

一种屏蔽式总温探头设计及其测量误差估计

季 念, 马朝臣

(北京理工大学 机械与车辆学院 叶轮机械与增压技术研究所, 北京 100081)

摘 要: 在忽略辐射误差的情况下, 使用流固耦合传热数值模拟的方法预测了一种总温探头在不同工况下的速度误差和导热误差。结果表明: 在马赫数为 0.2~0.6 的范围内, 导热误差都保持在较小值; 总误差的 90% 以上由速度误差贡献; 最大测量误差为 1.13 K, 比结构 A、结构 B、结构 C 以及结构 D 分别低了 331.6%、119.4%、61.6% 以及 59.5%; 速度误差和导热误差存在互相影响的关系, 存在最优解可使总误差最小; 适用于等温来流和马赫数大于 0.5 的高速非等温来流的总温测量。最后探讨了热电偶节点位置对测量精度的影响, 节点在从设计点远离支持体的过程中, 测量误差遵循着先增大后减小的变化规律。

关 键 词: 屏蔽式总温探头; 热电偶; 结构设计; 流固耦合; 稳态误差

中图分类号: V231

文献标志码: A

Design and measurement error estimation of a shielded total temperature probe

JI Nian, MA Chaochen

(Institute of Turbomachinery and Turbocharging Technology, School of Mechanical Engineering,
Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

Abstract: Ignoring the radiation error, the velocity error and heat conduction error of a shielded total temperature probe under different working conditions were predicted by using the conjugate heat transfer numerical simulation method. Results showed that the thermal conductivity error was kept at a small value in the range of Mach number from 0.2 to 0.6; more than 90% of the total error was contributed by velocity error; the maximum measurement error was 1.13 K, which was 331.62%, 119.4%, 61.6% and 59.5% lower than the common structure A, B, C and D, respectively; velocity error and conduction error affected each other, and there was an optimal solution to minimize the total error. It was applicable to the total temperature measurement of isothermal incoming flow and high-speed non-isothermal incoming flow with Mach number greater than 0.5. Finally, the influence of thermocouple junction position on measurement accuracy was discussed. When the junction was kept away from the support from the design point, the measurement error followed the change law of first increasing and then decreasing.

Keywords: shielded total temperature probe; thermocouple; structure design;
conjugate heat transfer; steady state error

精确的气体总温测量在叶轮机械的性能研究
中具有重要作用^[1-3]。但由于存在稳态误差, 即速
度误差、导热误差以及辐射误差, 总温热电偶探

头测得的数值与真实值之间具有一定的误差, 其
将在很大程度上影响叶轮机械绝热效率测量的准
确性, 并且该绝对误差受测量环境以及探头几何

收稿日期: 2021-10-31

作者简介: 季念(1996—), 男, 硕士生, 主要从事叶轮机械气体动力学方面的研究。

通信作者: 马朝臣(1959—), 男, 教授、博士生导师, 博士, 主要从事叶轮机械方面的研究。E-mail: mcc1900@bit.edu.cn

引用格式: 季念, 马朝臣. 一种屏蔽式总温探头设计及其测量误差估计[J]. 航空动力学报, 2023, 38(7): 1749-1761. JI Nian, MA Chaochen.
Design and measurement error estimation of a shielded total temperature probe[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(7): 1749-1761.

结构的影响^[4]。因而针对于某个具体的测量场景,总温热电偶往往需要进行特别设计和标定,以尽量削弱对测量结果影响最大的因素。过去标定工作往往通过实验方式完成,然而实验方式不仅耗时较长而且在某些极端情况下花费较大。并且,通过实验进行标定难以对总温热电偶测量结果进行精确修正^[5]。其主要原因在于总温热电偶探头和测量平台之间的热交换很难体现在标定过程中,并且标定环境也很难和测量环境保持一致^[6]。因此综合来看,实验标定方法存在明显弱点。

数值模拟是另外一种估计总温热电偶探头测量误差的方法,它不仅大大减少了实验需要消耗的资源,而且可以提供足够的预测精度。经过多年发展,CHT (conjugate heat transfer) 仿真,已经成为总温热电偶探头误差研究的重要工具。冯卡门流体力学研究所的 Villafañe 等^[6]使用数值模拟的方法研究了偶丝长径比及偶丝和屏蔽罩材料对总温热电偶探头稳态误差和瞬态误差的影响。Zou 等^[7]使用数值模拟的方法,对工作在来流马赫数为 0.2、0.3、0.4、0.5 和 0.6 工况的典型总温热电偶的稳态测量误差来源及其变化特性进行了评估,并在此基础上提出了实用性高、适用性广的一维测量误差预测模型。Harada 等^[8]在考虑蒸发的情况下,对悬在热电偶节点上的正十二烷烃液滴内部的自然对流进行了数值模拟,计算得到的液滴温度与实验结果符合良好。Skovorodko 等^[9]在研究热电偶测温时对火焰结构产生的扰动中,使用非定常 Navier-Stokes 方程组模拟了热电偶上火焰外流动,解释了实验数据与理论数据之间出现差异的原因,并据此在能量方程中加入源项,近似考虑了因存在热电偶造成的化学能额外释放。Blay 等^[10]使用数值模拟的方法研究了小型反应器中热电偶测量精度问题,指出辐射传热和导热传热是影响热电偶测温精度的主要原因。此外 Reardon 等^[11]、Chen 等^[12]以及 Zeiberger 等^[13]也针对不同场景使用数值模拟的方法预测了总温热电偶测量精度。上述这些应用主要针对高温测量环境,其中使用的测量方法和设备可在高温测量中可得到令人满意的结果,但在相对低温的测量环境下,其绝对误差则显得过大。

本文针对涡轮机非燃气排气中相对低温的测量环境,综合考虑了各方面,设计了一款总温热电偶探头,并使用数值模拟方法对其测量误差进行预测。具体内容分为 3 个部分:根据裸线式热电偶各类测量误差的大小设计屏蔽式总温热电偶;

通过流固共轭传热数值模拟的方法预测总温热电偶测量误差;分析屏蔽罩内流动拓扑结构并探索热电偶节点位置对总温测量精度的影响。

1 总温热电偶测量误差来源

总温热电偶探头的测量误差来源主要为速度误差、导热误差、辐射误差以及瞬态误差,但在测量瞬态数据时瞬态误差可选择忽略^[14]。测量误差来源如图 1 所示。稳态下,热电偶节点温度是节点与周围流体热对流、壁面辐射以及偶丝内部导热等综合因素影响下平衡的结果^[6]。如果没有辐射传热、节点与支持体之间的导热以及节点边界层内部动能与热能的不充分转化,那么测得的温度将等于来流总温^[15]。虽然这种状态过于理想而无法实现,但可以依照传热理论有根据地进行设计^[4]。

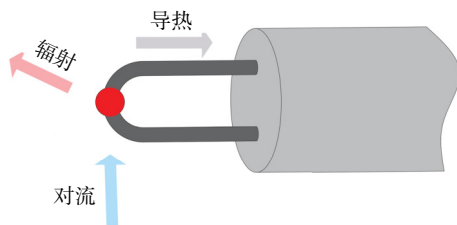


图 1 热电偶传热示意图

Fig. 1 Heat transfer diagram of thermocouple

裸线式热电偶是将热电偶节点和偶丝直接暴露在来流中,适用于流速较低的测量环境。屏蔽式总温热电偶是在热电偶外围套一个屏蔽罩,其具有减小辐射误差与速度误差的作用,其材料应具有低发射率和导热性差的特点。

