

屏蔽式总温热电偶的稳态误差分析及 改型设计

杨伟平¹, 张伟昊^{1,2}, 邹正平^{1,2}, 王效葵¹, 赵 俭³

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院

航空发动机气动热力国家级重点实验室, 北京 100191;

2. 先进航空发动机协同创新中心, 北京 100191;

3. 北京长城计量测试技术研究所 计量与校准技术国防科技重点实验室, 北京 100095)

摘 要: 针对航空发动机排气温度高精度测试的需求,采用流热耦合的数值模拟方法研究了某型屏蔽式热电偶在马赫数为 0.2、0.3、0.4、0.5、0.6 五种工况下的速度误差、导热误差、辐射误差的大小和变化趋势,以及偶丝长径比、屏蔽罩进出口面积比对屏蔽式热电偶稳态误差的影响规律。结果表明:在马赫数小于 0.3 工况下,辐射误差占总误差的比例最高;而在马赫数为 0.6 工况下,导热误差成为影响测温精度的最主要因素;合理地增加偶丝长径比能显著地降低导热误差,减小进出口面积比值会使速度误差增大辐射误差减少;因此,存在最佳的进出口面积比使得总稳态误差最小。最后选取了偶丝长径比为 12,屏蔽罩进出口面积比为 6 对原屏蔽式热电偶进行了改型设计,使该屏蔽式热电偶的总稳态误差降低 50% 以上。

关 键 词: 屏蔽式热电偶; 稳态误差; 偶丝长径比; 进出口面积比; 流热耦合

中图分类号: V231

文献标志码: A

Steady state error estimation and modification of a shielded thermocouple

YANG Weiping¹, ZHANG Weihao^{1,2}, ZOU Zhengping^{1,2},

WANG Xiaokui¹, ZHAO Jian³

(1. National Key Laboratory of Science and Technology on Aero-Engine

Aero-thermodynamics, School of Energy and Power Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;

2. Collaborative Innovation Center for Advanced Aero-Engine, Beijing 100191, China;

3. Science and Technology on Metrology and Calibration Laboratory,

Beijing Changcheng Institute of Metrology and Measurement, Beijing 100095, China)

Abstract: For high accuracy measurement of aero-engine exhaust temperature, a conjugate heat transfer (CHT) numerical simulation method was employed to estimate different sources of steady state errors and their variation characteristics of a typical shielded thermocouple working at different Mach number condition namely 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6. The

收稿日期: 2017-08-14

基金项目: 航空科学基金(20155651028)

作者简介: 杨伟平(1989—),男,硕士生,主要从事叶轮机机械气动热力学研究。

通讯作者: 张伟昊(1985—),男,讲师,博士,主要从事航空发动机气动热力学及叶轮机机械设计研究。

E-mail: zhangweihao@buaa.edu.cn

引用格式: 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 Weiping, ZHANG Weihao, ZOU Zhengping, et al. Steady state error estimation and modification of a shielded thermocouple[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(11): 2784-2795.

results showed that under the Mach number less than 0.3 working condition, the radiation error took the highest proportion of total error, while at the 0.6 Mach number, the conduction error was the main factor affecting the accuracy of measurement. To improve the measurement accuracy of the shielded thermocouple, the influences of the length to diameter ratio of the wire and inlet to outlet area ratio of the shield on the conduction error and radiation error were separately studied. The results showed that the conduction error can be significantly reduced by reasonably increasing the length to diameter ratio of the wire, and as the decrease of inlet to outlet area ratio, the velocity error increased while radiation error decreased there existed a best value of inlet to outlet area ratio to minimize the overall value of the steady state error. Finally, the length to diameter ratio of the wire equal to 12 and the inlet to outlet area ratio equal to 6 were selected to modify the primary shielded thermocouple. After modification, the overall value of the steady state error was reduced by more than 50% in these 5 working conditions, thus the measurement accuracy of the shielded thermocouple was improved.

Key words: shielded thermocouple; steady state error; length to diameter ratio of the wire; inlet to outlet area ratio; conjugate heat transfer

屏蔽式总温热电偶一般用于高温高速气流的总温测量,尤其是航空发动机尾喷管排气温度的测量。但测量中一般伴随着稳态误差,即速度误差、导热误差和辐射误差,导致热电偶所指示的温度不能准确的表示来流总温,降低了热电偶的测温精度。因此研究并分析屏蔽式热电偶的稳态误差组成,从而优化屏蔽式热电偶的设计,对于提高屏蔽式热电偶的测温精度具有重要意义。

实验是获得热电偶稳态误差的重要途径。为研制出在高温和较高来流速度条件下都具有较高测温精度的热电偶,NASA^[1-6]通过实验研究典型热电偶在典型工况下的恢复系数,导热误差、辐射误差,得到这些热电偶典型工况下的稳态误差组成。冯·卡门实验室的 Paniagu 等^[7]通过实验得到了他们所设计的探针在不同工况下的各项稳态误差的大小,并研究了来流马赫数 Ma 、偶丝结点尺寸、偶丝长径比、来流角度对其各项稳态误差的影响。国内的北京长城计量测试技术研究所^[8],在这方面进行了较多的研究,总结出了一些预估稳态误差的经验公式。尽管这些实验为预估不同形式的热电偶稳态误差提供了重要的参考,但一方面,对于具体参数的热电偶,这些经验公式和实验数据只能对其各项稳态误差的大小进行粗略的预估,精度较低;另一方面,采用实验的方法很难将三种不同换热形式彻底隔离开,使得实验结果精度较低。CFD 技术的发展使得分别研究三种换热形式对具体参数的热电偶的稳态误差贡献成

为一种可能。

通过改变 CFD 的计算条件,进行数值模拟,可以得到具有一定精度和可信度的各项稳态误差的大小,从而更准确地预估热电偶的稳态误差并减少大量的实验经费。冯·卡门实验室的 Vilafane 等^[9]采用流热耦合(conjugate heat transfer,CHT)的数值模拟方法研究了某屏蔽式热电偶的设计参数对各项稳态误差大小的影响。Schneider^[10]分别利用二维和三维的数值模拟方法计算了 NACA 科技报告中提到的某型热电偶,研究表明数值模拟得到的恢复系数与实验结果吻合得相当好。Etemad^[11]将热电偶测量端等效成一个圆球,研究了不同圆球直径,射流温度,来流雷诺数 Re 对稳态误差的影响。Chen 等^[12]利用流热耦合的数值模拟方法研究了多孔介质环境下热电偶的动态响应过程,以及热电偶的温度、各项稳态误差随时间的变化特点。MTU 的 Zeisberger^[13]采用数值模拟的方法研究了用于燃烧室和涡轮进口温度测量的总温探针的误差组成,并利用该结果对总温探针进行优化,使得热电偶的测温偏差从 0.7%降低到 0.4%。Garbers 等^[14]团队利用数值模拟结合实验的方法研究了裸露式和屏蔽式热电偶的几何参数对测温精度影响,并优化了屏蔽罩的参数,提高了涡轮出口温度的测量精度。与国外充分利用 CHT 数值模拟方法研究热电偶稳态误差组成,并优化热电偶的设计,继而提高热电偶测温精度不同的是,国内大多数关于

