 1.88 \times 10^{-5} + 1.27 \times 10^{-7} \times (T_D - 273.15) + 2.04 \times 10^{-10} \times (T_D - 273.15)^2, \quad (15)$$

$$\lambda_A = 2.438 \times 10^{-2} + 7.75 \times 10^{-5} \times (T_D - 273.15) - 8.16 \times 10^{-9} \times (T_D - 273.15)^2. \quad (16)$$

式(3)中TEC热端下游包含了TEC的发热功率,考虑该部分热功率是等效热路计算时保证能量守恒的必然条件。然而在LED工程设计中,

则主要关注 LED 本身发热功率的散热热阻,因此当迭代计算收敛后,需要再次参照热电模拟关系式获得以下等效热阻表达式:

$$R_{T3} = \frac{T_J - T_A}{Q_C}, \quad (17)$$

$$R_6 = R_1 + R_2 + R_3 = \frac{T_J - T_H}{Q_C}, \quad (18)$$

$$R_7 = \frac{T_H - T_A}{Q_C}, \quad (19)$$

其中, R_{T3} 为有 TEC 的 LED 模组的等效总热阻, R_6

是以 TEC 热面为界的上游等效热阻, R_7 则为下游等效热阻, 并且 $R_{T3} = R_6 + R_7$ 。

按照图 5 所示的计算流程, 将上述所有计算式以及物理参数、工作条件等内容在 Matlab 中进行编程, 能够快速完成等效热路计算, 获得用于散热设计分析及结构优化的各种参数数据。针对装配 TEC 的 LED 模组, 要遵循所有实线箭头标注的流程步骤实施计算; 而无 TEC 的情况, 则在遇到虚线箭头标注时需进行步骤调整, 其余步骤仍遵循实线箭头标注的流程完成计算。

