

DOI: 10.19527/j.cnki.2096-1642.0945

# 热流传感器传热特性电弧风洞实验及数值模拟

周凯<sup>1</sup>, 欧东斌<sup>1</sup>, 张仕忠<sup>2</sup>, 李进平<sup>2</sup>

(1. 中国航天空气动力技术研究院, 北京 100074;

2. 中国科学院力学研究所, 北京 100190)

## Experimental and Numerical Simulation of Heat Transfer Characteristics for Heat Flux Sensors in Arc Heated Wind Tunnels

ZHOU Kai<sup>1</sup>, OU Dong-bin<sup>1</sup>, ZHANG Shi-zhong<sup>2</sup>, LI Jin-ping<sup>2</sup>

(1. China Academy of Aerospace Aerodynamics, Beijing 100074, China;

2. Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

**摘要:** 高超声速飞行器面临剧烈的气动加热环境, 电弧风洞是飞行器防热材料地面考核筛选的主力设备。热流密度是电弧风洞重要的模拟参数之一, 需要进行准确有效的测量。针对电弧风洞气流环境特点, 开展传统塞式量热计和新型同轴热电偶的对比测热试验, 并采用数值模拟对两种热流传感器的传热特性进行了分析。在电弧风洞平板自由射流试验热流密度分布在 0~1 100 kW/m<sup>2</sup> 范围内, 同轴热电偶的热流密度测试试验结果相对塞式量热计偏低 10%~15%。数值模拟结果表明, 塞式量热计本身结构热物性参数不匹配会导致热流密度测量数值偏高至少 10%, 而同轴热电偶测量数值偏高最大仅为 2.19%, 相对塞式量热计具备更高的测量精度。同时, 电弧风洞中不同材质热流密度测试模型使用同轴热电偶进行测热试验时, 需要在同轴热电偶同模型之间增加适当厚度的不锈钢套以满足传感器周围环境的热匹配。

**关键词:** 高超声速; 电弧风洞; 塞式量热计; 同轴热电偶; 热流密度

**中图分类号:** V211.3

**文献标志码:** A

**Abstract:** Hypersonic aircrafts need to endure extremely critical aerodynamic heating environment. Arc heated wind tunnels are the main facilities for ground assessment and filtration of thermal protection materials. Heat flux is one of the important simulation parameters of the arc heated wind tunnel, which needs to be measured accurately and effectively. Based on the characteristics of the flow in the arc heated wind tunnel, comparison measurement tests on heat flux of traditional slug calorimeter and coaxial thermocouple have been carried out. The numerical simulation on the heat transfer characteristics of the above two heat flux sensors has also been analyzed. For the plate free jet tests in arc heated wind tunnel with heat flux range of 0~1 100 kW/m<sup>2</sup>, the heat flux test results of coaxial thermocouple are 10%~15% lower than those of slug calorimeter. The numerical simulation results indicate that the heat flux measurement value of the slug calorimeter is at least 10% higher, which is caused by the thermal physical parameters mismatch of its structure. While, the coaxial thermocouple has better measurement accuracy and the maximum measurement value deviation is only 2.19%. When coaxial thermocouple is used in the heat flux test models of different materials in arc heated wind tunnel, a stainless-steel sleeve of appropriate thickness should be added between coaxial thermocouple and models to meet the thermal matching of the surrounding environment beside the sensor.

**Keywords:** hypersonic; arc heated wind tunnel; slug calorimeter; coaxial thermocouple; heat flux

收稿日期: 2021-08-09; 修回日期: 2021-10-18

基金项目: 国家自然科学基金(11672308, 11532014)

第一作者简介: 周凯(1989-) 男, 博士, 工程师, 主要研究高超声速气动热及热防护技术。E-mail: zhxzh@mail.ustc.edu.cn

通信作者简介: 张仕忠(1983-) 男, 高工, 主要研究高焓激波风洞试验技术及数值模拟。E-mail: zhangshizhong@imech.ac.cn

引用格式: 周凯, 欧东斌, 张仕忠, 等. 热流传感器传热特性电弧风洞实验及数值模拟[J]. 气体物理, 2022, 7(4): 83-90.

Citation: Zhou K, Ou D B, Zhang S Z, et al. Experimental and numerical simulation of heat transfer characteristics for heat flux sensors in arc heated wind tunnels[J]. Physics of Gases, 2022, 7(4): 83-90.

