

# 嵌套霍尔推力器的热优化策略研究\*

苗鹏<sup>1,2</sup>, 于博<sup>2</sup>, 康小录<sup>2</sup>, 王伟宗<sup>1</sup>

(1. 北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191;

2. 上海空间推进研究所, 上海 201112)

**摘要:** 嵌套霍尔推力器的高温特性是影响其性能与可靠性的重要因素。为研究嵌套霍尔推力器的热优化策略, 本文采用引入辐射传递系数的导热微分方程来描述推力器的传热过程, 并在真空舱内开展50 kW级嵌套霍尔推力器的测温验证试验, 验证和修正数值模型, 修正后的模型计算误差在4.8%。在此基础上, 利用数值模型针对三种热优化策略下的嵌套霍尔推力器温度分布进行求解, 获得各个优化策略下的温度变化规律与机理。结果表明, 同时采取三种优化策略下, 温度最高导磁零件的温度可降低约90 K; 三种优化策略中, 添加散热片是最显著的降温策略, 而改变放电室支撑柱厚度与更换放电室外壁表面处理的优化效果略有下降。

**关键词:** 嵌套霍尔推力器; 热优化策略; 散热片; 导磁零件; 数值模拟

**中图分类号:** V439+.4 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-4055 (2024) 02-2304031-10

**DOI:** 10.13675/j.cnki.tjjs.2304031

## 1 引言

嵌套霍尔推力器是一种基于多环通道放电, 并叠加各通道推力、提高空间利用率的霍尔电推进技术。一般地, 嵌套霍尔推力器具有推力密度高、功率调节范围大和多通道工作模式等优点, 常见于高功率(50 kW以上)的设计方案<sup>[1-3]</sup>。然而, 在采用嵌套策略后, 推力器整体等离子体密度提升的同时, 等离子体对于推力器的热交换作用也会加剧, 这对于磁路结构紧凑的嵌套推力器而言, 更容易引发导磁零件的通磁率下降或失效、电磁线圈温度过高等负面问题, 因此, 嵌套霍尔推力器的热管理问题成为近年来的研究热点之一。

传统霍尔推力器在不采取任何热管理策略时的热分布具备以下特性:(1)放电室温度是推力器的最高温度区, 因为该区域是等离子体与推力器热交换的直接发生位置<sup>[4-6]</sup>;(2)内磁极组件区比外磁极组件区温度高, 这时由于回转体结构的中心散热能力弱<sup>[7]</sup>;(3)霍尔推力器的传热机制主要在于热传导和表面热辐射两种<sup>[8]</sup>。嵌套霍尔推力器的热特性与传

统推力器较为相似<sup>[9]</sup>, 越靠近中心的通道环温度越高, 因此, 嵌套霍尔推力器的热优化主要在于规避内环区(三环嵌套时也要考虑中环区)导磁材料以及电磁导线的高温问题。目前, 霍尔推力器的热优化方法主要有以下几种:通过放电室与内磁屏之间添加热屏, 可令磁屏温度降低80~90 °C<sup>[10]</sup>;在推力器底板添加散热片, 可以增加推力器整体散热, 令导磁零件整体温度下降20~40 °C<sup>[11]</sup>, 而散热片的布置位置不同、尺寸不同也会对散热产生较大的影响<sup>[12]</sup>;在推力器外部喷涂高温漆可以有效增加表面发射率, 令推力器整体散热能力增强<sup>[13]</sup>;其次, 对放电室外壁面进行镀层处理(例如镀钼或镀银)也可令表面发射率降低, 达到降低放电室对推力器辐射散热的目的<sup>[12]</sup>, 缓解导磁材料的热负荷。综上, 关于嵌套霍尔推力器的热优化策略鲜有报道, 而这种多环推力器的热流密度更加集中, 所产生的负面影响更加严重, 是制约嵌套霍尔推力器工程研制的的关键问题之一, 需要尽早得到解决。

本文以50 kW级嵌套霍尔推力器为研究对象, 开展相关热优化策略研究。采用基于导热微分方程与

\* 收稿日期: 2023-04-14; 修订日期: 2023-07-19。

作者简介: 苗鹏, 硕士, 高级工程师, 研究领域为电推进技术。

通讯作者: 于博, 博士, 高级工程师, 研究领域为电推进技术。E-mail: 441695759@qq.com

引用格式: 苗鹏, 于博, 康小录, 等. 嵌套霍尔推力器的热优化策略研究[J]. 推进技术, 2024, 45(2): 2304031.  
(MIAO P, YU B, KANG X L, et al. An investigation of thermal optimization strategies in nested Hall thrusters [J].  
Journal of Propulsion Technology, 2024, 45(2): 2304031.)

辐射传递系数<sup>[14]</sup>的传热计算模型对推力器热分布进行求解,通过添加不同位置的散热片、改变放电室与底板间的连接材料、放电室外侧表面镀层以及推力器外表面增加涂层的方式来考察各种优化策略对于嵌套霍尔推力器的影响规律,筛选出较优的、可行的热优化方案。

## 2 数值模型与验证

### 2.1 数值模型

嵌套霍尔推力器的传热计算采用有限元方法,可以采用相关商业软件包括 Ansys, Comsol 等,也可采用自编程代码来进行求解。这里需要说明的是,由于推力器的热计算涉及辐射换热求解,而常规的商业软件对于角系数的计算往往缺乏精度,本文采用了自编代码的方式,数值模型细节如下。

鉴于《传热学》导热微分方程<sup>[15]</sup>的构建思路,对于回转体的嵌套霍尔推力器,离散后的传热微分方程可描述为下式,离散的计算域见图 1。

$$\begin{aligned} & \lambda \frac{T_{i+1,j,k} - T_{i,j,k}}{2\Delta\theta} \Delta Z + \lambda \frac{T_{i-1,j,k} - T_{i,j,k}}{2\Delta\theta} \Delta Z + \\ & 2\lambda(T_{i,j+1,k} - T_{i,j,k})\Delta\theta\Delta Z + 2\lambda(T_{i,j,k-1} - T_{i,j,k})\Delta\theta\Delta Z + \\ & 3\lambda \frac{T_{i,j,k+1} - T_{i,j,k}}{2\Delta Z} \Delta R^2 \Delta\theta + 3\lambda \frac{T_{i,j,k-1} - T_{i,j,k}}{2\Delta Z} \Delta R^2 \Delta\theta + \Phi = 0 \end{aligned} \quad (1)$$