热电偶的数值模拟研究主要集中在热电偶对被测流场及部件性能的影响^[15-19],少有文献采用 CHT 的数值模拟方法研究屏蔽式热电偶自身内部的流场拓扑结构对其测温及稳态误差组成的影响。

对各项误差的建模是预测热电偶测量偏差的重要手段之一。Moffat^[20]通过对热电偶换热过程的简化,基于理论推导,提出了热电偶各项稳态误差预估模型。这些模型现在仍是粗略预估热电偶稳态误差的重要方法,但受限于对模型中重要参数评估的不足,精度有限。杨灿、刘绪鹏、闫红宇、赵俭等基于实验和经验公式计算 Moffat 稳态误差模型中所需的关键参数,得到了热电偶各项稳态误差大小,但受限于经验公式适用范围和精度,热电偶各项稳态误差的评估精度有限^[21-25]。邹正平等^[26]采用 CHT 方法研究了屏蔽式热电偶周围流动和换热特点,在充分把握其换热机理的基础上考虑 Ma 的影响,针对屏蔽式热电偶提出了新的稳态误差预估模型。与 Moffat 的模型相比,该模型能在较宽 Ma 范围内降低对各项稳态误差的预估偏差,其中导热误差和辐射误差预测偏差分别减小 30%和 60%以上,为屏蔽式热电偶的误差分析和校准提供了工程可用的方法。

本文采用了流热耦合的数值模拟方法,研究了 $Ma=0.2,0.3,0.4,0.5,0.6$ 五种工况下某屏蔽式热电偶的稳态误差组成,并分析了其随来流马赫数的变化特点。然后,针对影响该屏蔽式热电偶测温精度的最主要因素——导热误差和辐射误差,研究了偶丝长径比 L/D_w 对导热误差的影响,屏蔽罩的进出口面积比 π 对辐射误差及速度误差的影响。最后,选取合适的偶丝长径比和屏蔽罩进出口面积比,在最大程度不改变原型热电偶尺寸的条件下,对原型热电偶进行了改型。结果表明,改型后的屏蔽式热电偶能够有效地将总稳态误差值降低 50%以上,提高了该屏蔽式热电偶的测温精度。

1 研究对象及数值模拟方法

1.1 屏蔽式热电偶及计算模型

本文选择了常用于航空发动机尾气温度测量的屏蔽式热电偶作为研究对象,其具体的尺寸和所使用的材料已经在图 1 和表 1 列出。在本文的所有计算中,设定材料的导热系数为定导热系数,不随温度改变。屏蔽罩内、外壁以及尾喷管壁面的发射率均设置为 0.85,偶丝和偶丝结点的发射率设置为 0.9。

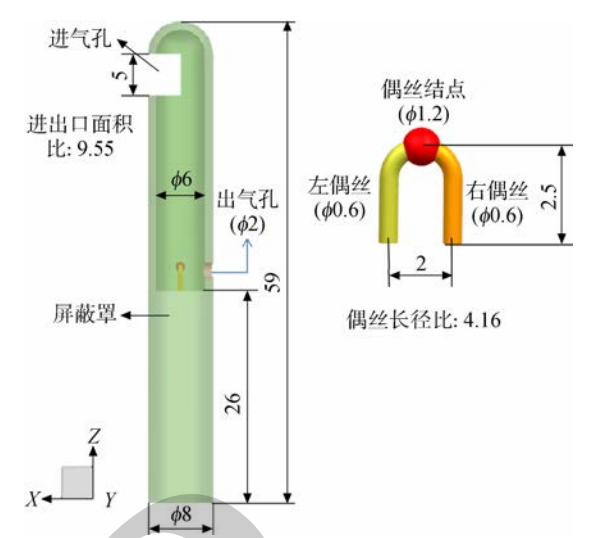


图 1 原型屏蔽式热电偶的几何参数(单位:mm)

Fig. 1 Geometry parameters of the shielded thermocouple (unit:mm)

表 1 屏蔽式热电偶所使用材料的热物理性质
Table 1 Thermophysical properties of materials used for shielded thermocouple

名称	材料	导热系数/ (W/(m·K))	发射率
屏蔽罩	不锈钢	15	0.85
左偶丝	镍硅合金	29.71	0.9
右偶丝	镍铬合金	19.25	0.9
偶丝结点		24.48	0.9

以尾喷管作为计算域,为减少计算量,选择 1/4 周期作为计算对象,具体尺寸见图 2 和图 3。屏蔽罩外的流体域采用结构化网格,并对进气孔截面和出气孔截面处的网格进行了加密。由于偶丝结点与偶丝之间的几何结构比较复杂,采用结构化网格生成的网格质量较差,而网格质量的好坏又对流热耦合数值计算的精度影响较大,因此屏蔽室里的流体域采用非结构网格,其生成的网格质量较好。固体域也采用非结构网格。

进行网格无关性验证时(见表 2),采用网格数分别为 358、454、734 万的三套网格进行 CHT 计算,得到偶丝结点的体平均温度分别为:996.5、996.4、996.1K。可以发现随着网格数量的成倍增加,偶丝结点的体平均温度 T_j 变化不大,综合考虑计算时间和成本,本文所有算例均选择了网格数为 358 万的这套网格作为计算网格,流体域网格数为 277 万,固体域网格数为 80.3 万,其中

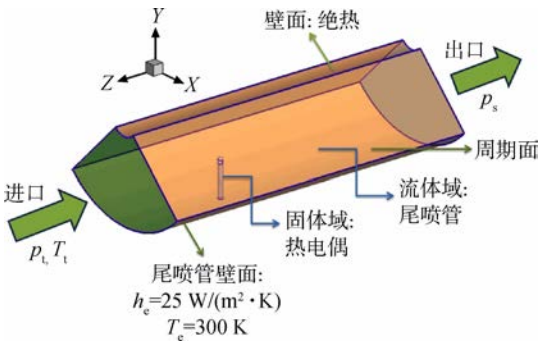


图 2 计算域示意图

Fig. 2 Sketch map of computational domain

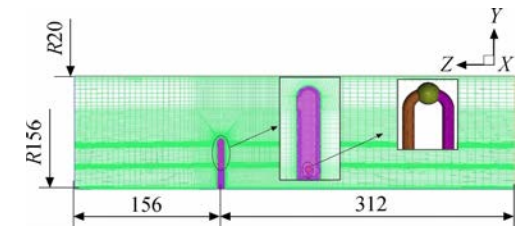


图 3 子午面网格示意图(单位:mm)

Fig. 3 Sketch map of mesh in the meridian plane (unit:mm)

表 2 网格无关性验证

Table 2 Verification of grid independence

网格数/万	T_1/K
358	996.5
454	996.4
734	996.1

偶丝结点 10 万,左右偶丝各 10.5 万,屏蔽罩 49.3 万。偶丝结点的 y^+ 小于 1.2,其余壁面的 y^+ 均小于 5,满足商用软件 CFX 中 SST 湍流模型 (shear-stress transport $k-\omega$ model) 的计算要求。

