

## 密闭空间串联式两级热电制冷器瞬态特性分析

孟凡凯<sup>†</sup>,徐辰欣,孙悦桐

(海军工程大学 动力工程学院,湖北 武汉 430033)

**摘要:**综合考虑包括汤姆孙效应在内的热电材料内部效应,建立工作在绝热表面空间内和非绝热表面空间内的串联式两级热电制冷器计算模型,通过分析冷热端温度、级间温差等参数的瞬态变化对两级热电制冷器性能的影响,得到了制冷空间温度、制冷量、制冷系数等性能参数随时间的变化规律.分别改变输入电流、热电偶数量和热电偶分配比,对比分析了2种模型的最低制冷温度、降至稳定温度耗时、制冷量和制冷系数的变化规律.结果表明,与相同条件的单级热电制冷器相比,两级热电制冷器降温所需时间较长但可达到更低的制冷温度;适当增大电流可以有效减少制冷耗时,且存在最佳电流、最佳热电偶数量和最佳热电偶分配比,分别使制冷空间温度最低,制冷器制冷系数最大.

**关键词:**热电;制冷;瞬态;制冷温度;制冷系数;绝热空间

**中图分类号:** TB66

**文献标志码:** A

## Analysis on Transient Characteristics of Series Two-stage Thermoelectric Cooler in Confined Space

MENG Fankai<sup>†</sup>, XU Chenxin, SUN Yuetong

(College of Power Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

**Abstract:** Comprehensively considering the various thermoelectric effects including the Thomson effect, a computational model of a series two-stage thermoelectric cooler that works in adiabatic surface space and non-adiabatic surface space is established. The effects of transient changes of parameters such as cold and hot junction temperature, and interstage temperature difference on the performance of a two-stage thermoelectric cooler are analyzed. The variation law of performance parameters such as cooling capacity, cooling space temperature and coefficient of performance with time is obtained. When the input current, the number of thermoelectric couples and the distribution ratio of thermoelectric couples are changed, respectively, the minimum cooling temperature, the time-consuming to reach the stable temperature, the refrigerating output and the change of the cooling coefficient of the two models are compared. The results show that, compared with single-stage refrigerators under the same conditions, two-stage refrigerators take longer to cool down but can achieve lower cooling temperatures. Appropriately increasing the current can effectively reduce the cooling time. There exists the optimal current, the number of thermoelectric couples and the distribution ratio of thermoelectric couples, which make the temperature of

\* 收稿日期:2022-06-16

基金项目:国家自然科学基金资助项目(11974429), National Natural Science Foundation of China (11974429);海军工程大学自主研发计划项目(425317T01C), Independent Research and Development Plan of the Naval University of Engineering(425317T01C)

作者简介:孟凡凯(1982—,男,山东济宁人,海军工程大学副教授,博士)

<sup>†</sup>通信联系人, E-mail: mfk927@qq.com

the cooling space the lowest and the coefficient of performance of the cooler to be the largest, respectively.

**Key words:** thermoelectric; cooling; transient; cooling temperature; cooling coefficient; thermal insulation space

热电制冷是一种基于半导体材料Peltier效应的主动式制冷技术<sup>[1-2]</sup>。虽然相较于传统制冷装置其制冷效率较低,但因其结构简单、体积小、无噪声、无振动等优点,在电子设备<sup>[3]</sup>、人体热防护<sup>[4]</sup>、军事<sup>[5]</sup>等领域有广泛应用。单级热电制冷器因冷热两端最大温差的限制,无法满足红外探测器制冷<sup>[6]</sup>等需要较低制冷温度场景的制冷需求,需要采用两级热电制冷器实现低温制冷。

有关热电制冷器(Thermoelectric Cooler, TEC)的研究主要包括热电新材料的开发<sup>[7]</sup>、热电模块设计<sup>[8-9]</sup>、热电制冷装置的分析<sup>[10-11]</sup>与优化<sup>[12-13]</sup>等方向。Kinage等<sup>[14]</sup>利用回归方程,分别以最大制冷量和最大制冷系数(Coefficient of Performance, COP)为目标,得到了两级热电制冷器的最佳热电偶比例。毛佳妮等<sup>[15]</sup>基于第三类热边界条件,建立了能反映冷端环境扰动程度的物理模型,分析了低温级元件个数比和工作电流对制冷性能的影响。李茂德等<sup>[16]</sup>从焓的功能转换对多级半导体制冷器进行优化,分析多级制冷器的有效能量利用程度,得到制冷器最大焓效率、最大制冷温差、最大制冷量的设计参数。

最大制冷温差是评价热电制冷器制冷能力的重要指标,而单级制冷的最大温差不超过60 K,无法满足更大温差的需求。例如,中红外传感器和基于窄带半导体的中红外激光器需要140~150 K的工作温度,卫星的红外探测器最低温度可达到100 K。采用两级或多级热电制冷技术成为低温领域新的解决方案,提高多级热电制冷器制冷温差和制冷性能的研究具有十分重要的意义<sup>[17]</sup>。

制冷需求通常是变化的,制冷量的改变需要通过改变热电制冷器的工作参数如工作电流来实现,因此,针对热电制冷器的瞬态性能研究有重要意义。Buchalik等<sup>[18]</sup>建立了串联式两级热电模块的瞬态模型,研究电流对冷端最低温度的影响,通过优化热电模块的几何结构和热电偶数量获得了更好的冷却效果。Lin等<sup>[19]</sup>研究水冷散热器工作参数和两级制冷器