式中  $\lambda$  为材料的导热系数;  $T$  为节点温度;  $\Phi$  为源项(单位设定为  $\text{W}/\text{m}^3$ );  $R, \theta, Z$  分别为柱坐标下的 3 个维度坐标轴。

对于源项  $\Phi$ , 在嵌套霍尔推力器的计算域共存在 4 类情况:

- (1) 若计算节点在内部无热源区, 取  $\Phi=0$ 。
- (2) 若计算节点在内部体内热源区, 则取  $\Phi$  为体内热源数值。
- (3) 若计算节点位于第二类边界(热流密度)时, 源项  $\Phi$  可描述为式(2), 式中  $A_{m,n}$  为面向边界的面网

格面积,  $V_{m,n}$  为  $A_{m,n}$  所属体网格的体积,  $q_{m,n}$  为流入该节点面网格内的热流密度。关于推力器的各表面热流密度数据见图 2(数据由第三方 PIC/MCC 计算软件求解), 该数据将在后文的边界条件设定中使用。

$$\Phi \cdot V_{m,n} = A_{m,n} q_{m,n} \quad (2)$$

(4) 若计算节点位于第三类边界(辐射边界)时, 源项  $\Phi$  满足如下关系, 式中  $\varepsilon_{m,n}$  为该表面发射率,  $R_{(u,v) \rightarrow (m,n)}$  为对应面网格  $(u,v)$  对面网格  $(m,n)$  的辐射传递系数(详细算法可参考文献[14])。

$$\Phi \cdot V_{m,n} = A_{m,n} \varepsilon_{m,n} \sigma R_{(u,v) \rightarrow (m,n)} \cdot (T_{u,v}^4 - T_{m,n}^4) \quad (3)$$

辐射传递系数是一种表征空间内面网格之间的辐射传递角度和比例, 该系数定义为由面网格  $m$  出发的、经过多次反射达到面网格  $n$  且被面网格  $n$  吸收的能量, 占面网格  $m$  所辐射的总能量的比例。上述过程可等效成从表面面网格  $m$  均等发射出的光线被面网格  $n$  吸收的数量, 占面网格  $m$  总发射光线数量的比例。具体地, 可采用追踪光路的算法来实现, 例如, 网格  $m$  对网格  $n$  的辐射传递系数  $R_{m \rightarrow n}$  可统计为

$$R_{m \rightarrow n} = \frac{N_{m \rightarrow n}}{N_m} \quad (4)$$

式中  $N_m$  为从网格  $m$  辐射出的全角度光线数量,  $N_{m \rightarrow n}$  为网格  $n$  接收到的来自网格  $m$  的光线数量(这些光线包括直接到达的, 也包括经过反射到达的)。

图 3 给出嵌套霍尔推力器的计算域中的各边界设定信息: 第一类源项主要位于零件内部; 第二类源项为能够发热的电磁线圈; 第三类源项为等离子体与壁面进行能量交换的边界; 第四类源项为零件外部表面。需要说明的是, 面网格空间步长在  $1.5 \sim 3.5 \text{ mm}$ , 当空间步长低于  $4 \text{ mm}$  时, 温度计算结果基本与网格尺寸无关。

在计算收敛的判定方面, 设定内阳极表面和外阳极表面的温度残差均小于  $1 \text{ K}$ 、热功率残差百分比均小于  $0.1\%$ , 则认为计算收敛。需要说明的是, 在

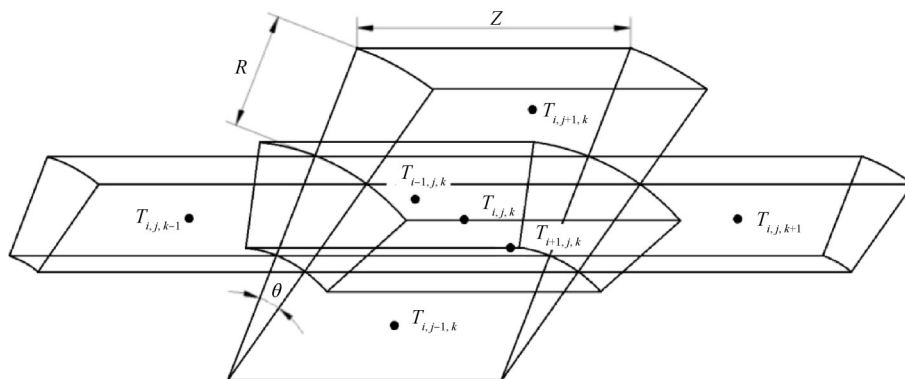


Fig. 1 Schematic diagram of the discretized calculation domain

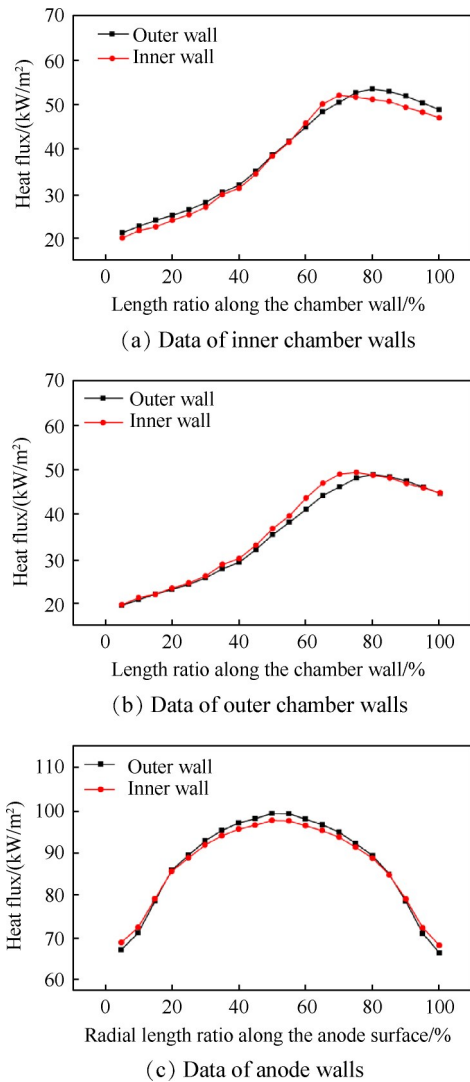


Fig. 2 Heat flux of each wall in the 50 kW-class nested Hall thruster of this present study

