

DOI: 10.19650/j.cnki.cjsi.J2108335

基于热电偶的低速风洞气流温度误差补偿方法

杨兆欣, 顾正华, 张文清, 曾 星

(中国空气动力研究与发展中心设备设计与测试技术研究所 绵阳 621000)

摘 要: 低速风洞气流温度数据质量是影响风洞流场品质的关键, 针对热电偶测量导热误差和辐射误差补偿方法开展了专项研究。具体基于传热学基本原理, 开展了基于热电偶丝浸入长度定值导热误差补偿方法、周围温度相对变化率定值辐射误差补偿方法研究, 得到了热电偶浸入长度和周围温度相对变化率与温度测试误差之间定量关系的仿真结果。为了对于误差机理分析和仿真结果进行验证, 开展了风洞验证试验。试验结果表明: 热电偶浸入误差实测结果与理论仿真结果基本一致, 周围温度相对变化率 $\omega < 1$, 可以降低温度测量辐射误差对于温度均匀性影响 7.12 倍。所提方法对于气体介质条件下热电偶工程应用提供了有益探索和技术依据。

关键词: 热电偶; 导热误差; 辐射误差; 气流温度

中图分类号: TH81 V211.71 **文献标识码:** A **国家标准学科分类代码:** 460.4020 470.2010

The error compensation method of the low-speed wind tunnel flow temperature based on the thermocouple

Yang Zhaoxin, Gu Zhenghua, Zhang Wenqing, Zeng Xing

(Facility Design and Instrumentation Institute of China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang 621000, China)

Abstract: The quality of flow temperature data in the low-speed wind tunnel is the key to the character of the flow field of the wind tunnel. This article carries out special research on the compensation method of thermal conductivity error and radiation error in thermocouple measurement. Based on the basic principles of heat transfer, research is implemented on the method of the thermal conductivity error compensation with the fixed value of the immersed length of the thermocouple wire and the method of the radiation error compensation with the fixed value of relative change rate of the surrounding temperature. Simulation results of the quantitative relationship between the immersed length of the thermocouple, the relative change rate of the surrounding temperature, and temperature error are obtained. To evaluate the error mechanism analysis and simulation results, a wind tunnel validation test is carried out. Test results show that the measured thermocouple immersion error results are consistent with the theoretical simulation results, and the relative change rate of surrounding temperature $\omega < 1$ can significantly reduce the influence of temperature measurement radiation error, which can reduce the influence of temperature measurement radiation error on temperature uniformity by 7.12 times. The method presented in this article provides useful exploration and technical basis for the engineering application of the thermocouple in gas medium.

Keywords: thermocouple; heat conduction error; radiation error; low-speed airflow

0 引 言

低速风洞是试验段气流马赫数在 0.8 以下的风洞类型, 是开展运输机、民航客机、直升机、战斗机、大型运载火箭、高速列车、汽车、风力机等地面空气动力学试验的主要依托设备, 具有极为重要的战略地位^[1-3]。其中, 风

洞气流温度精确测试技术是影响风洞流场性能的关键。热电偶是进行空气动力学试验温度参数精确测量的重要仪器^[4-7]。特别是对于风洞部件截面温度场均匀性测量, 需要进行大规模测点布置, 由于热电偶成本低廉、结构简单、量程覆盖范围广, 在空气动力学试验中发挥着不可替代的作用^[8-11]。同时, 由于热电偶存在易受测量环境影响、输出电压幅值较小、需要冷端补偿等问题, 需要对于

热电偶使用测量环境、接线方式、安装条件等因素进行全面考虑、细致设计,才能保证温度参数测量精度^[12-15]。

针对低速风洞气流条件下,空气动力学试验温度测量误差评价问题,本文主要考虑热电偶由于传热条件造成的导热误差和辐射误差。基于基本原理、误差分析、补偿方法研究和数值仿真,对热电偶测量误差进行梳理和总结,并通过风洞试验验证对于机理分析和仿真结果进行试验验证,得到了低速风洞流场条件下热电偶使用及安装条件的依据,从而为空气动力学试验高精度温度测量提供技术参考。

1 基本原理

热电偶基于热平衡机理实现温度测量,当热电偶所置温度流场中流体温度与热电偶测量端温度达到动态平衡状态时,可以基于热电偶测量端温度表征被测介质温度^[16-18]。热电偶测量端除了与流体介质进行热交换外,还与周围环境之间进行热交换,热电偶测量端会沿着导线、支杆向冷端传热,造成测量端的热损,同样会影响热电偶和被测介质之间的平衡状态。热电偶测量端与周围流体环境之间的传热效应愈强,被测流体气流温度与热电偶测量端温度的差异就愈大,这种情况下,仍以热电偶指示温度表示气流温度,将引入较大误差,即为导热误差^[19]。此外,由于风洞内部结构复杂,会通过辐射的方式对热电偶测量端温度产生影响。由于与周围环境之间的辐射换热效应而导致的热电偶测量端温度偏离有效温度的量值误差即为热电偶测量辐射误差^[20]。为了较为全面地评估气流温度、热电偶冷端温度对于测量误差的影响,对热电偶相对测量误差作如下定义:

$$e_n = \frac{\Delta T_m}{\Delta T_{g-c}} \times 100\% \quad (1)$$

$$\Delta T_m = |T_g - T_s|$$

$$\Delta T_{g-c} = |T_g - T_c|$$

式中: e_n 为热电偶测量相对误差,表征热电偶测量准确程度, ΔT_m 为热电偶测量绝对误差, ΔT_{g-c} 为介质温度与冷端温度的差异, T_g 为气流温度, T_s 为热电偶测量端温度, T_c 为热电偶冷端温度。