1.1 速度误差

节点边界层内动能和热能的转换程度可用恢复系数 r 表示,如式(1)。

$$r = \frac{T_j - T_s}{T_0 - T_s} \quad (1)$$

式中 T_j 为节点表面平均温度, K; T_s 为来流静温, K; T_0 为来流总温, K。理想情况下该系数为 1,即节点为一点,该处气流动能完全转化为热能,但实际上恢复系数受节点几何外形、流体普朗特数 Pr 以及来流雷诺数 Re 影响^[16],其值小于 1,这即速度误差的来源。如图 2 所示,对于裸线式热电偶,若偶丝方向平行于来流,则 $r = 0.86 \pm 0.09$,若偶丝方向垂直于来流,则 $r = 0.68 \pm 0.07$ ^[14];对于屏蔽式总温热电偶,该系数所在范围为 $0.92 \sim 0.99$ ^[14]。一般可用式(2)对速度误差的进行粗略估计^[7]。

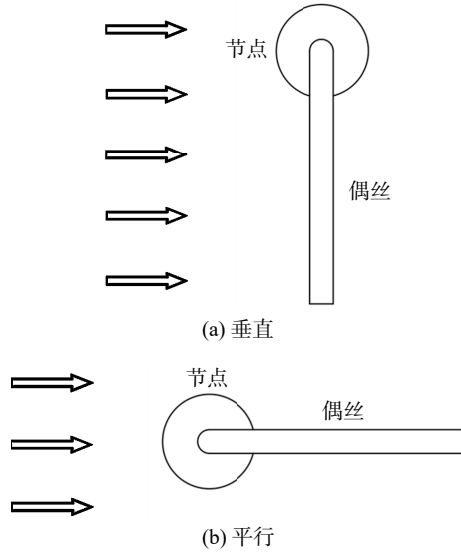


图 2 偶丝方向与来流方向的两种关系

Fig. 2 Two relations between wire direction and incoming flow direction

$$E_v = T_0 - T_j = (1 - r) \frac{\frac{\kappa - 1}{2} Ma^2}{1 + \frac{\kappa - 1}{2} Ma^2} T_0 \quad (2)$$

式中 κ 为气体等熵指数; Ma 为马赫数。

1.2 导热误差

可根据鳍片散热理论^[14, 17] 估计热电偶探头导热误差, 如式(3)。

$$T_0 - T_j = \frac{T_0 - T_{sp}}{\cosh\left(l \sqrt{\frac{4h}{\lambda_w d_w}}\right)} = \frac{T_0 - T_{sp}}{\cosh\left(\frac{l}{l_c}\right)} \quad (3)$$

式中 T_0 为来流平均总温, K; T_j 为节点平均温度, K; T_{sp} 为支持体平均温度, K; l 为偶丝长度, m; h 为表面传热系数, $W/(m^2 \cdot K)$; λ_w 为偶丝导热系数, $W/(m \cdot K)$; d_w 为偶丝直径, m。

1.3 辐射误差

辐射误差由热电偶节点和周围固壁通过辐射方式交换热量导致, 可用式(4)进行粗略估计^[14]。

$$E_r = \frac{\varepsilon C_0 \left[\left(\frac{T_j}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{wall}}{100} \right)^4 \right]}{h} \quad (4)$$

式中 ε 为发射率; C_0 为黑体辐射系数, 其值为 $5.67 W/(m^2 \cdot K^4)$; T_{wall} 为屏蔽罩内壁面平均温度, K。Moffat^[14] 同时给出了封闭辐射误差的 Nu 经验关联式, 如式(5)和式(6)。

当偶丝方向平行于来流

$$Nu = (0.085 \pm 0.009) Re^{0.674} \quad (5)$$

当偶丝方向垂直于来流

$$Nu = (0.44 \pm 0.06) Re^{0.5} \quad (6)$$

2 数值模拟方法

2.1 数值模拟模型

总温热电偶的总测量误差可通过实验确定, 但由于组成总测量误差的各成分间相互影响, 实验方法难以精确获取各成分的值, 这给针对性的设计带来一定困难。CHT 数值模拟是实验之外一个重要的方法, 经过校核的模型可具有较高精确度, 可较为准确地获取总温热电偶的速度误差、辐射误差以及导热误差。

测量误差的各组分大小可通过变化数值模拟的定值条件获得。屏蔽节点和两侧偶丝之间的传热可获得速度误差 $E_v = |T_0 - T_j|$; 添加交界面导热可获得导热误差 $E_c = |T_0 - T_j - E_v| = |\Delta E - E_v|$; 在偶丝导热的基础上附加辐射模型可获得辐射误差 $E_r = |T_0 - T_j - E_c - E_v| = |\Delta E - E_c - E_v|$ 。

取 3 套做网格无关性验证, 如表 1 所示, 第 1 套网格总网格量为 314 万, 第 2 套为 467 万, 第 3 套为 628 万。网格总数从 467 万增加到 628 万时, 节点体平均温度变化幅度较小, 此时网格数量继续增大到大于 628 万对数值模拟结果的影响可被忽略。综合考虑, 选择第 3 套网格。计算域和网格结构如图 3 和图 4, 图 3 中 D 表示直径。计算域直径为 64 mm, 总温热电偶上游距离为 1 倍直径, 下游距离为 2 倍直径。流体域网格为六面体结构网格, 使用软件 ICEM 制作, 固体域网格为四

表 1 网格无关性验证

Table 1 Verification of grid independence

网格名称	网格数/万	T_j/K
第 1 套	314	338.75
第 2 套	467	338.59
第 3 套	628	338.57

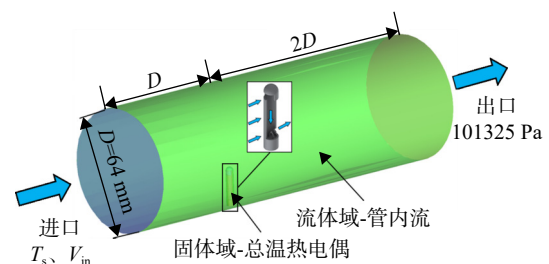


图 3 计算域示意图

Fig. 3 Diagram of computing domain

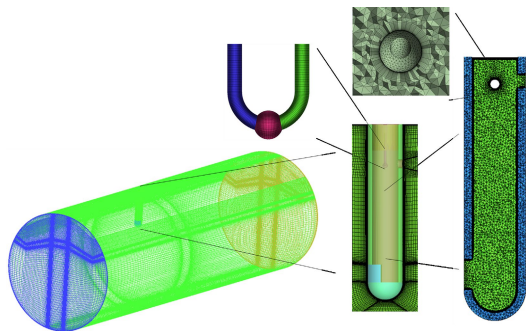


图 4 计算域网格

Fig. 4 Grid of computational domain

面体非结构网格,使用 ANSYS Meshing 制作。屏蔽罩外流体域网格数量为 571 万,屏蔽罩网格数量为 11 万,屏蔽罩内流体域网格数量为 33 万,节点网格为 1 万,左右偶丝网格均为 6 万。

数值模拟采用商业软件 CFX 完成,使用强耦合方法求解 CHT 模型,算法为时间追赶有限体积法,空间离散格式为 2 阶迎风格式,时间离散格式为 2 阶后差欧拉格式,并运用多重网格技术加速收敛。湍流模型选择具有较高精度的 SST(shear stress transfer)湍流模型,流体动力黏度和导热系数均使用 Sutherlands 公式给定。辐射使用离散传热辐射模型模拟,在试算过程中发现若来流静温低于 403 K,则 $E_r < 0.1$ 。而本文使用的工况,来流静温大大小于 403 K,因此数值模拟忽略辐射误差。边界条件为进口给定静温 T_s 和流速 V_{in} ,绝热壁出口压力 p_{out} ,给定标准大气压,具体设置由表 2 列出。

