

文章编号: 1000-8055(2023)06-1281-11

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20210298

现场参考气流高温传感器最佳内流速度计算

赵 俭

(中国航空工业集团有限公司 北京长城计量测试技术研究所, 北京 100095)

摘 要: 为得到现场参考气流高温传感器的高准确设计结果, 从支撑外壳温度、外屏温度、内屏温度、偶丝温度的模型与求解入手, 通过关键参数预设与迭代, 研究了传感器最佳内流速度计算方法, 提出差商偏差判定法, 解决了计算中边界条件不充分的问题。结果表明: 在来流总温 1 717.5 K、来流静压 0.5 MPa 的条件下, 双屏蔽 L 型现场参考气流高温传感器的最佳内屏内流速度和最佳环道内流速度分别为 146.1、544.9 m/s。研究结果可为双屏蔽式、单屏蔽式等类型气流高温传感器的优化设计、理论分析等提供必要的支撑。

关 键 词: 总温; 气流高温; 传感器; 内流速度; 测温偏差

中图分类号: V24

文献标志码: A

Calculation of optimum inner flow velocity of sitereference high temperature gas sensor

ZHAO Jian

(Changcheng Institute of Metrology and Measurement,

Aviation Industry Corporation of China, Limited, Beijing 100095, China)

Abstract: In order to obtain high accuracy design result of site reference high temperature gas sensor, starting from the model and solution of temperatures of support housing, outer shield, inner shield and thermocouple wire, the computing method of optimum internal flow velocity of the sensor was studied through predetermination and iteration of key parameters. Difference quotient deviation judgment method was put forward, which solved the problem of insufficient boundary conditions during calculation. The result showed that optimum internal flow velocities of inner shield and annular channel of double shield L type site reference high temperature gas sensor were 146.1 m/s and 544.9 m/s, respectively, under the working condition of 1 717.5 K total temperature and 0.5 MPa static pressure. The study results can provide necessary support for optimal design, theoretical analysis of high temperature gas sensors of double shield type, and single shield type, etc.

Keywords: total temperature; high gas temperature; sensor; internalflow velocity; temperature measurement deviation

在航空发动机研制、生产试验中, 需要准确测量燃烧室出口等截面的气流高温, 用于发动机的性能评价、状态监控等。由于温度传感器在测量气流高温时存在辐射误差、导热误差、速度误

差等各类误差^[1-3], 通常需要在实验室模拟温度传感器的使用工况, 对传感器进行校准并修正后使用, 而实验室的校准工况往往与现场的使用工况存在差异, 导致校准结果出现偏差。针对这个问

收稿日期: 2021-06-12

基金项目: 发动机专项研究计划

作者简介: 赵俭(1973—), 男, 研究员、硕士生导师, 博士, 主要从事高温气流温度测量校准, 动态温度测量校准, 特殊条件下温度测量等方面的研究。

引用格式: 赵俭. 现场参考气流高温传感器最佳内流速度计算[J]. 航空动力学报, 2023, 38(6): 1281-1291. ZHAO Jian. Calculation of optimum inner flow velocity of sitereference high temperature gas sensor[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(6): 1281-1291.

题,比较可行的解决方法是研制现场参考气流高温传感器,利用航空发动机本身的流场环境,对气流高温传感器进行现场校准^[4],而高准确度现场参考气流高温传感器的设计则是保证校准结果准确可靠的关键。根据前期研究结果,现场参考气流高温传感器的内流速度是决定传感器准确度高低的重要参量^[5-6],需要对其进行优化设计。

针对气流高温测量的参考标准问题,NASA Lewis 研究中心的 George^[7]提出了一种抽气式 S 型声速热电偶温度传感器,后来在此基础上发展的双屏蔽吸气式热电偶,广泛用于气流高温传感器校准时的参考标准。田纳西大学的 Robert 等^[8]建立了吸气式温度传感器的数值模型并求解,用来对温度传感器的综合恢复系数进行评价。模型建立时,全面考虑了气流和温度传感器间的对流换热、传感器热端表面向周围环境和传感器其他表面的辐射换热、气流向传感器表面的辐射换热以及传感器的热传导等过程,模型求解后,与 George 等对同样结构尺寸温度传感器所做的试验结果相比,表现出了良好的一致性。此后,Trevor、Lahoucine、张天飞等^[9-11]用此数值模型进行了更高温度下的计算,并与航空发动机加力燃烧室出口气流温度的实测结果进行了对比。