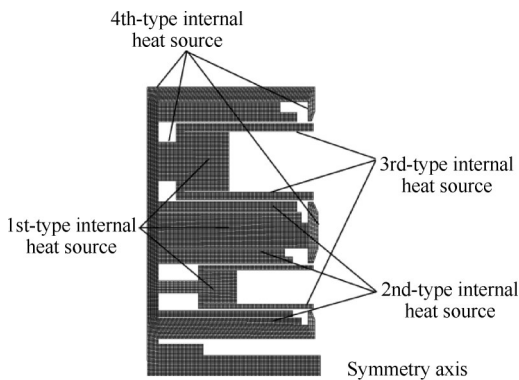


Fig. 3 A section of the 3D mesh domain and the setting of each internal heat source

本文计算工况下,结构化网格的计算收敛速率是非结构化网格的3.4~4.1倍,但对于回转对称中心线附近的组件(内磁极、磁极顶等)的结构化网格划分难度较高,容易出现与邻近组件网格划分的不协调情况。

## 2.2 试验验证

为验证数值模型的计算精度,在真空舱中开展50 kW级嵌套霍尔推力器的测温试验,并以相同结构、工况条件下的计算结果与试验结果进行对比。推力器照片与试验系统见图4。整个试验在长9 m、直径4 m的真空舱内进行。为获得较好的真空度,以机械泵、分子泵和氦泵联合抽真空,在推力器正常工作时,真空度可以达到 $10^{-3}$  Pa量级。试验采用6个K型镍铬镍硅热电偶(测温上限:1350 °C)对推力器外表面6个测点进行测温(测点位置标注见图4),热电偶的测量绝对误差在-30~30 K。需要说明的是,由于测温点的布局受到羽流、推力器密封外表面的限制,无法在推力器内环区域和内部进行测温。

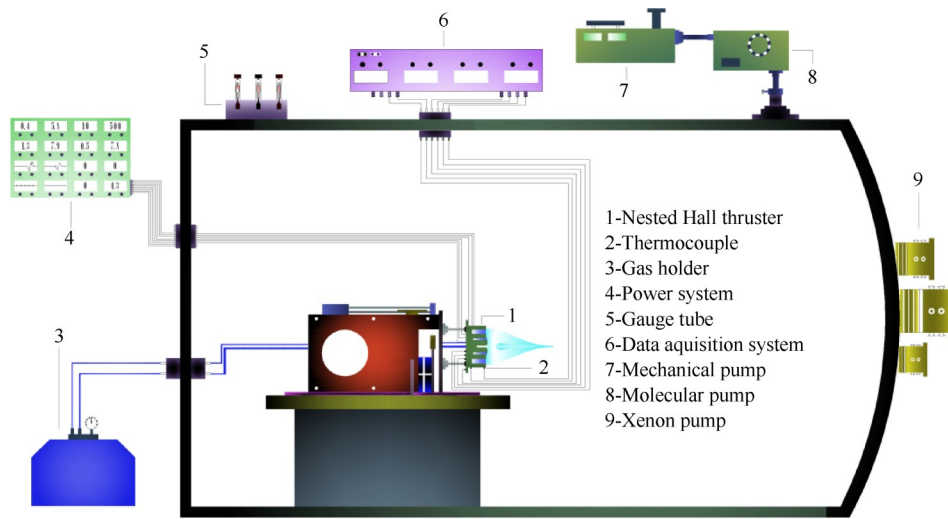
试验与后文仿真所采用的嵌套式霍尔推力器结构与材料设定见图5。需要说明的是,中置阴极采用钨钨空心阴极,其高温外表面作为计算的热辐射边界之一。推力器的绝大多数外表面均为纯铁(DT4C),为增加辐射散热能力,在纯铁表面涂高温漆,此时的表面发射率取0.83。

推力器的工作参数见表1,仿真所采用的边界条件设定见表2,边界类型与第2节所述的源项类型相对应。

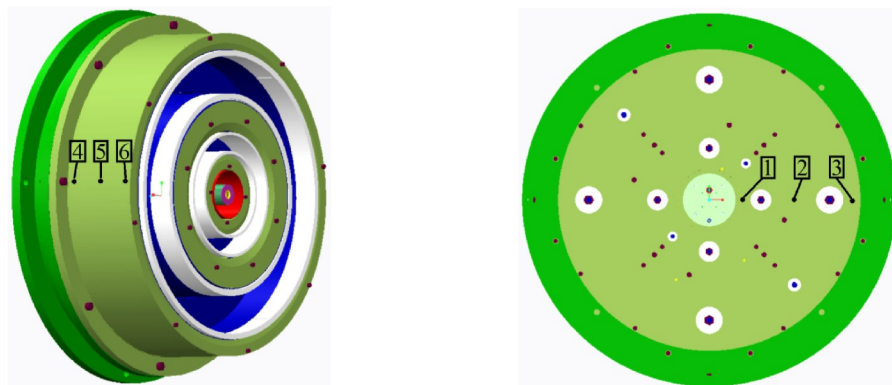
测量与计算结果的对比见图6,计算结果为两组数据。一组为修正前数据,显示底板位置的各测点计算结果均低于实际测量值,推测这是由于放电室的热量并未有效传递到各个组件,考虑模型所采用的导热系数是常温数据,故需要修正材料导热系数为高温下数据。根据《传热学》附表可查询到部分金属在高温下的导热系数数据,但关于DT4C和1J22铁合金是没有相关数据的,因此,这里对以上两者进行了经验性修正,即令两者的取值能够最大程度使得计算结果与测量结果吻合。另一组计算结果是修正导热系数后的数据,平均误差在4.8%,最大误差为7.4%。修正后的材料导热系数见表3。