数值模拟采用商业软件 CFX 完成,运用 CHT 的计算方法实现流体域与固体域的同时求解,采用时间追赶有限体积法,多重网格技术加速收敛。空间离散采用 2 阶迎风格式,时间离散采用 2 阶后差欧拉格式。由于边界层对换热计算的影响较大,因此采用了能够较为准确预测边界层分离的 SST 湍流模型。流经屏蔽室的气体光学厚 ($\tau = \alpha \cdot l = 0.2 \times 0.032 = 0.0064$,其中 α 根据 ANSYS 帮助文档取 0.2, l 为屏蔽室的长度) 小于 1,因此选择了 DTRM 辐射模型 (discrete transfer radiation model)。进口边界条件给定总温 T_t 、总

压 p_t ,出口给定平均静压 p_s ,尾喷管外壁面给定表面传热系数 h_c 和环境温度 T_c ,具体设置参数如表 3 所示。计算工质设定为变比热容燃气,其中动力黏度由 Sutherland 公式给定。

表 3 数值模拟的边界条件

Table 3 Boundary conditions of numerical simulations

工况	Ma	p_s/Pa	p_t/Pa	T_t/K	$h_c/(\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}))$	T_c/K
A	0.2	208290				
B	0.3	201311				
C	0.4	191550	214410	1004.06	25	293
D	0.5	179780				
E	0.6	166521				

1.2 数值计算方法有效性验证

数值计算结果能否较为准确地反映流动与换热过程与计算的偶丝结点温度是否准确紧密相关。为此,以下将分别从流动,换热以及辐射这三个方面分别验证数值计算方法的有效性。

1.2.1 流动数值计算方法有效性验证

由于气流绕屏蔽罩的流动影响到了屏蔽罩出气孔处的流动,且对屏蔽式热电偶的换热影响较大,因而需要先验证数值计算的气流绕屏蔽罩流动的有效性。屏蔽罩直径相对于其长度来说较小,可以将气流绕屏蔽罩的流动视为圆柱绕流(屏蔽室进出孔附近区域除外)。前人已经对圆柱绕流进行了较为深入的研究,总结出了不同雷诺数下圆柱绕流的分离点位置及其周围流场特点。在雷诺数小于 3×10^5 情况下,气流绕圆柱表面的分离点位置应该在 82° 左右,且沿圆柱表面气流加速的最大马赫数不超过来流马赫数的 2 倍^[27]。在本文的计算工况 ($Ma = 0.2 \sim 0.6$) 范围内,以来流 Ma 作为参考速度,以屏蔽罩外壁的直径作为参考长度计算屏蔽罩外壁的雷诺数 Re_{out} ,该值从 1.7×10^4 变化到 4.49×10^4 ,均小于 3×10^5 ,因此在所有工况下,气流绕屏蔽罩外壁的流动将呈现相似特点,所以以该热电偶的主要使用工况 ($Ma = 0.5$) 为例进行流动的有效性验证。在 $Ma = 0.5$ 工况下,屏蔽罩外壁的 Re_{out} 为 39075。图 4 为截取了受屏蔽罩进出口流场影响比较小的一个截面 (40 mm 处) 的流线和马赫数分布图,可以看到数值模拟得到的分离点也在 82° 左右,气流沿其表面加速到的最大 Ma 为 0.7,小于来流

Ma 的两倍 ($Ma=1$), 且周围的流场分布也比较合理, 说明所计算的流场能够较好地反映物理现象。

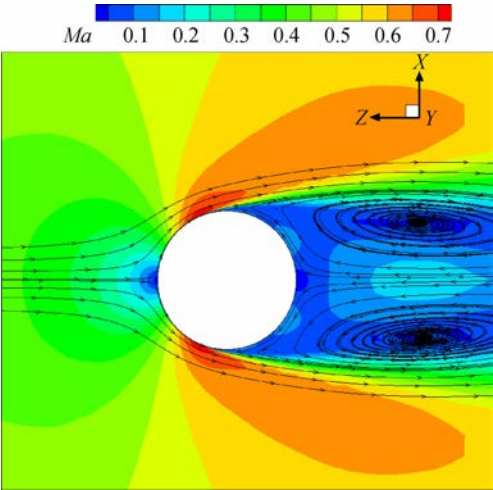


图 4 $Ma=0.5$ 工况下屏蔽罩周围的流动结构
Fig. 4 Flow structures around the shield tube at $Ma=0.5$

1. 2. 2 换热数值计算方法有效性验证

Whitaker^[28] 总结前人的实验结果, 并根据气流绕球体流动的特点, 提出了气流绕球体流动换热的经验公式(如式(1)所示)。

$$Nu = 2 + (0.4Re^{1/2} + 0.06Re^{2/3}) \times Pr^{2/5}$$
 (1)

经验公式(1)具有较高的预测精度, 得到了广泛的认可。图 5 给出了数值模拟和采用该经验公式计算的偶丝结点努塞尔数 Nu_j , 可以看出 CHT 的计算结果和 Whitaker 经验公式计算结果吻合较好。说明 CHT 的数值计算结果较为合理。

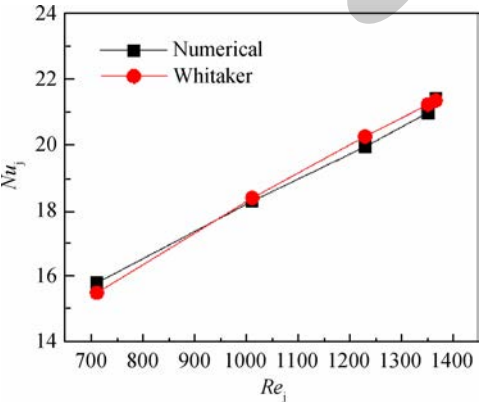


图 5 数值模拟和 Whitaker 经验公式计算结果对比
Fig. 5 Comparison of the results between numerical and Whitaker formula

1. 2. 3 辐射数值计算方法有效性验证

在进行辐射的有效性验证时, 选取了以屏蔽室内径为直径, 偶丝结点直径为球的直径, 并延长适当的距离作为计算域, 其具体的尺寸和边界条件如图 6 所示。由于球体面积较小, 其向壁面辐射的能量对壁面的温度影响有限, 因此选择设置壁面为高温面, 设定温度为 500 K, 进行带 DTRM 辐射模型的 CHT 计算。由于球体不向外部导热, 当其温度达到稳定后, 其表面与气流的对流换热量和与壁面的辐射换热热量达到平衡, 因此可以根据其换热平衡方程(式(2))计算得到理论的球体表面平均温度。与数值模拟的结果对比, 判断辐射数值计算的结果是否合理。

$$h_q A (T_q - T_{in}) = \epsilon A C_0 \left[\left(\frac{T_{iw}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_q}{100} \right)^4 \right]$$
 (2)

其中 h_q 为球的表面传热系数, 根据边界条件, 通过 Whitaker 经验公式求得其值为 $453.5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; A 为球的表面积; T_q 为球体平均温度; T_{in} 为流经球体气流的平均静温; T_{iw} 为壁面温度, 给定 500 K; ϵ 为发射率, 取 0.8; C_0 为黑体辐射系数, 其值为 $5.67 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ 。根据边界条件和式(2)计算得到球体表面的理论平均温度为 300.9 K, 而数值模拟的计算结果为 304.5 K, 数值模拟结果与理论结果有 1% 的误差, 该误差较小。说明带 DTRM 辐射模型的 CHT 计算较为合理。

