

# 高温高速气流总焓接触测试法对比分析

隆永胜<sup>1</sup>, 朱新新<sup>1</sup>, 袁 竭<sup>1</sup>, 石友安<sup>2</sup>, 赵顺洪<sup>1</sup>, 杨 斌<sup>1</sup>

(1. 中国空气动力研究与发展中心 超高速空气动力研究所, 四川 绵阳 621000;

2. 中国空气动力研究与发展中心 计算空气动力研究所, 四川 绵阳 621000)

**摘 要:** 发动机尾焰、燃烧加热、电弧加热器等高温高速气流总焓测量存在较大误差,采用结构优化的质量吸入水冷焓探针,标定后的驻点热流和驻点压力探针(Fay-Riddell 公式法)对高温高速气流总焓进行了对比测试。结果表明:焓值为 2.5~5 MJ/kg 时,焓探针的测试误差约为 3.38%,采用 Fay-Riddell 公式法获得焓值的误差约为 3%。焓探针与 Fay-Riddell 公式法平均偏差约为 4.65%。在地面模拟试验时采用两种测焓方法确定测试精度,对减小高温高速气流测焓误差,提高试验模拟精度具有积极的作用。

**关 键 词:** 高温高速气流; 总焓; 探针; 电弧加热器; 气动热

中图分类号: V55

文献标志码: A

## Comparative analysis on methods for contact testing total enthalpy of high temperature and high speed flow

LONG Yongsheng<sup>1</sup>, ZHU Xinxin<sup>1</sup>, YUAN Jie<sup>1</sup>, SHI Youan<sup>2</sup>,  
ZHAO Shunhong<sup>1</sup>, YANG Bin<sup>1</sup>

(1. Hypervelocity Aerodynamic Institute,

China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang Sichuan 621000, China;

2. Computational Aerodynamics Institute,

China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang Sichuan 621000, China)

**Abstract:** There exist large errors in measurement of the total enthalpy of high temperature and high speed flow, such as engine tail flame, combustion heating and arc heater. The total enthalpy of high-temperature and high-speed flow was measured by using the enthalpy probe and the heat flux-pressure probe, respectively. The enthalpy probe was the mass suction water-cooled probe with optimized structure, and the heat flux-pressure probe was based on the Fay-Riddell formula. Results indicated that when the enthalpy ranged from 2.5 MJ/kg to 5 MJ/kg, the enthalpy error tested by the enthalpy probe was about 3.38% and the error tested by the heat flux-pressure probe was about 3%. The average enthalpy deviation tested by the enthalpy probe and the heat flux-pressure probe was about 4.65%. These two methods of testing enthalpy can be used to ensure the accuracy in the ground simulation test, which can reduce the error of the tested enthalpy and improve the simulation accuracy.

**Key words:** high temperature and high speed flow; total enthalpy; probe; arc heater; aerodynamic heating

收稿日期: 2020-04-23

作者简介: 隆永胜(1972—),男,研究员,硕士,主要从事高超声速气动热及热防护研究。

引用格式: 隆永胜,朱新新,袁竭,等. 高温高速气流总焓接触测试法对比分析[J]. 航空动力学报, 2020, 35(10): 2028-2035. LONG Yongsheng, ZHU Xinxin, YUAN Jie, et al. Comparative analysis on methods for contact testing total enthalpy of high temperature and high speed flow[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(10): 2028-2035.

高超飞行器向更高马赫数发展,高温风洞流场、发动机尾焰等高速气流温度越来越高,而高温高速气流总焓的测量一直是测试领域的难题,到目前为止,虽然国内外开展了多年的研究,但是不同测试方法偏差通常达 15% 以上<sup>[1]</sup>,这对于高温风洞试验焓值的准确模拟,发动机燃烧性能评估均带来不利影响。对于气流单点位置焓值测量,非接触测量不干扰被测流场<sup>[1-4]</sup>,通过测量气流静温、速度、组分,计算气体动能、化学能和热能分项之和获得焓值线平均值,点位测量需通过多路测量解析获得,存在非平衡流动、速度误差不易控制,测试不直观和光路复杂等缺点。探针接触法可直接测试特定点位置的焓值,但对气流造成干扰,有总温探针<sup>[5-8]</sup>,Fay-Riddell 公式热流/压力探针<sup>[9]</sup>,瞬态热阻焓探针<sup>[10]</sup>、双声速喉道焓探针<sup>[11]</sup>、质量注入焓探针<sup>[12-13]</sup>和质量吸入焓探针<sup>[14-17]</sup>等。接触法测量时,高速气流与探针作用产生的激波将空气加热至高温,使气体组分发生离解和电离,激波后的松弛长度短,在驻点区域未必能达到热化学平衡。由于附面层的黏性阻力使气流速度降低并发生复合反应,复合反应伴随着能量的释放,化学能转换为热能,向探针的传热受表面催化系数影响造成测试误差。另一方面,测试探针本身的热损耗和测试敏感元件特性,并不能完全精确反应该能量的大小,因此也很难获得高精度的测试值。特定探针具有一定的使用局限,如总温探针测试精度高,但是测试温度通常在 2200 K 以下。Fay-Riddell 公式热流/压力探针适用于探针的绕流是层流、完全催化壁面,马赫数大于 2,总焓范围为 2~15 MJ/kg。瞬态热阻焓探针测试时间极短,适合于快速测试高温流场焓值分布,对单点测试误差较大。双声速喉道焓探针由于在不同的温度和流动下喉道面积无法准确确定,对测试误差难以控制。质量注入型焓探针和质量吸入焓探针结构相似,但原理不同,前者将气体注入测试探头前以降低热流,根据气体流量、热流降低量来推导焓值,质量吸入焓探针将高焓气流吸入采样管,经冷却后测量温度和流量,根据能量守恒原理计算焓值,前者需要高于流场驻点压力注入气体介质,后者为被动吸入,更便于测试。