## 3 计算结果与分析

本节内容的阐述逻辑为:针对无任何热优化策略的Case 1进行放电室支撑柱尺寸、放电室外壁发射率以及散热片位置的优化,优化所涉及的工况为Case 2~13。一方面,可明确各类优化策略对关键零件(易受磁饱和影响的导磁零件)温度的降低幅度、优化后推力器的整体温度分布特性;另一方面,揭示

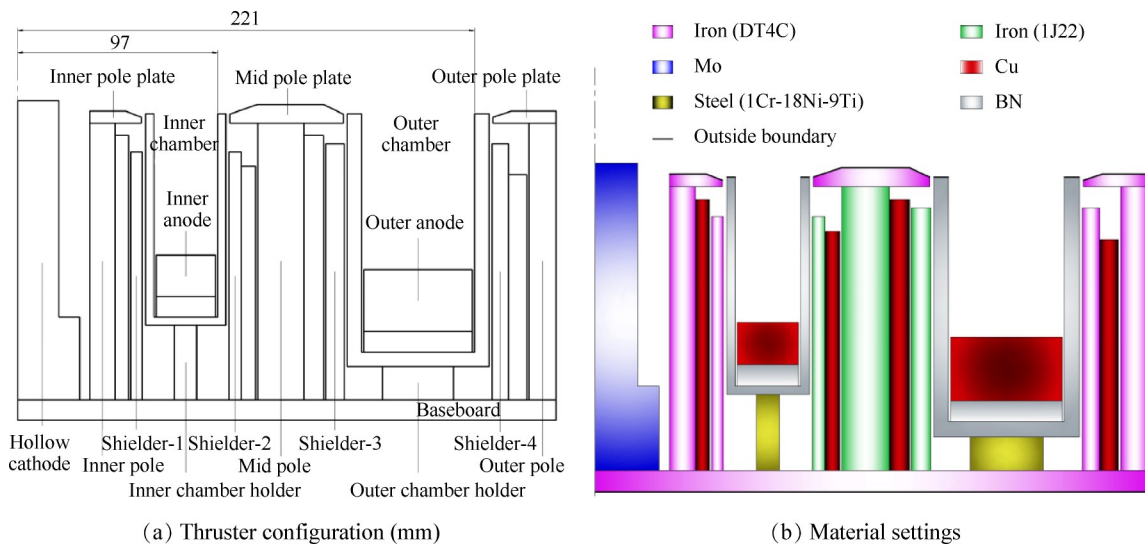


(a) Test platform



(b) Location of six measure points

Fig. 4 Temperature measurement test system for 50 kW-class nested Hall thruster



(a) Thruster configuration (mm)

(b) Material settings

Fig. 5 Structure and the material of the nested Hall thruster

嵌套霍尔推力器零件之间的传热机理,为相似结构的多环嵌套霍尔推力器的热设计提供通用优化启迪。

图 7 给出 50 kW 级双环嵌套式霍尔推力器的温

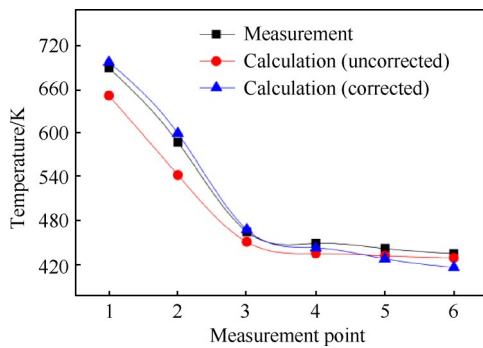
度数据,其中,内放电室支撑柱厚度为 26.8 mm,两放电室的外壁没有进行表面处理,表面发射率取 0.5。图 7 显示了嵌套式霍尔推力器典型的温度分布特性:(1)除阴极外,放电室温度是整个推力器温度

**Table 1 Operating parameters of the 50 kW-class nested Hall thruster**

Parameter	Value
Discharge voltage/V	500
Inner-channel current/A	20
Outer-channel current/A	80
Inner-channel flow rate/(mg/s)	18.6
Outer-channel flow rate/(mg/s)	54.2

**Table 2 Boundary conditions of the numerical calculation**

Boundary	Type	Value
Inner-chamber walls	Second	As fig. 2(a)
Outer-chamber walls	Second	As fig. 2(b)
Anode walls	Second	As fig. 2(c)
Outside boundary	Third	300 K



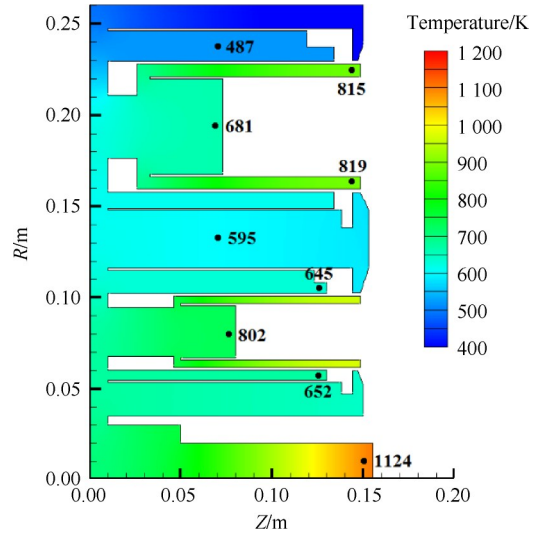
**Fig. 6 Comparison between the measurements and the calculation results**

**Table 3 Thermal conductivity of each part material**

Material	Uncorrected conductivity/(W/(m·K))	Corrected conductivity/(W/(m·K))
Iron (DT4C)	35.6	41.7
Iron (1J22)	32.8	34.9
Mo	143.0	129.0
Cu	389.0	356.0
Steel (1Cr-18Ni-9Ti)	17.4	22.1
BN	26.0	28.6