1 现场参考气流高温传感器总体结构

现场参考气流高温传感器采用双屏蔽 L 型结构,采用双屏蔽式结构的目的是减小辐射误差,采用 L 型结构的目的是增大长径比,减小导热误差。为降低成本,传感器壳体浸入高温气流的部分采用贵金属铂铱合金,而未浸入高温气流的部分则采用高温合金。为提高测温准确度,参考温度传感器采用无冷却方式,热电偶丝直径 0.5 mm。同时为了增加传感器的可靠性,将传感器设计成双冗余结构,即在同一测点位置布置 2 支热电偶。现场参考气流高温传感器的结构示意图如图 1 所示。

传感器结构设计时,在给定的工况下,通过数值计算,得到较理想的内流速度,保证现场参考气流高温传感器的辐射误差、导热误差和速度误差等综合测温误差最小,从而使之适宜作为现场的参考标准使用。

为便于计算,假设在受感部范围内气流总温恒定。由于试验器内部具有 0.5 MPa 的压力,所以不需要抽气,就可以保证传感器内、外屏与气

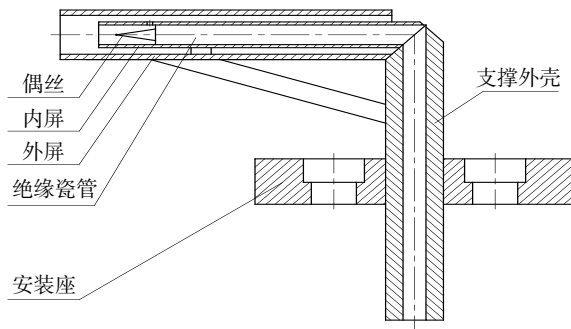


图 1 现场参考气流高温传感器结构示意图

Fig. 1 Structure diagram of site reference high gas temperature sensor

流之间良好的换热^[12-13]。传感器优化设计的核心就是保证内、外屏之间环形流道中的流速和内屏内部流速均为最优。传感器的结构参数受环境工况及传感器本身的材料等诸因素的影响。

传感器内屏蔽罩内气流速度是影响传感器测温准确度的关键因素,在一定的来流条件下,存在一个最佳内屏内流速度使传感器测温偏差最小。在传感器结构设计中,内屏进、出气口面积决定了内屏内流速度,因此,传感器优化设计的任务之一就是确定最佳传感器内屏进、出气口面积。计算中通过对传感器感温部分进行传热分析,确定各来流条件下的最佳内屏内流速度、相应的测温偏差以及内屏进、出气口面积,然后对各来流条件下的内屏进、出气口面积进行以测温偏差为权重的加权平均,从而确定传感器的内屏进、出气口面积。

其次,内外屏蔽罩间环形流道内气流速度(环道内流速度)的选取也很重要,因为环道内流速度直接影响内外屏蔽罩与环道内气流之间的换热,从而影响传感器的辐射误差和导热误差。一般来讲,提高环道内流速度有利于增强燃气与内外屏之间的换热,提高内外屏壁温,减小传感器的辐射误差和导热误差。但由于速度误差与气流速度呈正相关^[2],环道内流速过高又会使内外屏蔽罩的速度误差增大,内外屏表面的恢复壁温降低,从而使传感器的辐射误差和导热误差反而增大。计算中,先初步选取环道内的气流马赫数为 0.23,在求出传感器的最佳内屏进、出气口面积后,改变环道内流速度,计算传感器的测温偏差,考察环道内流速度对传感器测温偏差的影响,并对环道内流速度的选取进行必要的修正。传感器结构设计流程图如图 2 所示。

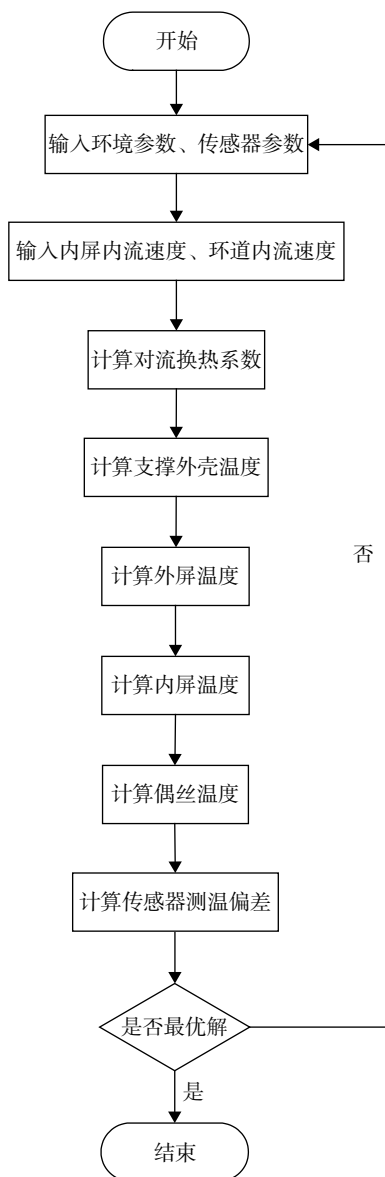


图2 现场参考气流高温传感器结构设计流程图

Fig. 2 Flow diagram of structure design of site reference high gas temperature sensor