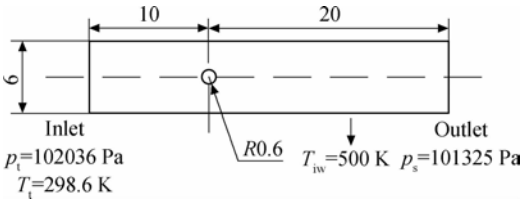


图 6 辐射数值计算有效性所使用的计算域示意图
(单位: mm)

Fig. 6 Sketch map of the computation domain for the radiation numerical method verification
(unit: mm)

2 计算结果与分析

为了探究影响该屏蔽式热电偶测温精度的稳态误差组成, 本文在借鉴了国内外关于稳态误差数值模拟研究的基础上, 根据速度误差, 导热误差以及辐射误差的定义提出了评估屏蔽式热电偶稳态误差的数值模拟方法, 得到了不同工况下该屏蔽式热电偶的稳态误差组成。为了提高测温精

度,研究了 5 种不同偶丝长径比 L/D_w 对导热误差的影响,2 种不同屏蔽罩进出口面积比对辐射误差及速度误差的影响。最终选取了偶丝长径比为 12、屏蔽罩进出口面积比为 6 对原屏蔽式热电偶进行了改型,对比了 5 种 Ma 工况下改型前后的屏蔽式热电偶各项稳态误差的大小。

2.1 不同 Ma 工况下该屏蔽式热电偶的稳态误差组成及变化趋势

与实验相比,通过改变 CHT 的计算条件得到屏蔽式热电偶各项稳态误差组成的方法,不仅具有一定的精度和可靠性,而且能够节省实验经费与时间^[10]。参考前人的计算方法^[9],根据稳态误差由速度误差、导热误差以及辐射误差组成,以及产生导热误差、辐射误差的物理机制,在 CHT 计算中,先将偶丝结点与偶丝之间的交界面热流量设为 0(即不考虑导热误差),并不引入辐射模型(即不考虑辐射误差),得到偶丝结点的体平均温度 T_{jv} ,根据有效温度的定义,可以将之视为气流的有效温度 T_g ,则可以定量的得到速度误差 E_v , $E_v = T_t - T_g$;再进行不带辐射模型(即不考虑辐射误差)的 CHT 计算,得到偶丝结点的体平均温度 T_{jc} ,得到导热误差 E_c , $E_c = T_t - E_v - T_{jc}$;最后进行带辐射模型的 CHT 计算,得到偶丝结点的体平均温度 T_{jr} ,得到辐射误差 E_r , $E_r = T_t - E_v - E_c - T_{jr}$ 。则总稳态误差值 E , $E = E_v + E_c + E_r$ 。基于上述对稳态误差的数值模拟评估方法,采用 CHT 的方法,计算得到该屏蔽式热电偶各项稳态误差大小,如表 4 所示。

表 4 不同 Ma 工况下原型屏蔽式热电偶各项稳态误差
Table 4 Steady state errors of the shielded thermocouple at different Mach number conditions

工况	Ma	E_v/K	E_c/K	E_r/K	E/K
A	0.2	0.51	1.46	8.45	10.42
B	0.3	1.10	2.28	6.79	10.17
C	0.4	1.64	4.06	5.60	11.30
D	0.5	1.90	5.66	5.72	13.28
E	0.6	2.49	7.53	5.88	15.90

由表 4 可知,随着来流 Ma 的增加,该屏蔽式热电偶的总稳态误差 E ,速度误差 E_v ,导热误差 E_c 逐渐增大,而辐射误差 E_r 却先降低后升高。这是因为随着来流 Ma 的增加,屏蔽罩的滞止效果减弱,进入屏蔽罩气流速度变大,增大了流过偶

丝结点气流的速度,使得速度误差 E_v 逐渐增加;Moffat^[20]提出了简化了的辐射误差模型,如式(3)所示。

$$E_r = \frac{\epsilon C_0 \left[\left(\frac{T_j}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_w}{100} \right)^4 \right]}{h_j} = \frac{\epsilon C_0 \theta}{h_j} = \epsilon C_0 \beta$$

(3)

其中 $\theta = (T_j/100)^4 - (T_w/100)^4$, $\beta = \theta/h_j$,可知辐射偏差 E_r 主要由偶丝结点体平均温度 T_j 的 4 次方与屏蔽罩内壁面平均温度 T_w 的 4 次方的差值 θ 以及偶丝结点的表面传热系数 h_j 决定,即由 β 决定。 T_w 是屏蔽罩与周围气流对流换热、屏蔽罩内壁面与气流对流换热以及它们与周围壁面辐射换热的结果。随着来流 Ma 变大,气流静温降低,屏蔽罩及其内壁面和气流对流换热得到的温度也降低即 T_w 降低。表 5 列出了 CHT 计算得到不同工况下 T_j 、 T_w 、 h_j 以及 β 值。 β 值在 $Ma = 0.2, 0.3$ 时先减少,说明在 $Ma \leq 0.3$ 工况下, h_j 是影响辐射误差的主要因素;而在 $Ma = 0.4, 0.5, 0.6$ 时 β 值变大,说明在 $Ma \geq 0.4$ 工况下, θ 是影响辐射误差的主要因素。所以辐射误差 E_r 先降低后升高,这与数值模拟计算得到的辐射误差 E_r 的变化趋势是一致的;随着来流 Ma 的增加,气流的静温降低,屏蔽罩的温度变低,偶丝肋根温度 T_r 温度降低,使得导热偏差 E_c 增大。

表 5 CHT 计算得到的 T_j 、 T_w 以及 h_j
Table 5 Numerical results of T_j , T_w and h_j

工况	Ma	T_w/K	T_j/K	θ/K	$h_j/(W/(m^2 \cdot K))$	β
A	0.2	989.73	994.34	180.03	861.20	0.2090
B	0.3	988.94	995.17	184.76	1016.5	0.1817
C	0.4	987.9	993.71	226.05	1111.2	0.2034
D	0.5	983.4	991.1	296.37	1153.8	0.2569
E	0.6	978.33	987.84	361.43	1147.3	0.3150

图 7 给出了不同 Ma 工况下,各项稳态误差占总误差比重的大小。由图 7 可知,随着 Ma 的增加,速度误差,导热误差所占的比重逐渐增大,辐射误差所占的比重则逐渐减小。在高温低速工况下($Ma \leq 0.3$),辐射误差占总误差的比重最大,是影响测温精度的主要因素,而速度误差所占比重最小;在 $Ma = 0.4, 0.5$ 工况下,导热误差和辐射误差占总误差的比重基本相当;在 $Ma = 0.6$ 工况下,辐射误差占总误差的比重则降到 36.98%,