最高的部位；(2)内环零件温度高于外环零件，且越靠近回转中心的位置，零件温度越高；(3)磁屏-1和磁屏-2是所有导磁零件中温度最高的两个零件，由于磁屏-2的材料为1J22，其受温度影响程度没有DT4C显著，故磁屏-1为受高温影响最恶劣的导磁零件。根据DT4C通磁率与温度的关系<sup>[8]</sup>，应尽量将

磁屏-1的温度控制在600 K以下，这样可为磁路设计争取到更大的导磁余量，以及降低磁饱和风险。因此，在后文的论述中，会将磁屏-1和磁屏-2的温度作为关注重点，对嵌套推力器进行针对性的优化改进。



**Fig. 7 50 kW-class two-channel nested Hall thruster temperature data**

表 4 给出 Case 2~13 进行优化改进的设计参数数据，其中，Case 2~5 对内环放电室支撑柱尺寸进行了改进，Case 6~9 对放电室外壁进行了涂层处理（粗抛光、精抛光、镀银以及镀钽），改变了表面发射率，Case 10~13 在底板不同位置处添加了 1 cm×10 cm 的散热片（材料：纯铜，表面涂高温漆，发射率  $\varepsilon = 0.8$ ）。

**Table 4 Design parameters of optimization cases**

Case	Design factor	Parameter
2	Thickness of the chamber holder	22.8 mm
3		18.8 mm
4		14.8 mm
5		10.8 mm
6		Simple smoothing, $\varepsilon=0.40$
7	Surface treatment of outer walls of the chambers	Deep smoothing, $\varepsilon=0.20$
8		Silver plating, $\varepsilon=0.10$
9		Tantalum plating, $\varepsilon=0.05$
10	Distance between the cooling fin and the Z axis	40 mm
11		80 mm
12		120 mm
13		160 mm

### 3.1 放电室支撑柱策略

每个通道放电室的阳极表面、两个内壁面是整个推力器热流输入的最主要源头,因此,控制放电室对推力器的传热是常见的优化策略。图 8 给出不同支撑柱厚度对推力器整体温度分布的影响。放电室支撑柱的厚度是影响该零件热阻的直接因素,随着支撑柱的厚度降低,热阻升高,放电室的热量向底板传递的能力会减弱,导致两侧磁屏(尤其是磁屏-1 和磁屏-2,图中标注温度的两个零件)的温度有所降低。但这种机制对于磁屏-1 和磁屏-2 温度的降低程度并不高,原因为:(1)底板 DT4C 材料对热量的摊平能力较好,即使内环放电室的热流输入降低,但依然可以从外环放电室的热流输入获取;(2)内环放电室壁面温度的升高对磁屏-1 和磁屏-2 的热辐射换热会增强。

### 3.2 放电室外壁表面处理策略

鉴于放电室对两侧磁屏的热辐射换热也是对磁屏升温的重要影响机制,在 Case 5 优化结构的基础上,Case 6~9 对内环放电室的外壁进行了不同表面处理后的计算,如图 9 所示。磁屏-1 和磁屏-2 的温度在放电室外壁发射率降低时,不断降低。然而,内环放电室温度也会在外壁发射率降低时,不断升高,加强内环放电室对底板的传热能力,使得磁屏-1 和磁屏-2 的温度虽然有所降低,但降低的程度并不显著。

### 3.3 散热片的位置策略

图 10 给出在 Case 9 的设计基础上在底板不同位置添加 1 cm×10 cm 的铜散热片后,推力器的整体温度分布变化情况。散热片对于嵌套霍尔推力器的散热作用是较为显著的,推力器整体温度均有不同程度的降低,同时,当散热片与 Z 轴距离不断增加时,对