该传感器主要在燃烧室试验器上作为现场参考标准使用, 环境壁温 $T_w=873\text{ K}$ 。

传感器内屏蔽罩尺寸由绝缘瓷管的尺寸决定。外屏蔽罩的尺寸需根据内流速度的需要确定。支撑外壳的尺寸选择需考虑以下问题:

- 1) 支撑外壳最大外径, 需考虑试验器安装座的尺寸, 并保证不会产生阻塞效应;
- 2) 支撑外壳最小壁厚, 需保证材料的可靠性, 不会发生失效。

确定支撑外壳的基本结构为: 外径 12 mm, 壁厚 3 mm; 根据四孔氧化铝绝缘瓷管的外径为 6 mm, 确定内屏蔽罩的外径为 7.6 mm, 并取其壁厚为 0.8 mm。需要说明的是, 由于温度传感器与

被测介质材料的热物性参数数据不完善, 本文计算中所用到的材料表面发射率、导热系数、比热容、黏度系数等热物性参数的数据, 部分来源于化学成分相近材料的已知数据, 另外, 还有一部分是根据已有数据进行数学拟合与外推而得到的。

在传热计算时, 忽略支撑外壳、外屏、内屏和偶丝与气流间的辐射换热。由于与气流进行辐射换热的结果是使得支撑外壳、外屏、内屏和偶丝的温度升高, 所以这是一种偏保守的处理方法, 实际的现场参考气流高温传感器准确度会比设计预期更高。

2 内流速度计算

定义传感器外屏进气口截面为 1 截面, 内外屏之间的环形截面为 2 截面, 外屏出气口截面为 3 截面, 内屏出气口截面为 4 截面, 偶丝接点所在截面为 5 截面。现场参考气流高温传感器的头部结构示意图如图 3 所示。

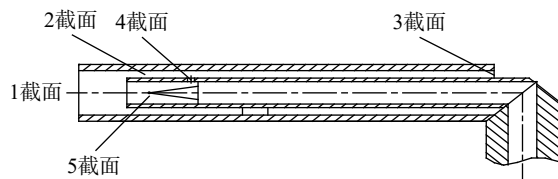


图3 现场参考气流高温传感器头部结构示意图

Fig. 3 Diagram of head structure of site reference high gas temperature sensor

取来流马赫数 $Ma_0=0.25$, 来流静压 $p_0=0.5\text{ MPa}$, 来流静温 $T_0=1700\text{ K}$, 则可推算出来流速度 $u_0=201.4\text{ m/s}$, 来流总温 $T_t=1717.5\text{ K}$ 。由于来流静压比较高, 直接影响到燃气密度, 进而使燃气的运动黏度发生变化, 下面的计算中均使用高压下的热物性参数。

2.1 支撑外壳温度计算

支撑外壳接受气流的对流换热, 同时与环境壁面、外屏和气流进行辐射换热, 另外, 支撑外壳沿轴向向安装座传导热量^[14-15]。为简化计算, 忽略支撑外壳和气流间的辐射换热, 简化后的支撑外壳换热示意图见图 4。

建立关于支撑外壳的热平衡方程

$$\Phi_{c,0-p} = \Phi_{r,p-w} + \Phi_{c,p} \quad (1)$$

式中 $\Phi_{c,0-p}$ 为来流与支撑外壳的对流换热量; $\Phi_{r,p-w}$ 为支撑外壳向环境壁面的辐射换热量; $\Phi_{c,p}$ 为从支撑外壳头部到安装座的传导换热量。

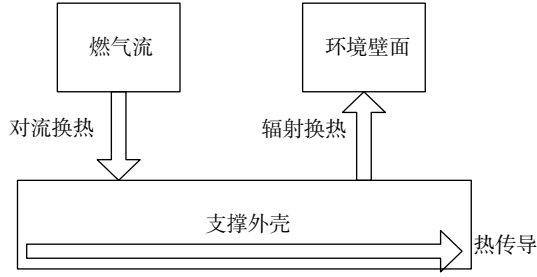


图4 支撑外壳换热示意图

Fig. 4 Heat exchange diagram of support housing

选取一个长度为 dx 的微元为研究对象, 则

$$d\Phi_{c,0-p} = d\Phi_{r,p-w} + d\Phi_{c,p} \quad (2)$$

来流与支撑外壳微元的对流换热量:

$$d\Phi_{c,0-p} = h_{0-p} dA_{po} (T_{aw,po} - T_p) \quad (3)$$

式中 h_{0-p} 为来流与支撑外壳的表面传热系数; dA_{po} 为支撑外壳微元的表面积; $T_{aw,po}$ 为支撑外壳微元表面恢复壁温; T_p 为支撑外壳微元表面温度。