随着马赫数为 7~10 的高马赫数飞行热环境地面模拟试验需求的增强,以及航空涡轮发动机和超燃发动机尾焰温度测试分析评估研究的需要,对 2.5~5 MJ/kg 范围的高速气流焓值高精度测量更为迫切。但该范围焓值测试技术难度大,

总温探针因气流温度太高已无法测试,采用非接触法也由于高速气流静温较低存在较大困难,测试误差较大。经综合比较,适合采用探针接触法测试。目前,不同接触测焓方法测试精度及对比研究的公开报道文献很少,本文针对水冷结构的质量吸入焓探针进行优化,同时采用基于 Fay-Riddell 公式法一体式热流/压力探针,在焓值 2.5~5 MJ/kg 的范围进行对比测试,以研究不同焓值条件下两种测试方法的测量偏差,提高焓值的测试精度,对于高温风洞流场精确模拟、提高发动机尾焰测试评估分析精度具有重要意义。

## 1 探针测焓方法

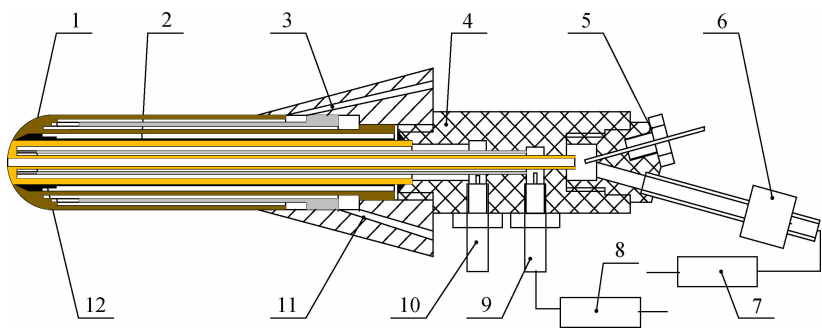
### 1.1 质量吸入水冷焓探针

质量吸入水冷焓探针由 Grey 等<sup>[17]</sup>研制,该焓探针可同时测得气体焓值、皮托压力、采样气体便于分析其组分浓度。Swank 等<sup>[18]</sup>结合质谱仪测量等离子体温度和喷速,其测量的温度最高值可达到 13 434 K,可在高焓下使用。Rahmane 等<sup>[14]</sup>结合辐射光谱系统对应用焓探头测量高温等离子体特性时的精确度及探头置入时的影响做了研究。Grey、Rahmane 等研制的水冷焓探针只有水冷采样管,采样管外面没有冷却保护外套,导致灵敏度系数不高,不利于对测试误差的控制。

本文的质量吸入水冷焓探针(以下简称焓探针)结构见图 1,焓探针采用双层水冷结构,中间设置隔热组件,防止采样管的热能散失,减少测试误差,提高了探针的灵敏度系数。由带球头或平头的水冷保护外套 1(图示直径为 16 mm),水冷采样管内套 2,隔热组件 4、12,气体流量计 7(北京七星华创 SC200D,精度 0.35% FS,FS 表示满量程)和水流量计 8(asea brown boveri 的 FEH311,精度 0.1% FS)组成。冷却水均从探针尾部进入,在头部折回尾部出口。

在采样管的冷却水进、出口、气体出口布置热电偶和阀门、流量计。水冷外夹套与采样管前端密封良好,防止高温气流进入中间夹层,造成测试值偏高。

该焓探针基于能量平衡原理采用两步进行测试:第一步探针置于高温流场,不进行气体的采样,获得流场对探针采样管端部加热导致冷却水的温升  $\Delta T_{w1}$ ;第二步将采样管截止阀打开,高温气流吸入采样管,发生充分的复合反应并与外壁测试冷却水换热,测试采样管内气体流量  $\dot{m}_g$ ,采



1 外套; 2 内套; 3 外套进水口; 4 隔热件; 5 尾气热电偶; 6 气阀; 7 气流量计; 8 水流量计; 9 内套进水管及热电偶; 10 内套出水管及热电偶; 11 外套出水口; 12 密封隔热套。