表 2 仿真工况

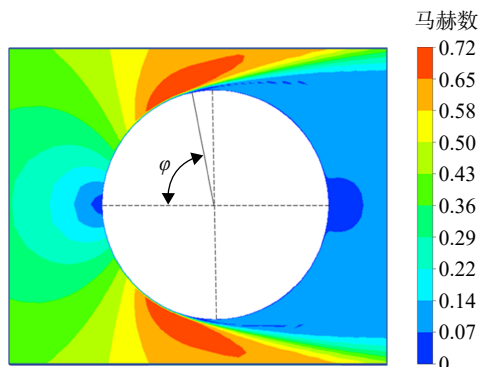
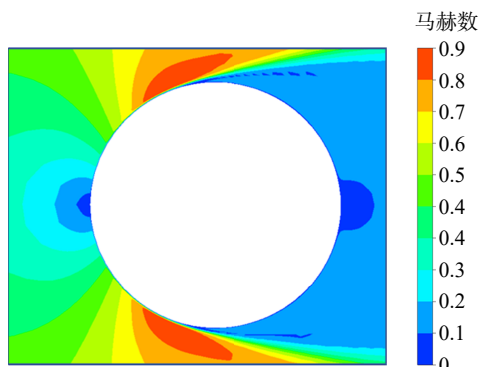
Table 2 Simulation conditions

工况	V_{in}	T_s/K	p_{out}/Pa
A	$Ma=0.2$		
B	$Ma=0.3$		
C	$Ma=0.4$	323.15	101 325
D	$Ma=0.5$		
E	$Ma=0.6$		

2.2 模型校核

2.2.1 屏蔽罩外流分离点

本文工况中来流最高流速为 $Ma=0.6$,最小流速 $Ma=0.2$,静温均为 323 K。以屏蔽罩直径计算的最大 Re 约为 4.8×10^4 ,最小 Re 约为 1.6×10^4 。该范围在 $10 < Re \leq 1.5 \times 10^5$ 之中,则屏蔽罩外壁面边界层脱体发生在与来流滞止点夹角 $\varphi = 80^\circ \sim 85^\circ$ [18]。图 5 为 $Ma=0.5, 0.6$ 时屏蔽罩外壁面附近

(a) $Ma=0.5$ 时壁面分离点位置(b) $Ma=0.6$ 时壁面分离点位置图 5 $Ma=0.5$ 和 $Ma=0.6$ 时屏蔽罩壁面周围气流流动Fig. 5 Airflow around shield wall when $Ma=0.5, Ma=0.6$

流体流动预测结果,边界层脱体发生在 $\varphi = 82^\circ$ 左右,可见符合客观物理现象。

2.2.2 壁面 y^+

本文使用了 SST 湍流模型封闭雷诺平均方程,为精确预测流固传热,根据 ANSYS Help,使节点壁面的 y^+ 小于 1,屏蔽罩的 y^+ 小于 2。由于使用了同一套网格进行数值计算,若来流马赫数为 0.6 时壁面附近第 1 层网格满足 y^+ 的要求,则所有工况都满足,结果如图 6。

2.2.3 努塞尔数 Nu

将节点视为完整球体,使用被广泛接受且具有足够精度的 Whitaker [19] 传热经验公式对数值计算结果准确度进行验证,如式(7)。

$$Nu = 2 + (0.4Re^{1/2} + 0.06Re^{2/3}) \times Pr^{2/5} \quad (7)$$

式(8)给出了数值模拟的 Nu 数计算方法。

$$Nu = -\frac{l}{t_f - t_w} \cdot \frac{\partial t}{\partial y} \bigg|_{y=0} = \frac{ql}{\lambda \Delta t} \quad (8)$$

式中 l 为特征尺度, t_f 为上游流体温度, t_w 为壁面温度, $\frac{\partial t}{\partial y} \bigg|_{y=0}$ 为壁面上流体的温度梯度, q 为热通量, λ 为流体的导热系数。选择节点直径作为特征尺度。

节点 Nu 的数值模拟结果和经验公式计算结果由图 7 给出, 图中 Nu_j 为节点表面平均 Nu , Re_j 为节点表面平均 Re 。两条曲线在雷诺数为 450 附近时相交; 流速最大时数值模拟结果相对 Whitaker 经验公式计算结果偏差为 12.2%, 流速最小时偏差为 11.5%。造成偏差产生的原因可能有: 节点是非完整球形、偶丝与节点非圆润连接导致的角隅分离、屏蔽罩出口附近气流加速、气流在屏蔽罩底部发生偏转。总体而言, 两者 Nu 计算结果

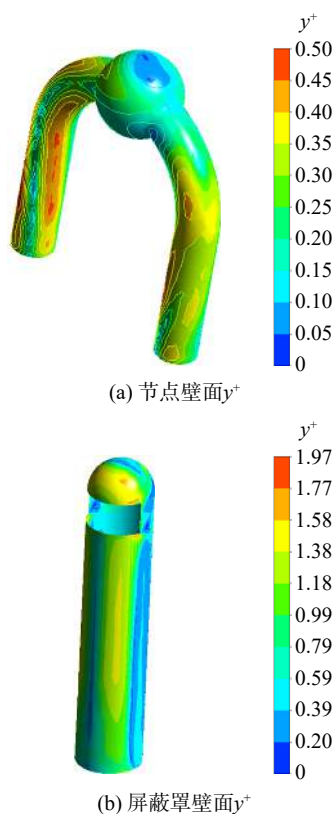


图 6 $Ma=0.6$ 时节点壁面和屏蔽罩壁面的 y^+
Fig. 6 Wall y^+ of junction and shield when $Ma=0.6$

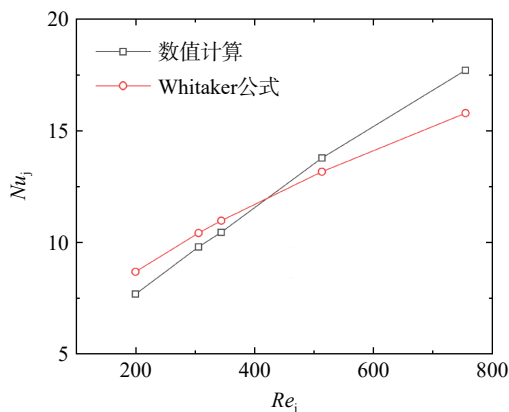


图 7 数值计算结果与经验公式计算结果对比
Fig. 7 Comparison between numerical calculation results and empirical formula calculation results

的偏差并不大, 且趋势一致, 说明仿真具有一定的可信度。

3 常用总温探头结构测量误差估计

为了解不同总温热电偶的测量精度, 此处选取了 4 种常用总温测量探头结构进行误差估计。结构 A 为市面上广泛使用的某增压器试验台使用的温度测量探头, 如图 8(a) 所示, 其为柱状, 热电偶被置于管内, 与外侧气流无接触; 第 2 种结构类似总压测量探头, 如图 8(b) 所示, 其无气流出口, 热电偶节点被置于入口附近; 结构 C 为斜切口式总温测量设备, 热电偶被置于内管底部, 内管以及内外管间皆填充以树脂, 如图 8(c) 所示; 结构 D 为本文根据结构 C 发展而来, 去除了内管并缩短了斜切口长度, 如图 8(d) 所示。

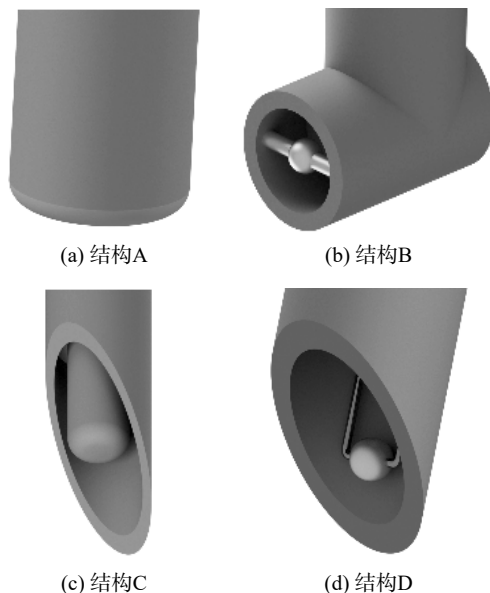


图 8 不同结构的总温测量设备
Fig. 8 Total temperature measuring equipment of different structures