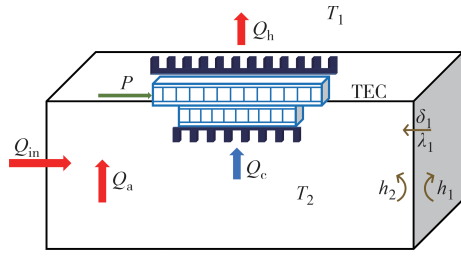
输入脉冲电流参数对冷端温度的影响,结果表明,脉冲电流的幅度和持续时间对冷端温度影响最大。

目前,关于两级热电制冷器瞬态性能的分析,一是对冷热端点温度和温差关注较多,而对密闭空间制冷温度的变化研究较少;二是有关制冷空间表面换热特性对两级热电制冷器性能影响的研究较少。本文针对绝热空间和非绝热空间两种密闭空间模型,分析两级热电制冷器的制冷量、制冷系数、热电模块端面温差以及制冷空间温度随时间的变化规律,并分析不同输入电流、热电偶数量和热电偶分配比对制冷空间温度、达到稳定温度耗时和两级热电制冷器制冷系数的影响。

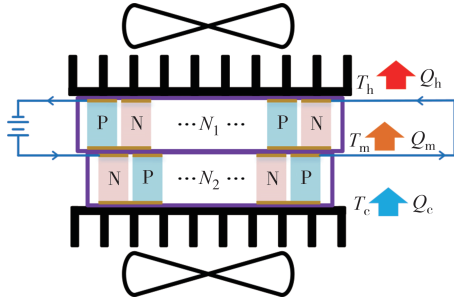
## 1 装置模型和基本关系

图1为制冷空间与热电制冷器示意图。图1中, $Q_a$ 、 $Q_m$ 和 $P$ 分别为空间内空气放热量、外界流入空间的热量和热电制冷器输入功率; $h_1$ 为外部环境空间的空气与外壁面的对流换热系数; $h_2$ 为制冷空间内的空气与内壁面的对流换热系数; $\delta_1$ 和 $\lambda_1$ 分别为制冷空间壁面厚度和热导率。密闭空间分别设计为绝热和非绝热表面。绝热表面制冷空间与外界没有热量交换,适用于需要采取热绝缘措施的场合;而非绝热表面外部热量会通过热传导和对流进入制冷空间,适用于不需做热绝缘措施的场合。 $T_1$ 、 $T_2$ 、 $T_h$ 、 $T_m$ 和 $T_c$ 分别为外部环境、密闭空间、热电偶热端、中间层和冷端温度。图1(b)是串联式两级热电制冷器结构图,冷热两端都采用肋片换热器并加装风扇。 $P$ 、 $N$ 分别表示P型和N型热电臂, $Q_h$ 、 $Q_m$ 和 $Q_c$ 分别为热端、中间层和冷端的热流量; $N_1$ 和 $N_2$ 对热电偶分别组成上、下两级热电模块。上、下两级热电模块电路布置为级间串联,并设有电绝缘导热层,以实现两级模块端面间的电绝缘和热传导。

由热电制冷器的制冷原理可知,装置工作时热端、中间层和冷端的热流量分别为:



(a) 制冷空间示意图



(b) 串联式两级热电制冷器结构图

图 1 制冷空间与热电制冷器示意图

Fig.1 Schematic diagram of cooling space and thermoelectric cooler

$$Q_h = N_1 \left[ \alpha I T_h - K(T_h - T_m) + \frac{1}{2} I^2 R - \frac{1}{2} \mu I (T_h - T_m) \right] \quad (1)$$

$$Q_m = N_1 \left[ \alpha I T_m - K(T_h - T_m) - \frac{1}{2} I^2 R + \frac{1}{2} \mu I (T_h - T_m) \right] \quad (2)$$

$$Q_m = N_2 \left[ \alpha I T_m - K(T_m - T_c) + \frac{1}{2} I^2 R - \frac{1}{2} \mu I (T_m - T_c) \right] \quad (3)$$

$$Q_c = N_2 \left[ \alpha I T_c - K(T_m - T_c) - \frac{1}{2} I^2 R + \frac{1}{2} \mu I (T_m - T_c) \right] \quad (4)$$

式中:  $I$  为输入电流;  $\alpha$ 、 $\mu$ 、 $K$  和  $R$  分别为热电偶的泽贝克系数、汤姆孙系数、导热系数和电阻. 此模型同样适用于单级热电制冷器, 仅取式(1)和式(4), 式中的  $T_m$  分别替换成  $T_c$  和  $T_h$ ,  $N_1$  和  $N_2$  替换为热电偶总对数  $N$ , 即得单级热电制冷器计算模型.

根据传热学理论, 热端和冷端换热器的换热方程可分别表示为:

$$Q_1 = \frac{T_h - T_1}{R_1} \quad (5)$$

$$Q_2 = \frac{T_2 - T_c}{R_2} \quad (6)$$

式中:  $R_1$  和  $R_2$  分别为高温端和低温端的热阻.