## 引言

高超声速飞行器在大气中高速飞行时,头部强激波会压缩波后气体升温至几千甚至上万摄氏度,高温气体会对飞行器产生剧烈的气动加热作用<sup>[1-3]</sup>。2003年,美国哥伦比亚号航天飞机在返回地面时爆炸解体,这起事故正是由左侧翼前端隔热层在剧烈的气动加热下破损导致,因此,气动热环境的准确预测和热防护系统是高超声速飞行器的重要设计环节<sup>[4-6]</sup>。新世纪,随着高超声速飞行器的快速发展,对气动热防护系统的精细化设计也提出了更高的要求<sup>[7-9]</sup>。

热防护试验技术根据飞行器高速飞行时周围热环境的测量及计算结果,在地面模拟接近飞行器各部位真实热环境的试验条件,对隔热材料或飞行器结构件模型进行加热试验,考察材料及模型的热响应特性及防隔热性能。电弧风洞是目前开展隔热材料烧蚀考核试验的主要地面设备之一<sup>[10]</sup>,通过电弧加热器产生高温高压气流,经过喷管膨胀加速,在喷管出口获得与飞行器实际飞行环境中焓值、热流、压力等参数相匹配的气流条件,从而为飞行器隔热设计提供试验数据支持<sup>[11-14]</sup>。其中,冷壁热流密度是地面烧蚀考核试验中非常关键的模拟参数,即单位面积单位时间上通过的能量,它是气流对材料作用最直接的因素,对隔热材料的烧蚀性能具有重要影响,需要对其进行准确有效的测量<sup>[15-16]</sup>。而且伴随空天飞行器快速发展,基于其低冗余度设计要求,需要更精确的热流测量手段来满足精细化热防护系统设计需求。

目前,塞式量热计(slug calorimeter, slug-c)仍是电弧风洞试验中大量使用的热流测量工具,其结构由一个圆柱形无氧铜塞、外部隔热套及热电偶组成,如图1所示,基于能量平衡原理,通过热电偶测量铜塞背面温度随时间的变化率,计算得到表面热流<sup>[17]</sup>。传统塞式量热计具有结构简单、制作成本低、使用安装便捷等优点,但是,其隔热套一般由玻璃钢加工而成,在电弧风洞高温高速气流冲刷烧蚀后,表面容易氧化,尤其在热流环境较高时,隔热套会有一定程度的烧蚀后退,使用寿命会大幅衰减,无法重复使用<sup>[18]</sup>。

针对电弧风洞试验中传统塞式量热计外部玻璃钢隔热套在高温气流冲刷烧蚀后表面氧化及使用寿命衰减问题,需要研制能适应电弧风洞严酷测热环境,且能重复使用的新型高精度热流传感器。

同轴热电偶(coaxial thermocouple, catc)是一种表面结点型热电偶,是少数几种能满足电弧风洞气动热测量的传感器之一,由康铜丝及外部的镍铬合金环两种材料组成,中间有绝缘材料,表面通过粗砂纸打磨导通形成热电偶结点<sup>[19]</sup>,其结构如图2所示。针对电弧风洞热流测试环境及测试模型特点,在测试模型安装同轴热电偶时,为了避免横向传热,需要在镍铬环外部再包裹一圈热物性参数接近的不锈钢外套,并对连接线进行电磁屏蔽处理,以减少电弧风洞运行时所产生的电磁干扰。

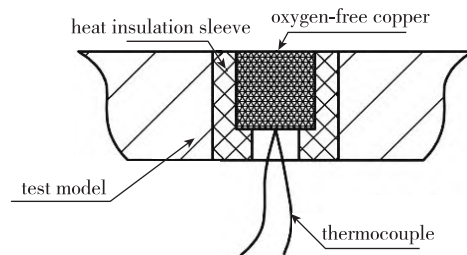


图1 塞式量热计结构  
Fig. 1 Structure of slug calorimeter

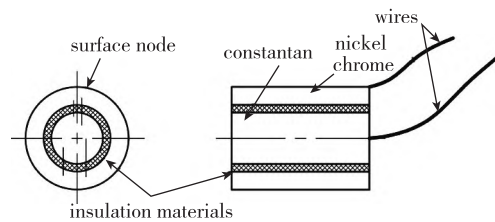


图2 同轴热电偶结构  
Fig. 2 Structure of coaxial thermocouple

本文针对上述两种传感器结构及测量原理特性,依托实验室拥有的电弧风洞试验设备,在典型气流环境中开展两种传感器的热流测量试验,并采用数值模拟方法对二者的传热特性进行分析,研究两种传感器的测量精度及误差,进一步提高电弧风洞高温复杂气流环境热流精细化测量能力。

## 1 电弧风洞对比测热试验研究

在电弧风洞典型流场中对上述两种热流测试传感器开展对比测热试验,试验采用管式电弧加热器电弧风洞试验设备,如图3所示,该设备主要由电弧加热器、喷管、试验段及真空系统构成,选用超声速二维矩形喷管,在紧贴喷管出口处连接模型支架并安装热流测试模型,如图4所示。清洁干燥的高压空气注入电弧加热器进行加热达到高温高压状态,经过喷管膨胀加速后在出口形成试验流场,对试验模型进行加热考核<sup>[20]</sup>。