速度误差所占比重提高到 15.66%，导热误差所占比重为 47.36%，成为该工况下影响测温精度最主要因素。

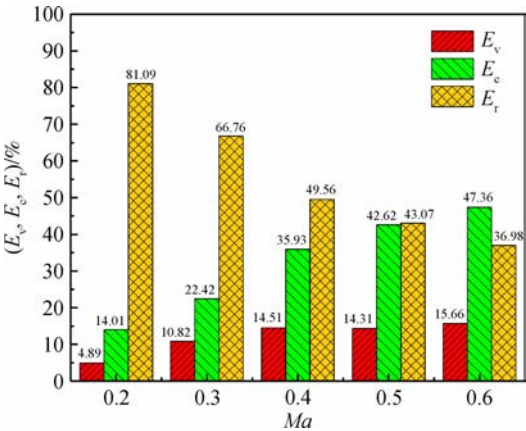


图 7 原型屏蔽式热电偶各项稳态误差占总误差比重
Fig. 7 Proportions of each source of steady state errors at different working conditions

由上述计算结果和分析可知，在这 5 种工况下，导热误差和辐射误差两者之和占总误差的比重达到了 84% 以上，是影响该屏蔽式热电偶测温精度的主要因素，因此要提高该屏蔽式热电偶的测温精度，应该从减少导热误差和辐射误差入手。偶丝长径比 L/D_w 以及偶丝结点的表面传热系数 h_j 分别是影响导热误差和辐射误差的重要因素^[29-30]，而为了增大 h_j 较为简单的方法就是增大屏蔽罩出气孔的直径，减少屏蔽罩进出口面积比。因此以下内容将探讨偶丝长径比 L/D_w 对导热误差的影响及其选取依据，以及减少屏蔽罩进出口面积比对辐射误差和总误差的影响。

2.2 偶丝长径比对导热误差的影响及其选取

导热误差 E_c 是偶丝结点沿偶丝导热使得其测得温度低于气流总温而引起的测温度偏差。在对导热误差进行研究时，国内外学者一般将热电偶的测量端等效成直肋片^[20,30]，并根据肋片的导热公式来粗略的预估热电偶导热误差，肋片的导热公式如式(4)所示。

$$E_c = \frac{T_g - T_r}{chL \sqrt{\frac{4h}{\lambda D_w}}} \tag{4}$$

其中 T_g 为流经偶丝结点的气流的平均温度， T_r 为肋根温度， ch 为双曲余弦函数， L 为偶丝的长度， h 为偶丝与周围气流的表面传热系数， λ 为偶丝的导热系数， D_w 为偶丝直径。该方法忽略沿偶丝长度方向周围气流的表面传热系数的变化，将

之视为常数，而且对肋跟温度 T_r 及冲刷偶丝结点气流平均温度的 T_g 的评估存在较多不足，因此采用该方法评估导热误差将会与真实情况存在较多的差异。尽管该方法无法准确的评估屏蔽式热电偶导热误差的大小，但反映了影响导热误差大小的主要因素——偶丝长径比 L/D_w 。为了考虑偶丝、偶丝结点与周围环境的真实换热，弥补式(4)对偶丝周围流场考虑的不足，本文采用了 CHT 的数值模拟方法，研究不同偶丝长径比 L_n/D_w 对原型屏蔽式热电偶导热误差的影响。

动态响应快慢和测温精度是评价热电偶性能好坏的重要指标^[31]。对于屏蔽式热电偶，由于气流先冲击屏蔽罩内壁，形成了多个涡区，若偶丝结点恰好位于涡区，将不能及时的感受来流温度，使得热电偶的动态响应性能变差。为了不影响该屏蔽式热电偶的动态性能，偶丝结点的位置应该尽量避免放置在涡区里，因此需要先分析该屏蔽式热电偶屏蔽罩内的流动拓扑结构。在来流 Ma 从 0.2 到 0.6 变化的范围内，屏蔽罩内的流动拓扑结构基本一样，因此以该热电偶的主要使用工况 ($Ma=0.5$) 为例，分析屏蔽罩内的流动拓扑结构。由图 8 可以看到，气流进入屏蔽室后，冲击屏蔽罩内壁，一部分气流流向屏蔽罩顶部，并旋转形成旋涡区 A；另一部分气流转过 90° 往下拐，由于屏蔽罩长度较短，又分成了两部分。一部分气流继续流向出气孔，冲击偶丝结点并与偶丝结点进行换热，形成 B 区；另一部分气流则在屏蔽罩进口附近旋转形成了肾型涡对，在屏蔽罩内横截面方向上，该涡区最大约占据了 4/5 倍的屏蔽罩内径宽度，在径向上，占据了大约 3/4 倍的屏蔽罩进口至屏蔽罩底部的长度。如此大的涡区，将对偶丝结点位置的选取有较大的影响，继而对偶丝长径比的选取有较大的影响。从对屏蔽罩内的流动拓扑分析可知，为了不影响该热电偶的动态响应性能，应该避免将偶丝结点置于 C 区，对应图 8 可知， L/D_w 应该小于 16。由于原型屏蔽式热电偶的偶丝长径比 $L_0/D_w=4.16$ ，为了减少导热误差，根据式(4)，应该增大偶丝的长径比，因此选取了 L/D_w 在 4~16 内的 5 组不同偶丝长径比，分别为 $L_n/D_w=8, 10, 12, 14, 16$ 进行了流热耦合数值模拟。以原型的屏蔽式热电偶的偶丝长径比 $L_0/D_w=4.16$ 作为参考，不同偶丝长径比 L_n/D_w 的热电偶的导热误差相比原型的降低幅度用 δ 表示，如式(5)所示。

表 6 列出了在该屏蔽式热电偶主要使用工况

($Ma=0.5$)下,不同偶丝长径比对原型屏蔽式热电偶导热误差 E_c 的影响,可以看出当 $L/D_w \geq 10$ 时,原型热电偶的导热误差降低幅度达到了 66% 以上,说明偶丝长径比的增加能够显著的降低导热误差。

$$\delta = \frac{E_{c,L_0/D_w} - E_{c,L_n/D_w}}{E_{c,L_0/D_w}} \times 100\% \tag{5}$$

为防止热电偶的测量端被吹弯或者吹断,偶丝长径比应该小于 15^[30],又根据屏蔽罩内的流动拓扑, $L_4/D_w=14$ 离涡区较近,为了留出必要的余度,最终选择了 $L_3/D_w=12$ 作为改型热电偶的偶丝长径比。由表 6 可以看出,在 $Ma=0.5$ 的主要使用工况下,与原型热电偶相比,选取 $L_3/D_w=12$ 作为偶丝长径比,能够将导热误差减少 75.97%,使导热误差值从 5.66 K 降低至 1.36 K,有效地降低了热电偶的导热误差。

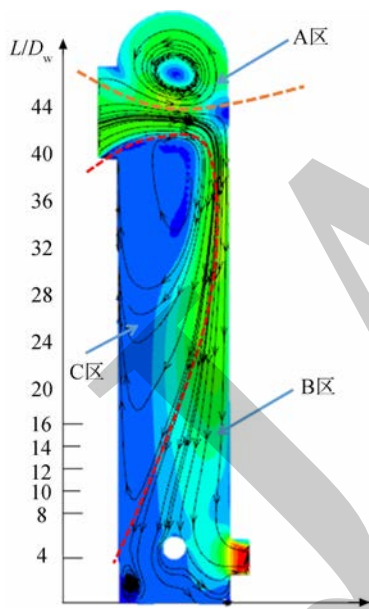


图 8 屏蔽罩内的流动拓扑
Fig. 8 Flow topologies in the shield tube

表 6 $Ma=0.5$ 工况下,导热误差随偶丝长径比变化
Table 6 Conduction error varied with L_n/D_w at $Ma=0.5$