根据系统能量平衡方程, 当制冷空间表面为绝热面时, 有

$$Q_1 = Q_h \quad (7)$$

$$Q_2 = Q_c \quad (8)$$

装置制冷量即制冷空间单位时间内空气温度变化导致的放热量, 即有

$$Q_c = -\rho c V \frac{dT_2}{d\tau} \quad (9)$$

式中:  $\rho$  和  $c$  分别为空气的密度和比热容;  $V$  为制冷空间容积.

联立式(1)~式(9)可以解得绝热表面制冷空间温度  $T_2$  的迭代计算公式和热电制冷器的特性参数计算公式.

当制冷空间表面为非绝热面时, 从外部进入制冷空间的热量可表示为:

$$Q_{in} = \frac{A_b (T_1 - T_2)}{1/h_1 + 1/h_2 + \delta_1/\lambda_1} \quad (10)$$

式中:  $A_b$  为制冷空间表面积.

根据能量平衡方程, 此时式(7)仍成立, 而式(9)变为:

$$Q_c = -\rho c V \frac{dT_2}{d\tau} + Q_{in} \quad (11)$$

联立式(1)~式(7)和式(10)~式(11)可以解得非绝热表面制冷空间温度的迭代计算公式.

## 2 制冷装置热阻网络分析

热电制冷器热阻网络示意图如图 2 所示. 因冷热两端的换热方式一样, 只需计算任意一端热阻即可, 式(5)和式(6)中的热端热阻  $R_1$  和冷端热阻  $R_2$  可以分别分解成 4 个热阻之和: 模块陶瓷基板热阻  $R_{cp}$ 、热沉基板热阻  $R_{ex}$ 、模块与热沉接触面的接触热阻  $R_c$ 、以及空气与肋壁的强迫对流换热热阻  $R_{cv}$ . 计算公式分别为:

$$R_{cp} = \frac{\delta_{cp}}{\lambda_{cp} A_{cp}}, R_{ex} = \frac{\delta_{ex}}{\lambda_{ex} A_{ex}}, R_c = \frac{\delta_c}{\lambda_c A_c} \quad (12)$$

$$R_{cv} = \frac{1}{\beta h_{cv} \eta_f A_{cv}} \quad (13)$$

式中:  $\delta_{cp}$ 、 $\delta_{ex}$  和  $\delta_c$  分别为陶瓷基板厚度、热沉基板和模块与热沉之间填充的导热硅脂厚度;  $\lambda_{cp}$ 、 $\lambda_{ex}$  和  $\lambda_c$  为相应的热导率;  $A_{cp}$ 、 $A_{ex}$  和  $A_c$  为相应的面积. 式(13)中  $h_{cv}$ 、 $\eta_f$ 、 $\beta$  和  $A_{cv}$  分别为肋壁表面对流换热系数、肋片效率、肋化系数和肋片与装置冷端面换热面积.





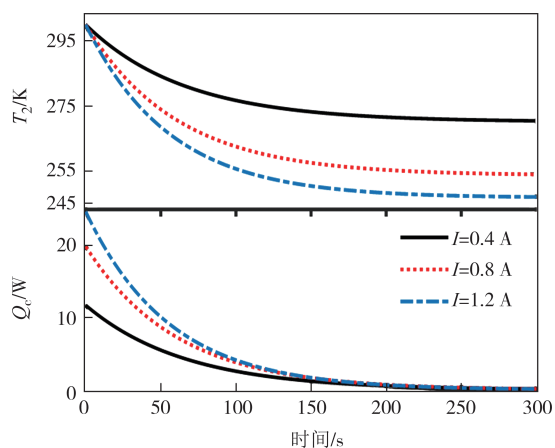


图 3 两级热电制冷器空间温度、制冷量随时间的变化  
Fig.3 Variation of two-stage cooler cooling space temperature and cooling capacity with time

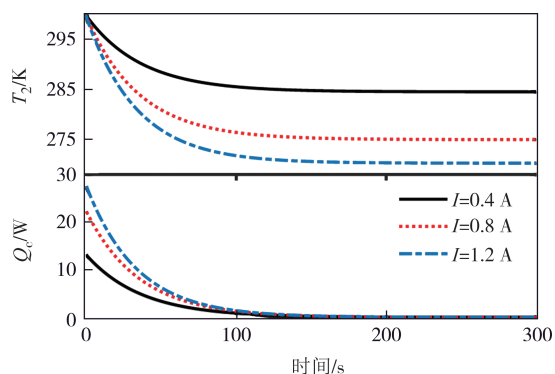


图 4 单级热电制冷器空间温度、制冷量随时间的变化  
Fig.4 Variation of single-stage cooler cooling space temperature and cooling capacity with time

单级热电制冷器仅为 6.92 W; 100 s 时两级热电制冷器制冷量为 3.82 W, 而单级热电制冷器已停止制冷. 0.4 A、0.8 A、1.2 A 电流下, 两级热电制冷器的温降值分别为 29.52 K、45.93 K 和 52.91 K, 远大于单级热电制冷器的 15.19 K、24.67 K 和 29.39 K; 稳定温度分别为 270.63 K、254.22 K 和 247.24 K, 远低于单级热电制冷器的稳定温度 284.96 K、275.48 K 和 270.76 K.