图 1 水冷焓探针结构示意图

Fig. 1 Structure diagram of water cooling enthalpy probe

样管外冷却水流量  $\dot{m}_w$  及温升  $\Delta T_{w2}$ , 由气体出口温度  $T_g$  换算气流进入焓探针前的焓值

$$h_g = c_{pg} T_g \tag{1}$$

式中  $c_{pg}$  为气体的比定压热容, 可以通过查询空气参数表。

再利用式(2)计算可获得气流进入焓探针后被冷却的焓值  $h_0$ , 式中  $\dot{m}_w$  第一步和第二步操作均保持不变,  $c_{pm}$  为冷却水比定压热容。

$$\dot{m}_g(h_0 - h_g) = \dot{m}_w c_{pm} (\Delta T_{w2} - \Delta T_{w1}) \tag{2}$$

焓探针的灵敏度系数  $k_1$  可由以下公式确定<sup>[14]</sup>:

$$k_1 = (\Delta T_{w2} - \Delta T_{w1}) \% / \Delta T_{w2} \tag{3}$$

焓探针研制时, 为了便于测试和提高灵敏度,

$\Delta T_{w2}$  应大于 5 K,  $T_g$  应小于 400 K, 需要对采样管的几何尺度及传热性能进行优化。由于采样管头部存在脱体激波, 采样管入口处的流动状态受驻点附近流动的影响, 管内的传热难以估算, 另外采样管内径小, 其直径与管壁厚度同等级, 在换热分析中, 管壁的热传导不能忽略。采用工程估算方法将引入较大误差, 通过气、液、固耦合计算分析, 对焓探针采样管内径  $D=0.6, 1.2, 2.0$  mm、壁厚  $\delta=0.3, 0.6$  mm、长度  $L=100, 150$  m, 冷却水流量  $\dot{m}_g=1, 2, 3, 4$  g/s 和相对气流流向(逆向, 顺向)4 个变量 9 种组合进行计算分析。图 2 为温度场分布图,  $p_e$  为流场静压,  $p_0$  为总压,  $T_{w,out}$  为出水温度,  $T_{w,in}$  为进水温度。

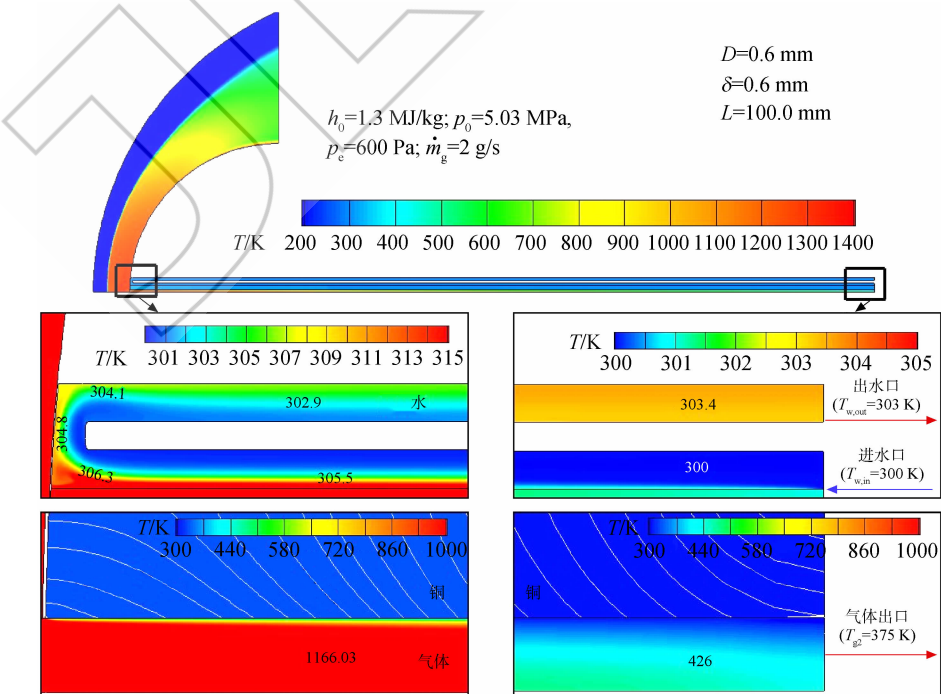


图 2 焓探针温度场分布

Fig. 2 Temperature distribution of the enthalpy probe

计算结果表明壁厚减小,固、液换热效率略有增加;气管长度增加,热交换面积增大,气/固/液的对流换热总量提高,当气管长度增加至一定长度时, $T_g$  达到优化目标。水的顺流和逆流将改变拐角区域内的换热效率,逆流时的传热系数高于顺流,其他区域内几乎不受影响。综上分析在低焓的状态,经过数值优化可得管内径为 0.6 mm,管壁厚度 0.6 mm,管长为 150 mm,冷却水流动方向为逆流。针对其他不同来流状态,可以根据该方法进行优化并更换采样管。