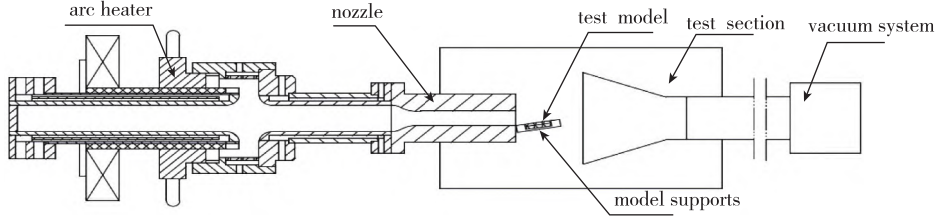


图 3 管式加热器电弧风洞试验设备

Fig. 3 Pipe arc heated wind tunnel test equipment

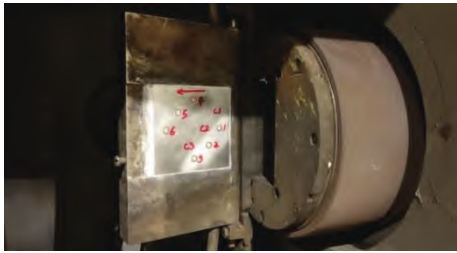


图 4 热流测试模型安装图

Fig. 4 Installation drawing of heat flux test model

热流测试模型尺寸为 100 mm×100 mm 的正方形不锈钢平板, 厚度为 10 mm。平板模型作为飞行器大面积区的一种简化而被广泛使用于热防护试验<sup>[21]</sup>。平板模型上自气流上游至下游共布置 9 个测点, 其中, 1~6 为塞式量热计, C1~C3 为同轴热电偶, 测点的具体分布如图 5 所示, 气流方向自右向左。

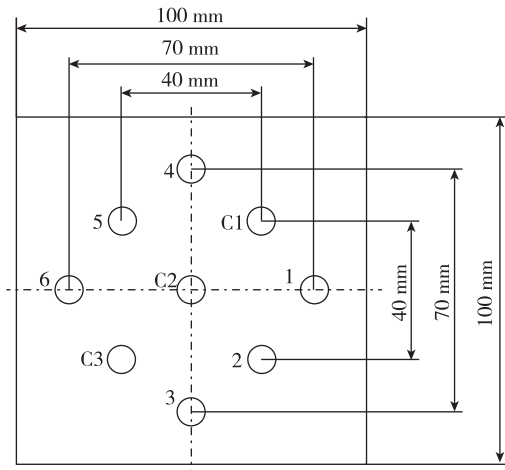
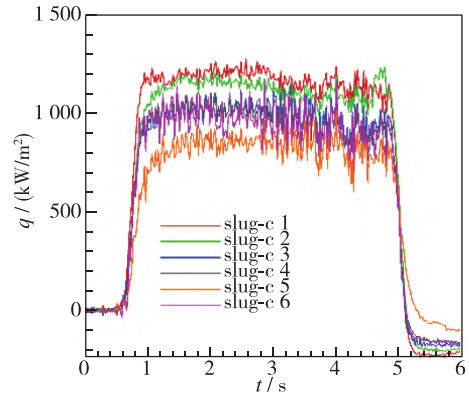


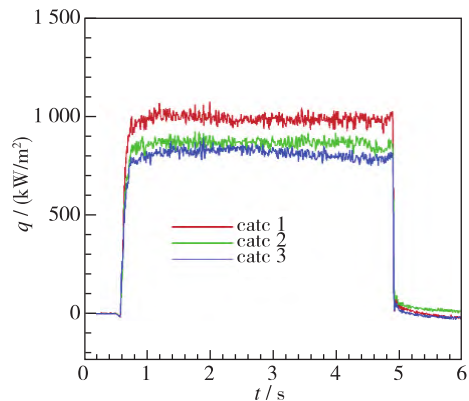
图 5 热流测试模型测点分布

Fig. 5 Distribution of measuring points in heat flux test model

本批次共计开展 15 次有效热流测试试验, 热流范围为 0~1 100 kW/m<sup>2</sup>。图 6 为典型热流测试曲线, Run3388 为电弧风洞试验车次编号, 代表电弧风洞该年度运行第 3 388 次试验, 图 6(a), (b) 分别为塞式量热计及同轴热电偶试验结果, 从图 6 热流测试曲线对比来看, 同轴热电偶的热流曲线波动较小, 相对平顺, 稳定性更好。



(a) Slug calorimeter



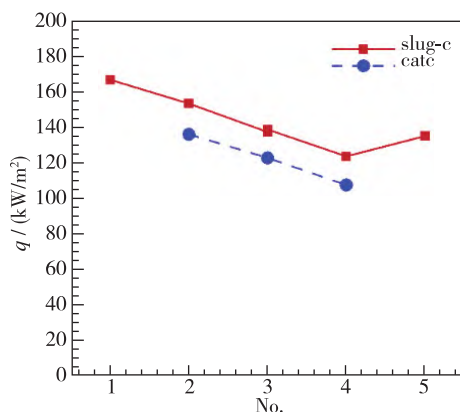
(b) Coaxial thermocouple

图 6 两种热流传感器热流曲线对比 (Run 3388)

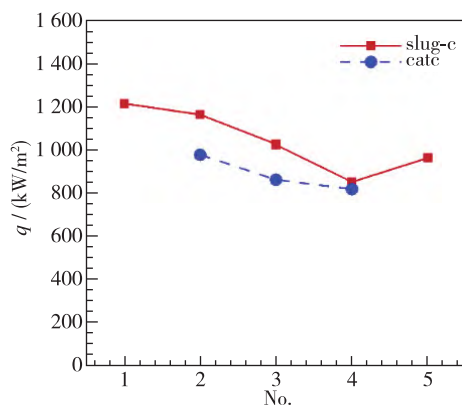
Fig. 6 Comparison of heat flux curves between two heat flux sensors