图 5 给出了绝热空间冷端与中间层、冷热端温差随时间的变化. 冷端与中间层温差  $\Delta T_{mc}$  和冷热端温差  $\Delta T_{hc}$  都随时间逐渐增大. 冷热两端温差大小与冷端温度和制冷量有关, 可以反映装置的制冷能力. 制冷量  $Q_c$  为零时, 冷端相当于绝热面, 冷热两端温差达到最大值, 此时制冷空间达到最低温度. 当电流分别为 0.4 A 和 0.8 A 时, 冷端与中间层温差  $\Delta T_{mc}$  分别从 5.78 K、13.37 K 增大到 16.55 K、29.54 K, 最大冷热端温差  $\Delta T_{hc}$  分别从 12.03 K、24.47 K 增大到 32.03 K、54.66 K. 热电制冷器开始工作时, 高温级热电模块温

差较小, 之后逐渐增大. 由级间温差公式<sup>[2]</sup>可知, 热电模块级间温差与低温端热流量有关, 初始时刻中间层的热流量较大, 所以高温级温差较小. 图 6 给出了绝热空间 COP 随时间的变化. 热电制冷器开始工作以后, 制冷量  $Q_c$  逐渐变小至零, 因此 0.4 A、0.8 A 和 1.2 A 电流下的制冷系数也逐渐从 0.593、0.381 和 0.253 减小至零.

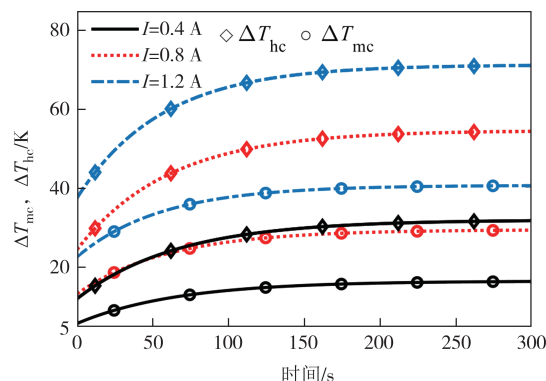


图 5 绝热空间冷端与中间层、冷热端温差随时间的变化  
Fig.5 Variation of temperature difference between cold junction and middle layer, temperature difference between cold and hot junctions with time of adiabatic space

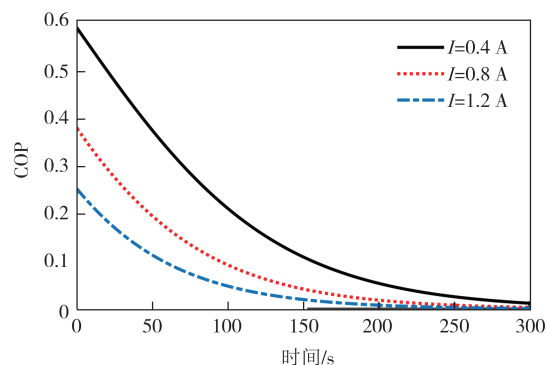


图 6 绝热空间 COP 随时间的变化  
Fig.6 Variation of COP with time of adiabatic space

### 3.2 非绝热表面的制冷空间

图 7 和图 8 分别给出了制冷空间温度和制冷量随时间的变化. 初始温度和工作电流的设定与绝热表面模型一致. 由图 7 可知, 制冷空间温度  $T_2$  在前 60 s 内快速下降, 在 60~80 s 内温度变化小于 1 K, 80 s 后温度逐渐趋于稳定, 达到最低制冷温度. 电流  $I$  为 0.4 A、0.8 A 和 1.2 A 所对应的最低制冷温度  $T_{2min}$  分别为 291.75 K、286.26 K 和 283.29 K, 对应的制冷量  $Q_c$  分别为 8.45 W、13.95 W 和 16.92 W. 因为有外部热量进入系统, 最低制冷温度  $T_{2min}$  明显高于绝热表面模型, 且制冷空间温度达到稳定的时间更早. 制冷量  $Q_c$

是4种内部效应与外部流入热量 $Q_{in}$ 达到平衡的结果,系统若要保持最低制冷温度 $T_{2min}$ 就需要热电制冷器持续制冷,所以 $Q_c$ 不会降到零.