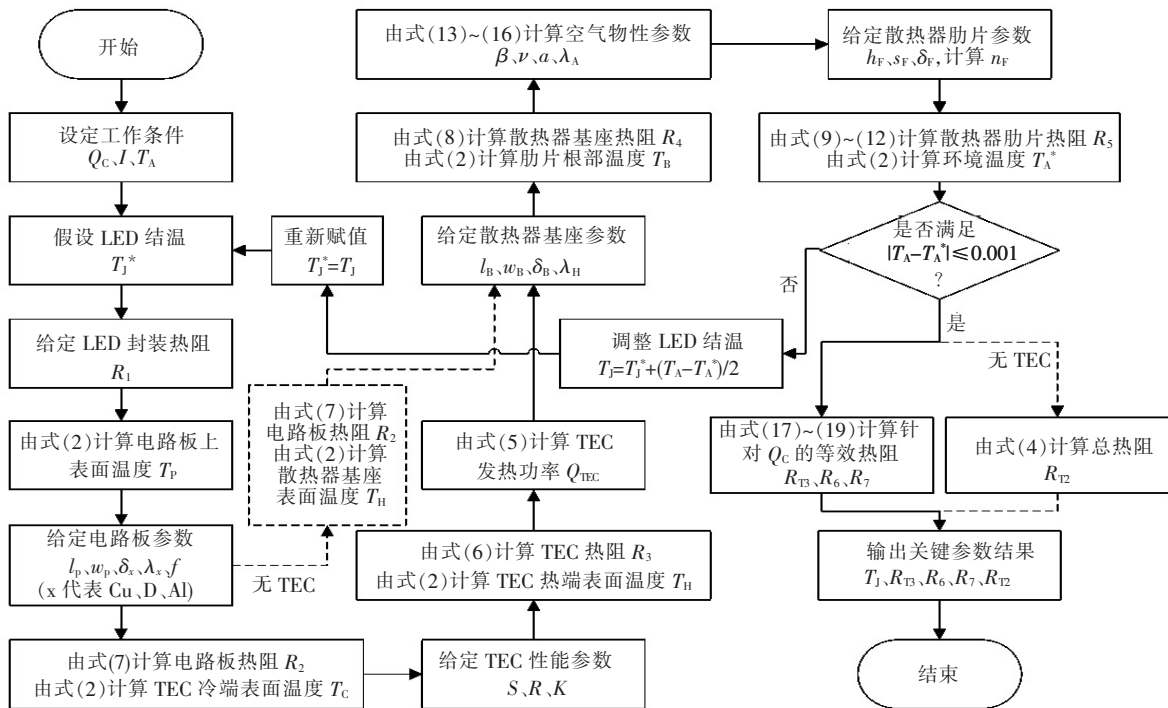


图 5 等效热路计算流程图

Fig. 5 Calculation flow chart of thermal circuit method

4 结果与讨论

4.1 优化前结构的散热性能分析

针对图 4 定义的优化前的散热结构, 在不同的 LED 发热功率 Q_C 下计算获得 TEC 热面的上游等效热阻 R_6 和下游等效热阻 R_7 随 TEC 工作电流 I 的变化曲线, 如图 6 所示。由图 6(a) 可见, 在每一恒定 Q_C 下, R_6 均随 I 的增加而降低。这是因为 R_6 中除了包含仅受结构影响而为定值的封装热阻 R_1 和铝基电路板导热热阻 R_2 以外, 还有以 I 为变量的 TEC 热阻 R_3 ; 从式(6)中可以看出, R_3 将随 I 呈现开口向上的抛物线型变化; 由于抛物线 R_3 的顶点位于本研究范围的右侧, 因

此使 R_6 随 I 呈现单调递减的变化。由图 6(a) 还可以看出, 随 I 的逐渐增大, R_6 均由正值变为负值。这是由于当 I 较小时, TEC 的 Peltier 效应较弱, 而焦耳发热效应和热传导效应相对占优, 使冷端温度 T_C 高于热端温度 T_H , R_6 为正值; 当 I 足够大而使 Peltier 效应增强到占绝对优势时, 冷端温度 T_C 明显低于热端温度 T_H , 会使 R_6 转向负值。此外, 图 6(a) 表明在 I 相同时, Q_C 越高则 R_6 越大, 即 TEC 的冷热端温差 $(T_C - T_H)$ 会随 LED 发热功率的提高而更加快速地增大, 因此当 TEC 工作电流恒定时, 提高 LED 的热功率会增加 TEC 的负担, 从而降低 LED 模组的散热效果。

由图 6(b) 可见, 当 $I = 0$ A (即 $Q_{TEC} = 0$ W)

时, R_7 随 Q_C 的提高而减小。这是因为 R_7 中除包含仅受结构影响而为定值的散热器基座导热热阻 R_4 以外, 还有与定性温度相关的散热器肋片热阻 R_5 ; 当 Q_C 提高时, 肋片根部相对于环境的温升和定性温度均会有所增加, 通过一系列空气物性参数和无量纲数的计算, 最终表现为自然对流换热系数的增大^[23,26], 从而使 R_7 的数值相应减小。由图 6(b) 还可以看出, 随 I 的增大, 每一恒定 Q_C 对应的 R_7 均呈现开口向上的抛物线型变化。这是因为式 (19) 中的 T_H 主要受 TEC 发热功率 Q_{TEC} 的影响, Q_{TEC} 数值越大, 则散热器需要散走的总热功率也越多, T_H 则会相应增加; 由式 (5) 可知, Q_{TEC} 随 I 恰恰符合开口向上的抛物线型变化, 且其顶点横坐标会因 $T_H - T_C$ 的具体差值而出现细微变化; 本研究范围内 R_7 的顶点横坐标约在 0.023 ~ 0.076 A, 该数值会随 Q_C 的提高而呈现略微增大的趋势。