由于图 8(a) 所示探头的管内空气与外界气体无接触且导热系数变化较小, 将其假设为固体以方便计算; 将图 8(d) 所示总温测量设备中热电偶节点两端柔软细铜丝移除, 且图 7(d) 所示热电偶节点与管壁使用小金属块连接。测量误差的数值模拟结果如图 9(a) 所示。从图中可知不同结构的总温热电偶探头测量误差不同, 结构 D 测量误差最小, 且在全工况内都小于其他两种结构。更进一步的结果如图 9(b) 所示, 其展示了 4 种不同结构的总温探头各类误差的大小。其中结构 A 的总误差全部由速度误差贡献, 其速度误差在

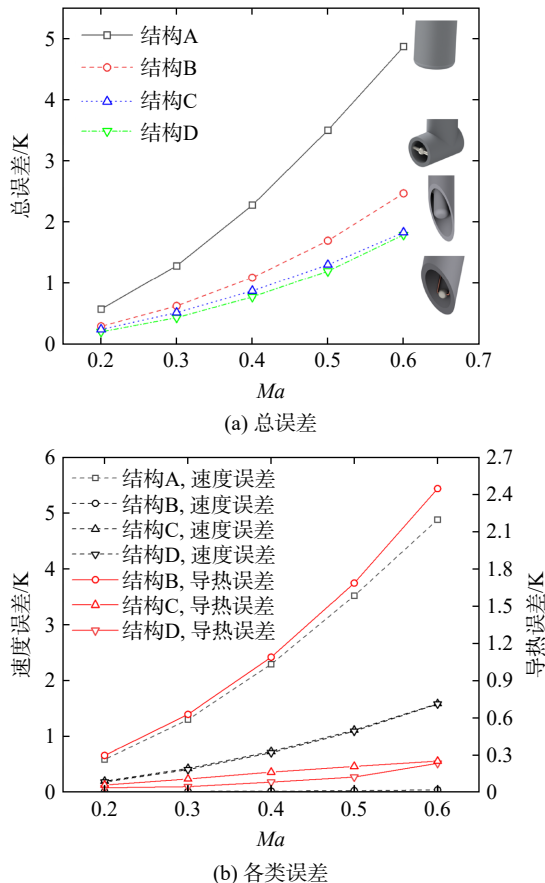


图 9 不同结构总温热电偶测量误差预测结果

Fig. 9 Prediction results of total temperature thermocouple measurement error of different structures

4 种总温探头中最大; 结构 B 速度误差最小, 因其结构, 气流在热电偶节点所在的凹槽内基本滞止; 结构 C 和结构 D 的速度误差介于两者之间, 并且结构 C 和结构 D 的速度误差非常接近。结构 B 的导热误差最大; 结构 D 去除了结构 C 中易于导热的部分材料, 因而导热误差相对结构 C 更小。

虽然这 4 种总温探头的测量误差已然较小, 但使用其测得数据进行涡轮机绝热效率计算时仍会出现较大误差。图 10 给出了在不同落压比和不同进口总温下排气总温测量误差为 1 K 时涡轮机绝热效率测量误差。从图中可知, 当落压比较小和进口总温较低时, 即 4% 等效率差线左侧狭长区域, 涡轮机绝热效率测量误差受排气总温测量准确度的影响较大, 在该区域底部, 1 K 的排气总温测量误差甚至能造成约 14% 的绝热效率测量误差。

根据以上结论, 总温探头各类误差体现出很强的相互关系, 在设计中若无法统揽全局只会得此失彼, 造成总误差增大。

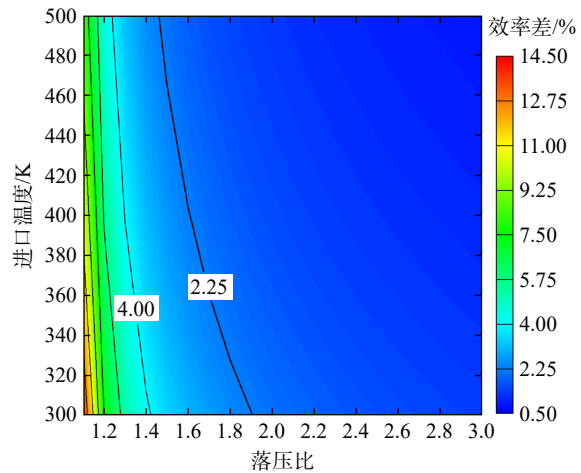


图 10 不同落压比和进口温度下出口温度测量误差为 1 K 时涡轮机绝热效率测量误差

Fig. 10 Measurement error of turbine adiabatic efficiency when the measurement error of outlet temperature is 1 K under different pressure drop ratios and inlet temperatures

4 探头设计及误差估计

4.1 裸线式热电偶误差估计

无屏蔽罩裸线式热电偶探头结构如图 11。本部分直接使用第一部分中的误差估计方法对裸线式热电偶稳态测量的速度误差、导热误差及辐射误差进行估计。由于没有实验数据, 对于相关估计方法中所需的 T_{sp} 、 T_{wall} 以及 T_j 等参数通过数值模拟获得。误差估计结果如表 3 所示。表中 E_v 为速度误差, E_c 为导热误差, E_r 为辐射误差, E 为总误差。

从表 3 可知速度误差和导热误差是裸线热电偶测量误差主要来源。速度误差在总误差中占比超过 50%, 是最大的误差来源; 辐射误差在总误差

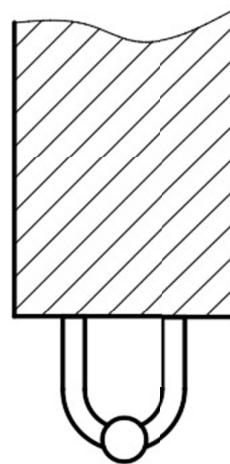


图 11 裸线式热电偶探头结构简图

Fig. 11 Structure sketch of bare wire thermocouple probe

表 3 使用 Moffat 误差估计公式对裸线式热电偶测量误差进行估计的结果

Table 3 Estimation results of measurement error of bare wire thermocouple using Moffat error estimation formula

<i>Ma</i>	<i>T_j</i> /K	<i>T₀</i> /K	<i>E_v</i> /K	<i>E_c</i> /K	<i>E_r</i> /K	<i>E</i> /K
0.2	325.1	325.7	0.65~1.00	0.38~0.44	0.002 1~0.002 8	1.03~1.45
0.3	327.5	329.0	1.45~2.68	0.76~0.89	0.003 7~0.004 9	2.21~3.16
0.4	330.9	333.5	2.59~4.03	1.21~1.45	0.005 7~0.007 6	3.80~5.49
0.5	353.3	339.3	4.04~6.30	1.72~2.09	0.008 1~0.011 0	5.77~8.40
0.6	340.6	346.4	5.82~9.07	2.25~2.78	0.011 0~0.015 0	8.08~11.86

中占比极小,并且使用屏蔽罩后辐射误差还将进一步减小,故在下文的讨论中忽略辐射误差。另外,Moffat 误差估计方法得到的总误差与(T_0-T_j)存在明显差异,这表明 Moffat 误差估计方法不能准确预测各误差组成,其中存在误差的冗余,使各误差被过大估计,即速度误差计算公式中没有消除导热和辐射造成速度误差被过大估计,导热误差计算公式中没有消除辐射和流体与节点的热交换造成导热误差被过大估计,辐射误差计算公式中则没有消除导热造成辐射误差被过大估计。而各误差的精确估计在实际应用中具有重要意义,足够精确的误差估计方法却极为繁琐^[7,17],这在一定程度上凸显了数值数模方法的价值。

4.2 屏蔽式热电偶探头设计

由前文知本测量场景下裸线式热电偶测量误差主要来源为速度误差和导热误差,此处进行针对性设计。借鉴了文献相关经验^[20-24],考虑了制作难度,设计了一款总温热电偶,其几何尺寸和所用材料在图 12 和表 4 中列出。该总温热电偶进出气口面积比为 10,偶丝长径比为 5.67,节点直径为偶丝直径的 2 倍。