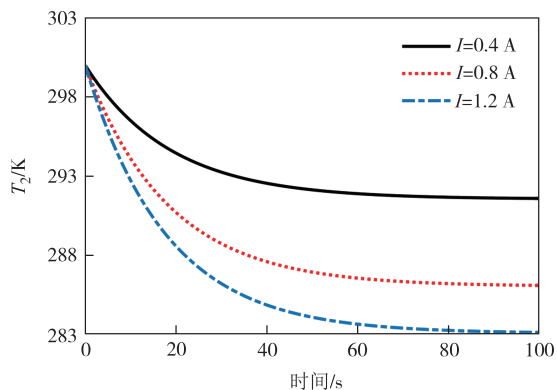


图7 制冷空间温度随时间的变化

Fig.7 Variation of cooling space temperature with time

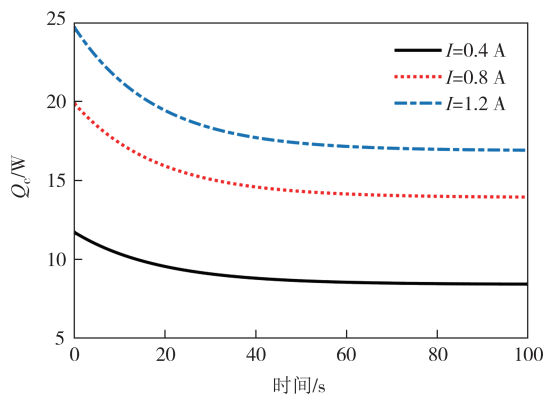


图8 制冷量随时间的变化

Fig.8 Variation of cooling capacity with time

图9给出了非绝热空间冷端与中间层、冷热端温差随时间的变化. 0.4 A、0.8 A和1.2 A电流下的冷端与中间层温差分别从5.78 K、13.30 K和22.64 K增大到8.80 K、18.15 K和28.37 K;冷热端的温差分别从12.03 K、24.47 K和37.56 K增大到17.64 K、33.49 K和48.21 K. 变化趋势与绝热表面模型一致,温差达到稳定的时间缩短,且最终温差明显变小. 这是因为当绝热表面模型温度稳定时,冷热端温差接近热电制冷器的极限制冷温差,所以温度稳定时间更长. 与绝热表面模型相比,3种电流下冷端与中间层温差分别下降了71.68%、70.01%和68.41%;冷热端温差分别下降了71.95%、70.12%和72.4%.

图10给出了非绝热空间COP随时间的变化. 热电制冷器开始工作以后,制冷量 $Q_c$ 逐渐降低. 由于没有改变装置工作环境和参数,2种模型的初始制冷系数相等,但非绝热表面模型的制冷量最终不会降

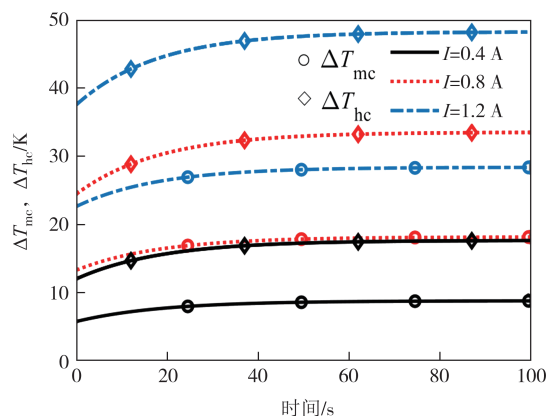


图9 非绝热空间冷端与中间层、冷热端温差随时间的变化  
Fig.9 Variation of temperature difference between cold junction and middle layer, temperature difference between cold and hot junctions with time of non-adiabatic space

低至零. 因此,0.4 A、0.8 A和1.2 A电流下的COP在300 s时分别降低至0.495、0.290和0.182.

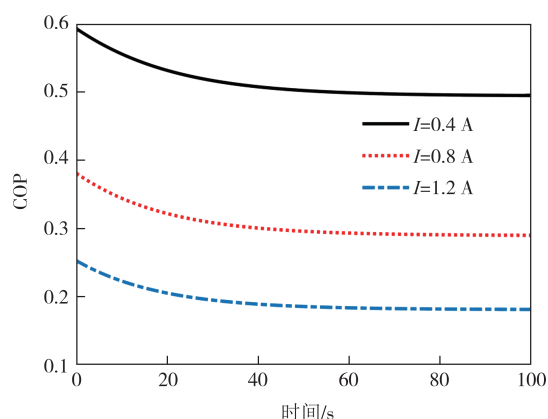


图10 非绝热空间COP随时间的变化

Fig.10 Variation of COP with time of non-adiabatic space

## 4 影响参数分析

### 4.1 工作电流影响

图11给出了最低制冷温度和达到稳定温度耗时与工作电流关系. 两种模型的最低温度随着电流增大呈现先减后增的趋势,绝热空间与非绝热空间分别存在一个最小值246.87 K和282.51 K,对应电流为1.4 A和1.5 A. 非绝热表面模型所需制冷量较大,所以最佳电流大于绝热空间. 绝热表面模型所能达到的最低制冷温度,显然远低于同电流下的非绝热表面模型. 在电流较小的情况下,焦耳热对制冷量的影响很小,但焦耳热与电流的平方成正比,在大电流的情况下,焦耳热对制冷量的影响迅速增强,最低制

冷温度反而会上升. 图11下半部分是绝热表面模型降温至268 K和非绝热表面模型降温至288 K所需时间. 二者变化趋势相似, 其中绝热模型的稳定温度较低, 装置冷热端需要达到较大的温差, 所以时间较长. 由图11可知, 电流从0.45 A增大到1.60 A时, 绝热表面模型分别耗时269.5 s和49.0 s, 非绝热表面模型分别耗时84.2 s和17.1 s, 电流改变对制冷速度影响显著. 电流超过1.7 A后, 虽然所耗时长变化很小, 但制冷系数会比小电流时更低. 当电流超过2 A时, 受焦耳热效应影响, 制冷量反而会下降, 导致绝热表面模型所需时间急剧增长,  $I=2.6$  A时需要217 s, 远大于小电流所需的时长. 可见, 选择合适的工作电流可以加快冷却速度, 而超过最佳电流的过大电流不仅会降低热电制冷器的经济性, 还会减小制冷温差.