算例	L_n/D_w	E_c/K	$\delta/\%$
0(原型)	4.16	5.66	
1	8	3.52	37.8
2	10	1.90	66.4
3	12	1.36	75.97
4	14	0.93	83.57
5	16	0.43	92.4

2.3 屏蔽罩进出口面积比对稳态误差的影响

Moffat^[20]忽略偶丝结点沿偶丝导热的影响,根据偶丝结点温度 T_j 达到平衡时,偶丝结点与气流的对流换热量和冷端壁面的辐射换热量相等,得到简化了的辐射误差模型,如式(3)所示。尽管该公式形式较为简单,但描述了影响辐射误差的主要因素,指出了减少辐射误差的主要方法,那就是增大偶丝结点的表面传热系数 h_j 。要增大 h_j 就要增大流经偶丝结点的气流速度,较为简单的方法就是增大屏蔽罩出气孔的直径即减少屏蔽罩的进出口面积比 π 。但减少 π 也会对速度误差产生影响^[32],因此需要综合考虑 π 值对速度误差和导热误差的影响。本文从这一思路出发,以偶丝长径比为 12,出气孔直径 $D_{e,0}=2\text{ mm}$ 即 $\pi_0=9.55$ 的屏蔽式热电偶作为参考,通过增大出气孔的直径,CHT 计算得到 $\pi_1=6$ ($D_{e,1}=2.5\text{ mm}$) 与 $\pi_2=4.25$ ($D_{e,2}=3\text{ mm}$) 两种不同屏蔽罩进出口面积比的屏蔽式热电偶的各项稳态误差大小,如表 7 所示。

表 7 $Ma=0.5$ 工况下,稳态误差随屏蔽罩进出口面积比的变化

Table 7 Steady state errors varied with π at $Ma=0.5$

算例	D_e/mm	π	E_v/K	E_c/K	E_r/K	E/K
0	2	9.55	0.95	1.36	5.6	7.91
1	2.5	6.00	1.41	0.64	4.1	6.15
2	3	4.25	4.56	0.61	2.16	7.33

从表 7 可以看出,与原型相比,随着出气孔直径 D_e 增大,屏蔽罩进出孔面积比 π 减少,辐射误差 E_r 减小,这是由于随着出气孔直径增大,流经偶丝结点的气流速度增大,减弱了屏蔽罩的滞止效果,使得偶丝结点的表面的传热系数增大,根据式(3)可知,辐射误差 E_r 降低;速度误差对屏蔽罩进出口面积比的变化较敏感,减少屏蔽罩进出口面积比,会导致速度误差迅速增大,其增大幅度可能超过辐射误差的减少幅度,继而成为影响屏蔽式热电偶测温精度的主要因素(如表 7 的算例 2 所示),因此屏蔽罩进出口面积比 π 的选取应该综合考虑其对速度误差和辐射误差的影响;另外,在其他参数保持不变的情况下,从屏蔽罩进出口面积比对总稳态误差的影响上看,存在一个最佳的进出口面积比使屏蔽式热电偶的总稳态误差值最小。从表 7 可知,尽管算例 2 能够将辐射误差降低至 2.16 K,但由于算例 2 的速度误差迅速增大,

使得总稳态误差值 $E_2=7.33\text{ K}$ 大于算例 1 的总误差值 $E_1=6.15\text{ K}$ 。综合考虑出气孔直径 D 变化对速度误差 E_v 和辐射误差 E_r 的影响,最后选择屏蔽罩进出口面积比 $\pi_1=6(D_{e,1}=2.5\text{ mm})$ 作为改型的屏蔽式热电偶的屏蔽罩进出口面积比。

2.4 改型前后不同 Ma 工况下稳态误差对比

采用 CHT 的方法研究热电偶的稳态误差组成,进而改进热电偶的设计,从而减少热电偶稳态误差的方法在国外已经得到了较好的应用^[13-14],但国内这样研究较少。借鉴于此,本文采用 CHT 的方法研究并分析了某型屏蔽式热电偶的稳态误差组成,得到了影响原型热电偶精度的主要因素——导热误差和辐射误差,探讨了偶丝长径比以及屏蔽罩进出口面积比对导热误差和辐射误差的影响后,在最大程度不改变原型热电偶尺寸的前提下,仅增加原型热电偶的偶丝长度以及屏蔽罩出气孔的直径,选取偶丝长径比为 12,蔽罩进出口面积比 6 对原型屏蔽式热电偶进行改型,改型后的几何参数见表 8。

表 8 改型和原型屏蔽式热电偶的几何参数对比
Table 8 Comparison the shielded thermocouple geometry parameters before and after modification

方案	偶丝长径比 L/D_w	屏蔽罩进出口 面积比 π
原型	4.16	9.55
改型	12	6.0

对改型后的屏蔽式热电偶进行不同 Ma 工况下的 CHT 计算,得到屏蔽式热电偶的速度误差 $E_{v,m}$ 、导热误差 $E_{c,m}$ 、辐射误差 $E_{r,m}$ 。定义改型后的屏蔽式热电偶较原型的速度误差降低幅度 γ ,如式(6)所示;导热误差降低幅度 δ_2 ,如式(7)所

示;辐射误差降低幅度 φ ,如式(8)所示;总误差降低幅度 η ,如式(9)所示。

$$\gamma = \frac{E_v - E_{v,m}}{E_v} \times 100\%$$

(6)

$$\delta_2 = \frac{E_c - E_{c,m}}{E_c} \times 100\%$$

(7)

$$\varphi = \frac{E_r - E_{r,m}}{E_r} \times 100\%$$

(8)

$$\eta = \frac{E - E_m}{E} \times 100\%$$

(9)

表 9 列出了改型后的屏蔽式热电偶稳态误差组成以及较原型热电偶各项稳态误差和总误差的降低幅度。可以看出将原型热电偶的 $L_o/D_w=4.16$ 增大到 $L_3/D_w=12$,屏蔽罩进出口面积比从 $\pi_o=9.55$ 减少到 $\pi_1=6$ 后,在不同工况下,速度误差的降低幅度 γ 均大于 17.6%;导热误差降低幅度 δ_2 均在 85%左右,说明增大偶丝的长径比,能够显著的降低导热误差;而辐射误差的降低幅度 φ 却逐渐减少,这与原型屏蔽式热电偶的辐射误差分布特点相似。在 $Ma\leqslant 0.3$ 工况下, h_j 是影响辐射误差的主要因素,而在 $Ma\geqslant 0.4$ 工况下, θ 是影响辐射误差的主要因素,因此通过减少屏蔽罩进出口面积比 π 增大表面传热系数 h_j 来减少辐射误差的方法,在较低 Ma 时的效果较好,而在较高 Ma 时效果较差。但采用该方法,辐射误差的降低幅度 φ 也大于 21%。