4.3 测量误差仿真计算及误差分析

数值模拟得到的总温热电偶测量误差大小如图 13(a)所示,各类误差在总误差中占比由图 13(b)给出,可知测量误差主要由速度误差贡献。随着屏蔽罩入口气流流速提高,节点边界层外侧气流流速增大,动温增大,导致节点体平均温度与管子入口气流总温之差增大,即速度误差增大。当 $Ma=0.6$ 时,速度误差达到最大值,此时速度误差大小为 1 K。导热误差在全工况范围内都处于较小值,在 $Ma=0.6$ 时达到最大,但也仅为 0.1 K,占比约为 10%。考虑到模型的精确度以及实际测量的精确度,在本文所涉及的场景下,当 $Ma<0.6$ 时,可忽略总温热电偶的导热误差。

本设计与其他 4 种总温探头的测量误差对比

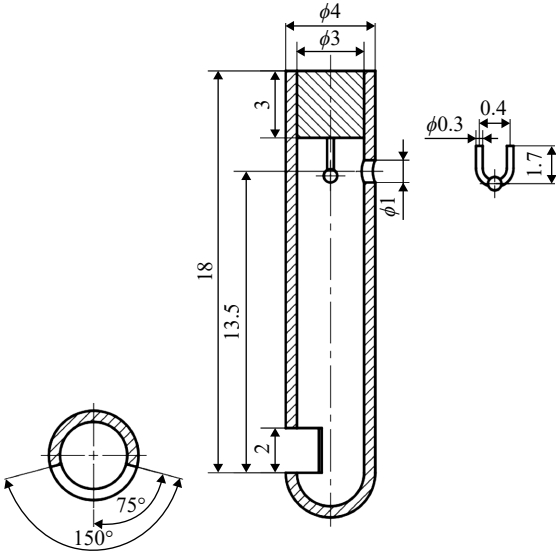


图 12 总温热电偶几何尺寸(单位:mm)

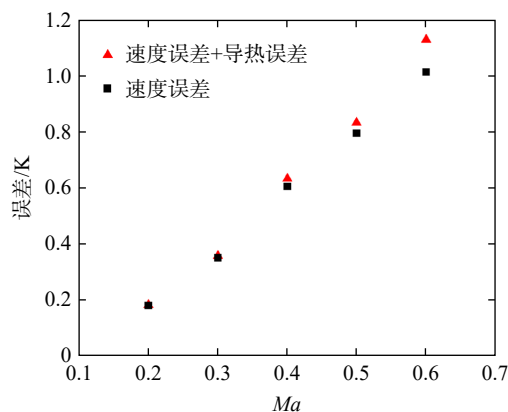
Fig. 12 Geometric dimensions of total temperature thermocouple (unit: mm)

表 4 总温热电偶使用材料^[4]

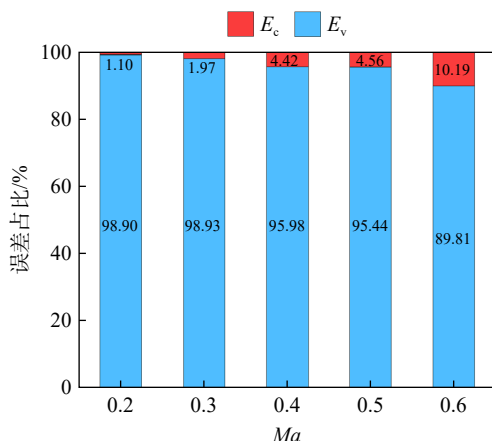
Table 4 Materials used for total temperature thermocouple^[4]

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	镍硅合金	19.25	0.9
偶丝节点		24.48	0.9
支持体	尼龙	0.2	0.1

如图 14。综合而言,本设计显著地控制住了速度误差和导热误差的大小,使其总测量误差相对其他 4 种结构大大降低。本设计最大测量误差为 1.1 K,比结构 A 最大测量误差低了约 331.62%,比结构 B 最大测量误差低了约 119.4%,比结构 C 最大误差低约 61.6%,比结构 D 最大误差降低了约 59.5%。由于本设计测量误差较小,由图 10 可知,该总温探头具有较大的适用范围,且测量结果校正后可获得更高精度,可更准确地评估涡轮机性



(a) 各类误差的大小



(b) 各类误差在总误差中的占比

图 13 数值计算预测的各类测量误差大小及其百分比

Fig. 13 Size and percentage of various measurement errors predicted by numerical calculation

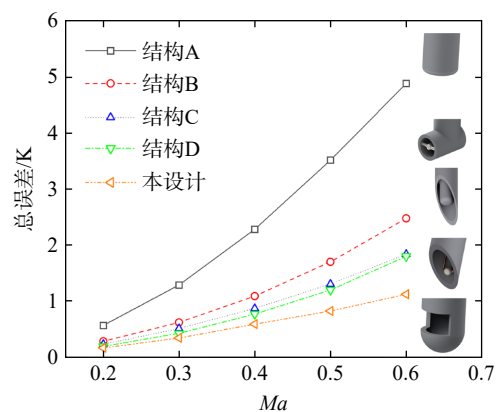
能。因此可见本设计效果较好,在应对相对低温的高速测量环境具有优越性。

4.4 温差下总温探头测量误差

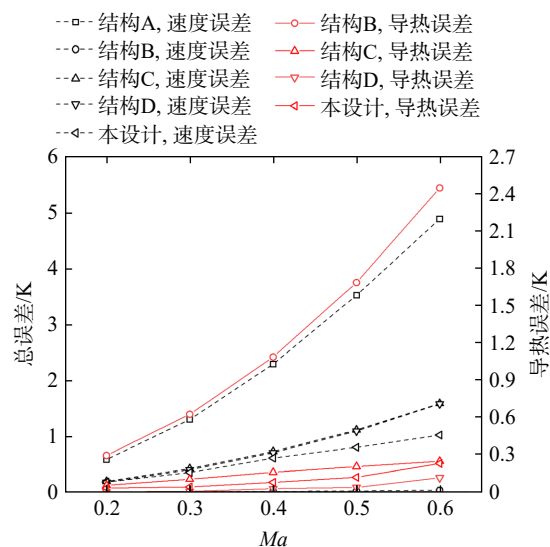
在某些情况下,来流截面不同位置之间存在温差,热电偶探头处于其中时,更多的测量误差将随之产生。

由于来流各位置间存在温差的情形极为复杂,需对问题进行一定简化。如图 15 所示,来流截面上朝着总温探头入口方向的气流温度为 T_1 ,朝着出口位置的气流温度为 T_2 ,两者温差为 $\Delta T = T_1 - T_2$,两者距离为 $L = 12.5 \text{ mm}$ 。预测 $|\Delta T|$ 为 5、4、3 K 和 2 K 时本文所设计的总温探头在不同来流马赫数下的测量误差,并选取于前文表现良好的结构 D (本文在结构 C 基础上做的改进)与之对比,结果如图 16 所示,图中 T_{01} 为 T_1 处总温。

从图 16 可知,当来流在径向存在温差时,测量误差显著地发生改变。当 $T_1 > T_2$ 时,在不同 ΔT 下,本设计的测量误差更为集中,在 $Ma > 0.5$ 的



(a) 总误差



(b) 各类误差

图 14 不同结构总温热电偶测量误差预测结果

Fig. 14 Prediction results of total temperature thermocouple measurement error of different structures

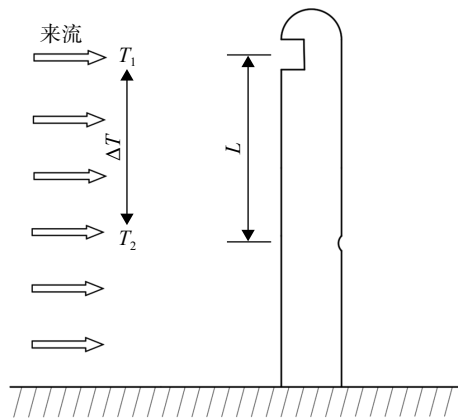


图 15 总温探头测量非等温来流示意图

Fig. 15 Diagram of non-isothermal incoming flow measured by total temperature probe