图 7 为两次典型试验 9 个测点热流结果分布, 横坐标为测点沿气流方向的相对分布, 自气流上游至下游, 塞式量热计点 1 标记为相对位置 No.1, 塞式量热计点 2 和同轴热电偶 C1 标记为 No.2, 塞式量热计 3, 4 和同轴热电偶 C2 标记为 No.3, 塞式量热计 5 和同轴热电偶 C3 标记为 No.4, 塞式量热计点 6 标记为相对位置 No.5。从 9 个测点热流分布来看, 除塞式量热计点 6 外, 自气流上游至下游, 热流逐渐减小, 这是气流在喷管出口有一定程度的膨胀降温, 导致热流自上游向下游有一定衰减, 塞式量热计点 6 出现的异常可能是手工制作过程引

起的误差导致。从整体分布来看,同轴热电偶的测量值要低于塞式量热计。



(a) Run 3376

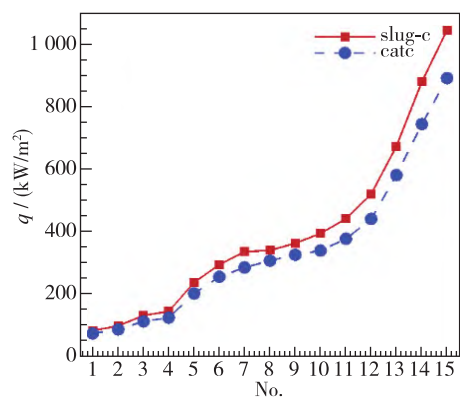


(b) Run 3383

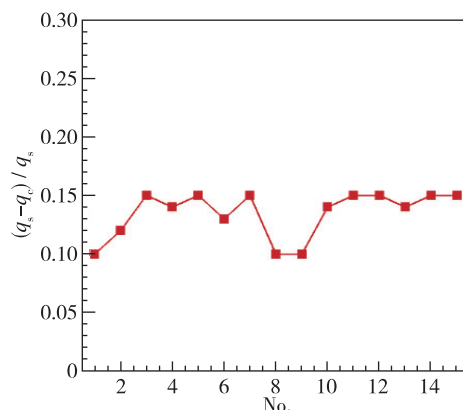
图7 热流测试模型9个测点热流分布

Fig. 7 Heat flux distributions at nine measuring points of the heat flux test mode

将 No.2 位置的塞式量热计与同轴热电偶的测量结果取平均值,图8为15次有效试验的平均热流值及相对偏差, $q_s$ 和 $q_c$ 分别为塞式量热计和同轴热电偶的热流测量值,可以看出,在热流分布0~1100 kW/m<sup>2</sup>范围内,同轴热电偶的热流测试结果均低于塞式量热计,相对塞式量热计偏差在10%~15%。



(a) Comparison of average heat flux



(b) Relative deviation

图8 两种热流传感器平均热流对比及相对偏差  
Fig. 8 Comparison and relative deviation of average heat flux deviation between two heat flux sensors

## 2 传感器传热特性数值研究

针对两种热流传感器测量结果出现的偏差,采用二维非稳态热传导理论,对二者的传热机制进行数值模拟分析。二维非稳态热传导方程为

$$\frac{\partial T(r, z, t)}{\partial t} = \frac{k_i}{\rho_i c_i} \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (1)$$

式中, $r$ 和 $z$ 分别为模型径向和轴向方向,下标 $i$ 代表不同材料, $i=1,2,3$ 。

传感器和模型材料间满足温度和热流率连续性条件,上表面处边界条件为

$$\left( \frac{\partial T}{\partial z} \right)_{z=0} = \frac{q_0}{k_i} (i=1,2); t > 0$$

其他为绝热条件。方程(1)的求解在空间方向采用2阶精度的有限差分,时间方向采用4阶Runge-Kutta算法。

### 2.1 塞式量热计

塞式量热计可以简化为二维轴对称模型,计算中考虑传感器同模型之间的横向传热影响,数值计算模型如图9所示。

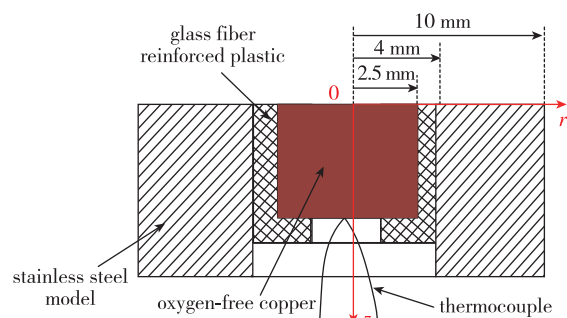


图9 塞式量热计数值计算模型

Fig. 9 Numerical calculation model of slug calorimeter

计算模型尺寸如表 1 所示, 模型材料为不锈钢, 铜块底部为空气, 四周采用绝热边界条件, 通过表面加载不同的恒定热流  $q_0$ , 分析传感器内部热传导规律。