如前所述, 含 TEC 的 LED 模组等效总热阻 R_{T3}

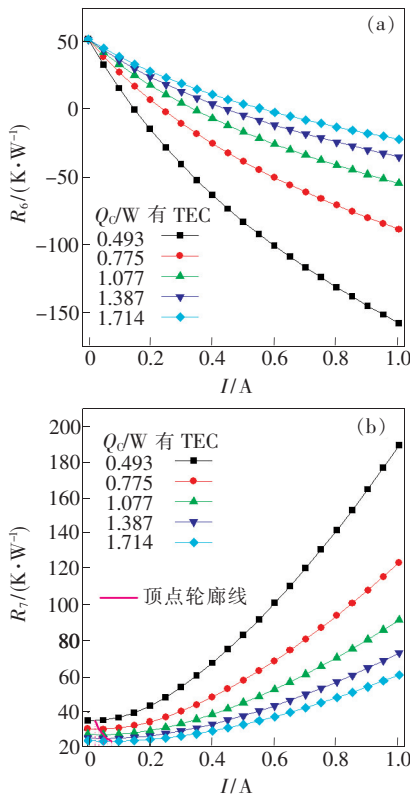


图 6 优化前结构在 LED 不同发热功率情况下 TEC 热面上游(a)和下游(b)等效热阻随 TEC 工作电流的变化

Fig. 6 Influence of TEC drive current on upstream(a) and downstream(b) equivalent thermal resistances at different heat powers of LED for un-optimized module

为图 6 中 R_6 和 R_7 之和, 由于 R_6 和 R_7 在本研究范围内的变化趋势大致相反, 因此在每一恒定 Q_C 下 R_{T3} 随 I 的变化均会出现一个最小值, 且随 Q_C 的提高, 该最小值逐渐增大, 每一个最小值对应的 I 即为特定 LED 热功率下 TEC 的最佳工作电流 I_{opt} 。在此, 将所有最小值的连线定义为 I_{opt} 轮廓线, 如图 7(a) 所示。为了直观展现安装 TEC 的散热效果, 在图 7(b) 中提供了 LED 结温 T_j 随 I 的变化趋势, 其中同样出现了最小值, 且 T_j 最小值随 Q_C 的变化趋势以及 T_j 最小值对应的 I_{opt} 数值, 均与图 7(a) 中 R_{T3} 的情况相同。在本研究范围内, I_{opt} 轮廓线约在 0.55 ~ 0.71 A 变化, 且 I_{opt} 值随 Q_C 的提高而增大。此外, 图 7(a) 中给出了各恒定 Q_C 下有无 TEC 的 LED 模组总热阻的交点数据, 图 7(b) 中则对应提供了有无 TEC 的 LED 结温的交点数据, 并勾勒出各自的交点轮廓线。可以看出, 在调节 Q_C 时, 无 TEC 的 LED 模组的散热性能将沿交点轮廓线变化; 在交点轮廓线以上区域中, 有 TEC 的 LED 模组总热阻和 LED 结

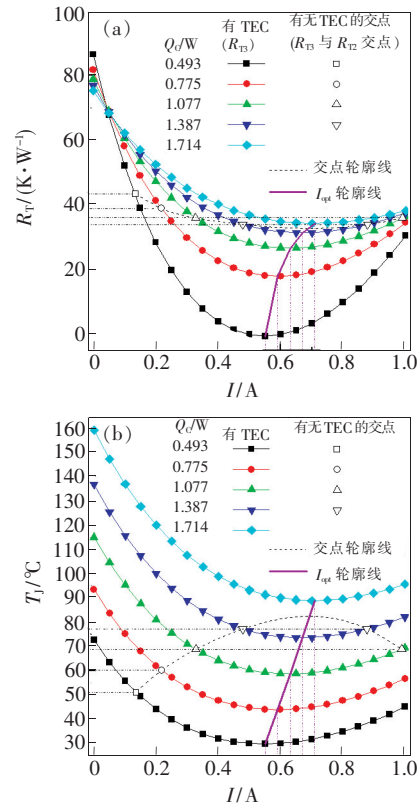


图 7 优化前结构在 LED 不同发热功率下总热阻(a)和 LED 结温(b)随 TEC 工作电流的变化

Fig. 7 Influence of TEC drive current on total thermal resistances(a) and junction temperatures (b) at different heat powers of LED for un-optimized module