高速区间本设计的测量误差更小,在 $0.3 < Ma < 0.5$ 的区间和结构 D 的测量误差接近;结构 D 在 $Ma < 0.3$ 的区间测量误差更小,但随着马赫数的

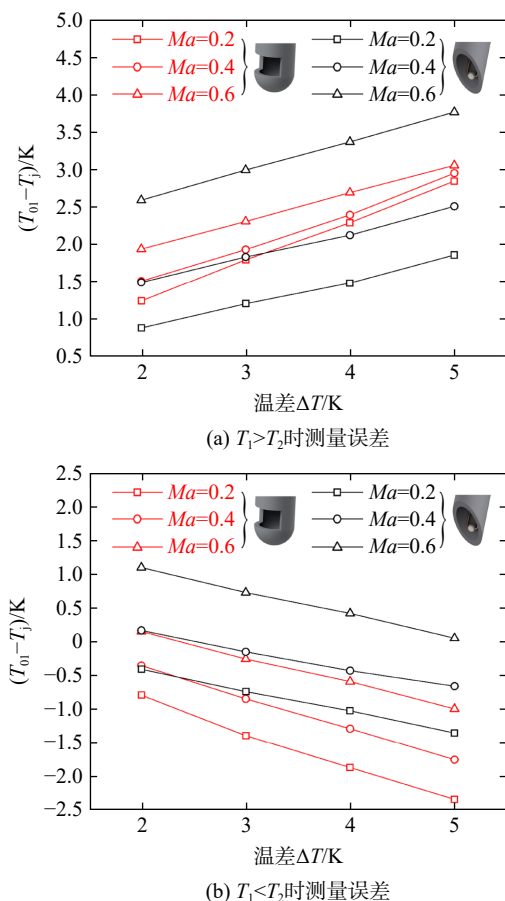


图16 不同温差下总温探头的测量误差

Fig. 16 Measurement error of total temperature probe under different temperature differences

提高测量误差迅速增大。当 $T_1 < T_2$ 时,本设计同样在 $Ma > 0.5$ 的工况下表现更好,而结构D在 $Ma < 0.5$ 的工况中的测量误差更小。综上,本设计适用于 $\Delta T > 0$ 的情况,结构D适用于 $\Delta T < 0$ 的情况。

对本设计而言,屏蔽罩内外流体在温差作用下将发生导热。当内部流体被加热时,会在一定程度上减小测量误差,但随着传热速率的增加,节点的温度将逐渐高于 T_{01} ,使测量误差逐渐增大,此时内部流体质量流量的增大不仅可以在单位时间带走更多热量并且也因流动速率的增大抑制节点温度增加。当内部流体被冷却时,唯有质量流量增大可抑制测量误差增加,其效果随着 ΔT 的增大而减弱。因而屏蔽罩采用导热系数更低的材料可一定程度上减小测量误差。

对于以结构D为代表的其他4种结构而言,由于节点与探杆之间存在物理连接,当探杆径向存在温差时,节点不可避免地会向低温区域导热。当节点温度低于探杆其他位置温度时,随着温差

增大,热流增大,测量误差反而减小,但当速度减小到使 $T_{01} = T_j$ 时,继续增大温差将导致测量误差增加。当节点温度高于探杆其他位置温度时,温差增大和速度增大都对测量误差增加有促进作用。

上述内容仅探索了非等温影响的极小部分,却可见其复杂。因而由于热电偶探杆处于非等温来流中时,其测量精度是诸多因素综合影响下的结果,极难把控具体细节,故为减少不可控,建议将探杆使用在来流各位置温差较小的测量环境中。

5 热电偶节点位置对测量精度的影响

5.1 屏蔽罩内外气流流动分析

取如图17所示5个截面。截面 S_1 过屏蔽罩中轴线垂直于 x 轴,截面 S_2 过中轴线垂直 z 轴,截面 S_3 、 S_4 以及 S_5 垂直于 y 轴,且截面 S_3 位于屏蔽罩入口中央,截面 S_4 位于内腔中央,截面 S_5 位于出口中央。本部分将在这些截面上绘制流线和云图以研究屏蔽罩内外气流流动情况。

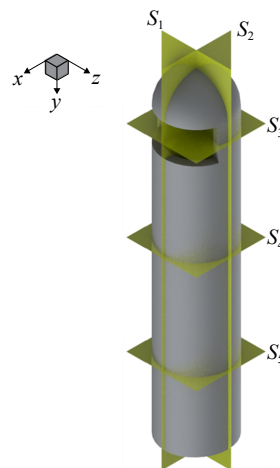
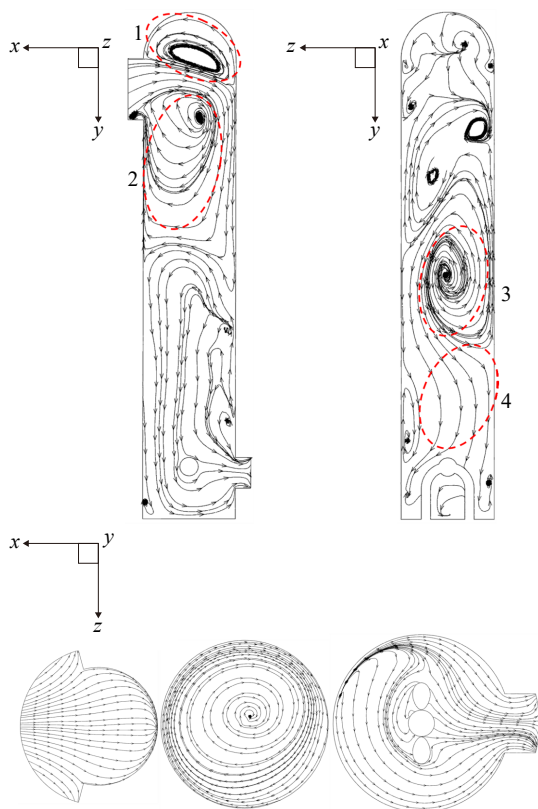
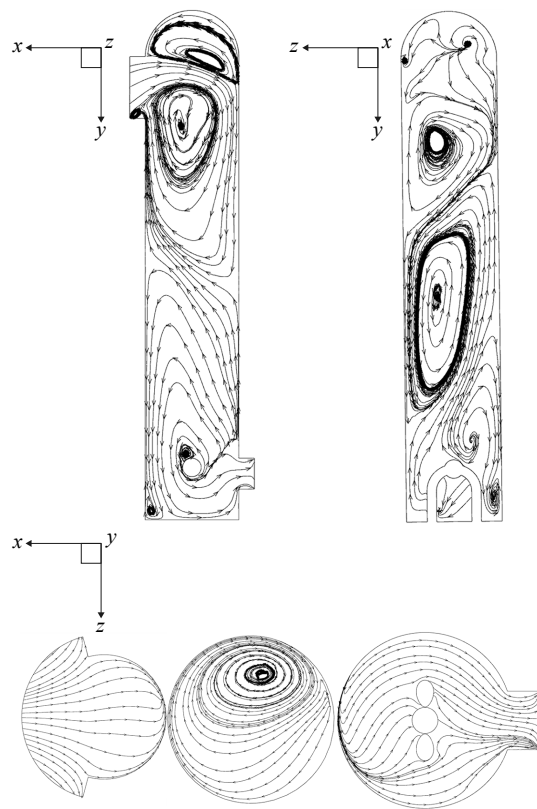