支撑外壳微元向环境壁面的辐射换热量

$$d\Phi_{r,p-w} = \varepsilon_p dA_{po} \sigma (T_p^4 - T_w^4) \quad (4)$$

式中 ε_p 为支撑外壳材料表面发射率, 取 0.15^[16]; σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数, 取 $5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$; T_w 为环境壁面温度。

支撑外壳微元的传导换热量

$$d\Phi_{c,p} = \lambda_p A_p dx \frac{d^2 T_p}{dx^2} \quad (5)$$

式中 λ_p 为支撑外壳材料导热系数; A_p 为支撑外壳截面积。

支撑外壳外径 $d_{po}=12 \text{ mm}$, 来流介质运动黏度 $\nu_0=5.49 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ 。支撑外壳与来流换热的雷诺数

$$Re_{po} = \frac{u_0 d_{po}}{\nu_0} = 44\,022$$

来流介质普朗特数 $Pr_0=0.56$, 导热系数 $\lambda_0=0.1461 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。支撑外壳与来流换热的努塞尔数^[17]

$$Nu_{po} = 0.027 Re_{po}^{0.805} Pr_0^{1/3} = 121.8$$

支撑外壳与来流的表面传热系数

$$h_{0-p} = \frac{Nu_{po} \lambda_0}{d_{po}} = 1\,482.7 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$$

支撑外壳表面的总温恢复系数

$$r_{po} = Pr_0^{1/3} = 0.824$$

来流的比定压热容 $c_{p0}=1\,383 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$, 支撑外壳外表面恢复壁温

$$T_{aw,po} = T_t - \frac{(1-r_{po})u_0^2}{2c_{p0}} = 1\,714.9 \text{ K}$$

支撑外壳材料的导热系数 $\lambda_p=156.9 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, 支撑外壳截面积 $A_p=2.7 \times 10^{-5} \text{ m}^2$ 。支撑外壳周长 $U_p=0.04 \text{ m}$ 。

将式(3)~式(5)代入式(2), 并对方程进行离散化, 得

$$\lambda_p A_p \frac{T_{pj+1} - 2T_{pj} + T_{pj-1}}{\Delta x^2} + \varepsilon_p U_p \sigma (T_{pj}^4 - T_w^4) = h_{0-p} U_p (T_{aw,po} - T_{pj}) \quad (6)$$

式中 j 为节点编号; Δx 为步长。

为便于求解, 保守认为支撑外壳与安装座交界处的温度梯度为 $0 \text{ K}/\text{mm}$, 因而方程(6)的边界条件为① $\left. \frac{dT_p}{dx} \right|_{x=L_p} = 0 \text{ K}/\text{mm}$; ② $T_p|_{x=L_p} = 873 \text{ K}$ 。

已知支撑外壳长度 $L_p=22 \text{ mm}$, 对方程(6)进行数值求解, 结果见图5。支撑外壳与外屏交界处的温度为 $1\,563.3 \text{ K}$ 。

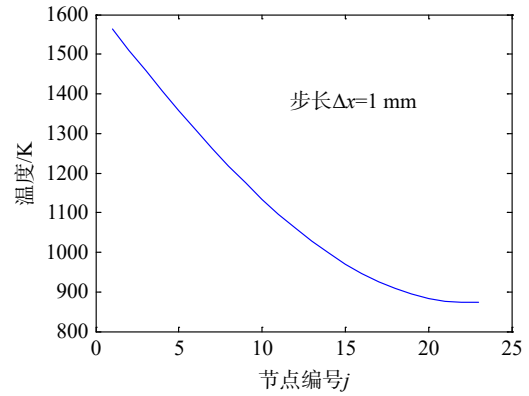


图5 支撑外壳温度求解结果

Fig. 5 Solution result of support housing temperature

2.2 外屏温度计算

外屏的内、外壁均接受气流的对流换热, 内壁与内屏和气流进行辐射换热, 同时外壁与环境壁面、支撑外壳和气流进行辐射换热, 另外, 外屏沿轴向从头部向根部传导热量。为简化计算, 忽略外屏与支撑外壳和气流间的辐射换热, 简化后的外屏换热示意图见图6。

建立关于外屏的热平衡方程

$$\Phi_{c,0-o} + \Phi_{c,2-o} + \Phi_{r,i-o} = \Phi_{r,o-w} + \Phi_{c,o} \quad (7)$$