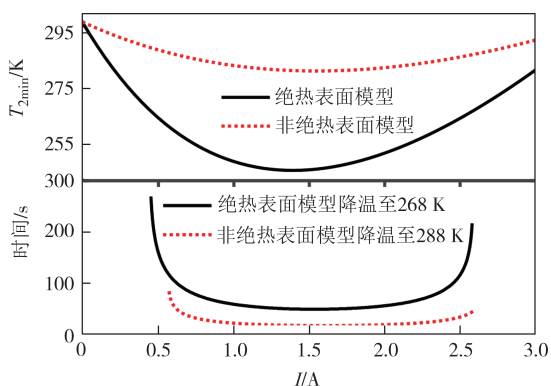


图11 最低制冷温度和达到稳定温度耗时与工作电流关系  
Fig.11 Variation of minimum cooling temperature and time of reach stable temperature with input current

### 4.2 热电偶数量的影响

图12给出了最低制冷温度与热电偶数量的关系. 由图12可知, 存在最佳热电偶数量使制冷空间温度降到最低. 在绝热表面模型中, 输入电流为1.2 A、1.4 A和1.6 A时, 最低制冷温度分别为239.74 K、236.53 K和234.57 K, 对应最佳热电偶数量分别为400、378和352; 在非绝热表面模型中, 最低制冷温度分别为282.63 K、282.39 K和282.49 K, 对应最佳热电偶数量分别为580、490和433. 绝热表面模型中的热电制冷器制冷量较小, 所以最佳热电偶数量远小于非绝热表面模型. 随着电流增大, 即使热电偶数量减少也可以达到更低的温度.

图13给出了非绝热表面模型制冷量与热电偶数量关系. 由图13可见, 输入电流分别为1.2 A、1.4 A和1.6 A时, 初始时刻的最大制冷量分别为27.94 W、28.15 W和27.54 W, 对应热电偶数量分别为596、596

和530; 热电制冷器工作100 s后最大制冷量分别为17.55 W、17.81 W和17.71 W, 对应热电偶数量分别为540、475和415. 增加热电偶可在热电制冷器初始时刻提供较大的制冷量, 但是制冷量下降较快, 存在最佳的热电偶数量获得最低制冷温度.

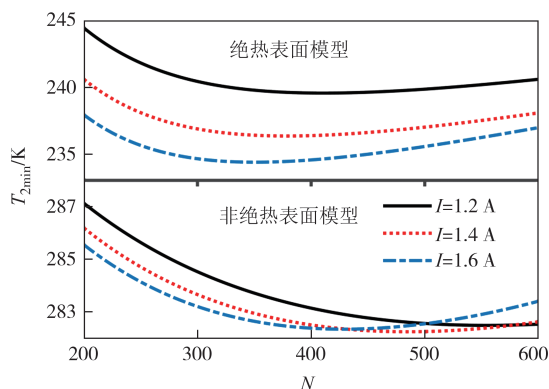


图12 最低制冷温度与热电偶数量关系

Fig.12 The relationship between the minimum cooling temperature and the number of thermoelectric couples

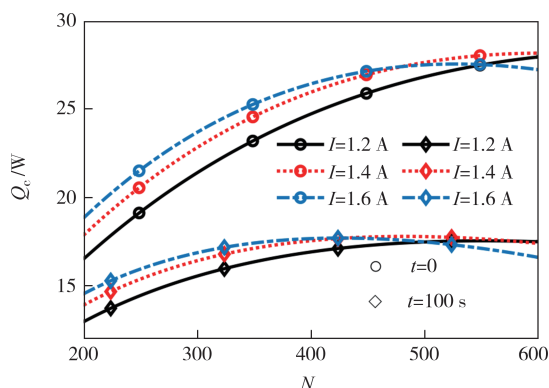


图13 非绝热表面模型制冷量与热电偶数量关系

Fig.13 The relationship between cooling capacity and the number of thermoelectric couples in non-adiabatic model

### 4.3 热电偶分配比的影响

定义热电偶分配比  $x$  为高温级热电偶对数与总热电偶对数之比, 即有  $x=N_1/N$ . 图14给出了最低制冷温度与热电偶分配比关系. 由图14可知, 存在最佳热电偶分配比使制冷温度降到最低, 且最佳热电偶分配比随电流增大而增大. 在绝热表面模型中, 输入电流分别为1.6 A、2.0 A和2.4 A时, 最低制冷温度分别为227.26 K、224.72 K和225.80 K, 最大温差分别为72.89 K、75.43 K和74.35 K, 对应最佳分配比是0.93、0.94和0.95; 在非绝热表面模型中, 最低制冷温度分别为280.78 K、280.32 K和281.08 K, 对应分配比是0.78、0.81和0.83. 这是因为高温级热电模块等同于低温级热电模块的热端换热器, 电流增大导致

低温级模块热端热流量增大,增加高温级热电偶对数可以提升低温级热电模块的换热效率,所以热电偶分配比随电流增大而增大.相同电流下,非绝热表面模型最低制冷温度对应的热电偶分配比小于绝热表面模型,这是因为非绝热表面模型需要热电制冷器提供制冷量,以平衡外部流入空间内的热量,过大的热电偶分配比会使低温级热电模块制冷量降低.