1.2 Fay-Riddell 公式法

高焓气流的驻点压力和驻点热流相对容易获得,再采用 Fay-Riddell 公式计算获得焓值<sup>[19]</sup>。

$$H_0 = \frac{q}{k} \sqrt{\frac{r}{p_s}} + H_w \tag{4}$$

式中  $q$  和  $p_s$  分别为驻点热流和驻点压力; $r$  为测试球头探针曲率半径; $H_w$  为壁面焓,由量热计测试的背面温度计算表面温度再换算为焓值; $k$  取常数值  $3.905 \times 10^{-4}$ 。适用于马赫数大于 2,探针的绕流是层流、完全催化壁面,无辐射效应。当总焓范围在 2~15 MJ/kg 时,该方法测试值较为准确。本文中试验喷管马赫数  $Ma=2.5$ ,量热塞为紫铜,催化壁面,测点处为层流,表面温度很低(小于 370 K),辐射效应可以忽略,因此,满足公式的测试条件。

影响 Fay-Riddell 公式法测试精度的关键是热流的测试精度,热流测试传感器通常有水卡热流计、戈登计、薄壁量热计、零点量热计等,适合于驻点压力较高的驻点热流测试传感器必须足够结实,一般选择零点和塞式量热计<sup>[20-22]</sup>,本文选择了应用广泛的塞式量热计,通过测量铜塞后端温升率计算热流

$$q = \rho c_{pm} \delta \frac{dT}{dt} \tag{5}$$

其中  $q$  为前表面热流, $T$  为塞块量热计测得温度, $t$  为时间, $dT/dt$  为后表面的温升率, $\rho$ 、 $c_{pm}$  和  $\delta$  为量热计基体材料的密度、比定压热容和长度。塞式量热计设计参照了美国标准<sup>[23]</sup>和 Mark<sup>[24]</sup> 以及其隔热结构改进的设计方法<sup>[25]</sup>。为了防止驻点压力和驻点热流分开测试带来的误差,将热流和压力设计为一体式探头结构,具体结构如图 3(a)所示。测试热流的同时测得驻点压力,驻点压力测点虽然偏离球头中心,图 3(b)中  $p_1$  为采用测压点在中心位置处的皮托压力测试曲线, $p_2$  为一体化探针上测孔偏离中心位置时皮托压力测试曲线,可见  $p_2$  略低于  $p_1$ ,可以采用球头压力分

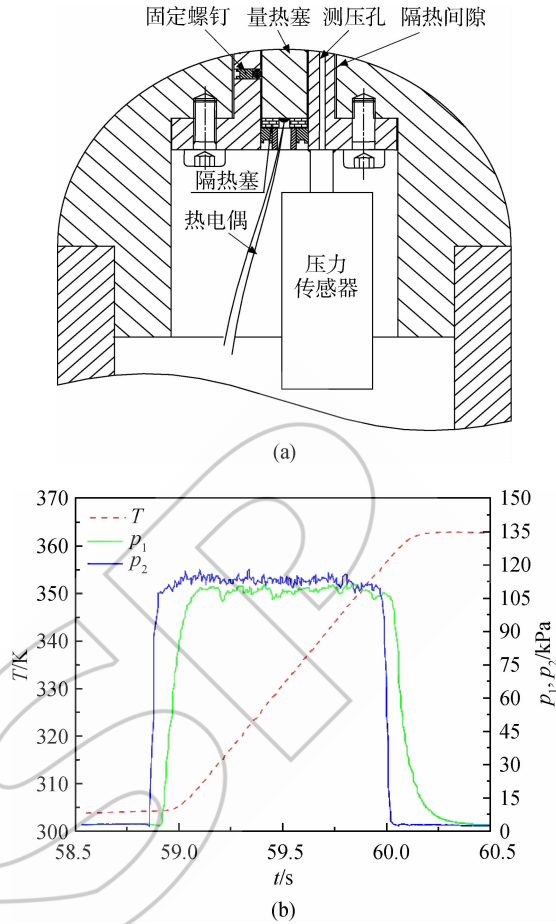


图 3 热流/压力探针结构及测试曲线  
Fig. 3 Structure of the heat flux-pressure probe and tested curves

布公式进行修正,压力修正系数为 1.048。

量热计探头安装完成后,将整个测试球头置于中国空气动力研究与发展中心的弧光灯热流标定系统标定<sup>[26]</sup>,可得其修正系数为 1.04,即计算热流时在式(5)的基础上再乘以该修正系数就是对应塞式量热计的实际测试热流。

2 试验及结果分析

2.1 试验结果

试验在中国空气动力研究与发展中心的 10 MW 管式电弧加热器上进行,电弧加热器的出口连接冷气混合室以降低和调节气流焓值,喷管喉道半径为 20 mm,出口半径为 28 mm,气流直排大气。在一个运行车次,水冷焓探针连续三次测试获得的数据曲线见图 4,对 2.5~5 MJ/kg 范围 5 个状态测试结果见表 1 所示。

本文研制的焓探针测试重复性偏差小于 3%,灵敏度系数  $k_1$  在 0.2~0.4 之间,高于 Rahmane 等<sup>[14]</sup>研制的水冷焓探针的 0.03~0.18,验证了双