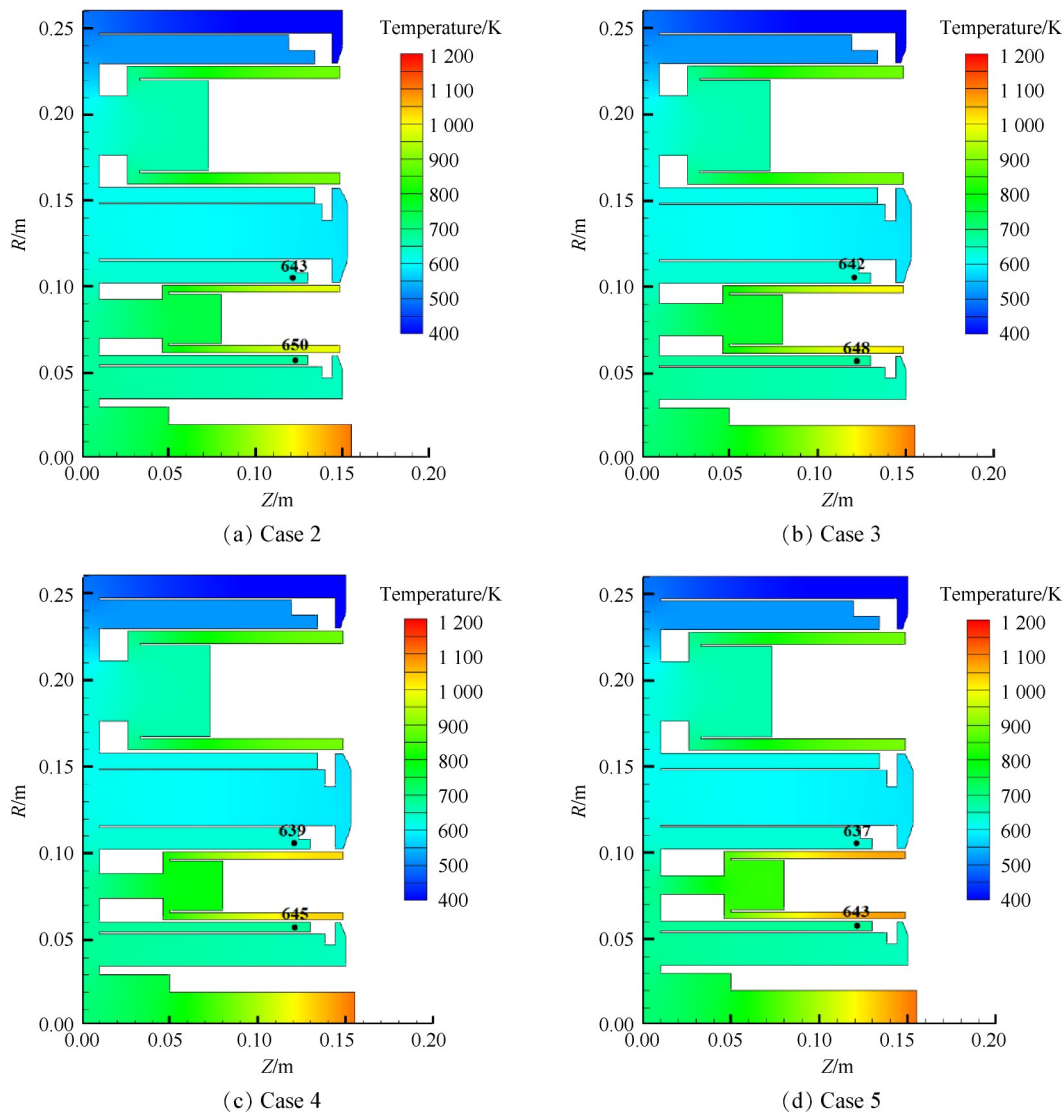


Fig. 8 Temperature results of different cases for the chamber holder strategy

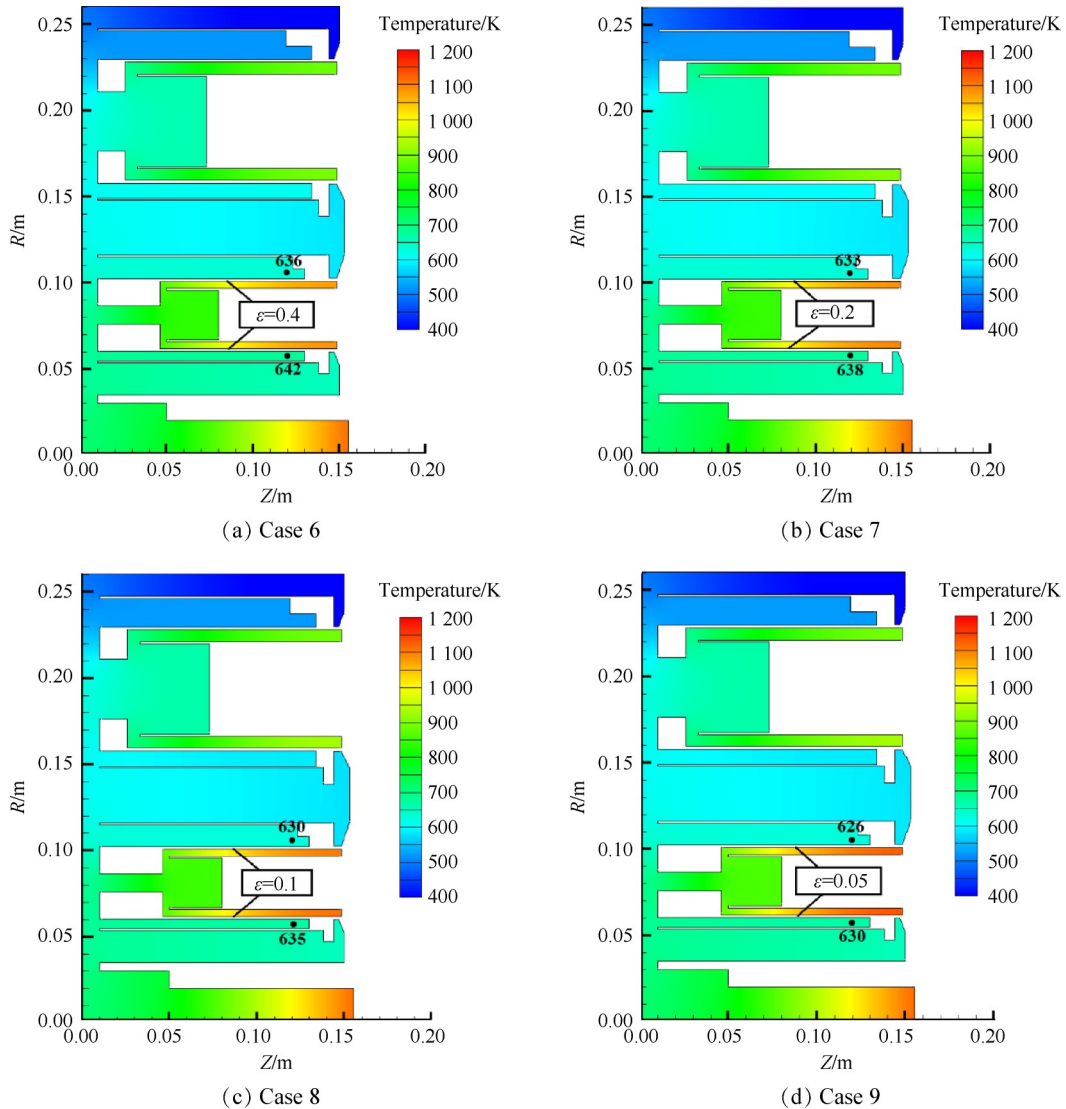


Fig. 9 Temperature results of different cases for the surface treatment strategy

推力器的散热集中位置会从内环向外环过度。值得注意的是,由于散热片与Z轴距离的增加也会增加散热片面积,所以,对于内环磁屏(尤其是磁屏-1)的优化降温工况并不是散热片与磁屏-1最近的Case 10,而是散热片面积较大、但距离磁屏-1距离稍远的Case 11,这说明对磁屏的优化机制不但涉及散热片位置,还涉及散热片的面积。然而,对于推力器整体温度而言,Case 12的散热效果却是最优的。虽然,Case 11对内环磁屏的优化作用较好,但推力器的磁路性能更依赖于外环磁路,那么外环导磁零件的降温也是尤为重要,由这一层意义而言,嵌套霍尔推力器采用Case 11和Case 12的优化方式要依据实际需求而定。