2 测量误差补偿机理

2.1 热电偶测量导热误差补偿

热电偶测量导热误差的主要因素及来源包括:流场中热电偶偶丝浸入长度、热电偶冷端温度差异、热电偶安装方式等^[21],本文主要针对偶丝浸入长度导致热电偶测量误差进行分析(简称为浸入误差)。

在热电偶工程应用中,通常由于测量条件限制,无法将偶丝完全插入到被测介质中,导致热电偶支杆、封装外壳和热电偶丝为热流散热提供持续传导路径,流体介质与温度环境外部之间的温度差,为热量传递提供了传导方向与传导驱动力,使得热电偶测量端平衡温度与介质实际温度存在差异,形成测量误差。热电偶轴向空间温度分布示意图如图1所示。

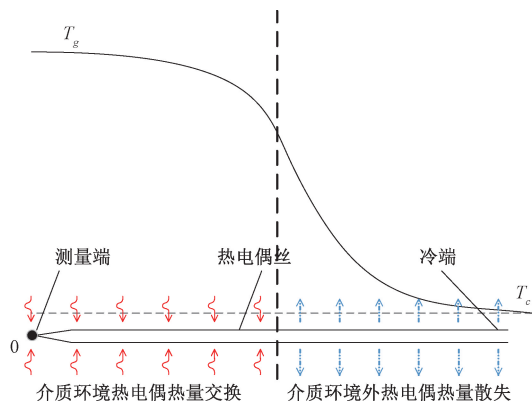


图1 热电偶轴向温度分布示意图

Fig. 1 The axial temperature distribution schematic diagram of the thermocouple

如图1所示,整个热电偶丝温度轴向空间分布曲线沿着热电偶轴向沿程的变化是连续的。其中热电偶测量端置于被测介质主流区域内(边界层以外区域),测量端温度与被测介质温度接近,同时冷端温度与外部环境温度接近。在实际测量中,热电偶测量端的部分温度损失可以通过流体介质传热进行补偿,其余由于热电偶偶丝导热造成的温度损失则依赖于沿着热电偶的温度梯度变化。因此,热电偶置于高温流场的部分越多,温度变化量越少。由式(1)及图1可以得到当 $T_s = T_g$ 时, e_n 达到最小值 $e_n = 0$; 当 $T_s = T_c$ 时, e_n 达到最大值 $e_n = 1$ 。

热电偶相对测量误差与热电偶丝浸入长度关系式:

$$e_n = K \cdot \exp\left(\frac{-L}{D_{eff}}\right) \quad (2)$$

$$D_{eff} = k \cdot d$$

式中: D_{eff} 为热电偶丝有效直径, d 为热电偶丝实际直径, L 为热电偶浸入长度, K 为接近于1的常数(本文中为了计算方便,设 $K = 1$), k 为比例系数。

式(2)中,参数 D_{eff} 的大小依赖于热电偶和被测介质之间的热阻和热容量以及热电偶本身特性。当被测介质为油浴,且被充分扰动,的情况下, $k \approx 1$ 。当介质是未扰动流,由于边界效应,将会存在一个额外的热阻,将会导致比例系数 k 值增大。如图2所示,为 e_n 与 L/D_{eff} 之间的关系曲线。

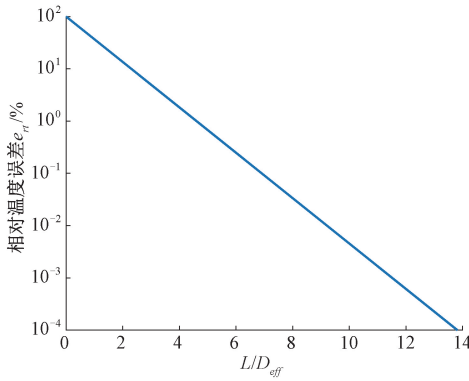


图2 L/D_{eff} 与 e_r 之间关系曲线

Fig. 2 The relation curve between L/D_{eff} and e_r

为了研究热电偶有效直径的定量评估方法,假设在同一实验中采用3支热电偶,浸入具有均匀温度的介质中,偶丝浸入深度分别为 L_1 、 L_2 、 L_3 ,且满足: $L_2 - L_1 = L_3 - L_2 = \Delta L$,3支热电偶的响应温度分别为 T_1 、 T_2 、 T_3 ,可以有如下关系:

$$\begin{aligned} T_1 &= T_g - \Delta T_{m1} \\ T_2 &= T_g - \Delta T_{m2} \\ T_3 &= T_g - \Delta T_{m3} \end{aligned} \quad (3)$$

由式(3)可得:

$$T_2 - T_1 = \Delta T_{m1} - \Delta T_{m2} = -\Delta T_{g-c} \cdot \exp\left(\frac{-L_1}{D_{eff}}\right) \cdot \left[\exp\left(\frac{-\Delta L}{D_{eff}}\right) - 1\right] \quad (4)$$

$$T_2 - T_3 = \Delta T_{m3} - \Delta T_{m2} = \Delta T_{g-c} \cdot \exp\left(\frac{-L_2}{D_{eff}}\right) \cdot \left[\exp\left(\frac{-\Delta L}{D_{eff}}\right) - 1\right] \quad (5)$$

由式(5)与(4)进行加法运算可得:

$$2T_2 - T_1 - T_3 = \Delta T_{g-c} \cdot \exp\left(\frac{-L_1}{D_{eff}}\right) \cdot \left[\exp\left(\frac{-\Delta L}{D_{eff}}\right) - 1\right]^2 \quad (6)$$