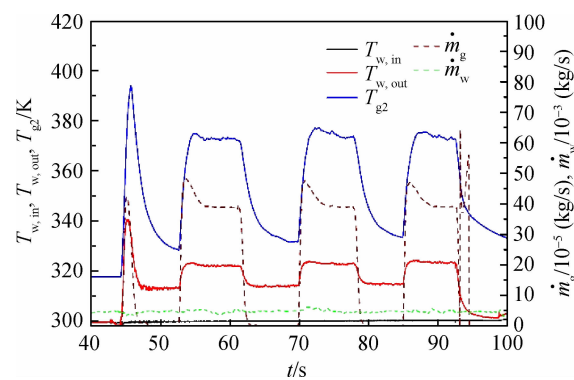


图 4 焓探针测试数据曲线

Fig. 4 Curves tested by the enthalpy probe

表 1 焓探针测试数据

Table 1 Data tested by the enthalpy probe

| 状态 | 序号 | $\Delta T_{w1}/K$ | $\Delta T_{w2}/K$ | $T_{g2}/K$ | $\dot{m}_g/(g/s)$ | $\dot{m}_w/(g/s)$ | $h_0/(MJ/kg)$ | 平均焓/<br>(MJ/kg) | 偏差/% | $k_1$ |
|----|----|-------------------|-------------------|------------|-------------------|-------------------|---------------|-----------------|------|-------|
| 1  | 1  | 285.7             | 289.8             | 312.0      | 0.0387            | 5.042             | 2.583         | 2.57            | 0.51 | 0.25  |
|    | 2  | 285.8             | 289.9             | 312.0      | 0.0383            | 5.042             | 2.542         |                 | −1.1 | 0.24  |
|    | 3  | 285.6             | 289.8             | 312.0      | 0.0387            | 5.042             | 2.583         |                 | 0.49 | 0.25  |
| 2  | 4  | 284.9             | 289.4             | 310.0      | 0.0384            | 5                 | 2.775         | 2.74            | 1.3  | 0.28  |
|    | 5  | 284.9             | 289.4             | 310.0      | 0.0383            | 5                 | 2.761         |                 | 0.8  | 0.27  |
|    | 6  | 284.8             | 289.2             | 310.0      | 0.0383            | 5                 | 2.698         |                 | −1.5 | 0.27  |
| 3  | 7  | 286.2             | 291.5             | 318.0      | 0.0382            | 4.75              | 3.104         | 3.11            | −0.2 | 0.29  |
|    | 8  | 286.1             | 291.3             | 318.0      | 0.038             | 4.75              | 3.076         |                 | −1   | 0.28  |
|    | 9  | 286.1             | 291.5             | 318.0      | 0.0387            | 4.75              | 3.141         |                 | 1    | 0.29  |
| 4  | 10 | 286.5             | 293.0             | 338.0      | 0.0387            | 5.042             | 3.913         | 3.85            | 1.6  | 0.33  |
|    | 11 | 286.8             | 293.1             | 338.0      | 0.0384            | 5.042             | 3.842         |                 | −0.2 | 0.31  |
|    | 12 | 287.0             | 293.3             | 338.0      | 0.0387            | 5.042             | 3.792         |                 | −1.5 | 0.31  |
| 5  | 13 | 286.3             | 295.1             | 346.0      | 0.0389            | 4.625             | 4.762         | 4.66            | 2.2  | 0.40  |
|    | 14 | 287.0             | 295.7             | 346.0      | 0.0389            | 4.625             | 4.678         |                 | 0.4  | 0.38  |
|    | 15 | 287.6             | 296.0             | 346.0      | 0.0390            | 4.625             | 4.539         |                 | −2.6 | 0.37  |

表 2 Fay-Riddell 公式法与焓探针测得焓值

Table 2 Enthalpy measured by the heat Fay-Riddell formula and the enthalpy probe

| 状态 | $q/(MW/m^2)$ | $p_s/MPa$ | $H_0/(MJ/kg)$ | $h_0/(MJ/kg)$ | 偏差/% |
|----|--------------|-----------|---------------|---------------|------|
| 1  | 7.19         | 0.92      | 2.589         | 2.57          | 0.73 |
| 2  | 5.98         | 0.712     | 2.502         | 2.74          | 9.5  |
| 3  | 7.11         | 0.713     | 3.285         | 3.11          | 5.3  |
| 4  | 7.79         | 0.696     | 3.604         | 3.85          | 6.8  |
| 5  | 9.18         | 0.54      | 4.7           | 4.66          | 0.9  |

层水冷套对提高灵敏度具有较好的作用。

焓探针与 Fay-Riddell 公式法的对比测试均分别在一次试验中顺序测得,探针、驻点热流/压力一体式探针均安装在横向快速送进机构上,依次送入流场进行测试,焓探针具有水冷结构,可以进行长时间的测试,一体式探针没有水冷结构,只能进行瞬态快速测试,测试时间为 1 s。表 2 为对比测试结果,在同状态下焓探针测试值  $h_0$  相对 Fay-Riddell 公式法计算值  $H_0$  最大偏差为 9.5%,最小偏差为 0.73%,平均偏差约为 4.65%,但是偏差存在较大的波动,具有不稳定的特性。