表 1 数值计算模型尺寸  
Table 1 Size of numerical calculation model

material	r/mm	l/mm
copper	2.5	5
glass fiber reinforced plastic	4	7
stainless steel	10	10
gap	1	2

以加载热流值  $q_0 = 1.0 \text{ MW/m}^2$  为例, 图 10 给出了不同时刻模型表面的温度分布。由于塞式量热计工作原理中需要在铜块与模型之间增加绝缘材料玻璃钢, 其热物性参数同周围铜块及不锈钢差异较大, 因此在玻璃钢表面会形成一个局部高温区。当施加恒定热流  $q_0 = 1.0 \text{ MW/m}^2$  时, 即使在  $t = 0.1 \text{ s}$  时刻, 玻璃钢表面温升就可以达到  $283 \text{ }^\circ\text{C}$ , 在  $t = 3.0 \text{ s}$  时刻玻璃钢表面温升最高可以达到  $547 \text{ }^\circ\text{C}$ , 而铜块温升只有  $222 \text{ }^\circ\text{C}$ 。由于玻璃钢与铜块及不锈钢之间存在温差, 因此热量会从玻璃钢表面向两边的铜块和不锈钢板传递。

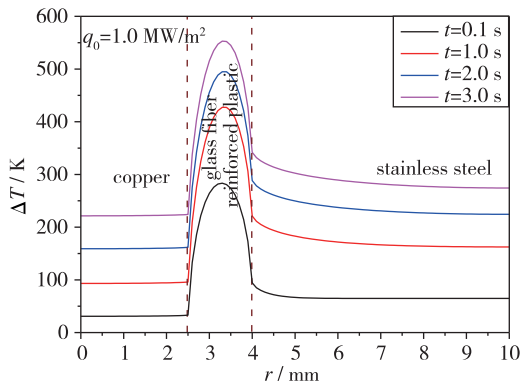
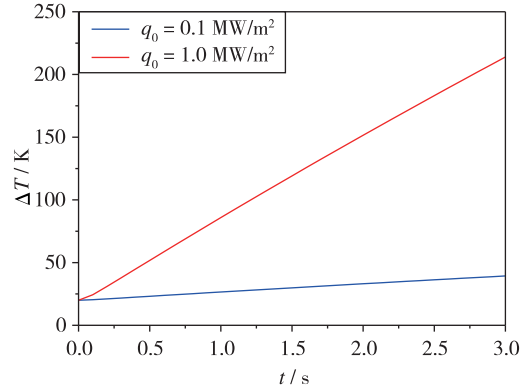


图 10 塞式量热计表面温度分布

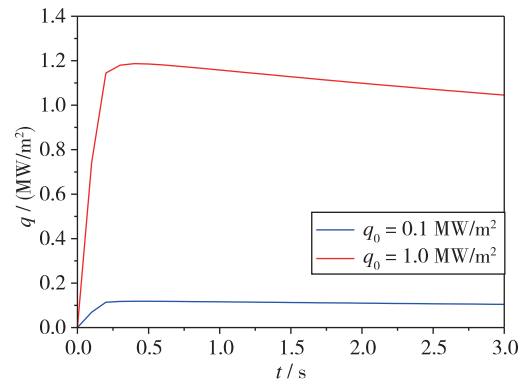
Fig. 10 Surface temperature distributions of slug calorimeter

不同加载热流条件下, 玻璃钢同周围材料都会存在横向传热影响。图 11 分别给出了加载热流为  $q_0 = 1.0, 0.1 \text{ MW/m}^2$  时铜块背面中心位置处的温升曲线和计算得到的热流曲线。

将计算得到的热流值同理论加载热流  $q_0$  进行归一化处理后的结果如图 12 所示, 可以看出, 不同热流加载条件下的热流曲线归一化后是一致的。



(a) Temperature rise curves



(b) Heat flux curves

图 11 不同加载条件下的塞式量热计温升和热流曲线  
Fig. 11 Temperature rise and heat flux curves of slug calorimeter under different loading conditions

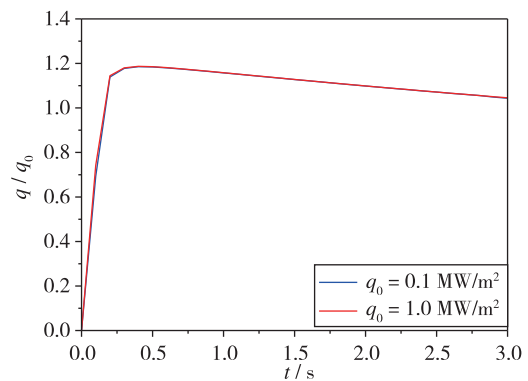


图 12 归一化处理后的塞式量热计热流曲线  
Fig. 12 Heat flux curves of slug calorimeter after normalization

铜塞量热计计算得到的热流值比理论加载值偏高, 刚开始会偏高 18%, 随着时间的增加, 热流曲线呈下降趋势。分析原因, 一开始热流值偏高较大是由于模型表面玻璃钢会向铜块传递热量, 而随着时间的增加, 由于铜块热导率高, 因此铜块内部温升很快, 而玻璃钢内部温升却很低, 因此在模型