由式(4)和(6)可得:

$$\Delta T_{m1} = \frac{(T_2 - T_1)^2}{2T_2 - T_1 - T_3} \quad (7)$$

并且:

$$D_{eff} = \frac{\Delta L}{\ln[(T_g - T_1)/(T_g - T_2)]} \quad (8)$$

由式(7)和(8)可以确定热电偶测量浸入误差和偶丝的有效直径。热电偶均采用丝径为0.5 mm的K型热电偶,分别在水浴和油浴流体介质条件进行实验。热电偶浸入长度与相对浸入误差之间的实测数据以及拟合曲线如图3所示。

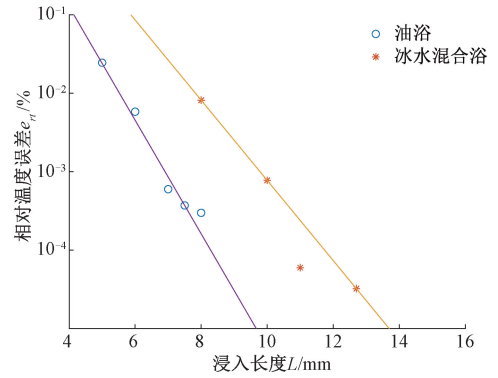


图3 不同介质条件下 L/D_{eff} 与 e_r 关系对比曲线

Fig. 3 The relational contrast curve between L/D_{eff} and e_r with different medium

通过对测量数据结果的曲线拟合,在油浴中 e_r 的拟合曲线变化与图2很接近,即可以说明 D_{eff} 的大小与热电偶实际尺寸基本吻合,与预测结果一致;而对冰水混合浴的测量结果拟合曲线位于油浴条件下拟合曲线的右侧,对应较大的 D_{eff} 。

对于空气介质而言,导热系数比水浴或油浴介质小得多,会在流体介质边界层会造成额外的热阻。导致出现远大于实际热电偶丝径的有效热电偶丝径。为了准确评估空气介质中热电偶有效直径,我们通过一个循环结构腔开展评估试验,该腔体内为空气介质,通过气体循环流动保证温度均匀性,腔体内置高精度温度传感器建立温度量值基准,分别将三支偶丝直径为0.5 mm的K型热电偶插入腔体内不同深度,试验结果数据如表1所示。

表1 空气介质热电偶有效直径测试数据表

Table 1 The spreadsheet of the thermocouple effective diameter test data in the air

序号	偶丝浸入长度/mm	浸入误差结果/℃
1	20	86.8
2	35	64.6
3	50	48.2

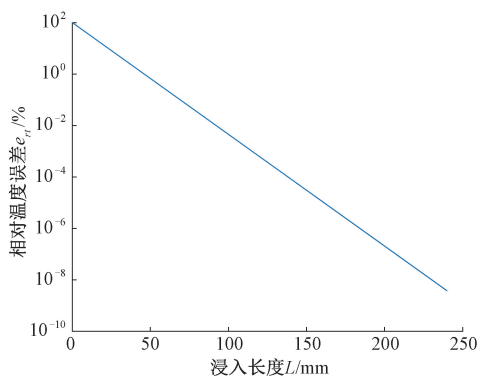
由表1测试数据结果,根据式(8)可以得到:

$$D_{eff} = 0.051 \text{ mm} \quad (9)$$

$$k = \frac{D_{eff}}{d} = 10.25 \quad (10)$$

基于式(10)结果,可以绘制空气介质热电偶浸入长度与相对温度误差关系曲线,如图4所示。

在热电偶工程应用中,测试条件的复杂性导致针对特定类型测试误差精确补偿较为困难。基于图4所示结论,则可以为有效补偿相对温度测量浸入误差,提供可靠定量依据。由图4可知,欲使热电偶浸入误差在1%以

图4 在空气介质条件下 L 与 e_r 之间关系曲线Fig. 4 The relation curve between L and e_r in the air

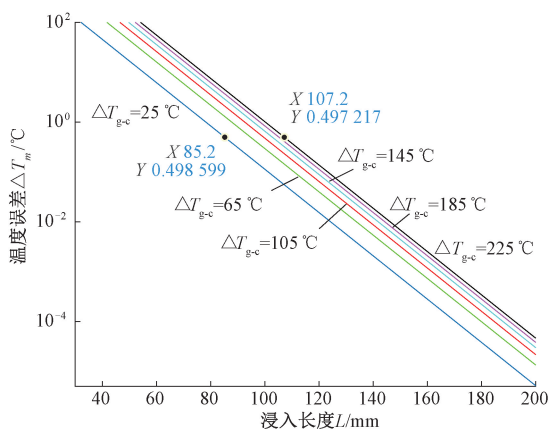
下,必须使得热电偶浸入长度在 45 mm 以上;欲使热电偶浸入误差在 0.1% 以下,必须使得热电偶浸入长度在 70 mm 以上。

随着介质温度与冷端温度差的不断变化,会导致浸入误差 ΔT_m 产生相应的变化。在空气介质条件下,假设介质温度与冷端温度差以如下规律变化:

$$\Delta T_{g-c} = \Delta T_0 + 40 \cdot i, \Delta T_0 = 25^\circ\text{C}, i = 0, 1, \dots, 6 \quad (11)$$

式中: ΔT_0 为 ΔT_{g-c} 数据序列初始值。

可以得到在空气介质条件下,热电偶温度测量浸入误差曲线如图 5 所示。

图5 L 与 ΔT_m 之间的关系曲线Fig. 5 The relation curve between L and ΔT_m

如图 5 所示可知,在空气介质条件,欲使温度浸入误差在 0.5°C 以内,在 $\Delta T_{g-c} = 25^\circ\text{C}$ 时,热电偶浸入长度为 $L = 85.2$ mm,而在 $\Delta T_{g-c} = 225^\circ\text{C}$ 时,热电偶浸入长度为 $L = 107.2$ mm。