式中 $\Phi_{c,0-o}$ 为来流与外屏的对流换热量; $\Phi_{c,2-o}$ 为环

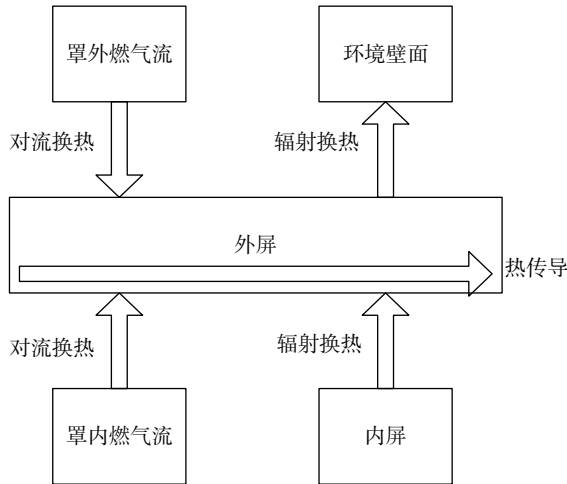


图6 外屏换热示意图

Fig. 6 Heat exchange diagram of outer shield

道内流与外屏的对流换热量; $\Phi_{r,i-o}$ 为内屏向外屏的辐射换热量; $\Phi_{r,o-w}$ 为外屏向环境壁面的辐射换热量; $\Phi_{c,o}$ 为从外屏头部到外屏根部的传导换热量。

选取一个长度为 dx 的微元为研究对象, 则

$$d\Phi_{c,o-o} + d\Phi_{c,2-o} + d\Phi_{r,i-o} = d\Phi_{r,o-w} + d\Phi_{c,o} \quad (8)$$

由于外屏壁厚较薄, 所以近似认为外屏内、外表面温度相等。则来流与外屏微元的对流换热量

$$d\Phi_{c,o-o} = h_{o-o} dA_{oo} (T_{aw,oo} - T_o) \quad (9)$$

式中 h_{o-o} 为来流与外屏的表面传热系数; dA_{oo} 为外屏微元外表面面积; $T_{aw,oo}$ 为外屏微元外表面恢复壁温; T_o 为外屏微元表面温度。

环道内流与外屏微元的对流换热量

$$d\Phi_{c,2-o} = h_{2-o} dA_{oi} (T_{aw,oi} - T_o) \quad (10)$$

式中 h_{2-o} 为环道内流与外屏的表面传热系数; dA_{oi} 为外屏微元内表面面积; $T_{aw,oi}$ 为外屏微元内表面恢复壁温。

与外屏类似, 近似认为内屏内、外表面温度相等。内屏微元向外屏微元的辐射换热量

$$d\Phi_{r,i-o} = \frac{\sigma (T_i^4 - T_o^4)}{\frac{1 - \varepsilon_o}{dA_{oi}\varepsilon_o} + \frac{1}{dA_{io}} + \frac{1 - \varepsilon_i}{dA_{io}\varepsilon_i}} \quad (11)$$

式中 T_i 为内屏微元表面温度; ε_o 为外屏材料表面发射率, 取 0.19^[16]; ε_i 为内屏材料表面发射率, 取 0.19^[16]; dA_{io} 为内屏微元外表面面积。

外屏微元向环境壁面的辐射换热量

$$d\Phi_{r,o-w} = \varepsilon_o dA_{oo} \sigma (T_o^4 - T_w^4) \quad (12)$$

外屏微元的传导换热量

$$d\Phi_{c,o} = \lambda_o A_o dx \frac{d^2 T_o}{dx^2} \quad (13)$$

式中 λ_o 为外屏材料导热系数; A_o 为外屏截面积。

取外屏外径 $d_{oo}=13$ mm, 则外屏与来流换热的雷诺数

$$Re_{oo} = \frac{u_o d_{oo}}{\nu_o} = 47\,690$$

外屏与来流换热的努塞尔数^[17]

$$Nu_{oo} = 0.012\,4\,Re_{oo}^{0.805}\,Pr_o^{1/3} = 59.7$$

外屏与来流的表面传热系数

$$h_{o-o} = \frac{Nu_{oo}\lambda_o}{d_{oo}} = 671.5\,W/(m^2 \cdot K)$$

外屏外表面的总温恢复系数

$$r_{oo} = Pr_o^{1/3} = 0.824$$

外屏外表面恢复壁温

$$T_{aw,oo} = T_t - \frac{(1 - r_{oo})u_o^2}{2c_{p0}} = 1\,714.9\,K$$

环道内燃气静温

$$T_2 = \frac{T_t}{1 + \frac{\kappa - 1}{2} Ma_2^2} = 1\,702.6\,K$$

环道内当地声速

$$a_2 = \sqrt{\kappa RT_2} = 806.6\,m/s$$

环道内流速度

$$u_2 = Ma_2 a_2 = 185.5\,m/s$$

外屏内径 $d_{oi}=11.6$ mm, 环道内流介质运动黏度 $\nu_2=5.51 \times 10^{-5}$ m²/s。外屏与环道内燃气换热的雷诺数