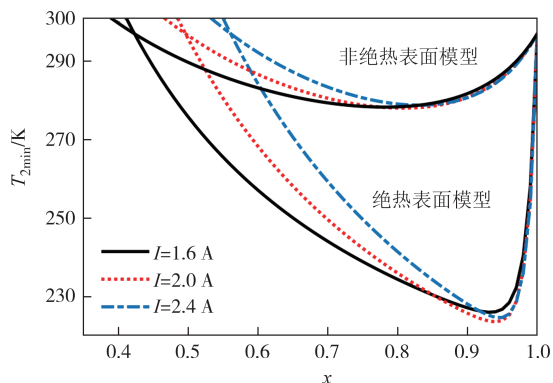


图 14 最低制冷温度与热电偶分配比关系

Fig.14 The relationship between minimum cooling temperature and distribution ratio of thermoelectric couples

图 15 给出了非绝热表面模型制冷系数与热电偶分配比关系.输入电流分别为 1.6 A、2.0 A 和 2.4 A 时,初始时刻的最大制冷系数分别为 0.181、0.127 和 0.089,对应热电偶分配比为 0.78、0.80 和 0.82;热电制冷器工作 100 s 后最大制冷系数分别为 0.130、0.090 和 0.063,对应分配比分别为 0.81、0.83 和 0.84.热电制冷装置开始工作后,最优热电偶分配比会变大,这是因为制冷量随时间降低,低温级热电模块所需热电偶减少.100 s 时最大制冷系数对应的热电偶分配比为 0.78~0.84.

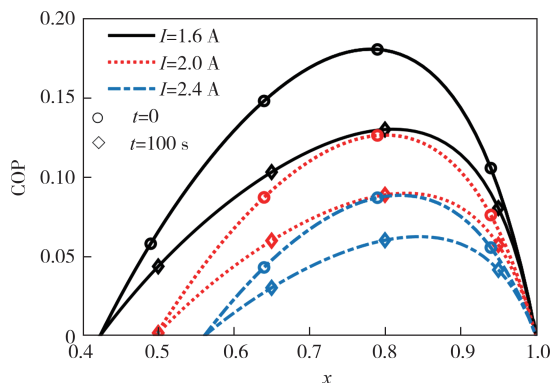


图 15 非绝热表面模型制冷系数与热电偶分配比关系

Fig.15 The relationship between coefficient of performance and distribution ratio of thermoelectric couples in non-adiabatic model

## 5 结论

建立了串联式两级热电制冷器分别在绝热表面和非绝热表面空间内工作的瞬态性能计算模型,得到了热电制冷器的制冷温度、端点温度、制冷量、制冷系数等工作参数随时间的变化规律,分析了工作电流和热电偶分配比对制冷温度和制冷系数的影响,并对比了 2 种模型的制冷性能.主要结论如下:

1) 两级热电制冷器可提供约 75.43 K 的最大温差和 224.72 K 的最低温度.相比相同条件下单级热电制冷器,温差更大,温度更低;虽然两级热电制冷器初始制冷量较小、温度下降较慢,但制冷量随时间降低更慢,从而可以达到更低的稳定制冷温度.

2) 相同电流下,绝热表面模型的稳定温度低于非绝热表面模型,但温度稳定所需时间更长.冷热两端温度随时间降低,端面温差会随时间增大.因为稳定后非绝热表面模型仍需要冷端提供制冷量,所以相同条件下绝热表面模型端面可达到的最大的温差比非绝热表面模型大.电流为 0.8 A 时,最大温差分别是 54.66 K 和 24.47 K.

3) 绝热表面模型和非绝热表面模型存在约为 1.5 A 的最佳工作电流.合适的工作电流可以更快降温至稳定温度,而超过最佳电流会因为焦耳热和热漏迅速增大,导致制冷性能恶化.

4) 最佳热电偶分配比随电流增大而增大.相同电流下,非绝热表面模型最低制冷温度对应的热电偶分配比小于绝热表面模型.非绝热表面模型中,最低制冷温度对应的热电偶分配比为 0.78~0.83,最大制冷系数对应的热电偶分配比为 0.78~0.84.

## 参考文献

- [1] 陈林根,孟凡凯,戈延林,等. 半导体热电装置的热力学研究进展[J]. 机械工程学报,2013,49(24):144-154.  
CHEN L G, MENG F K, GE Y L, et al. Progress in thermodynamic studies for semiconductor thermoelectric devices [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2013, 49(24): 144-154. (in Chinese)
- [2] 徐德胜. 半导体制冷与应用技术[M]. 2 版. 上海: 上海交通大学出版社, 1999: 9-12.  
XU D S. Semiconductor refrigeration and application technology[M]. 2nd ed. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University Press, 1999: 9-12. (in chinese)
- [3] 孙森,申利梅,张腾,等. 热电冷却半导体激光器的温控策略研究[J]. 工程热物理学报,2018,39(7):1417-1423.