2.2 热电偶测量辐射误差补偿方法

热电偶测量辐射误差是指热电偶测量端温度由于与周围环境之间的辐射换热效应而导致的偏离有效温度的量值误差^[22]。通过热电偶温度响应信号对热电偶测量

的辐射误差进行评估是不容易的。因为,对于辐射误差的量化评估并不是以单一参数为基础的,而是包括比如热电偶测量端球状属性(发射率),火焰或者流体属性(温度和发射率)以及在热电偶测量端附近的对流传热状态等多参数有关的综合评估结果。

通过热电偶响应温度对辐射误差进行估计的理论模型是以 Pitts, Richard 和 Peacock 等提出的裸丝热电偶理想的热传递模型为基础的^[23]。在稳态条件下,基于球形热电偶测量端的辐射与导热能量平衡条件,可以导出如下等式:

$$Q_{conv} = Q_{rad} \quad (12)$$

式中: Q_{conv} 为导热能量, Q_{rad} 为辐射能量。

由式(12)可得:

$$h \cdot (T_g - T_s) = \varepsilon_b \cdot \sigma \cdot (T_s^4 - T_{sur}^4) \quad (13)$$

式中: T_{sur} 为热电偶周围环境温度。

由式(13)可知,在热电偶物理特性固定的条件下,热电偶测量端的温度 T_s 是 T_g 、 T_{sur} 的函数,为了可以定量对热电偶温度测量辐射误差进行评估,我们通过模型仿真与实测数据结合的研究方法,通过变量设定组合,对于 T_g 与 T_s 的差异性量化分析进行研究。

假设空气介质温度以如下规律进行变化:

$$Tg_i = Tg_0 + 162 \cdot i, Tg_0 = 28^\circ\text{C}, i = 0, 1, \dots, 6 \quad (14)$$

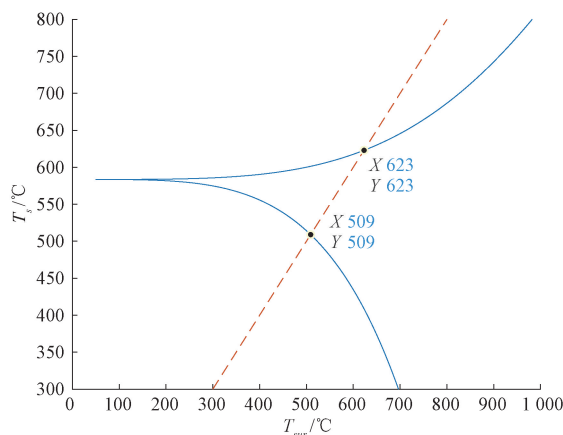
随着周围温度 T_{sur} 的增长,测量端温度 T_s 随之变化,由式(13)可知,当:

$$T_g < \frac{\varepsilon_b \sigma}{h} T_s^4 + T_s \quad (15)$$

热电偶测量端的辐射与导热能量平衡过程中,热电偶辐射占有主导作用,那么对于式中 T_{sur} 的解为实数解。

$$T_g \geq \frac{\varepsilon_b \sigma}{h} T_s^4 + T_s \quad (16)$$

热电偶测量端的辐射与导热能量平衡过程中,热电偶热传导占有主导作用,那么对于式中 T_{sur} 的解为复数解。将各种解的情况绘制于图 6 所示。

图6 T_{sur} 与 T_s 关系曲线Fig. 6 The relation curve between T_{sur} and T_s

如图6所示,在辐射主导过程中,随着周围温度 T_{sur} 的增长,热测量端温度随之剧烈增长,在曲线的起始阶段,由于 $T_{sur} < T_g$,以及辐射和导热作用,热电偶温度 $T_s < T_g$;当 $T_{sur} = T_g = 623^\circ\text{C}$ 时,腔体内温度处于平衡状态。将图6中 $T_{sur} = 623^\circ\text{C}$ 的坐标点称为辐射平衡点;当 $T_{sur} > T_g$ 时,腔体内温度处于平衡状态被破坏, T_{sur} 超越 T_g 成为热电偶温度补偿的首要来源,在辐射平衡点位置之后, T_s 随着 T_{sur} 的增大而急剧上升。因此热电偶响应温度对应的辐射误差也随之增长。

在热传导主导过程中,随着周围温度 T_{sur} 的增长,将 $T_{sur} = 509\text{ K}$ 对应点称之为导热平衡点,并且在导热平衡点位置之后, T_s 随着 T_{sur} 的增大而急剧降低。因此,如果没有周围温度 T_{sur} 的辐射影响,将会导致热电偶测量端温度急剧降低。

由式(13)可以解出 T_s 以及与流体温度之间的误差,分别绘制于图7和8中:

如图8所示,热电偶辐射误差随着周围温度 T_{sur} 单调递增,为了说明热电偶辐射误差变化梯度与周围温度之间关系,定义周围温度相对变化率为:

$$\omega = \frac{\Delta T}{TZ_{sur}} \quad (17)$$

式中: ΔT 为周围温度变化量,这里设 $\Delta T = 200^\circ\text{C}$, TZ_{sur} 为满足 $T_s = T_{sur}$ 时的 T_{sur} 值。