2.2 测试误差分析

焓探针的测试误差的主要来源有以下三个方面:①电弧加热器设备不同车次运行参数偏差;②探针热沉及隔热结构存在热损耗,导致测试值偏低的系统误差;③采样管冷却水、尾气流量,温度测试误差。在一次试验中,管式电弧加热器电弧根受旁路击穿效应影响,参数周期性最大波动约为 5%,但其平均波动小于 1%,这对焓探针稳态长时间测试影响较小,对 Fay-Riddell 公式法瞬态测量影响较大,表 2 的偏差一定程度上显示了这种不稳定特性。

焓探针有高温气流吸入时,前隔热件热损失增量为  $\Delta Q_1$ ,后隔热件热损失增量为  $\Delta Q_3$ ,管的沿程辐射、对流热损失增量为  $\Delta Q_2$ ,考虑热损失后能量守恒方程为

$$\dot{m}_g(h_0 - h_g) = \dot{m}_w c_p (\Delta T_{w2} - \Delta T_{w1}) + \Delta Q_1 + \Delta Q_2 + \Delta Q_3 \quad (6)$$

采样管外壁有绝热套管,在密闭空间内,对流热损失增量可忽略。采样管温度较低,面积小,其辐射热损失增量也可忽略。主要热损失为接触热传导,设前后隔热件为酚醛玻璃钢与采样管外壁的接触热阻  $R_1$  和  $R_2$  的值均为  $R$ (接触面材料与接触力相同),接触总面积为  $S$ 。采样管为铜管,假设为等温分布,有气流吸入时外壁温升增量为  $\Delta T_{c2}$ ,采样管外壁面热损耗增量比率为

$$\xi = \frac{\Delta Q_1 + \Delta Q_2}{\dot{m}_g h_0} = \frac{\Delta T_{c2} S}{R \dot{m}_g h_0} \quad (7)$$

采样管在流场中无气流吸入时输入热流为  $q$ ,采样管、冷却水平均温度为  $T_{c1}$ 、 $T_{w1}$ ,有气流吸入时热流增量为  $\Delta q$ ,这时采样管、冷却水平均温度为  $T_{c2}$ 、 $T_{w2}$ ,可得如下关系:

$$q = h_f (T_{c1} - T_{w1}) \quad (8)$$

$$(q + \Delta q) = h_f (T_{c2} - T_{w2}) \quad (9)$$

$$\Delta q = h_f (\Delta T_{c2} - \Delta T_{w2}) = \dot{m}_g (h_0 - h_g) / A \quad (10)$$

管内对流换热努塞尔数  $Nu_f$  数采用 Dittus-Boelter 公式<sup>[27]</sup> 计算

$$h_f = Nu_f \lambda / d \quad (11)$$

$$Nu_f = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.3} \quad (12)$$

$$Re = ud / \nu \quad (13)$$

$h_f$  为水与铜管的传热系数; $u$  为冷却水流速; $d$  为管径; $Pr$  为普朗特数; $\lambda$  为水导热系数; $\nu$  为水的运动黏度; $A$  为水的等效换热面积。根据文献<sup>[25]</sup>接触热阻  $R$  值约为  $1 \times 10^{-3} (\text{m}^2 \cdot \text{K}) / \text{W}$ ,

经式(10)~式(13)计算获得的  $\Delta T_{c2}$ 。

随机对其中 3 个车次的进行热损耗数值计算,从气流进入开始计算,为了方便计算和充分考虑热损耗带来的误差,设通气前隔热套温度为  $300 + \Delta T_{w1}$ ,通气平衡后采样管内壁温度为  $300 + \Delta T_{w2} + \Delta T_{c2}$ 。3 个车次的热损耗结果见表 3。由图 5 中车次 10 的采样管外壁与隔热套之间的热流变化可知,采样管与隔热套经过一段时间传热达到动态平衡,进一步分析可知温差  $\Delta T_{c2}$  和接触面积  $S$  越大、热阻  $R$  越小,热损耗越多,对误差影响越大。

表 3 焓探针采样管热损耗率  
Table 3 Heat loss of the enthalpy probe from the test pipe

| 序号 | $h_0 / (\text{MJ/kg})$ | $\Delta T_{w2} / \text{K}$ | $\Delta T_{c2} / \text{K}$ | 热损耗/W | $\xi / \%$ |
|----|------------------------|----------------------------|----------------------------|-------|------------|
| 1  | 2.583                  | 16.83                      | 20.44                      | 1.14  | 1.13       |
| 5  | 2.761                  | 16.4                       | 20.30                      | 1.15  | 1.07       |
| 10 | 3.913                  | 19.96                      | 25.67                      | 1.5   | 0.98       |