### 3.4 三种优化策略的对比

上述给出了对于嵌套霍尔推力器的三种热优化

策略,就优化效果而言,散热片策略是最为显著的,支撑柱厚度与放电室外壁表面处理两者的效果较弱。针对热优化的差异进行机理分析,如图11所示。首先,散热片是直接添加推力器整体散热渠道的策略,直接加强推力器对环境的热流输出,同时,嵌套推力器结构设计紧密,散热片较嵌套推力器的尺寸而言已接近同一量级,使得导磁零件的降温效果明显;其次,另两策略只是通过单一的限制热传导或限制热辐射的机制来阻碍放电室对底板或对磁屏的热流输入,以此来控制放电室对导磁零件的传热影响,但无论采用哪一种策略,都会引起放电室温度升高,这种变化会导致放电室对导磁零件的热通量通过其它传热路径传递,这是“支撑柱厚度与放电室外壁表面处理”两策略效果不显著的主要原因。

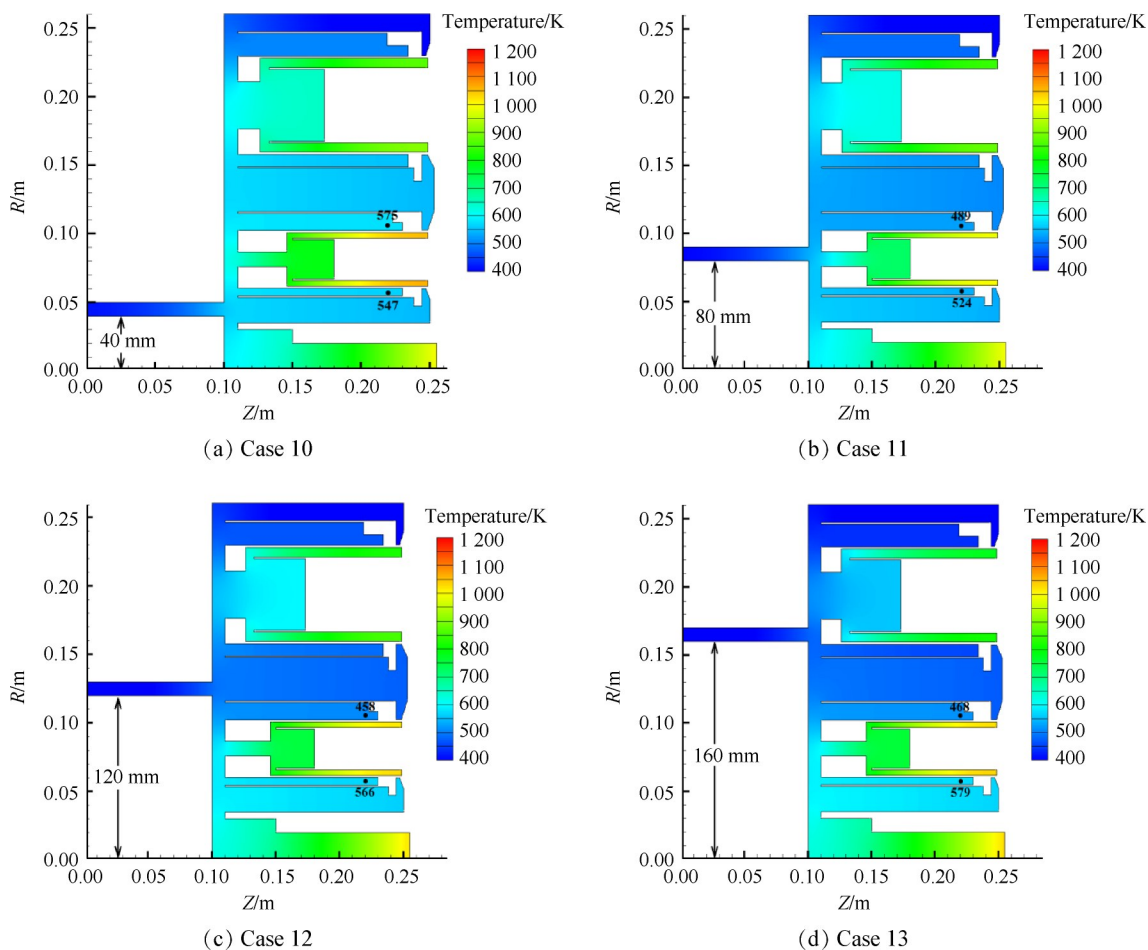


Fig. 10 Temperature results of different cases for the cooling fin strategy

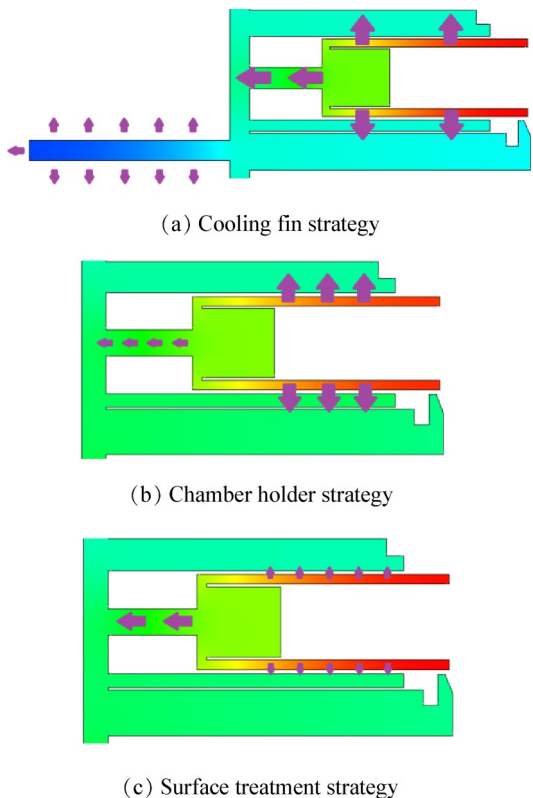


Fig. 11 Schematic diagrams of the heat flux path in 3 optimal strategy cases

### 4 结 论

本文对 50 kW 级嵌套霍尔推力器提出三种热优化策略,并通过数值计算来分析三种策略的优化效果,以及分析相关物理机制。主要结论如下:

(1)通过三种热优化策略后,嵌套推力器的整体温度均有所降低,关键导磁零件(内环内磁屏)温度可降低 90 K 左右。

(2)采用散热片策略是直接增加散热表面、令推力器整体对外辐射散热能力得到增益的机制,是对导磁零件最显著的热优化策略,而“改变放电室支撑柱尺寸”是限制放电室对导磁零件热传导能力的策略,但却由于放电室温度升高增益了对导磁零件的热辐射能力,同样地,“改变放电室外壁表面处理”是限制放电室对导磁零件的热辐射能力,但却增益了对导磁零件的热传导能力,后两者对导磁零件的热优化程度有所降低。

### 参考文献

[ 1 ] SCOTT J H, BENJAMIN A J, ALEC D G, et al. High-



- power performance of a 100-kW class nested Hall thruster[R]. IEPC-2017-228.
- [ 2 ] JERRY J, MAY A, ROGER M, et al. 100 kW nested Hall thruster system development[R]. IEPC-2017-219.
- [ 3 ] GIULIA B, DAN M G, CAMILLA V Y, et al. High current hollow cathode for the X3 100-kW class nested Hall thruster[R]. IEPC-2019-371.
- [ 4 ] JAMES M, KAMHAWI H, YIM J, et al. Hall thruster thermal modeling and test data correlation[C]. Salt Lake City: 52nd AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference, 2016.
- [ 5 ] 龙建飞, 孙明明, 张天平, 等. 霍尔推力器热模型研究[J]. 强激光与粒子束, 2014, 26(12): 1-6.
- [ 6 ] 严立, 王平阳, 欧阳华. 基于PIC/MCC/DSMC方法霍尔推力器热分析[J]. 推进技术, 2015, 36(6): 953-960. (YAN L, WANG P Y, OUYANG H. Thermal analysis of Hall thruster by PIC/MCC/DSMC method [J]. Journal of Propulsion Technology, 2015, 36(6): 953-960.)
- [ 7 ] FIFE J M. Nonlinear hybrid-PIC modeling and electrostatic probe survey of Hall thrusters [D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 1998.
- [ 8 ] 于博, 余水淋, 黄浩, 等. 霍尔推力器热设计优化研究[J]. 真空科学与技术学报, 2018, 38(1): 256-262.
- [ 9 ] RAYMOND L. The combination of two concentric discharge channels into a nested Hall-effect thruster [D]. Michigan: University of Michigan, 2013.
- [ 10 ] MAO W, SHEN Y, HU Y L, et al. Investigation of thermal characteristics in a 1.35 kW magnetic focus type Hall thruster(HEP-100MF)[R]. IEPC-2015-214.
- [ 11 ] HANI K, THOMAS H, WEN S H, et al. Performance and thermal characterization of a 20 kW class long life Hall thruster [R]. IEPC-2013-136.
- [ 12 ] LAZURENKO A, GENOVESE A. Progress in testing of QM and FM HEMP thruster modules [C]. Washington: 33rd International Electric Propulsion Conference, 2013.
- [ 13 ] HANI K, THOMAS M L, GABRIEL F B, et al. Performance, stability, and thermal characterization of a sub-kilowatt Hall thruster[R]. IEPC-2019-910.
- [ 14 ] 王平阳, 程惠尔, 谈和平. 半透明高温图层的内部辐射效应[J]. 推进技术, 2002, 23(1): 294-298. (WANG P Y, CHENG H E, TAN H P. Internal radiation effects in semitransparent high-temperature coatings [J]. Journal of Propulsion Technology, 2002, 23(1): 294-298.)
- [ 15 ] 陶文铨. 传热学[M]. 5版. 北京: 高等教育出版社, 2019.

(编辑:朱立影)

# An investigation of thermal optimization strategies in nested Hall thrusters

MIAO Peng<sup>1,2</sup>, YU Bo<sup>2</sup>, KANG Xiaolu<sup>2</sup>, WANG Weizong<sup>1</sup>

(1. School of Astronautics, Beihang University, Beijing 100191, China;

2. Shanghai Institute of Space Propulsion, Shanghai 201112, China)

**Abstract:** The high-temperature nature of nested Hall thrusters (NHT) has exerted a significant impact on their performance and reliability. In order to study the optimization strategy of the temperature distribution in NHTs, a solution of the heat conduction differential equations within the radiation transfer coefficient was employed to describe the heat transfer process in the NHT. Then, a temperature measurement test of the 50 kW-class NHT was conducted in the vacuum chamber, and the comparison between the calculation and the measurement results was used to justify and rectify the numerical model. The relative error of the rectified model was 4.8%. Based on those above, the temperature distribution of the NHT under the three optimization strategies was solved by the numerical model, and the temperature change pattern and mechanism under each optimization strategy were obtained. The results show that, under the case with all three optimization strategies, the temperature of the magnetic conductive part with the highest temperature can be reduced by about 90 K. Among the three optimization strategies, adding the radiator is the most remarkable cooling strategy, while the optimization effect of changing the thickness of the support column of the discharge chamber and replacing the surface treatment of the discharge chamber outer wall is slightly poor.

**Key words:** Nested Hall thruster; Thermal optimization strategy; Radiator; Magnetic parts; Numerical simulation

---

**Received:** 2023-04-14; **Revised:** 2023-07-19.

**DOI:** 10.13675/j.cnki.tjjs.2304031

**Corresponding author:** YU Bo, E-mail: 441695759@qq.com