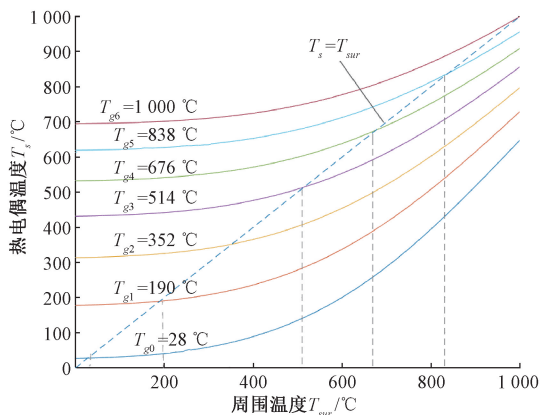


图7 T_{sur} 与 T_s 之间关系随 T_g 变化曲线族

Fig. 7 The curve family of T_{sur} and T_s with T_g changing

TZ_{sur} 对应如图7中曲线族与等比例函数交点的横坐标,满足 $T_{sur} = T_s$ 。对式(21)描述周围温度变化量进行等值递推,可以得到 ω 与 e_r 之间关系曲线,如图9所示。

由图9可见,在 $\omega < 1$ 的范围内, e_r 随 ω 变化梯度呈递减趋势,且在 $\omega = 1$ 时达到最小值,即 e_r 达到局部最小值,在 $\omega \in [0, 1]$ 区间内,热电偶辐射误差 $e_r \leq 23\%$;在 $\omega \in [1, 8]$ 区间内, e_r 随 ω 变化单调增加,且变化梯度呈直线趋势上升。由此可见,在 ω 变化区间内,有且仅有一个不稳定局部极值点位于横坐标为 $\omega = 1$ 点位置,而该点

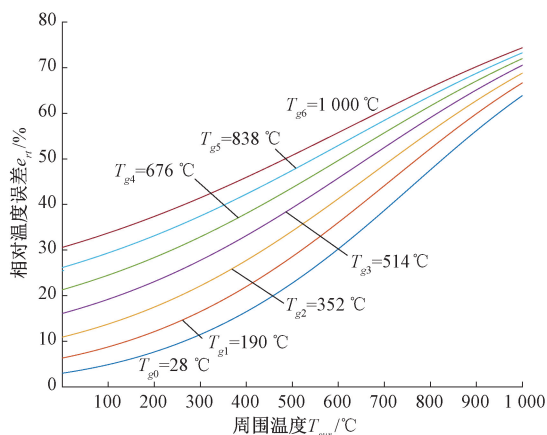


图8 T_{sur} 与 e_r 之间关系随 T_g 变化曲线族

Fig. 8 The curve family of T_{sur} and e_r with T_g changing

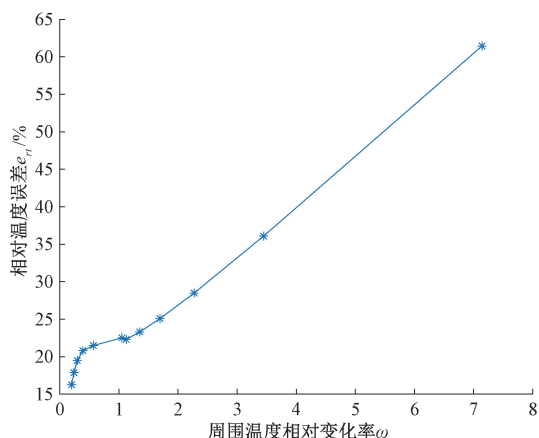


图9 ω 与 e_r 之间关系曲线

Fig. 9 The relation curve between ω and e_r

对应热电偶辐射误差对于实际温度测量结果产生不可忽略的误差,因此,在实际应用中,热电偶必须在周围温度与介质流体之间温度差在满足 $\omega \leq 1$ 条件下使用。

3 风洞试验验证

风洞试验验证主要包括两方面内容:导热误差相关性影响验证、辐射误差相关性影响验证。验证试验在风洞稳定段流场环境开展,该部段具有流场均匀性好、流速低(不大于 20 m/s)、尺度较大等优点。风洞气动轮廓及验证试验测试点安装示意图如图10所示。

在风洞稳定段测试位置,通过设置距风洞内壁面不同长度的同规格热电偶,建立评估热电偶浸入误差、辐射误差的试验条件。具体方法采用温度测量排架的结构形式,如图11所示。排架为梳状结构且为减小流场损失设计为流线形,热电偶迎气流方向安装,依托温度排架支撑固定,根据温度测量空间分辨率要求设置温度排架安装热电偶数量。

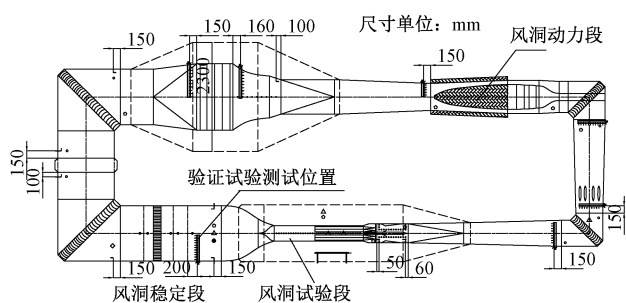


图10 风洞气动轮廓图

Fig. 10 The aerodynamic profile diagram of the wind tunnel

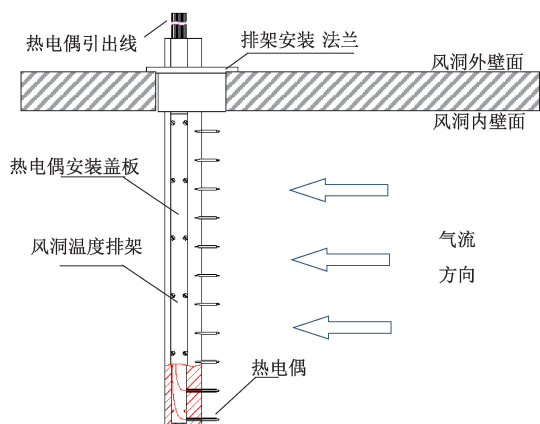


图11 风洞温度排架安装示意图

Fig. 11 The installation diagram of the wind tunnel temperature rack

3.1 热电偶导热误差相关性影响验证

根据验证试验实际需要,温度排架热电偶测点与风洞内壁面距离(即热电偶浸入长度)分别为:L1=40 mm、L2=80 mm、L3=120 mm、L4=160 mm、L5=200 mm、L6=240 mm。风洞试验是在总压150 kPa,总温200 K,马赫数0.3工况下进行的。各测点的响应曲线如图12所示。