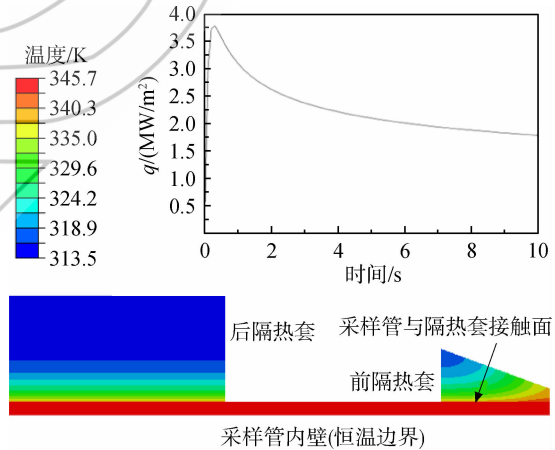


图 5 车次 10 的热损耗计算  
Fig. 5 Simulation of heat loss at No. 10 test

在传感器测试误差方面,气体流量计的测量精度为 0.35%FS,气体流量与满量程的比值为  $e_1$  ( $0.3 < e_1 < 1$ ),液体流量计的测量精度为 0.1%FS,测试水流量与满量程的比值为  $e_2$  ( $0.3 < e_2 < 1$ ),水温 T 型热电偶,其测量误差为  $e_3$  ( $0.5\% < e_3 < 1\%$ ),采样管的热损耗误差为  $e_4$  ( $1\% < e_4 < 3\%$ ),数采设备采集信号精度误差为 0.01%可忽略。则焓探针综合测试误差  $e$  由下式计算:

$$e = \sqrt{(0.35\% / e_1)^2 + (0.1\% / e_2)^2 + e_3^2 + e_4^2} \quad (14)$$

根据上述计算分析,水冷焓探针由传感器带

来的测试最大误差约为 1.57%, 考虑热损失误差总误差约为 3.38%, 具体的测试误差与测试状态和焓探针结构相关。因此, 焓探针的主要误差来源于热损失带来的系统误差, 可通过提高热阻, 减少接触面, 降低热损耗提高测试精度。

采用 Fay-Riddell 公式法通过驻点压力和驻点热流测试计算获得焓值, 其中驻点压力测试属于常规测试, 精度较高。驻点热流采用塞式量热计, 试验前经过辐射加热方式与标准戈登计进行比对校准修正, 但测试时高温气流对量热塞高动压冲击, 隔热间隙对流换热, 隔热件热传导造成的传热损失, 铜塞的热物性参数、表面催化系数随高温加热会发生改变。根据以往研究表明<sup>[25]</sup>, 塞式量热计的测试重复性误差约为 3%, 不同测试方法之间也约为 3%, 这对采用 Fay-Riddell 公式法计算焓值带来了传导误差。式(4)中的系数  $k$  是在特定自由流条件下, 基于修正牛顿流体理论集成适当的黏度、速度梯度和探针壁温计算出的无量纲参数( $Pr$  和  $Le$ )的综合系数, 取定值对不同的测试状态会带来一定的误差。式中  $H_w$  值通过量热塞表面温度  $T_w$  换算获得,  $T_w$  可通过热流  $q$  和可直接测量的背面温度  $T_b$ , 但  $T_w$ 、 $T_b$  都是瞬态变化量。在计算时, 根据不同焓值段可将  $H_w$  用不同的定值代替, 由此带来的误差不足 0.5%。因此, 采用 Fay-Riddell 公式法主要的误差来源在于热流测量的准确性,  $k$ 、 $H_w$  取值的实用性, 该方法测焓的误差的确定比热流测试误差确定更为复杂, 还需要做进一步的研究。

综上所述, 在当前焓值测试真值极其难以确定的情况下, 采用一种方法通常存在测试误差没有参照而难以判断, 如采用两种及以上不同的测试方法则可以进行相互验证, 以提高测试的可信度。

### 3 结 论

采用本文提供的方法研制的质量吸入水冷焓探针测焓时, 在 2.5~5 MJ/kg 范围, 焓探针的测试误差约为 3.38%, 焓探针的主要误差来源于热损失带来的系统误差, 可通过提高热阻, 减少接触面, 降低热损耗提高测试精度, 并通过文中的方法进行修正。通过驻点压力和驻点热流一体化探针设计, 采用 Fay-Riddell 公式法获得焓值的误差主要来源于热流的测试误差, 重复性约为 3%。焓探针与驻点热流 Fay-Riddell 公式法比较, 最大偏差为 9.5%, 最小偏差为 0.73%, 平均偏差约为

4.65%。

焓探针、Fay-Riddell 公式法测试焓值的方法可以作为当前主要的测试手段应用到高温高速气总焓接触测试中。在焓值测试误差不易分析控制, 误差较大的现状下, 采用焓探针长时间稳态测量和 Fay-Riddell 公式法测量值相互比较对照, 避免采用单一方法测试流场焓值而无法进行验证, 甚至出现较大偏差的现象, 这对风洞试验焓值的准确模拟, 发动机燃烧性能评估具有积极的作用。