$$Re_{oi} = \frac{u_2 d_{oi}}{\nu_2} = 39\,058$$

环道内燃气普朗特数 $Pr_2=0.56$, 导热系数 $\lambda_2=0.146\,4$ W/(m·K)。摩擦因数

$$f_{o2} = 0.316\,Re_{oi}^{-0.25} = 0.02$$

努塞尔数^[17]

$$Nu_{oi} = \frac{\frac{f_{o2}}{8} Re_{oi} Pr_2}{1.07 + 12.7 \left(\frac{f_{o2}}{8} \right)^{0.5} (Pr_2^{2/3} - 1)} = 71.9$$

外屏与环道内气流的表面传热系数

$$h_{2-o} = \frac{Nu_{oi}\lambda_2}{d_{oi}} = 908.0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$$

外屏内表面的总温恢复系数

$$r_{oi} = Pr_2^{1/3} = 0.824$$

环道内燃气的比定压热容 $c_{p2}=1384 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$,
外屏内表面恢复壁温

$$T_{aw,oi} = T_t - \frac{(1-r_{oi})u_2^2}{2c_{p2}} = 1715.3 \text{ K}$$

外屏材料导热系数 $\lambda_o=156.9 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, 外屏
截面积 $A_o=2.7 \times 10^{-5} \text{ m}^2$, 外屏外周长 $U_{oo}=0.041 \text{ m}$,
外屏内周长 $U_{oi}=0.036 \text{ m}$ 。

由于内屏温度未知, 为便于求解, 将式(7)中的
 $\Phi_{r,i-o}$ 项以及式(8)中的 $d\Phi_{r,i-o}$ 项略去。

将式(9)、式(10)、式(12)及式(13)代入式(8),
并对方程进行离散化, 得

$$\lambda_o A_o \frac{2(T_{oj+1} - 3T_{oj} + 2T_{oj-1}))}{3\Delta x^2} + \varepsilon_o U_{oo} \sigma (T_{oj}^4 - T_w^4) =$$

$$h_{o-o} U_{oo} (T_{aw,oo} - T_{oj}) + h_{2-o} U_{oi} (T_{aw,oi} - T_{oj}) \quad (14)$$

由于方程(14)的边界条件难以确定, 所以暂
时初选一组边界条件, 再根据初步求解结果的趋
势对其进行调整。暂取方程(14)的边界条件为

$$\textcircled{1} T_o|_{x=L_o} = 1563.3 \text{ K}; \textcircled{2} \left. \frac{dT_o}{dx} \right|_{x=L_o} = 0 \text{ K/mm}。$$

已知外屏长度 $L_o=80 \text{ mm}$, 对方程(14)进行数
值求解, 初步求解结果见图7。

为对方程求解结果曲线的平滑程度作出定量
的考量, 需要给出一个统一的判据。为此, 本文
提出一种差商偏差判定法, 首先求出每一个节点
的差商, 计算相邻三个节点差商的算术平均值,
根据这三个节点中每一个差商与其算术平均值的

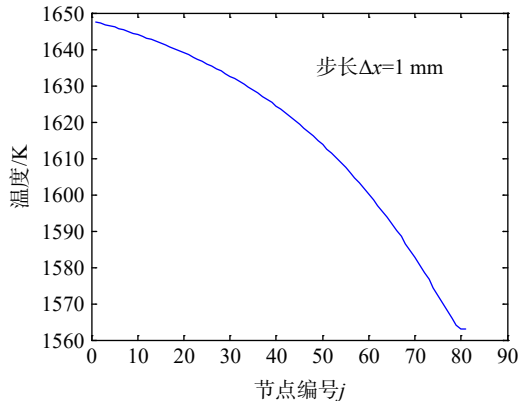


图7 外屏温度初步求解结果

Fig. 7 Preliminary solution result of outer shield temperature

相对偏差大小来判定, 如相对偏差绝对值不超过
5%, 认为曲线平滑, 反之, 如相对偏差绝对值超
过5%, 则认为曲线不平滑, 需要重新选取边界条
件, 在边界节点(比如支撑外壳与外屏交界处)温
度固定的条件下, 根据温度的变化趋势, 逐渐增
大或减小其相邻节点的温度值, 再次求解, 直到
得到平滑的曲线为止。根据差商偏差判定法, 初
步求解结果末端三个节点的差商与其算术平均值
的相对偏差分别为79.4%、20.6%和-100%, 所以
重新选取边界条件如下: ① $T_o|_{x=L_o} = 1563.3 \text{ K}$;
② $T_o|_{x=L_o-1} = 1565.8 \text{ K}$ 。

