

# 铜箔量热计的激波管标定

汪球, 赵伟, 滕宏辉, 姜宗林, 李仲发

中国科学院力学研究所, 高温气体动力学国家重点实验室(筹), 北京海淀区 100190

**摘要** 铜箔量热计作为一种厚膜热电偶, 在大热流测量方面有良好的应用优势。本文在铜箔量热计工作原理的基础上, 对其非理想性误差进行理论分析, 同时利用激波管对其进行标定。理论分析结果表明: 铜箔量热计在应用前须要进行标定。激波管标定结果显示单个铜箔量热计具有较好的重复性, 批次传感器散差低于 12%。

**关键词** 铜箔量热计, 激波管, 热流, 散差

## 引言

飞行器表面热流率与速度的三次方成正比, 对于高超声速飞行器, 由于高速飞行会使得飞行器的飞行环境变得恶劣, 尤其是气动热环境, 它会导致飞行器表面材料的烧蚀、断裂等损坏。飞行器表面气动热及气动热防护已经成为与推进技术并列的高超声速飞行的关键技术之一。因此, 热流率的测量在气动试验中显得尤为重要, 它是选用可靠耐热材料以及进行合理结构设计的重要依据<sup>[1~3]</sup>。

气动试验中, 试验模型前缘驻点等区域气动加热最为严重, 是试验最为关注的地方, 但由于头部驻点区域正对来流, 光学测量等非接触测量方法不易使用, 一般使用测热传感器测量。常用的传感器有三种: 薄膜电阻温度计、热电偶和铜箔量热计, 它们都有各自的优缺点及适用的测试环境<sup>[4][5]</sup>。对于高超声速高焓流动测热, 薄膜电阻温度计和热电偶有比较大的局限性, 尤其是在高焓风洞中的大热流区域测热, 其特殊的测试环境使得薄膜电阻和热电偶的测量精度及重复性大大的降低。铜箔量热计作为一种厚膜热电偶, 虽然其响应及灵敏度较其他传感器有所降低, 但是其耐冲刷的独特优点使得其在高焓高超声速流动下的热流测量有着较大的优势, 尤其是驻点大热流区域, 并且试验气体在解离的情况下对其测量也没有影响<sup>[6~8]</sup>。

铜箔量热计在使用前需要进行标定<sup>[9]</sup>, 但铜箔量热计工作原理给出的并不是热流随时间的变化, 而是获得一段时间内的定常热流, 因此

它无法像薄膜电阻一样进行恒温水域等方法标定, 须选择其他适合的方法进行标定。

本文从铜箔量热计的工作原理出发, 对其非理想性条件进行理论分析, 给出了造成量热计误差及散差的原因, 同时利用激波管对自行制作的铜箔量热计进行标定, 试验给出了标定系数及散差量级, 为铜箔量热计的后续应用提供了坚实的支撑。

## 1 铜箔量热计原理

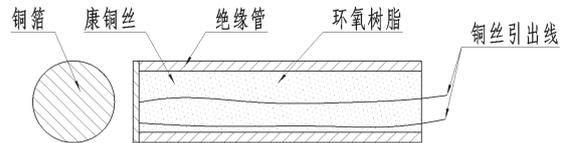


图1 铜箔量热计结构示意图

铜箔量热计结构示意图如图 1 所示, 它是由一圆形铜箔及其背面点焊的热偶丝组成, 背面绝缘管内填充环氧树脂保证铜箔的耐冲刷性。利用量热元件吸入热量, 测量量热元件的平均温度变化率, 再计算表面热流率。假定铜箔背面及侧面绝热, 则单位面积铜箔在某一时间间隔传入其中的热量应等于铜箔积蓄的热量<sup>[2][4]</sup>,

$$q \cdot \Delta t = \sum \rho c \Delta T \cdot \Delta X$$

$$q = \int_0^l \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dX$$

取极限得到:

$$q = \rho c \int_0^l \frac{\partial T}{\partial t} dx = \rho c l \frac{d\bar{T}}{dt}$$