- SUN M, SHEN L M, ZHANG T, et al. Study of temperature control strategy for thermoelectric cooling semiconductor lasers[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2018, 39(7): 1417-1423. (in Chinese)
- [4] DELKUMBUREWATTE G B, DIAS T. Wearable cooling system to manage heat in protective clothing[J]. *The Journal of the Textile Institute*, 2012, 103(5): 483-489.
- [5] 朱庆山. 高超声速飞机用热电制冷系统的设计与特性模拟研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2020: 44-48.
- ZHU Q S. Design and characteristic simulation of thermoelectric cooler system for hypersonic aircraft [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2020: 44-48. (in Chinese)
- [6] 王欣. 红外焦平面阵列探测器的研究进展[J]. *舰船电子工程*, 2020, 40(9): 157-161.
- WANG X. Research progress of infrared focal plane array detector [J]. *Ship Electronic Engineering*, 2020, 40(9): 157-161. (in Chinese)
- [7] 孟凡凯, 陈赵军, 江帆, 等. 制备工艺对新型热电材料制冷性能的影响[J]. *半导体光电*, 2021, 42(6): 844-848.
- MENG F K, CHEN Z J, JIANG F, et al. Effect of preparation process on properties of new semiconductor thermoelectric materials[J]. *Semiconductor Optoelectronics*, 2021, 42(6): 844-848. (in Chinese)
- [8] 许鹏飞, 唐豪. 倾斜结构热电元件的多物理场耦合研究[J]. *南京航空航天大学学报*, 2018, 50(4): 494-500.
- XU P F, TANG H. Multiphysics coupling on thermoelectric element with sloping structure [J]. *Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics*, 2018, 50(4): 494-500. (in Chinese)
- [9] SHEN L M, ZHANG W S, LIU G Y, et al. Performance enhancement investigation of thermoelectric cooler with segmented configuration [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020, 168: 114852.
- [10] 江帆, 孟凡凯, 陈林根, 等. 变温热源小型热电冷水机结构设计及性能分析[J]. *工程热物理学报*, 2020, 41(7): 1573-1578.
- JIANG F, MENG F K, CHEN L G, et al. Structural design and performance analysis of a small thermoelectric chiller with variable temperature heat reservoirs [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2020, 41(7): 1573-1578. (in Chinese)
- [11] 王子成, 蔡兰兰, 高鹏, 等. 热电制冷强化风冷散热模块的工作特性分析[J]. *制冷学报*, 2020, 41(2): 48-55.
- WANG Z C, CAI L L, GAO P, et al. Operating characteristics analysis of thermoelectric cooler enhanced air cooling module [J]. *Journal of Refrigeration*, 2020, 41(2): 48-55. (in Chinese)
- [12] 孟凡凯, 陈林根, 戈延林, 等. 单级多单元热电制冷机制冷率优化[J]. *工程热物理学报*, 2012, 33(12): 2025-2029.
- MENG F K, CHEN L G, GE Y L, et al. Cooling load optimization of a single-stage multi-element thermoelectric refrigerator [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2012, 33(12): 2025-2029. (in Chinese)
- [13] 刘冠宇, 王红梅, 黄荣森, 等. 热电制冷器的结构优化研究[J]. *制冷技术*, 2021, 41(1): 55-61.
- LIU G Y, WANG H M, HUANG R S, et al. Research on structural optimization of thermoelectric cooler [J]. *Chinese Journal of Refrigeration Technology*, 2021, 41(1): 55-61. (in Chinese)
- [14] KINAGE A, SAHOO S, CHAUDHURI S. Effects of different electrical arrangements and Thomson effect on the system performance as well as the optimum allocation of thermocouples in a self-driven two-stage TEC & TEG [J]. *Thermal Science and Engineering Progress*, 2021, 25: 101035.
- [15] 毛佳妮, 王世飞, 江述帆, 等. 第三类热边界条件下两级热电制冷器的性能评价及优化[J]. *低温工程*, 2016(2): 1-7.
- MAO J N, WANG S F, JIANG S F, et al. Performance evaluation and optimization of a two-stage thermoelectric cooler based on third thermal boundary condition [J]. *Cryogenics*, 2016(2): 1-7. (in Chinese)
- [16] 李茂德, 刘辉. 半导体多级制冷器设计的焓效率分析[J]. *热科学与技术*, 2008, 7(3): 241-246.
- LI M D, LIU H. Exergy efficiency analysis of multi-stage semiconductor refrigerator [J]. *Journal of Thermal Science and Technology*, 2008, 7(3): 241-246. (in Chinese)
- [17] 张龙, 陈建生, 高静, 等. 大功率半导体激光器驱动电源及温控系统设计[J]. *红外与激光工程*, 2018, 47(10): 102-108.
- ZHANG L, CHEN J S, GAO J, et al. Design of driving power and temperature control system for high power semiconductor laser [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2018, 47(10): 102-108. (in Chinese)
- [18] BUCHALIK R, NOWAK G, NOWAK I. Comparative analysis and optimization of one- and two-stage cooling systems with thermoelectric cells with respect to supercooling [J]. *Energy Conversion and Management*, 2022, 259: 115587.
- [19] LIN S M, MA M, WANG J, et al. Experiment investigation of a two-stage thermoelectric cooler under current pulse operation [J]. *Applied Energy*, 2016, 180: 628-636.
- [20] BERGMAN T L, INCROPERA F P, LAVINE A S, et al. *Introduction to heat transfer* [M]. 6th ed. Hoboken, New Jersey: Wiley, 2011: 959-961.