如图12所示,温度分布与热电偶浸入流场介质长度相关性较强,热电偶浸入长度越长温度幅值越低。按照本文第2.1节1)部分结论,L6距离位置测试结果最接近流场温度真值。我们以L6距离位置测试结果为基准,将图12测试结果与浸入长度关系曲线与图4进行对比,如图13所示。

如图13所示,浸入长度与相对温度误差实测曲线与理论曲线具有较好的吻合度。排架温度测点距离风洞内壁面距离大于80 mm的测点位置,温度分布较为集中,可以说明具有较好的温度均匀性。在排架温度测点距离风洞内壁面距离小于80 mm的测点位置,温度偏移较大,主要是由于热电偶在风洞流场内插入深度不够所致,在插

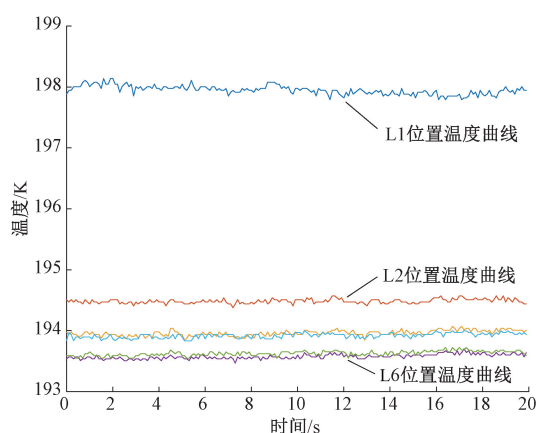


图12 稳定段温度排架响应曲线图

Fig. 12 The temperature rack response curve of the wind tunnel settling chamber

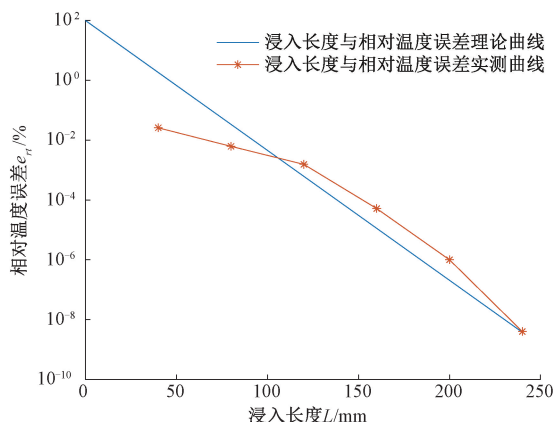


图13 浸入长度与相对温度误差理论与实测对比图

Fig. 13 The comparison diagram of theoretical and measured error relation between immersion length and relative temperature

入深度达到80 mm的位置,导热误差已经达到较小的量值水平,与上述分析结论基本一致,可以验证浸入长度与相对温度误差理论结果。

3.2 热电偶辐射误差相关性影响验证

风洞实际运行时,根据试验需要可以实现温度阶梯的实时精确控制。在气流总温降温控制过程中,气流温度实际低于热电偶环境温度。由图7可知,会存在较为明显的辐射误差。对于风洞流动控制而言,可以通过控制总温参数变化梯度和总温流场稳定时间,实现对 ω 参数的控制,进而实现辐射误差的补偿。其中,总温参数变化梯度对应于式(17)中 ΔT ,总温流场稳定时间可以保证 T_{sur} 与 T_s 量值尽可能接近,在降温过程中,则使得 T_{sur} 进一步降低。

风洞试验在总压 150 kPa, 总温 200 K, 马赫数 0.4, 对应于式(17)中 $TZ_{sur} = 2.58^{\circ}\text{C}$, 降温速率以 $\Delta T = 5.5^{\circ}\text{C}$, 即 $\omega = 2.13$ 条件下的测量结果如图 14 所示。

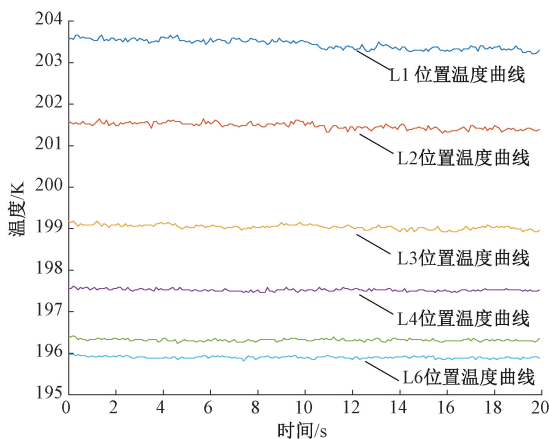


图 14 稳定段温度测量结果

Fig. 14 The temperature measurement results of the wind tunnel settling chamber with the condition of $\omega = 2.13$

风洞试验在总压 150 kPa, 总温 150 K, 马赫数 0.4, 对应于式(17)中 $TZ_{sur} = 2.05^{\circ}\text{C}$, 降温速率以 $\Delta T = 1.5^{\circ}\text{C}$, 即 $\omega = 0.73$ 条件下的测量结果如图 15 所示。