若铜箔的热特性是均匀的，及  $\rho, c$  为常数，则可得：

$$q = \frac{\rho c l}{B} \frac{dE(t)}{dt}$$

热电偶的热电势和平均温度存在关系：

$E(t) = B\bar{T}$ ， $B$  为常数，则可得：

因此只要测出热电势的变化曲线，经过上面运算即可得到热流，试验中一组典型热流实验曲线如图 2 所示。

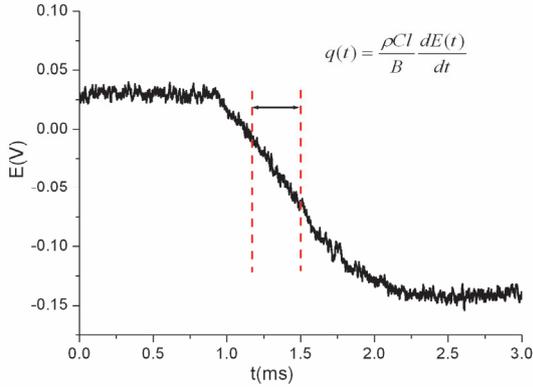


图 2 典型热流记录曲线

## 2 铜箔量热计的非理想性误差

由铜箔量热计的原理可知，我们需要知道量热元件的平均温度，但在实际测量中，平均温度是难以测量的，一般是测量某一点的温度来代替平均温度，当然这会对测量的准确性造成一定的影响；同时，热偶丝及背面环氧树脂也会吸热，造成一定的测量误差。

### (1) 背面测温误差

假定铜箔为无限大平板，正面传入恒定热流，背面绝热，则铜箔背面( $x=l$ )温度及温度变化率分布可表示为<sup>[10]</sup>：

$$T(l, t) = \frac{q_0 l}{K} \left( \frac{\alpha t}{l^2} - \frac{1}{6} - \frac{2}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n}{n^2} e^{-\frac{\alpha t}{l^2} n^2 \pi^2} \right)$$

$$\frac{dT(l, t)}{dt} = \frac{q_0}{\rho c l} \left( 1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n e^{-\frac{\alpha t}{l^2} n^2 \pi^2} \right)$$

上两式中，各自第一项分别表示为铜箔背面平均温度  $\bar{T}$  及平均温度变化率  $d\bar{T}/dt$ 。

图 3 给出的是铜箔背面温度及其变化率与平均

温度及其变化率的比值随时间的变化曲线，其中铜箔厚度选取为制作的传感器铜箔厚度， $l=0.15\text{mm}$ 。由图可知，以背面温度代替平均温度的误差随时间不断减小，但是仍然存在约 10% 左右的差别；所幸铜箔量热计并不需要获得平均温度，只需获得平均温度的变化率即可，由图可知在约  $100\mu\text{s}$  以后，以铜箔背面温度变化率来代替平均温度变化率几乎没有影响，差别小于 4%。

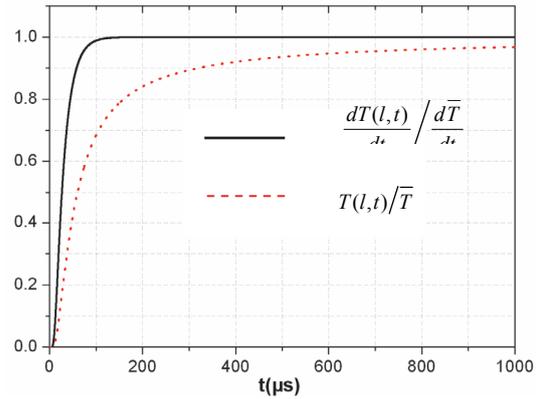


图 3 背面测温的影响

一般取

$$\frac{dT(l, t)}{dt} \bigg/ \frac{d\bar{T}}{dt} = 90\%$$

所对应的时间为响应时间，图 4 给出的是铜箔量热计的响应时间随铜箔厚度的变化，铜箔越薄，响应时间越短，受焊接工艺及灵敏度限制，铜箔厚度一般取为  $0.1\sim 0.3\text{mm}$ ，我们制作的传感器铜箔厚度为  $0.15\text{mm}$ ，响应时间约为  $60\mu\text{s}$ ，这对于毫秒量级的测热来说完全满足。