再次对方程(14)进行数值求解, 结果见图8。
边界条件调整后, 求解结果末端三个节点的差商
与其算术平均值的相对偏差分别为-3.4%、-0.3%
和3.6%, 符合平滑条件, 因此, 可以将该结果作为
外屏温度的最终求解结果。计算得外屏表面平均
温度 $T_o=1619.1 \text{ K}$ 。

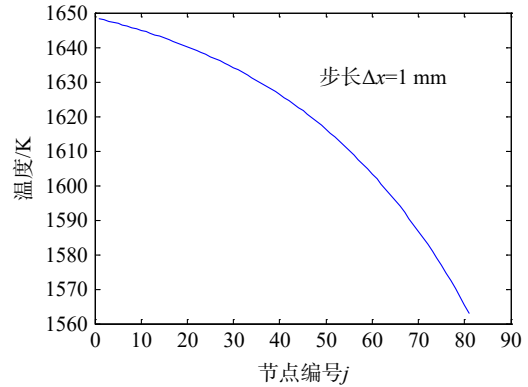


图8 外屏温度最终求解结果

Fig. 8 Final solution result of outer shield temperature

2.3 内屏温度计算

内屏换热分两段(如图9)考虑, 内屏前段的
内、外壁均接受气流的对流换热, 内壁与偶丝和
气流进行辐射换热, 同时外壁与外屏和气流进行
辐射换热, 另外, 内屏沿轴向从头部向根部方向
传导热量; 内屏后段内壁与绝缘瓷管相接触, 外
壁接受环道内气流的对流换热, 同时外壁与外屏
和气流进行辐射换热, 另外, 内屏沿轴向从头部
向根部方向传导热量。