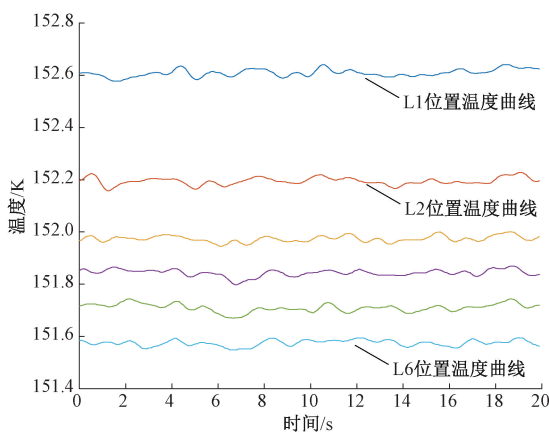


图 15 稳定段温度测量结果

Fig. 15 The temperature measurement results of the wind tunnel settling chamber with the condition of $\omega = 0.73$

由图 14 和 15 可知, 通过流场条件匹配得到的 $\omega > 1$ 条件下的温度均匀性分布范围跨度最大值为 7.77°C , $\omega < 1$ 条件下的温度均匀性分布范围跨度最大值为 1.09°C , 温度均匀性能参数提高了 7.12 倍。可知在 $\omega < 1$ 条件下, 可以有效减小辐射误差对于温度均匀性评价结果的影响。

4 结 论

热电偶测量导热误差和辐射误差是低速风洞气流温度测试的重要误差来源。本文对热电偶测量导热误差和辐射误差的形成机理进行了分析, 并基于传热学原理对于误差量值进行了数值仿真, 结合风洞试验手段对于数值仿真结果开展了验证试验。试验结果表明: 热电偶浸入误差实测结果与理论仿真结果基本一致, 周围温度相对变化率 $\omega < 1$, 可以显著降低温度测量辐射误差影响, 与仿真结果吻合程度较好。文中所提方法可以为低速风洞气流温度工程测试提供技术依据, 并对其他领域气体温度热电偶工程应用提供借鉴参考。

参考文献

- [1] 欧巧凤, 肖佳兵, 陈垚锋, 等. 直升机桨叶挥舞量的全场景视觉测量及分析[J]. 仪器仪表学报, 2021, 42(1): 146-156.
OU Q F, XIAO J B, CHEN Y F, et al. Full-scene measurement and analysis of helicopter blade flaps based on vision [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2021, 42(1): 146-156.
- [2] 刘笃喜, 覃秋霞, 王新刚, 等. 基于正交实验的大气静压精密测量静压管设计[J]. 仪器仪表学报, 2014, 35(2): 360-367.
LIU D X, TAN Q X, WANG X G, et al. Design of static pressure tube for precision air static pressure measurement based on orthogonal test design method [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2014, 35(2): 360-367.
- [3] 杨双龙, 周全, 徐科军. 杆式风洞应变天平动态解耦-补偿[J]. 仪器仪表学报, 2011, 12(7): 1598-1605.
YANG SH L, ZHOU Q, XU K J. Dynamic decoupling-compensation for bar-shaped wind tunnel strain gauge balance [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2011, 12(7): 1598-1605.
- [4] 杨兆欣, 顾正华, 曾星, 等. 热电偶级联系统动态性能评估方法研究[J]. 仪器仪表学报, 2020, 41(11): 74-81.
YANG ZH X, GU ZH H, ZENG X, et al. Study on dynamic characteristics evaluation method of the cascade thermocouple system [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2020, 41(11): 74-81.
- [5] 崔云先, 薛帅毅, 周通, 等. 薄膜瞬态温度传感器的

- 制备及性能研究[J]. 仪器仪表学报, 2017, 38(12): 3028-3035.
- CUI Y X, XUE SH Y, ZHOU T, et al. Fabrication and performance analysis of thin film transient temperature sensor [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2017, 38(12): 3028-3035.
- [6] 吴朋, 林涛. 基于 QGA-SVM 的铠装热电偶传感器辨识建模研究[J]. 仪器仪表学报, 2014, 35(2): 343-349.
- WU P, LIN T. Research on identification modeling of sheathed thermocouple sensor based on hybrid QGA-SVM [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2014, 35(2): 343-349.
- [7] 曾祥辉, 齐乐华, 肖渊, 等. 均匀液滴喷射过程中温度的测量及计算[J]. 仪器仪表学报, 2011, 32(1): 93-98.
- ZENG X H, QI L H, XIAO Y, et al. Droplet temperature measurement and calculation during spray process [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2011, 32(1): 93-98.
- [8] CHEN Z, WEI X L, LI T. Experimental investigation on flame characterization and temperature profile of single/multiple pool fire in cross wind [J]. Journal of Thermal Science, 2021, 30: 324-332.
- [9] 王宏宇, 王辉, 石义雷, 等. 一种高超声速稀薄流波动干扰气动热测量技术[J]. 宇航学报, 2020, 41(12): 1525-1532.
- WANG H Y, WANG H, SHI Y L, et al. An aerothermodynamics measuring technique for shock interactions in hypersonic low-density flow [J]. Journal of Astronautics, 2020, 41(12): 1525-1532.
- [10] 邹学锋, 潘凯, 燕群, 等. 多场耦合环境下高超声速飞行器结构动强度问题综述[J]. 航空科学技术, 2020, 31(12): 3-15.
- ZOU X F, PAN K, YAN Q, et al. Overview of dynamic strength of hypersonic vehicle structure in multi-field coupling environment [J]. Aeronautical Science and Technology, 2020, 31(12): 3-15.
- [11] 杨兆欣, 曾星, 张文清. 气体介质条件下的热电偶动态特性[J]. 航空动力学报, 2020, 35(12): 2514-2520.
- YANG ZH X, ZENG X, ZHANG W Q. Dynamic characteristics of thermocouple in gas medium [J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(12): 2514-2520.
- [12] 邹轶. T型热电偶测量中冷端补偿温度的研究[J]. 计量与测试技术, 2020, 47(9): 5-7.
- ZOU Y. Research on compensation temperature of the working copper/copper-nickel thermocouple [J]. Metrology and Measurement Technique, 2020, 47(9): 5-7.
- [13] 金敏俊, 李文军, 郑永军, 等. 热电偶动态响应的带外部输入自回归模型[J]. 传感技术学报, 2019, 32(6): 844-851.
- JIN M J, LI W J, ZHENG Y J, et al. Autoregressive model with exogenous input of thermocouple dynamic response [J]. Chinese Journal of Sensors and Actuators, 2019, 32(6): 844-851.
- [14] 潘保青, 李岩峰, 张志杰. 基于量子粒子群算法的热电偶动态校准及动态补偿技术研究[J]. 传感技术学报, 2015, 28(7): 992-996.
- PAN B Q, LI Y F, ZHANG ZH J. Study on dynamic calibration and dynamic compensation technique of the thermocouple based on quantum-behaved particle swarm algorithm [J]. Chinese Journal of Sensors and Actuators, 2015, 28(7): 992-996.
- [15] 崔云先, 薛生俊, 杜鹏, 等. 高性能薄膜热电偶制备及其铣削应用研究[J]. 传感技术学报, 2020, 41(4): 32-40.
- CUI Y X, XUE SH J, DU P, et al. Research on preparation and milling application of high performance thin film thermocouple [J]. Chinese Journal of Sensors and Actuators, 2020, 41(4): 32-40.
- [16] 关鹏, 艾延廷, 徐毅, 等. 热电偶涂层对导向叶片温度测量影响的数值研究[J]. 西北工业大学学报, 2020, 38(1): 95-103.
- GUAN P, AI Y T, XU Y, et al. Numerical study on the effect of thermocouple mounting coating on temperature measurement of nozzle guide vane [J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2020, 38(1): 95-103.
- [17] 刘波, 王崇愿, 何永兴. 热电偶时间常数测量的不确定度评定[J]. 传感技术学报, 2020, 33(5): 666-669.
- LIU B, WANG CH Y, HE Y X. Uncertainty evaluation on thermocouple's time constant [J]. Chinese Journal of