内部热量会从铜块向玻璃钢传递,并且随着铜块温升越来越高其传递的热量也会越来越大,因此计算得到的热流曲线会呈下降趋势。在测量时间 3 s 内,塞型铜块量热计的热流测量结果比理论加载热流值平均偏高约 10%。

## 2.2 同轴热电偶

同轴热电偶简化计算模型如图 13 所示,同样为轴对称模型,传感器直径为 2 mm,其中康铜丝直径为 1 mm,不锈钢模型厚度为 10 mm。

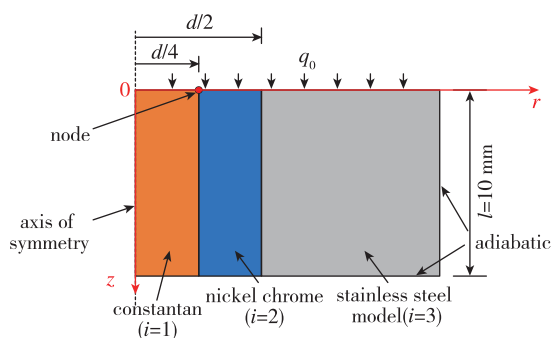
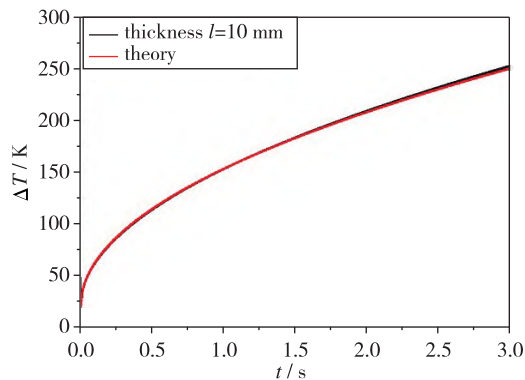


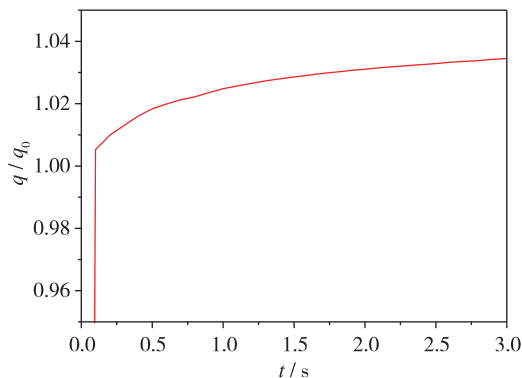
图 13 同轴热电偶简化计算模型  
Fig. 13 Simplified calculation model of coaxial thermocouple

由于 E 型同轴热电偶的热乘积系数  $\sqrt{\rho ck} = 8\,644 \text{ (W} \cdot \text{s}^{0.5}) / (\text{m}^2 \cdot \text{K})$  同不锈钢材料  $\sqrt{\rho ck} = 8\,210 \text{ (W} \cdot \text{s}^{0.5}) / (\text{m}^2 \cdot \text{K})$  十分接近<sup>[22]</sup>,因此传感器同模型之间不存在横向传热影响,可以近似作为一维半无限体热传导。同样以加载热流值  $q_0 = 1.0 \text{ MW/m}^2$  为例,图 14 给出了同轴热电偶表面节点温升和计算得到的热流曲线。

可以看出,同轴热电偶在 3 s 时刻其热流测量误差最大只有 2.19%,因此采用同轴热电偶作为流场标定热流传感器其测量结果更加准确可靠。



(a) Surface temperature rise



(b) Heat flux

图 14 同轴热电偶表面温升和热流曲线  
Fig. 14 Surface temperature rise and heat flux curves of coaxial thermocouple

从上述数值计算结果可以看出,玻璃钢的存在会导致在铜块表面存在横向传热影响,从而使得通过温升计算得到的热流值偏高,偏高误差为 10% 左右。同轴热电偶由于热物性参数与不锈钢相匹配,因此模型表面不存在横向传热影响,在 3 s 内其理论误差只有 2.19%,因此同轴热电偶的测量结果更加准确可靠。图 8 的实验结果中塞式量热计测量结果比同轴热电偶普遍偏高 10%~15%,与数值计算结果一致。因此,在电弧风洞流场标定实验中,采用同轴热电偶作为热流传感器测量的结果更加准确可靠。同时,同轴热电偶的响应时间比塞式量热计要更快,能够更好地反应出电弧风洞中的流动过程。

## 2.3 同轴热电偶不锈钢隔热套直径对测热的影响

采用不锈钢模型可以与 E 型同轴热电偶达到热匹配,但是考核模型往往也会采用其他材料(比如铜、铝、隔热材料等),此时传感器同模型之间热物性参数不匹配。这种情况下,需要在同轴热电偶同模型之间增加不锈钢套以满足传感器周围环境的热匹配,从而达到准确测量热流值的目的。对此,针对同轴热电偶在电弧风洞中热流测量的应用,进一步分析了不锈钢套尺寸对热流测量结果的影响。试验模型采用铝 7075 为例,内外径之间为 10 mm,模型厚度为 10 mm,计算热电偶周围不锈钢套外径在 10~30 mm(间隔 5 mm)之间时对热流测量结果的影响。数值计算模型如图 15 所示,为进一步分析试验时间对测量结果的影响,计算时间尺度取为 10 s。