图17 屏蔽罩上5个截面

Fig. 17 Five sections on the shield

5.1.1 内部气流流动

屏蔽罩内气流在不同截面上的流线如图18和图19所示,可见其流动情况极其复杂。由 S_1 截面流线、 S_2 截面流线和 S_3 截面流线知,流体进入屏蔽罩后,冲击前方壁面,一部分流体沿着屏蔽罩半圆形头部内表面流动,在几何结构的约束下回流,与来流方向形成小于 90° 夹角,来流为其提供能量,形成稳定的涡区1,该涡区抑制来流朝上,同时与入口下方旋涡2存在掺混,向正前方壁面挤压来流;贴壁向下的气流在动能耗尽后势能提高,使其向低压区流动,即向主流流动,向左上流动的过程中在旋涡2的扰动下发展成涡区3,

图 18 $Ma=0.3$ 时截面 S_1 、 S_2 、 S_3 、 S_4 以及 S_5 的流线图Fig. 18 Streamlines of sections S_1 , S_2 , S_3 , S_4 and S_5 when $Ma=0.3$ 图 19 $Ma=0.6$ 时截面 S_1 、 S_2 、 S_3 、 S_4 以及 S_5 的流线图Fig. 19 Streamlines of sections S_1 , S_2 , S_3 , S_4 and S_5 when $Ma=0.6$

该涡区横亘在屏蔽罩内部中央,吸收主流能量,使气流流速降低;主流经过涡区 3 后发生偏转,壁面附近气体在剪力作用下形成贴壁环形旋涡,吸收主流能量,进一步降低气流流速,当来流流速提高到使涡区 3 填满整个屏蔽罩内部中央空间时,贴壁环形旋涡得到更多能量,充分发展成涡区 4,大大抑制了节点周围气流流速的提高,有利于降低速度误差,并且气流的强烈掺混也抑制了偶丝导热。由 S_4 截面流线可知涡区 3 同时绕 y 轴转动,在更高来流马赫数的情况下旋涡中心更贴近壁面证明了此时旋涡具有更大能量。 S_5 截面上流线的发出位置从 $Ma=0.3$ 工况时的右侧变化到 $Ma=0.5$ 工况时的左侧证明了涡区 4 对气流流动的影响。综上,屏蔽罩内气流在流动过程中形成了数个大涡旋,大涡旋相互制约、影响,局部气流在剪力的作用下形成细小旋涡,大小旋涡吸收能量并掺混流体,在很大程度上减小了屏蔽罩内热电偶稳态测量误差中的速度误差和导热误差。

屏蔽罩内气流流动结构表明将热电偶节点置于流速相对较低的涡区 4,可以获得较好的测量环境。然而屏蔽罩内空间狭窄,节点位置的改变可能引起气流流动行为发生变化,进而导致速度

误差和导热误差发生变化,故如何权衡需数值计算结果。

5.1.2 外部气流流动

屏蔽罩外掠气流在 S_2 截面上的流动行为如图 20 所示,气流流过顶端后发生翻滚,向着屏蔽罩根部尾流逐渐拉长;在 S_4 截面上的流动行为近似于圆柱绕流,如图 21。从温度云图可知,屏蔽罩前表面滞止点附近流体以及后表面近壁尾流具有较高温度,接近来流总温,两侧流速较大则流体温度较低,因此气流和屏蔽罩稳态热交换途径为:热量从前后两个方向传递到屏蔽罩,屏蔽罩从两侧将热量传递给流体,如图 21 所示。热平衡后,屏蔽罩平均温度介于来流静温和总温之间。来流速度越大,屏蔽罩平均温度和来流总温与静温的差值越大,这会在一定程度上降低内部流体温度,从而影响热电偶测量精度,因此屏蔽罩需要开适当大小的出口以保证内部具有一定量的新鲜气体通过。而屏蔽罩内空间狭窄,节点位置可能对质量流量大小产生影响。

根据屏蔽罩和来流热交换的特点,可提出以下 3 种方法以减小热量传递:

- 1) 在屏蔽罩两侧贴上隔热片。

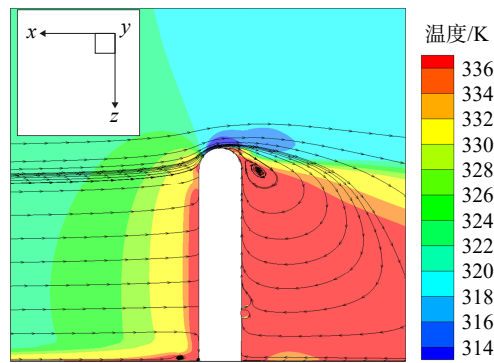


图 20 $Ma=0.5$ 时 S_2 截面上流线图和温度云图
Fig. 20 Streamlines and temperature contour on section S_2 when $Ma=0.5$

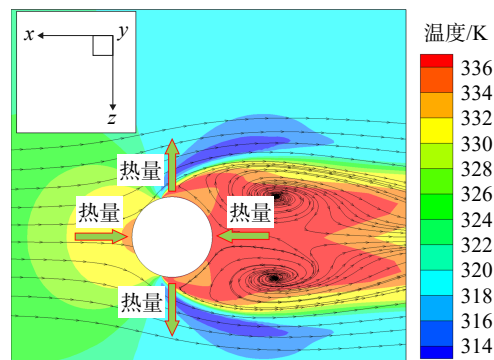


图 21 $Ma=0.5$ 时 S_4 截面上流线图和温度云图
Fig. 21 Streamlines and temperature contour on section S_4 when $Ma=0.5$

- 2) 在屏蔽罩前方放置一挡流板,使屏蔽罩处于挡流板的尾流中。
- 3) 结合第 1 种和第 2 种办法。

5.2 节点位置对测量精度的影响

改变屏蔽罩进出口面积比可改变内流流速大小。增大屏蔽罩进出口面积比可增大内流流速,导致速度误差增大;反之,会使屏蔽罩内质量流量减小,增大内外流体因传热带来的影响,并且,减小内流速度有利于节点向支持体传递热量^[6],会造成一定程度上导热误差的增加。而本文设计的总温探头测量误差主要由速度误差贡献,由文中第 5.1 节的分析可知尝试调整节点位置来减小速度误差。因此,此处不对屏蔽罩结构进行修改。

此处为探索热电偶节点位置对测量误差的影响,使用了 2 种偶丝长度,为抑制可能出现的偶丝导热误差增大,由式(3)可知减小偶丝直径。上述 3 种热电偶尺寸由表 5 列出,型号 0 为原型。型号 1 和 3 为在原偶丝长度基础上分别增大 0.7 mm 和 1.4 mm,型号 2 为在型号 1 偶丝直径基础上减小 0.15 mm。3 种尺寸中节点直径均为偶丝直径

表 5 3 种改型偶丝的长度和直径

Table 5 Length and diameter of three modified wires			
型号	偶丝长/mm	偶丝直径/mm	长径比
原型	1.7	0.3	5.67
改型 1	2.4	0.3	8
改型 2	2.4	0.15	16
改型 3	3.1	0.3	9.3

的 2 倍。

由上文知,在马赫数为 0.6 时,导热误差才较为明显,故使用 $Ma=0.6$ 作为数值模拟工况对上述 3 种改型的导热误差值和速度误差值进行预测,结果由表 6 列出。表中 δ 为误差增量百分比, δ_c 为导热误差增量百分比, δ_v 为速度误差增量百分比。 δ 的定义式如式(9),式中 E_m 为改型后误差大小。

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

(9)

从表 6 可知,速度误差和导热误差因节点位置的变化而变化。速度误差均增加,最大增量百分比为 28.8%;导热误差均减小,最大减量百分比为 56.5%。对比型号 1 和型号 3 的数值模拟结果,可知随着节点远离支持体,速度误差的增量逐渐减小,偶丝和节点间热流的方向发生转变,从节点向偶丝导热转变为偶丝向节点导热。对比型号 1 和型号 2 的数值模拟结果,可以发现减小偶丝直径并未减小导热误差,反而因气流流速的减小导致导热误差增大。