- Sensors and Actuators, 2020, 33(5): 666-669.
- [18] 杨伟平, 张伟昊, 邹正平, 等. 屏蔽式总温热电偶的稳态误差分析及改型设计 [J]. 航空动力学报, 2018, 33(11): 2784-2795.
- YANG W P, ZHANG W H, ZOU ZH P, et al. Steady state error estimation and modification of a shielded thermocouple [J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(11): 2784-2795.
- [19] 蔡静, 杨永军, 廖理, 等. 导热误差对温度测量的影响 [J]. 北京航空航天大学学报, 2008, 34(11): 1353-1363.
- CAI J, YANG Y J, LIAO L, et al. Conductive error influence on temperature measurement [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2008, 34(11): 1353-1363.
- [20] 杨灿, 吴伟力, 熊义彬, 等. 航空发动机燃烧室出口高温热电偶校准技术 [J]. 航空动力学报, 2016, 31(4): 769-774.
- YANG C, WU W L, XIONG Y B, et al. Calibration technology of high-temperature thermocouple for combustor exit of an aero-engine [J]. Journal of Aerospace Power, 2016, 31(4): 769-774.
- [21] 莫建伟, 荆卓寅, 李彤, 等. 短型热电偶导热误差影响因素数值仿真分析 [J]. 火箭推进, 2018, 44(6): 81-85.
- MO J W, JING ZH Y, LI T, et al. Numerical simulation and analysis of thermal conductivity error for short type thermocouple [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2018, 44(6): 81-85.
- [22] 饶芊芊. 中小型航空发动机气流温度测量热电偶辐射特性研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2017.
- RAO Q Q. Study on the radiation characteristics of small and medium sized air temperature measuring thermocouple for aero engine [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2017.

- [23] PITTS W, BRAUN E, PEACOCK R, et al. Temperature uncertainties for bare-bead and aspirated thermocouple measurements in fire environments [S]. The Foundation of Fire Standards, 2003: 3-15.

作者简介



杨兆欣, 2005 年于中北大学获得学士学位, 2009 年于中北大学获得硕士学位, 2014 年于北京航空航天大学获得博士学位, 现为中国空气动力研究与发展中心设备设计与测试技术研究所工程师, 主要研究方向为气动参数先进测试技术、综合校准技术等。

E-mail: yangzx@cardc.cn

Yang Zhaoxin received his B. Sc. degree and M. Sc. degree both from North University of China in 2005 and in 2009, and received his Ph. D. degree from Beihang University in 2014. He is currently an engineer in the Facility Design and Instrumentation Institute at China Aerodynamics Research and Development Center. His main research interests include the advanced measurement technology of aerodynamic parameters and comprehensive calibration technology, et al.



顾正华(通信作者), 分别在 2003 年和 2006 年于电子科技大学获得学士学位和硕士学位, 现为中国空气动力研究与发展中心设备设计与测试技术研究所副研究员, 主要研究方向为气动参数先进测试技术、模型姿态角测试技术、风洞参数一体化测试技术等。

E-mail: tutu198210@foxmail.com

Gu Zhenghua (Corresponding author) received his B. Sc. degree and M. Sc. from University of Electronic Science and Technology of China in 2003 and 2006 respectively, now he is an associate research fellow in Facility Design and Instrumentation Institute of China Aerodynamics Research and Development Center. His main research interests include advanced measurement technology of aerodynamic parameters, model attitude angle measurement technology and integrated measurement technology for the wind tunnel parameters, et al.