温均高于无 TEC 情况,只有处于交点轮廓线以下的区域,才是安装 TEC 后真正提高 LED 模组散热性能的情况;随 Q_c 的提高,交点轮廓线下可调节的电流范围逐渐变窄,且当 Q_c 为 1.714 W 时已不再适合安装 TEC。此外, I_{opt} 轮廓线将交点轮廓线以下区域分为左右两部分,虽然通过 I 的调节,左右两侧均可获得相同的散热性能,但相比而言,左侧部分的 TEC 功耗较小,更能满足 LED 整灯的节能需求,并且沿 I_{opt} 轮廓线调节还可获得最佳的散热性能,因此在 TEC 工作状态控制时,应将电流 I 调节在左侧的合理工作区域内。本研究中,优化前结构在 Q_c 为 0.493 W 时获得了 -0.54 W/K 的最小热阻,对应的最小结温略低于 30 °C 的环境温度,为 29.73 °C,因此装配 TEC 的 LED 模组在较低 Q_c 下,能表现出无 TEC 的常规散热方法所不能比拟的性能优势。

4.2 散热器肋片的结构优化与散热性能的对比分析

若要使 LED 发热功率为 1.714 W 的情况也适合安装 TEC,则需进一步提升 LED 模组的散热性能,而优化散热器的肋片结构是达到该设计目标的主要方式。本文以 LED 结温 T_j 和散热器肋片重量 M_F 为待优化双目标函数,并采用本课题组前期发表文献[27]中的遗传算法,对优化前散热器的肋片高度 h_F 、肋片间距 s_F 和肋片厚度 δ_F 实施有约束的双目标优化处理,在约束范围分别为 $10 \text{ mm} \leq h_F \leq 50 \text{ mm}$ 、 $1 \text{ mm} \leq s_F \leq 6 \text{ mm}$ 、 $0.8 \text{ mm} \leq \delta_F \leq 4 \text{ mm}$ 的情况下,获得了工作条件为 $Q_c = 0.493$ W 且 $I = 0.55$ A 的 50 个 Pareto 最优解,如图 8 所示。可以看出,与优化前结构相比,绝大多数的 Pareto 最优解实现了 T_j 和 M_F 同时降低。为方便对比优化前后的散热性能差异,必须选择某个特定 Pareto 最优解。在此,假设本约束范围和工作条件下需满足 $T_j \leq 17$ °C 的设计要求,即图 8 中虚线应为 T_j 的优化上限,而满足该要求且 M_F 值最小的 Pareto 最优解随即可被选定为最佳结构,见图 8 中的箭头标注。选定的 Pareto 最优解为: $T_j = 16.95$ °C、 $M_F = 15.05$ g,而对应的最佳肋片结构分别为: $h_F = 27.7$ mm、 $s_F = 5.7$ mm、 $\delta_F = 0.8$ mm。

针对优化后的最佳肋片结构,重新计算得到不同 Q_c 下 R_{T3} 和 T_j 分别随 I 的变化曲线,见图 9。可以看出,图 9 具有与图 7 类似的变化趋势,但在