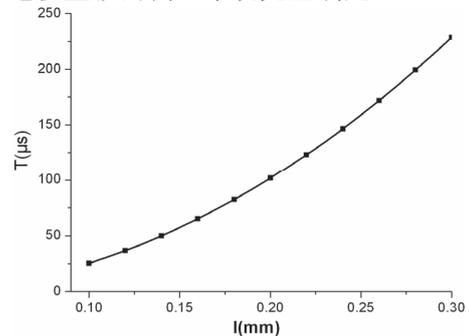


图 4 铜箔量热计相应时间随厚度变化曲线

### (2) 热偶丝及环氧树脂吸热误差

图 5 给出的是热偶丝直径对铜箔量热计测热的影响，纵轴为背面温度变化率与平均温度

变化率的比值，其中理论分析是假设铜箔为无限大平板，背后连接的热偶丝为无限长圆杆<sup>[11]</sup>。由图可知热偶丝越细，其吸热带来的影响越小，但是当时间超过 200 $\mu\text{s}$  以后，不同直径的影响基本相当，考虑到现有的工艺条件，制作的量热计热偶丝直径取为 50 微米，造成的非理想性误差约为 5%。

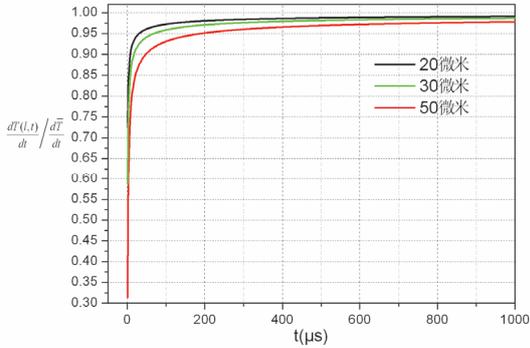


图 5 热偶丝散热的影响

图 6 给出的是环氧树脂吸热对铜箔量热计非理想性误差的影响，分析是假设铜箔为有底衬的无限大平板，恒定热流输入<sup>[5]</sup>。环氧树脂是由灌封胶和高温固化剂混合均匀后填充进绝缘管中，其混合的均匀性及填充效果对环氧树脂的热特性有着较大的影响，文献[5]中给出环氧树脂

$$\rho ck = 0.000251 \sim 0.000783 \text{Ka} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{s}^{-\frac{1}{2}}$$

由图 6 可知，环氧树脂吸热量热计测热有着较大的影响，随着时间的推移这种影响越明显，2ms 以后，它所造成的误差超过 10%，且环氧树脂的热特性对测热误差也有着较大的影响，底衬材料  $\rho ck$  越小，误差越小。