图 9 展示了改型后的屏蔽式热电偶与原型屏蔽式热电偶的总稳态误差值 E 及其降低幅度 η 随 Ma 的变化特点。随着来流 Ma 的增加, ΔE 维持在 5.83~8.21 K 之间,而总稳态误差降低幅度 η 维持在 51%~57%之间。在 $Ma=0.2, 0.3, 0.4$ 时, $\eta>56\%$,这是因为在这些 Ma 下导热误差降低幅度均达到了 85%,辐射误差降低幅度也均大于 37.7%,使得总稳态误差得到了较大程度

表 9 不同 Ma 工况下改型后的屏蔽式热电偶稳态误差组成及减少幅度
Table 9 Steady state errors and decreasing amplitude of the modified shielded thermocouple under different working conditions

Ma	$E_{v,m}/\text{K}$	$\gamma/\%$	$E_{c,m}/\text{K}$	$\delta_2/\%$	$E_{r,m}/\text{K}$	$\varphi/\%$	E_m/K	$\Delta E=(E-E_m)/\text{K}$	$\eta/\%$
0.2	0.42	17.6	0.22	84.9	3.95	53.2	4.59	5.83	56
0.3	0.80	27.3	0.33	85.5	3.25	52.1	4.38	5.79	56.9
0.4	0.81	50.6	0.58	85.7	3.49	37.7	4.88	6.42	56.8
0.5	1.41	25.8	0.64	88.7	4.1	28.3	6.15	7.13	53.7
0.6	2.05	17.7	1.03	86.3	4.61	21.6	7.69	8.21	51.6

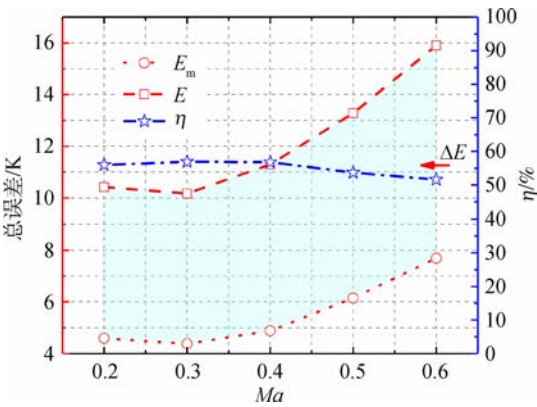


图 9 改型前、后总稳态误差及降低幅度随 Ma 变化
Fig. 9 Overall steady state error and decreasing amplitude varied with Ma before and after modification

的减少,因此在这些工况下 η 降低较多;而在 $Ma=0.5, 0.6$ 工况下,辐射误差的降低幅度小于 30%,导致辐射误差降低效果不明显,因此 η 降低较少。

图 10 展示出了改型后的屏蔽式热电偶的各项稳态误差占总误差的比重。可以看出,由于导热误差得到了较大程度的减少,其占总误差的比重降低到了 5%~13%之间,速度误差所占比重则有所增加,辐射误差所占比重增加到了 60%~86%之间,成为了改型后的热电偶误差主要的来源,是影响改型后热电偶测温精度的主要因素。

综上所述,在仅增加偶丝长度和出气孔直径而不改变其他参数的条件下,选取偶丝长径比为 12,屏蔽罩进出口面积比为 6 对原型热电偶改型后,在 $Ma=0.2\sim0.6$ 五种工况下,改型后的屏蔽式热电偶较原型,速度误差减少了 17%以上,导

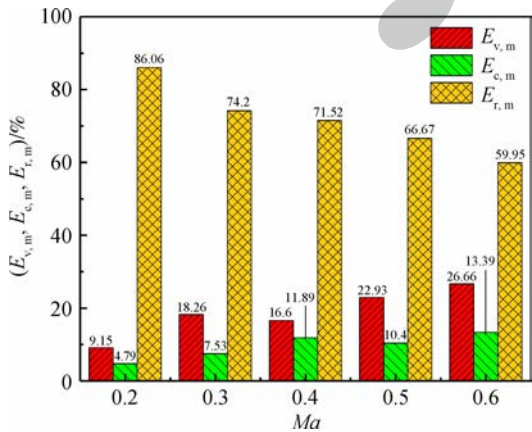


图 10 改型后的热电偶各项稳态误差占总误差比重
Fig. 10 Steady state errors of the modified shielded thermocouple

热误差减少了 85%以上,辐射减少了 21%以上,而总稳态误差减少了 50%以上,说明改型设计效果较好,改型后的屏蔽式热电偶较原型具有更高的测温精度。

3 结 论

本文采用流热耦合数值模拟方法研究并分析了某型屏蔽式热电偶的稳态误差组成,针对影响该屏蔽式热电偶测温精度的主要因素——导热误差和辐射误差,研究了偶丝长径比以及屏蔽罩进出口面积比对它们的影响,最终选取偶丝长径比为 12,屏蔽罩进出口面积比 6 对原型热电偶进行改型设计。主要结论如下:

1) 在 $Ma\leq0.3$ 工况下,辐射误差占总误差的比例最大,在 $Ma=0.4, 0.5$ 工况下,辐射误差和导热误差占总稳态误差的比重相当。在 $Ma=0.6$ 工况下,导热误差成为了影响测温精度的最主要因素。在本文讨论的这 5 种 Ma 工况下,导热误差和辐射误差之和占原型屏蔽式热电偶总稳态误差值的 85%以上,是引起原型屏蔽式热电偶测温偏差的主要因素。

2) 基于对屏蔽罩内流动拓扑的准确把握,并在强度允许的条件下可以通过增大偶丝长径比的方法减小导热误差,对于本文研究对象,当偶丝长径比超过 10 时,能将原型热电偶的导热误差降低 2/3 以上。

3) 辐射误差随屏蔽罩进出口面积比的减小而减小,在面积比减小至原型一半以下时,本文研究热电偶辐射误差占比降至 66% 以下;减少屏蔽罩进出口面积比,会导致速度误差迅速增大,其增大幅度甚至可能超过辐射误差的减少幅度,使速度误差成为最大的误差来源。因此,屏蔽罩进出口面积比的选取应该综合考虑其对速度误差和辐射误差的影响,在其他参数保持不变的条件下,存在一个最佳的进出口面积比使得屏蔽式热电偶的总稳态误差值达到最小。

4) 在仅增加偶丝长度和出气孔直径而不改变其他参数的条件下,选取偶丝长径比为 12,屏蔽罩进出口面积比为 6 对原型屏蔽式热电偶进行改型设计。在不同 Ma 工况下,导热误差的降低幅度均在 85%左右,而辐射误差的降低幅度则随来流 Ma 的增大而减少,但也能保持在 21%以上。改型设计后的屏蔽式热电偶总稳态误差在来流 $Ma=0.2\sim0.6$ 的范围内较原型均降低 50%以上。

参考文献:

- [1] MOELLER C E, NOLAND M, RHODES B L. NASA contributions to development of special-purpose thermocouples[R]. NASA SP-5050, 1968.
- [2] GOLDSTEIN D L, SCHERRER R. Design and calibration of a total temperature probe for use at supersonic speeds [R]. NACA Technical Note 1885, 1949.
- [3] GLAWE G E, SIMMONS F S, STICKNEY T M. Radiation and recovery corrections and time constants of several Chromel-Alumel thermocouple probes in high temperature, high-velocity gas streams[R]. NACA Technical Note 3766, 1956.
- [4] SCADRON M D, WARSHAWSKY I. Experimental determination of time constants and Nusselt numbers for bare wire thermocouples in high velocity air streams and analytic approximation of conduction and radiation errors[R]. NACA Technical Note 2599, 1952.
- [5] STICKNEY T M. Recovery and time response characteristics of six thermocouple probes in subsonic and supersonic flow[R]. NACA Technical Note 3455, 1955.
- [6] GLAWE G E, HOLANDA R, KRAUSE L N. Recovery and radiation corrections and time constants of several sizes of shielded and unshielded thermocouple probes for measuring gas temperature[R]. NACA Technical Paper 1099, 1978.
- [7] PANIAGU G, DENOS R, OROPESA M. Thermocouple probes for accurate temperature measurements in short duration facilities[R]. ASME Paper GT-2002-30043, 2002.
- [8] 三〇四所. 热电偶[M]. 北京: 国防工业出版社, 1978.
- [9] VILLAFANE L, PANIAGU G. Aero-thermal analysis of shielded fine wire thermocouple probes[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2013, 65: 214-223.
- [10] SCHNEIDER A J. Computational modeling of total temperature probes[D]. Blacksburg, Virginia: Virginia Polytechnic Institute and State University, 2015.
- [11] ETEMAD S. Thermal simulations of thermocouple tips in hot jets[J]. Journal of Thermal Science and Engineering Applications, 2014, 6(4): 014008. 1-041008. 9.
- [12] CHEN X, XIA X L, SUN C, et al. Numerical analysis on the transient measurement of gas temperature in porous material using thermocouples at high temperatures[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2015, 91: 1060-1068.
- [13] ZEISBERGER A. Total temperature probes for turbine and combustor applications [R]. Beijing: International Symposium on air Breathing Engines, ISABE-2007-1108, 2007.
- [14] GARBERS J, GEHRMANN S, AUGUSTIN S, et al. Metrological optimization of thermocouple exhaust metering [R]. Ilumenu Gemany: 58th Ilmenu Scientific Colloquium, 2014.
- [15] 马宏伟, 项乐. 探针支杆对压气机转子性能及流场影响的数值模拟研究[J]. 推进技术, 2016, 37(12): 2288-2295.
- [16] MA Hongwei, XIANG Le. Numerical investigation of effects of probe support on performance and flow field of compressor rotor[J]. Journal of Propulsion Technology, 2016, 37(12): 2288-2295. (in Chinese)
- [17] 李井洋, 马宏伟, 贺象. 楔顶双孔探针测量跨声多级压气机转子出口三维动态流场的方法[J]. 航空动力学报, 2012, 27(10): 2262-2268.
- [18] LI Jingyang, MA Hongwei, HE Xiang. Method of measuring 3-D unsteady flow at exits of transonic compressor rotor passages using a two-hole tip-wedge pressure probe [J]. Journal of Aerospace Power, 2012, 27(10): 2262-2268. (in Chinese)
- [19] 向宏辉, 任铭林, 马宏伟, 等. 两类叶型探针对比对压气机叶栅流场影响的对比[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2011, 24(3): 26-30.
- [20] XIANG Honghui, REN Minglin, MA Hongwei, et al. Comparative investigation of two types of airfoil probe effects on flow field in compressor cascade[J]. Gas Turbine Experiment and Research, 2011, 24(3): 26-30. (in Chinese)
- [21] 向宏辉, 任铭林, 马宏伟, 等. 叶型探针对比对跨声压气机性能影响的数值模拟[J]. 热能动力工程, 2011, 26(6): 646-649.
- [22] XIANG Honghui, REN Minglin, MA Hongwei, et al. Numerical simulation analysis of the influence of a blade profile probe on the performance of a transonic compressor [J]. Journal of Engineering for Thermal Energy & Power, 2011, 26(6): 645-650. (in Chinese)
- [23] 唐文彬. 某型涡轮发动机燃烧室温度场热电偶动态响应规律的技术研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2013.
- [24] TANG Wenbing. Research on dynamic response rule of thermocouple for one type of turboprop engines combustor [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2013. (in Chinese)
- [25] MOFFAT R J. Gas temperature measurement, proceeding of temperature; its measurement and control in science and industry[M]. New York: Rienhold Publ. Coop, 1962.
- [26] 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.
- [27] YANG Can, WU Weili, XIONG Yibin, et al. Calibration technology of high-temperature thermocouple for combustor exit of an aero-engin[J]. Journal of Aerospace Power, 2016, 31(4): 669-773. (in Chinese)
- [28] 刘绪鹏, 刘忠奎, 孙琪. 1 种用于涡轮出口总温测量的新型热电偶设计[J]. 航空发动机, 2016, 42(2): 77-82.
- [29] LIU Xupeng, LIU Zhongkui, SUN Qi. Design of thermocouple probe for measurement of turbine outlet total temperature[J]. Aeroengine, 2016, 42(2): 77-82. (in Chinese)
- [30] 闫红宇. 某型燃烧室进口测量段小型热电偶的研制[J]. 航空发动机, 2000(4): 24-28.
- [31] 赵俭, 王鹏. 涡轮后温度现场校准技术研究[J]. 计测技术, 2009, 29(4): 8-11.
- [32] ZHAO Jian, WANG Peng. Study of insitu calibration technology of temperature after turbine[J]. Metrology and

Measurement technology,2009,29(4):8-11. (in Chinese)

[25] 赵俭,杨永军,秦存民,等. 瞬态超高温气流温度测量技术初探[J]. 计测技术,2008,28(10):26-35.

ZHAO Jian,YANG Yongjun,QIN Cunmin,et al. Tentative study on transient superhigh gas temperature measurement technology [J]. Metrology and Measurmement Technology,2008,28(10):26-35. (in Chinese)

[26] ZOU Zhengping,YANG Weiping,ZHANG Weihao,et al. Numerical modeling of steady state errors for shielded thermocouples based on conjugate heat transfer analysis [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2018,119:624-639.

[27] 陈懋章. 粘性流体动力学基础[M]. 北京:高等教育出版社,2002.

[28] WHITAKER S. Forced convection heat transfer correlations for flow in pipes, past flat plates, single cylinders, single spheres and foe flow in packed beds and bundles[J]. AIChE Journal,1972,18(2):361-371.

[29] 刘嗣铁,赵觉良. 总温热电偶的最佳设计[J]. 西北工业大学学报,1979,1:42-49.

LIU Sitei,ZHAO Jueliang. Optimum design of total temperature thermocouple[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University,1979,1:42-49. (in Chinese)

[30] 西北工业大学. 航空发动机气动参数测量[M]. 北京:国防工业出版社,1980.

[31] 黄俊钦. 测试系统动力学[M]. 北京:国防工业出版社,1996.

[32] 赵俭. 进出气口面积比对温度传感器恢复特性的影响[J]. 计测技术,2006,26(4):57-59.

ZHAO Jian. Influence of inlet to outlet area ratio on recovery characteristics of temperature sensor [J]. Metrology and Measurement Technology, 2006, 26 (4) : 57-59. (in Chinese)

(编辑:李岩梅)