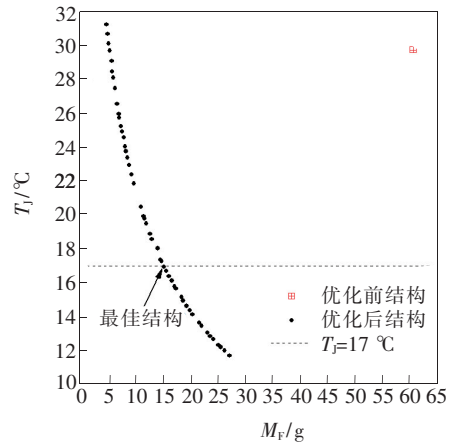


图 8 双目标优化前后的结果对比

Fig. 8 Comparison of the results before and after two-objective optimization

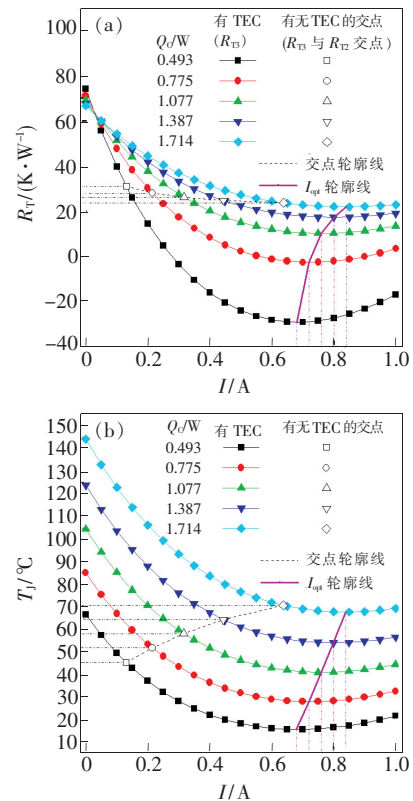


图 9 优化后结构在 LED 不同发热功率下总热阻(a)和 LED 结温(b)随 TEC 工作电流的变化

Fig. 9 Influence of TEC drive current on total thermal resistances(a) and junction temperatures (b) at different heat powers of LED for optimized module

Q_c 和 I 相同的工作条件下,由于优化后结构的散热能力有所增强,使图 9 中的数据均有所减小;在 $I > 0.2$ A 后,随 I 的增大,相同 Q_c 下图 9 数据相对于图 7 的减小程度也越大,从而使 I_{opt} 轮廓线向大电流处整体偏移,最终处于 $0.68 \sim 0.84$ A。此

外,当 Q_c 为0.493 W时,优化后结构获得了远低于环境温度的结温 $15.66\text{ }^\circ\text{C}$,表现出更加优异的散热性能;并且有无TEC安装时散热性能的交点轮廓线已触及 Q_c 为1.714 W的情况,表明优化后的LED模组适合安装TEC。

为方便对比肋片结构优化前后TEC散热能力的差异,在图10中以 Q_c 为纵坐标展示了有无TEC安装时散热性能的交点轮廓线和 I_{opt} 轮廓线,由这两种轮廓线所包围的范围同样为TEC的合理工作区域。可以看出,优化后结构的TEC合理工作区明显增大,主要体现在:当LED热功率相同时,优化后的TEC工作电流可合理调节的范围明显扩大,尤其是在大电流处扩大的程度更加明显;当TEC工作电流相同时,优化后的LED模组能够满足更高功率的散热需求。因此,对LED模组中散热器的肋片进行必要的结构优化,能更好地发挥TEC的散热特性,扩大其合理工作区域,从而获得更显著的散热效果,提高LED的光电性能和寿命。

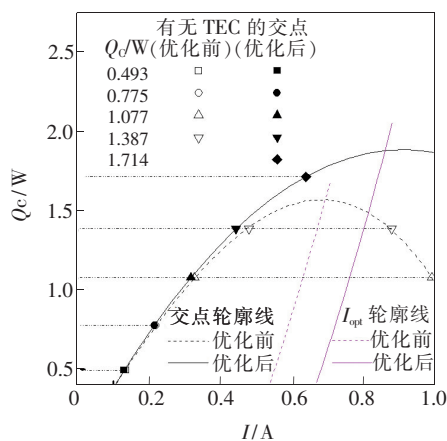


图10 肋片结构优化前后同一款TEC散热能力的对比
Fig. 10 Comparison of cooling capacity between un-optimized and optimized fin structures using the same TEC

5 结 论

在自建的测量装置中,以模拟热源代替LED

测量了TEC热端与冷端的稳态温差随TEC工作电流的变化数据,并通过吻合性良好的回归拟合获得了TEC的关键性能参数。在此基础上,建立了有无TEC装配的LED灯具模组在自然对流散热情况下的等效热路模型,并基于等效热路算法为热路中的各个热阻提供了能合理表达其传热性能的数学公式,进而遵照本文规定的计算流程,可在Matlab软件中快速完成热路计算,获得各种散热性能数据。针对优化前结构的结果分析表明:随TEC工作电流的增加,TEC热面的上游等效热阻单调递减,而下游等效热阻则大致相反,使LED的等效总热阻和结温均存在一个最小值;该最小值会随LED热功率的提高而逐渐增大,且每一最小值对应的TEC最佳工作电流 I_{opt} 也随之增加;建议在TEC工作状态控制时,应将TEC电流调节在有无TEC安装时散热性能的交点轮廓线和 I_{opt} 轮廓线包围的左侧合理工作区域内。最后,通过遗传算法对散热器的肋片结构完成LED结温和肋片重量的双目标优化处理,并由最佳肋片结构重新计算结果,经对比分析表明:优化后结构的散热性能随TEC工作电流的变化趋势与优化前结构类似,但总热阻和结温均明显减小;当LED为0.493 W时的最小结温由优化前结构的略低于 $30\text{ }^\circ\text{C}$ 环境温度进一步降至 $15.66\text{ }^\circ\text{C}$,表现出常规方法所不能比拟的更加优异的散热性能;TEC的合理工作区明显增大,使其工作电流具有更大的可调范围,且能够满足LED更高功率的散热需求。