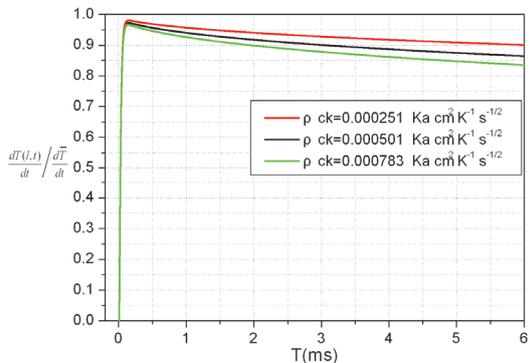


图 6 底衬材料散热的影响

### (3) 非理想性误差及散差分析

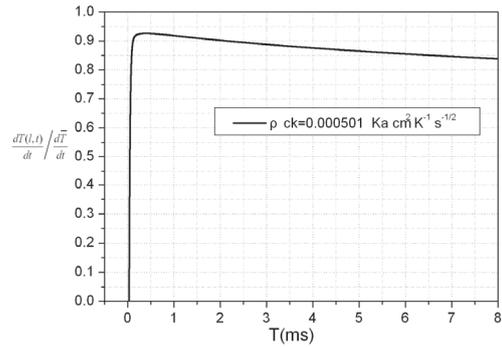


图 7 非理想性误差对传感器测热影响

综上所述，背面测温代替平均温度、热偶丝散热及环氧树脂散热对于铜箔量热计均会造成一定程度的非理想性误差，前两者的影响主要存在于测热的初始阶段，对于定常热流测量，影响传感器的响应时间，随着时间推移，两者的影响均小于 5%。环氧树脂散热的影响则较为严重且很难避免，在测热的后期其误差量级超过 10%。图 7 给出的是在综合考虑三者影响的情况下，背面温度变化率与平均温度变化率比值随测试时间的变化曲线，由于非理想性误差的影响，会造成热流的测量值比实际热流值偏小，差别约为 10%~15%，且与测试时间的长短有一定的关系。因此，铜箔量热计的应用需要限制工作时间。

制作的传感器不可避免的具有一定散差，主要来源于两个方面：一是铜箔较薄，点焊热偶丝时容易引起铜箔的变形及厚度的变化；二是环氧树脂由于混合不均及手工填充的差别所带来的热特性不均。

## 3 铜箔量热计的激波管标定

由上分析可知，铜箔量热计的测量值较实际热流值偏小，实际应用中，除限制其工作时间外，还需对热流计算公式加上修正系数  $k$ ，方能得到较为准确的热流值。铜箔量热计的散差量级也需要进行实验评估。

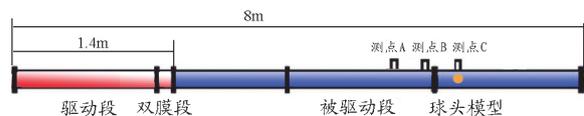


图 8 标定激波管示意图

对于自行研制的铜箔量热计，其标定是在 BF90 激波管中进行，其结构示意图如图 8 所示。

激波管总长约 8m, 试验测热模型为 R9mm 球头, 放置于内径  $\Phi 90\text{mm}$  的激波管下游。在模型前安装 A、B、C 三个压力传感器确定激波速度。高压段使用冷氢驱动, 低压段为空气, 采用双膜运行方式以保证试验状态的重复性。随机选取 4 个传感器, 每个传感器进行 2~3 轮试验, 共进行了 9 组测试试验。

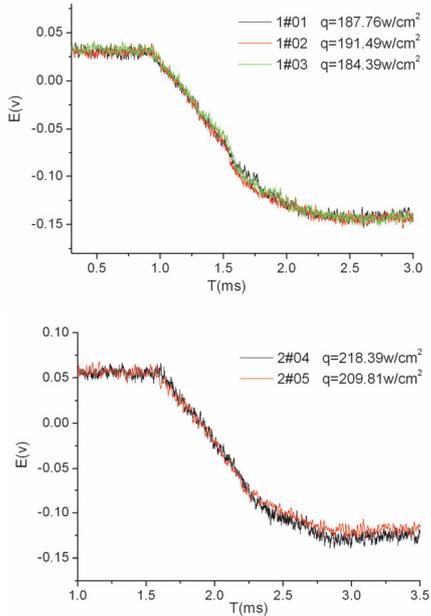


图 9 1#和 2#传感器热流曲线

其标定结果如表 1 所示, 其中理论值是通过 Fay-Riddle 公式计算<sup>[12][13]</sup>, 来流条件按照理想激波管关系式给出<sup>[4][14]</sup>。平均激波马赫数约为 3.34, 散差低于 2%, 表明试验状态的重复性良好, 可以检验测热传感器的离散度。图 9 给出的是 1#传感器和 2#传感器的热流曲线, 同一传感器的几次试验曲线基本重合, 说明单个传感器的散度非常小, 重复性较好。对于批次制作的传感器, 4 个传感器的散差低于 12%, 这种离散度对于驻点大热流测量及后续高焓风洞测热应用来说也是较为理想的。对比热流测量值与理论值, 可以发现几次试验的测量值均较理论值偏小, 这和前面的理论分析结果一致, 但是试验中测量值偏小约 20%~30%, 高于理论分析结果, 其中一个主要的原因就是理论分析没有考虑到绝缘管散热及传感器的周向散热。以理论值为基准, 通过理论值/测量值, 我们可以获得平均的修正系数  $k=1.36$ , 后续试验中, 在热