由图 22 和图 23 可知,节点位置改变引起了屏蔽罩内气流流动行为的变化。虽然大体上内部流动拓扑结构仍能区分为 1、2、3 以及 4 涡区,但流动细节已然大大不同,而这正是节点位置改变导致速度误差和导热误差发生变化的主要原因。

对于本设计而言,热电偶节点在涡区 4 的空间范围内,从设计点远离支持体的过程中,测量

表 6 改型后 3 种屏蔽式总温热电偶在 $Ma=0.6$ 时的误差组成及增量百分比

Table 6 Error composition and increment percentage of three shielded total temperature thermocouples after modification when $Ma=0.6$						
型号	E_c/K	$\delta_c/\%$	E_v/K	$\delta_v/\%$	E/K	$\delta/\%$
原型	0.115		1.014		1.129	
1	0.048	-56.5	1.306	28.8	1.356	20.1
2	0.077	-33.0	1.221	20.4	1.298	15.0
3	0.091	-20.9	1.126	11.0	1.035	-8.3

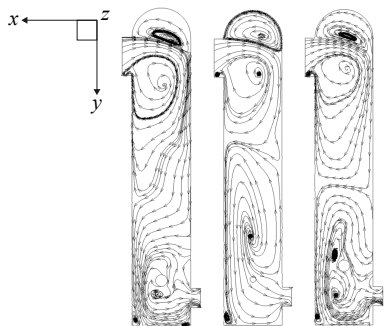


图22 型号1、2和3在 $Ma=0.6$ 时截面 S_2 的流线图
Fig. 22 Streamlines of section S_2 for models 1, 2 and 3
when $Ma=0.6$

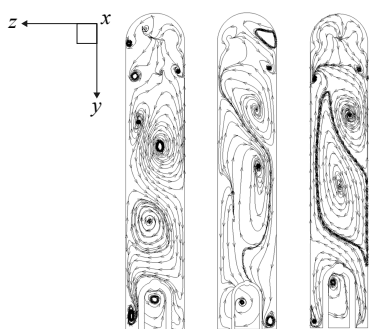


图23 型号1、2和3在 $Ma=0.6$ 时截面 S_1 的流线图
Fig. 23 Streamlines of section S_1 for models 1, 2 and 3
when $Ma=0.6$

误差遵循着先增大后减小的变化规律,但变化量百分比较小。

6 结 论

本文针对涡轮机冷吹排气相对低温的高速测量环境,使用流固耦合传热数值模拟的方法预测了现存4种不同结构的总温探头的测量误差,在此基础上依照传热理论并借鉴前人经验设计了一款总温热电偶。然后对其测量误差进行预测,研究了测量误差的组成成分,在与其他总温探头的对比中,确定了本设计的优越性,并且确定了各类误差之间互相影响的关系,探讨了热电偶尺寸对测量精度的影响。综合全文,主要结论如下:

1) 在全工况范围内,特别是来流流速不超过0.5马赫时,总温热电偶导热误差处在较小值,量级仅为 10^{-2} ;当来流流速达到 $0.6Ma$ 时,导热误差达到最大,约为0.1 K。

2) 速度误差对测量误差的影响最大,全工况范围内总误差的90%以上来自速度误差。

3) 与其他4种不同结构的总温热电偶探头进行对比,本设计的速度误差和导热误差都控制

在较为合适的范围,其最大总测量误差为1.13 K,比结构A的最大总测量误差低331.62%,比结构B低119.4%,比结构C低61.6%,比结构D低59.5%。

4) 本设计适用于等温来流的总温测量或马赫数大于0.5的高速非等温来流的总温测量。

5) 在涡区4的空间范围内,热电偶节点在从设计点远离支持体的过程中,屏蔽罩内气流流动行为发生变化,导致测量误差遵循着先增大后减小的变化规律,但变化量百分比较小。

参考文献:

- [1] ARENZ M C, WEIGEL B, HABERMANN J, et al. Development and application of a fast-response total temperature probe for turbomachinery[R]. Seoul, Korea: ASME Turbo Expo: Turbomachinery Technical Conference and Exposition, 2016.
- [2] KIDD S R, BARTON J S, MEREDITH P, et al. A fiber optic probe for gas total temperature measurement in turbomachinery[J]. *Journal of Turbomachinery*, 1995, 117(4): 635-641.
- [3] WANG G, BONILLA C, KALITAN D. Gas temperature field measurement using thin-filament pyrometry[C]// Proceedings of the ASME Turbo Expo: Turbine Technical Conference and Exposition. Düsseldorf, Germany: ASME, 2014: 1-11.
- [4] 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. (in Chinese)
- [5] 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 Can, WU Weili, XIONG Yibin, 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. (in Chinese)
- [6] VILLAFANE L, PANIAGUA G. Aero-thermal analysis of shielded fine wire thermocouple probes[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2013, 65: 214-223.
- [7] 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.
- [8] HARADA T, WATANABE H, SUZUKI Y, et al. A numerical investigation of evaporation characteristics of a fuel droplet suspended from a thermocouple[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2011, 54(1/2/3): 649-655.
- [9] SKOVORODKO P A, TERESHCHENKO A G, KNYAZKOV D A, et al. Experimental and numerical study of thermocouple-induced perturbations of the methane flame structure[J]. *Combustion and Flame*, 2012, 159(3): 1009-1015.
- [10] BLAY V, BOBADILLA L F. Numerical study of the accuracy of temperature measurement by thermocouples in small-scale reactors [J]. *Chemical Engineering Research and Design*, 2018, 131: 545-556.

- [11] REARDON J, SCHETZ J A, LOWE K T. Computational modeling of total temperature probes[J]. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 2017, 31(3): 609-620.
- [12] CHEN Xue, XIA Xinlin, SUN Chuang, 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[C]// *Proceedings of 18th International Society of Air-breathing Engines (ISABE) Conference*. Beijing: AIAA, 2007: 1-8.
- [14] MOFFAT R J. Gas temperature measurement[J]. *Temperature: Its Measurement and Control in Science and Industry*, 1962, 3: 553-571.
- [15] PANIAGUA G, DENOS R, OROPESA M. Thermocouple probes for accurate temperature measurements in short duration facilities [C]// *Proceedings of the ASME Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air*. Amsterdam, Netherlands: ASME, 2002: 209-217.
- [16] KULKARNI K S, MADANAN U, GOLDSTEIN R J. Effect of freestream turbulence on recovery factor of a thermocouple probe and its consequences[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 152: 119498.1-119498.5.
- [17] VINCENT T G, ROLFE E N, LOWE K T, et al. Aerodynamic analysis of total temperature probe thermal performance using conjugate heat transfer[J]. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 2019, 33(3): 830-843.
- [18] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 4版. 北京: 高等教育出版社, 2006.
- [19] WHITAKER S. Forced convection heat transfer correlations for flow in pipes, past flat plates, single cylinders, single spheres, and for flow in packed beds and tube bundles[J]. *AIChE Journal*, 1972, 18(2): 361-371.
- [20] 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.
- [21] STICKNEY T M. Recovery and time-response characteristics of six thermocouple probes in subsonic and supersonic flow[R]. NACA Technical Note 3455, 1955.
- [22] 刘嗣钡, 赵觉良. 总温热电偶的最佳设计[J]. *工程热物理学报*, 1981, 2(2): 197-199.
LIU Sihong, ZHAO Jueliang. An optimum design procedure of total temperature thermocouple[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 1981, 2(2): 197-199. (in Chinese)
- [23] 吴颖, 田金光, 赵宇. 某重型燃机用排气总温热电偶的设计与研究[C]//*航空试验测试技术学术交流会议论文集*. 西安: 中国学术期刊电子出版社, 2011: 312-317.
- [24] 秦存民, 廖理, 杨永军, 等. 横向屏蔽式热电偶温度传感器屏蔽罩的优化设计研究[C]//*广西桂林: 第5届全国温度测量与控制技术学术会议论文集*, 2007: 375-379.

(编辑: 王碧琚)