值得注意的是,本文针对单颗LED装配一款TEC的小型灯具模组提供的等效热路建模设计及其散热性能的分析优化方法,同样适用于多颗LED阵列装配其他型号TEC的大型灯具设计,能为工程人员在TEC选型、最佳参数确定和结构优化等方面提供快速、合理、可靠的完整设计方案。

参 考 文 献:

- [1] NARENDRAN N, GU Y, FREYSSINIER J P, *et al.*. Solid-state lighting: failure analysis of white LEDs [J]. *J. Cryst. Growth*, 2004, 268 (3-4):449-456.
- [2] 陈华,周兴林,汤文,等. 大功率远程荧光粉型白光LED散热封装设计[J]. *发光学报*, 2017, 38(1):97-102.
CHEN H, ZHOU X L, TANG W, *et al.*. Thermal design of high power remote phosphor white LED package [J]. *Chin. J. Lumin.*, 2017, 38(1):97-102. (in Chinese)

- [3] SUN B, FAN X, YE H, *et al.*. A novel lifetime prediction for integrated LED lamps by electronic-thermal simulation [J]. *Reliab. Eng. Syst. Saf.*, 2017, 163:14-21.
- [4] JEON D, BYON C. Thermal performance of plate fin heat sinks with dual-height fins subject to natural convection [J]. *Int. J. Heat Mass Transf.*, 2017, 113:1086-1092.
- [5] SÖKMEN K F, YÜRÜKLÜ E, YAMANKARADENİZ N. Computational thermal analysis of cylindrical fin design parameters and a new methodology for defining fin structure in LED automobile headlamp cooling applications [J]. *Appl. Therm. Eng.*, 2016, 94:534-542.
- [6] SUFIAN S F, FAIRUZ Z M, ZUBAIR M, *et al.*. Thermal analysis of dual piezoelectric fans for cooling multi-LED packages [J]. *Microelectron. Reliab.*, 2014, 54(8):1534-1543.
- [7] DENG Y G, LIU J. A liquid metal cooling system for the thermal management of high power LEDs [J]. *Int. Commun. Heat Mass Transf.*, 2010, 37(7):788-791.
- [8] 王志斌, 张健, 刘丽君, 等. 大功率 LED 螺旋扁管水冷散热技术研究 [J]. 光子学报, 2013, 42(11):1350-1354.
WANG Z B, ZHANG J, LIU L J, *et al.*. Study of water cooling technology on high power LED with the twisted tube [J]. *Acta Photon. Sinica*, 2013, 42(11):1350-1354. (in Chinese)
- [9] LUO X B, CHEN W, SUN R X, *et al.*. Experimental and numerical investigation of a microjet based cooling system for high power LEDs [J]. *Heat Transfer Eng.*, 2008, 29(9):774-781.
- [10] CHANG Y W, CHANG C C, KE M T, *et al.*. Thermoelectric air-cooling module for electronic devices [J]. *Appl. Therm. Eng.*, 2009, 29(13):2731-2737.
- [11] HU H M, GE T S, DAI Y J, *et al.*. Experimental study on water-cooled thermoelectric cooler for CPU under severe environment [J]. *Int. J. Refrig.*, 2016, 62:30-38.
- [12] CHUN K L, DAI M J, YU C K, *et al.*. High efficiency silicon-based high power LED package integrated with micro-thermoelectric device [C]. *International Microsystems, Packaging, Assembly and Circuits Technology Conference, IMPACT, Taipei, China*, 2007:29-33.
- [13] LI J H, MA B K, WANG R S, *et al.*. Study on a cooling system based on thermoelectric cooler for thermal management of high-power LEDs [J]. *Microelectron. Reliab.*, 2011, 51(12):2210-2215.
- [14] WANG J, ZHAO X J, CAI Y X, *et al.*. Experimental study on the thermal management of high-power LED headlight cooling device integrated with thermoelectric cooler package [J]. *Energy Convers. Manag.*, 2015, 101:532-540.
- [15] WANG N, WANG C H, LEI J X, *et al.*. Numerical study on thermal management of LED packaging by using thermoelectric cooling [C]. *International Conference on Electronic Packaging Technology and High Density Packaging, ICEPT-HDP, Beijing*, 2009:433-437.
- [16] CHEN M, SNYDER G J. Analytical and numerical parameter extraction for compact modeling of thermoelectric coolers [J]. *Int. J. Heat Mass Transf.*, 2013, 60(1):689-699.
- [17] GAO X, CHEN M, SNYDER G J, *et al.*. Thermal management optimization of a thermoelectric integrated methanol evaporator using a compact CFD modeling approach [J]. *J. Electron. Mater.*, 2013, 42(7):2035-2042.
- [18] SHYU J C, HSU K W, YANG K S, *et al.*. Thermal characterization of shrouded plate fin array on an LED backlight panel [J]. *Appl. Therm. Eng.*, 2011, 31(14-15):2909-2915.
- [19] 张建新, 牛萍娟, 李红月, 等. 基于等效热路法的 LED 阵列散热性能研究 [J]. 发光学报, 2013, 34(4):516-522.
ZHANG J X, NIU P J, LI H Y, *et al.*. Study on the heat dissipation performance of LED array using thermal circuit method [J]. *Chin. J. Lumin.*, 2013, 34(4):516-522. (in Chinese)
- [20] ABDELMLEK K B, ARAOUD Z, CHARRADA K, *et al.*. Optimization of the thermal distribution of multi-chip LED package [J]. *Appl. Therm. Eng.*, 2017, 126:653-660.
- [21] 张建新, 武志刚, 李松宇, 等. LED 散热模块总热阻测量实验系统开发 [J]. 实验技术与管理, 2013, 30(12):77-81.
ZHANG J X, WU Z G, LI S Y, *et al.*. Development of experimental system for measuring total thermal resistance of LED module [J]. *Experiment. Technol. Manag.*, 2013, 30(12):77-81. (in Chinese)
- [22] LEUNG C W, PROBERT S D. Heat exchanger performance: effect of orientation [J]. *Appl. Energy*, 1989, 33(4):235-252.