### 参考文献:

- [1] PARK C, RAICHE G A, DRIVER D M. Comparison of enthalpy determination methods for arc-jet facility[J]. Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 2015, 20(4): 672-679.
- [2] MAKOTO M, KIMYA K, GEORG H. Enthalpy measurement in inductively heated plasma generator flow by laser absorption spectroscopy[J]. AIAA Journal, 2005, 43(9): 2060-2064.
- [3] MAKOTO M, KIMYA K, YOSHIHIRO A. Enthalpy measurement of inductively heated airflow[J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 2008, 45(1): 155-157.
- [4] MICHAEL W, CIDAMBI S, RICHARD C. Non-equilibrium analysis of emission spectroscopy data taken in the freestream of the NASA IHF arc jet facility[R]. AIAA 2015-2963, 2015.
- [5] DONALDSON J, COULTER S. A review of free-stream flow fluctuation and steady-state flow quality measurement in the AEDC/VKF supersonic tunnel A and hypersonic tunnel B[R]. AIAA-95-6137, 1995.
- [6] PIN O, BADIE J M, OLALDE G. Temperature diagnostics in the hypersonic flow regime: an application to develop a stagnation temperature probe[R]. AIAA-95-6114, 1995.
- [7] PIN O, BADIE J M, OLALDE G. Development of a stagnation temperature for air-hydrogen supersonic combustion flows[J]. High Temperatures-High Pressures, 2013, 27/28(4): 429-434.
- [8] GAUS R, BAR K. Investigations concerning temperature measurement and calibration purpose up to 2000°C[R]. AIAA-93-5136, 2013.
- [9] FAY J A, RIDDELL F R. Theory of stagnation point heat transfer in dissociated air[J]. Journal of the Aeronautical Sciences, 1958, 25(2): 73-85.
- [10] CONLEY H L. Enthalpy measurement in the rent facility using the AEDC transient enthalpy probe[R]. Houston: Air Force Flight Dynamics Laboratory, 1974.
- [11] 戚隆溪, 王柏懿. 高温气流总焓的测量及微型瞬时探针的研制[J]. 流体力学实验与测量, 1997, 11(1): 70-76.  
QI Longxi, WANG Boyi. Measurement methods and miniature probe for total enthalpy of high-temperature gas streams[J]. Experiments and Measurements in Fluid Mechanics, 1997, 11(1): 70-76. (in Chinese)

[12] STEFANOS F, THOMAS S, MONIKA A K. Measurement of specific enthalpy in plasma wind tunnels using a mass injection probe[R]. AIAA 97-2496, 1997.

[13] STEFAN L, ANDREAS S, STEFANOS F. Local mass-specific enthalpy measurements with a new massinjection probe[J]. Journal of Thermophysics and Heat Transfer, 2016, 30(2): 301-307.

[14] RAHMANE M, GERVAIS S, BOULOS M I. Analysis of the enthalpy probe technique for thermal plasma diagnostics[J]. Review of Scientific Instruments, 1995, 66(6): 3424-3431.

[15] 赵太泽, 王飞, 郭少峰, 等. 快速焓探针[J]. 物理学报, 2007, 56(10): 5952-5957.  
ZHAO Taize, WANG Fei, GUO Shaofeng. Rapid enthalpy probe[J]. Journal of Physics, 2007, 56(10): 5952-5957. (in Chinese)

[16] FENG Xiaozhen. Enthalpy probe technique for thermal plasma diagnostics[J]. Plasma Science and Technology, 2003, 5(4): 1909-1914.

[17] GREY J, JACOBS P F, SHERMAN M P. Calorimetric probe for the measurement of extremely high temperatures [J]. Review of Entific Instruments, 1962, 33(7): 738-741.

[18] SWANK W D, FINCKE J R, HAGGARD D C. Modular enthalpy probe and gas analyzer for thermal plasma measurements[J]. Review of Entific Instruments, 1993, 64(1): 56-62.

[19] DESIGNATION E. Standard test method for calculation of stagnation enthalpy from heat transfer theory and experimental measurements of stagnation-point heat transfer and pressure[R]. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 2005.

[20] CARNAHAN K R, HARTMAN G J, NEUNER G J. Development of TPS flight test and operational instrumentation[R]. NASA-CR-147845, 1975.

[21] SCHULTZ D L, JONES T V. Heat-transfer measurements in short-duration hypersonic facilities[R]. Advisory Group for Aeronau-tical Research and Development, AGARD-AG-165, 1973.

[22] American Society of Testing Materials. Standard test method for measuring extreme heat-transfer rates from high-energy environments using a transient, null-point calorimeter[R]. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1996.

[23] American Society of Testing Materials. Standard test method form measuring heat-transfer rate using a thermal capacitance (slug) calorimeter[R]. American Society for Testing and Materials, ASTM-E457-08, 2008.

[24] MARK S D. The design and use of calorimeters for characterization of high enthalpy flows in arc-heated test facilities [R]. AIAA 2002-5236, 2002.

[25] 朱新新, 杨庆涛, 王辉, 等. 塞块式量热计隔热结构的改进与试验分析[J]. 实验流体力学, 2018, 32(6): 36-42.  
ZHU Xinxin, YANG Qingtao, WANG Hui, et al. Improvement of heat insulation structure in the slag calorimeter and test analysis[J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2018, 32(6): 36-42. (in Chinese)

[26] 朱新新, 王辉, 杨庆涛, 等. 弧光灯热流标定系统的光学设计[J]. 光学学报, 2016(11): 234-240.  
ZHU Xinxin, WANG Hui, YANG Qingtao, et al. Optical design of arc lamp heat flux calibration system[J]. Acta Optica Sinica, 2016(11): 234-240. (in Chinese)

[27] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 第 4 版. 北京: 高等教育出版社, 2006.

(编辑: 张 雪)