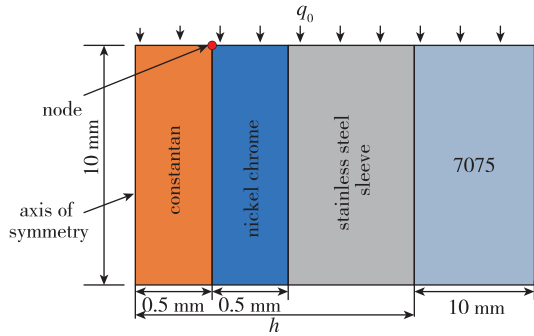
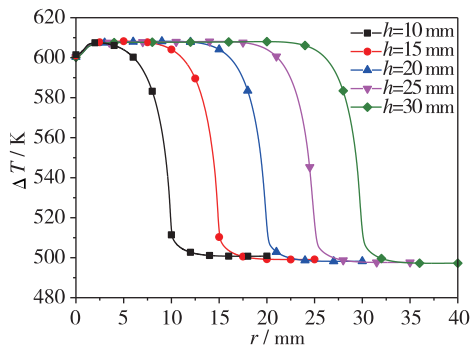
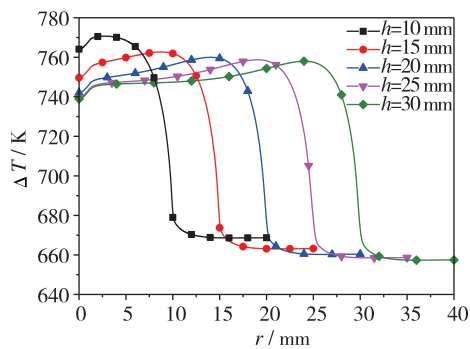


图 15 热物性参数不匹配条件下的计算模型示意图  
Fig. 15 Calculation model under the condition of mismatched thermophysical parameters

图 16 给出了  $t = 5, 10$  s 时刻不同外径下模型表面的温度分布对比, 在  $t = 5$  s 时, 当不锈钢套外径大于 10 mm 时, 模型材料热不匹配因素对传感器表面温升基本已无影响, 但是, 在  $t = 10$  s 时刻, 只有当不锈钢套外径大于 25 mm 时, 模型温升才能不影响传感器表面温升。



(a)  $t = 5$  s



(b)  $t = 10$  s

图 16 增加不锈钢套后模型表面温度分布  
Fig. 16 Surface temperature distributions of the model after adding stainless steel sleeve

根据一维半无限体热传导理论计算得到的热流曲线如图 17 所示, 可以看出, 在前 4 s 时刻, 不同外径下的热流曲线一致性非常好。从  $t = 5$  s 时刻

开始, 随着时间的增加, 热流曲线的偏差开始增大, 不锈钢套外径越小, 其热流偏差值也越大。在  $t = 10$  s 时刻, 当  $r = 10$  mm 时热流偏差为 23%, 当  $r = 25$  mm 时偏差降低到 11%, 此时再继续增大不锈钢套外径时热流偏差基本保持不变。

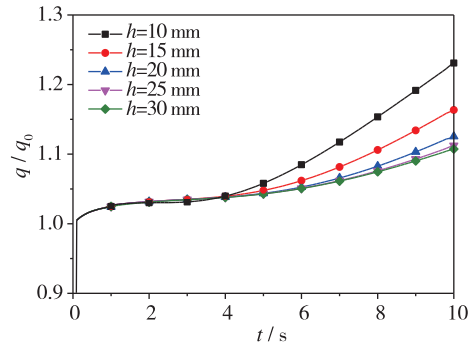


图 17 不锈钢套外径对热流测量结果的影响  
Fig. 17 Influence of outer diameter of stainless steel sleeve on heat flux measurement results

从上述分析可以看出, 当模型材料为铝时, 在 5 s 测量时间内不锈钢套外径大于 10 mm 即可满足热匹配需求, 但是随着时间的增加, 对不锈钢套外径需求也会增加, 在 10 s 时只有外径大于 25 mm 才能满足热匹配要求。由此可见, 在长时间热流测量中, 横向传热对热流结果影响更加复杂, 实际应用中不仅需要模型表面达到热匹配, 同时需要考虑长时间时模型内部的横向传热对表面温升的影响。

### 3 结论

针对电弧风洞中传统塞式量热计在高温气流中表面烧蚀氧化后退问题, 研制了能适应电弧风洞测热环境的新型传感器, 对两种热流传感器进行了对比测热试验, 并采用数值模拟方法对二者结构传热特性进行了分析, 得到以下结论:

- (1) 在相同电弧风洞试验气流条件下 ( $0 \sim 1\ 100\ \text{kW/m}^2$ ), 同轴热电偶热流测量值相对塞式量热计热流测量值低 10% ~ 15%。
- (2) 通过结构传热数值模拟分析, 玻璃钢热物性参数的不匹配会导致塞型铜块量热计测量的热流值偏高 10%, 采用热物性参数相匹配的同轴热电偶作为流场校测, 其测得的热流值更加准确可靠, 最大偏差仅为 2.19%。
- (3) 在电弧风洞中不同材质热流测试模型使用同轴热电偶进行测热试验时, 需要在同轴热电偶同

模型之间增加适当厚度的不锈钢套以满足传感器周围环境的热匹配,最大程度减少横向传热对传感器测试精度的影响。

#### 参考文献 (References)

- [1] Hallion R. The history of hypersonics; or, 'back to the future; again and again'[R]. AIAA 2005-329, 2005.
- [2] Bertin J J, Cummings R M. Fifty years of hypersonics; where we've been, where we're going[J]. Progress in Aerospace Sciences, 2003, 39(6/7): 511-536.
- [3] Anderson J D Jr. Hypersonic and high temperature gas dynamics[M]. New York: McGraw-Hill, 1989.
- [4] Barbato M, Giordano D, Muylaert J, et al. Comparison of catalytic wall conditions for hypersonic flow[J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 1996, 33(5): 620-627.
- [5] Eitelberg G. Calibration of the HEG and its use for verification of real gas effects in high entalpy flows[R]. AIAA 93-5170, 1993.
- [6] Hornung H G, Smith G H. The influence of relaxation on shock detachment[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1979, 93(2): 225-239.
- [7] 崔季平. 高温气体反应流中的物理力学问题[J]. 力学进展, 1991, 21(1): 53-62.  
Cui J P. Some aspects of high temperature reacting gas flow in physical mechanics[J]. Advances in Mechanics, 1991, 21(1): 53-62 (in Chinese).
- [8] 姜宗林. 触摸高温气体动力学[J]. 力学与实践, 2006, 28(5): 1-7.  
Jiang Z L. Feeling high temperature gas dynamics[J]. Mechanics in Engineering, 2006, 28(5): 1-7 (in Chinese).
- [9] Laub B, Venkatapathy E. Thermal protection system technology and facility needs for demanding future planetary missions[C]. Proceedings of the International Workshop Planetary Probe Atmospheric Entry and Descent Trajectory Analysis and Science. Lisbon: ESA, 2004: 239-247.
- [10] Sheeley J. Arc heated wind tunnel failure prediction using artificial neural networks[R]. AIAA 2005-898, 2005.
- [11] Bertin J J, Cummings R M. Critical hypersonic aerothermodynamic phenomena[J]. Annual Review of Fluid Mechanics, 2006, 38(1): 129-157.
- [12] 中国人民解放军总装备部军事训练教材编辑工作委员会. 高超声速气动热和热防护[M]. 北京: 国防工业出版社, 2003.
- [13] Bruce III W E, Horn D D, Felderman E J, et al. Arc heater development at AEDC[R]. AIAA 94-2591, 1994.
- [14] Balter-Peterson A, Nichols F, Mifsud B, et al. Arc jet testing in NASA Ames Research Center thermophysics facilities[R]. AIAA 92-5041, 1992.
- [15] Chen Y K, Milos F S. Ablation and thermal response program for spacecraft heat shield analysis[J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 1999, 36(3): 475-483.
- [16] Chen Y K, Milos F S. Two-dimensional implicit thermal response and ablation program for charring materials[J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 2001, 38(4): 473-481.
- [17] Nawaz A, Gorbunov S, Terrazas-Salinas I, et al. Investigation of slug calorimeter gap influence for plasma stream characterization[R]. AIAA 2012-3186, 2012.
- [18] 许考, 陈连忠. 导管内塞式量热计热流测量实验及数值模拟研究[J]. 实验流体力学, 2015, 29(2): 84-89.  
Xu K, Chen L Z. Experimental and numerical simulation studies on heat flux measurement for slug calorimeters in the conduit[J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2015, 29(2): 84-89(in Chinese).
- [19] Hussein M, Hanim S, Zamri Y M. The transient response for different types of erodable surface thermocouples using finite element analysis[J]. Thermal Science, 2007, 11(4): 49-64.
- [20] 李锋. 疏导式热防护[M]. 北京: 中国宇航出版社, 2017: 227-230.  
Li F. Dredging thermal protection[M]. Beijing: China Astronautic Publishing House, 2017: 227-230 (in Chinese).
- [21] 陈连忠, 欧东斌, 高贺. 高超声速飞行器热防护电弧风洞气动加热试验技术[M]. 北京: 科学出版社, 2020: 217-220.  
Chen L Z, Ou D B, Gao H. Aerodynamic heating test technology of hypersonic vehicle thermal protection system in arc heated wind tunnel[M]. Beijing: Science Publishing House, 2020: 217-220(in Chinese).
- [22] Kumar R, Sahoo N. Dynamic calibration of a coaxial thermocouples for short duration transient measurements[J]. Journal of Heat Transfer, 2013, 135(12): 124502.