流计算公式中乘以这个修正系数将能够获得更为可靠的结果。

表 1 标定试验结果

传感器 编号	实验 序号	Ms	热流( $\text{w}/\text{cm}^2$ )	
			测量值	理论值
1#	01	3.326	187.8	269.2
	02	3.334	191.5	267.1
	03	3.340	184.4	269.2
2#	04	3.340	218.4	269.2
	05	3.307	209.8	258.5
3#	06	3.356	184.9	274.4
	07	3.345	182.1	270.7
4#	08	3.406	223.8	291.1
	09	3.339	212.8	268.9

## 4 结论

(1) 铜箔量热计作为一种厚膜热电偶, 很耐冲刷, 在驻点前缘大热流区域及毫秒量级的高焓风洞中具有较大的应用优势。

(2) 铜箔量热计的非理想性误差会导致热流的

测量值比实际热流值偏小, 且误差主要来源于底衬环氧树脂的散热。

(3) 对于研制的传感器, 单个传感器重复性相当好。批次传感器具有一定散差, 低于 12%。以理论热流值为基准, 铜箔量热计平均修正系数  $k=1.36$ 。

## 参考文献

1. 吴松. 压力传感器防热和表面热流率测量频响的提高. 中国科学院力学研究所硕士论文, 2009.
2. 徐多. 高超声速脉冲风洞模型表面热流精细化测量的探索. 中国科学院力学研究所硕士论文, 2008.
3. J. S. Gruszczynski, W. R. Warren. Measurements of hypervelocity stagnation point heat transfer in simulated planetary atmospheres. AD0404739, 1963.
4. 陈强. 激波管流动的理论和实验技术. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 1979.
5. D. L. Schultzy, T. V. Janes. Heat-transfer measurements in short-durations hypersonic facilities. AGARD-AG-165, 1973.
6. Peter H. Rose. Development of the Calorimeter Heat Transfer Gauge for Use in Shock Tubes. Review of Scientific Instruments, 1958.
7. Gulhan. Heat Flux Measurements in High Enthalpy Flows. ADP010750.

8. 唐贵明等. 激波风洞高焓流动及其驻点对流和辐射热流测量. 流体力学实验与测量, 1998
9. 俞鸿儒等. 激波风洞传热测量用的塞形铜箔量热计. 力学情报, 1976.
10. H. S. Corshaw, J. C. Jaeger. Conduction of heat in solids. Clarendon Dress, Oxford, 1986.
11. D. R. Burnett. Transient temperature measurement errors in heated slabs for thermocouples located at the insulated surface. Journal of Heat Transfer, 1961.
12. J.A.Fay , F.R.Riddell. Theory of Stagnation Point Heat Transfer in Dissociated Air. Journal of the Aeronautical Sciences, 1958.
13. John J.Bertin. Hypersonic Aerothermodynamics. AIAA Washington, DC, 1994.
14. Harry J. Davis, Herbert D. Curchack. Shock Tube Techniques and Instrumentation. AD692295, 1969.

## CALIBRATION OF THE COPPER CALORIMETER USING THE SHOCK TUBE

WANG Qiu, ZHAO Wei, TENG Honghui, JIANG Zonglin, LI Zhongfa

State Key Laboratory of High Temperature Gas Dynamics, Institute of Mechanics, C A S, No.15 Beisihuanxi Road, Beijing 100190, China

**Abstract** As a thick-film thermocouple, the copper calorimeter has the advantages of measuring high heat flux. Basing on the principle of the copper calorimeter, the non-ideal errors are analyzed with theory method. At the same time, the calibration is conducted on a shock tube. Results show that the copper calorimeter has to be calibrated before using it. The single calorimeter has good repeatability and the batch production of the sensors has the deviation of less than 12%.

**Key words** copper calorimeter, shock tube, heat flux, deviation