- [23] DIALAMEH L, YAGHOUBI M, ABOUALI O. Natural convection from an array of horizontal rectangular thick fins with short length [J]. *Appl. Therm. Eng.*, 2008, 28(17-18):2371-2379.
- [24] WONG S C, HUANG G J. Parametric study on the dynamic behavior of natural convection from horizontal rectangular fin arrays [J]. *Int. J. Heat Mass Transf.*, 2013, 60(1):334-342.
- [25] SCHMID G, YANG L H, YANG T H, *et al.*. Influence of inter-fin base length on thermal performance of free hanging horizontal base heat sinks [J]. *Appl. Therm. Eng.*, 2016, 108:1226-1236.
- [26] MICHELI L, REDDY K S, MALLICK T K. Experimental comparison of micro-scaled plate-fins and pin-fins under natural convection [J]. *Int. Commun. Heat Mass Transf.*, 2016, 75:59-66.
- [27] 张建新, 牛萍娟, 武志刚, 等. 大功率LED散热器性能的双目标优化 [J]. *电工技术学报*, 2014, 29(4):136-141. ZHANG J X, NIU P J, WU Z G, *et al.*. Two-objective optimization of heat sink cooling performance for high-power LED application [J]. *Trans. China Electrotech. Soc.*, 2014, 29(4):136-141. (in Chinese)



张建新(1979-),男,河北石家庄人,博士,副教授,2008年于河北工业大学获得博士学位,主要从事大功率LED芯片封装及照明系统散热技术、半导体薄膜功能材料与器件等方面的研究。

E-mail: zhangjianxin@tjpu.edu.cn