为简化计算, 忽略内屏与气流间的辐射换热,
简化后的内屏前段、后段换热示意图分别如图10、
图11所示。

建立内屏后段的热平衡方程

$$\Phi_{c,2-i} = \Phi_{r,i-o} + \Phi_{c,i} \quad (15)$$

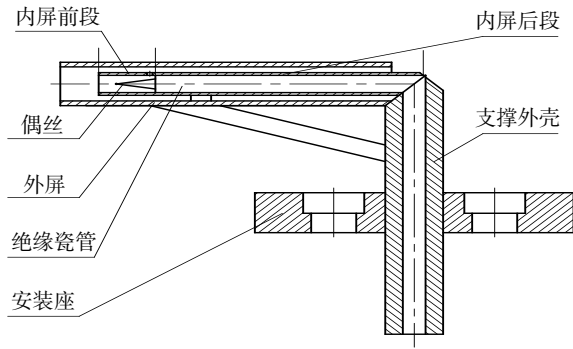


图9 内屏分段示意图

Fig. 9 Section diagram of inner shield

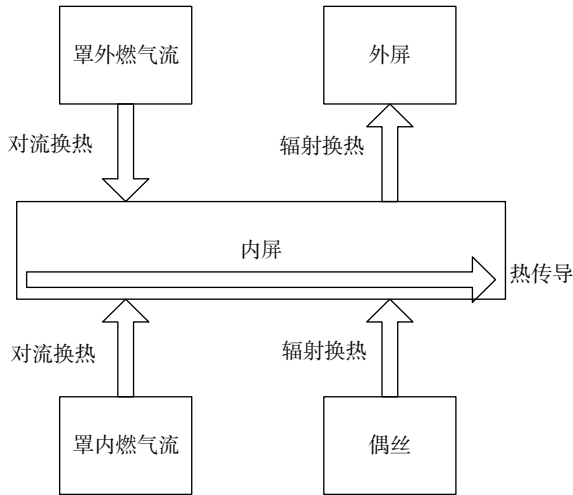


图10 内屏前段换热示意图

Fig. 10 Heat exchange diagram of front section of inner shield

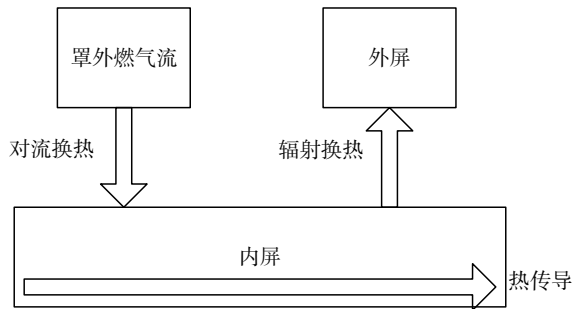


图11 内屏后段换热示意图

Fig. 11 Heat exchange diagram of back section of inner shield

式中 $\Phi_{c,2-i}$ 为环道内流与内屏的对流换热量; $\Phi_{c,i}$ 为从内屏头部到内屏根部方向的传导换热量。

选取一个长度为 dx 的微元为研究对象, 则

$$d\Phi_{c,2-i} = d\Phi_{r,i-o} + d\Phi_{c,i} \quad (16)$$

其中, 环道内流与内屏微元的对流换热量

$$d\Phi_{c,2-i} = h_{2-i} dA_{i-o} (T_{aw,io} - T_i) \quad (17)$$

式中 h_{2-i} 为环道内流与内屏的表面传热系数;

$T_{aw,io}$ 为内屏微元外表面恢复壁温。

内屏微元的传导换热量

$$d\Phi_{c,i} = \lambda_i A_i dx \frac{d^2 T_i}{dx^2} \quad (18)$$

式中 λ_i 为内屏材料导热系数; A_i 为内屏截面积。

内屏外径 $d_{io}=7.6$ mm, 内屏外的雷诺数

$$Re_{io} = \frac{u_2 d_{io}}{\nu_2} = 25\,590$$

努塞尔数^[17]

$$Nu_{io} = 0.088\,8 Re_{io}^{0.618} Pr_o^{1/3} = 38.8$$

内屏与环道内气流的表面传热系数

$$h_{2-i} = \frac{Nu_{io} \lambda_2}{d_{io}} = 746.9 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$$

内屏外表面的总温恢复系数

$$r_{io} = Pr_2^{1/3} = 0.824$$

内屏外表面恢复壁温

$$T_{aw,io} = T_t - \frac{(1-r_{io})u_2^2}{2c_{p2}} = 1\,715.3 \text{ K}$$

将式(11)、式(17)~式(18)代入式(16), 并对方程进行离散化, 得

$$\lambda_i A_i \frac{2(T_{ij+1} - 3T_{ij} + 2T_{ij-1}))}{3\Delta x^2} + \frac{\sigma(T_{ij}^4 - T_o^4)}{\frac{1-\varepsilon_o}{U_{oi}\varepsilon_o} + \frac{1}{U_{io}} + \frac{1-\varepsilon_i}{U_{io}\varepsilon_i}} = h_{2-i} U_{io} (T_{aw,io} - T_{ij}) \quad (19)$$

由于方程(19)的边界条件难以确定, 所以暂时初选一组边界条件, 再根据初步求解结果的趋势对其进行调整。暂取方程(19)的边界条件为:

$$\textcircled{1} T_{i|_{x=L_2}} = 1\,563.3 \text{ K}; \textcircled{2} \left. \frac{dT_i}{dx} \right|_{x=L_2} = 0 \text{ K/mm}.$$

已知内屏后段长度 $L_2=44$ mm, 对方程(19)进行数值求解, 初步结果见图12。

根据差商偏差判定法, 初步求解结果末端三个节点的差商与其算术平均值的相对偏差分别为79.7%、20.3%和-100%, 所以重新选取边界条件如下: $\textcircled{1} T_{i|_{x=L_2}} = 1\,563.3 \text{ K}; \textcircled{2} T_{i|_{x=L_2-1}} = 1\,564.8 \text{ K}.$

再次对方程(19)进行数值求解, 结果见图13。边界条件调整后, 求解结果末端三个节点的差商与其算术平均值的相对偏差分别为1.6%、0.7%和-2.3%, 符合平滑条件, 因此, 可以将该结果作为内屏后段温度的最终求解结果。

内屏后段与前段交界处的温度为1 619.2 K。

建立内屏前段的热平衡方程

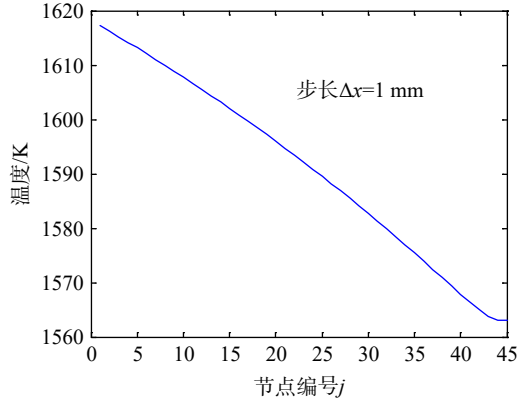


图 12 内屏后段温度初步求解结果

Fig. 12 Preliminary solution result of back section temperature of inner shield

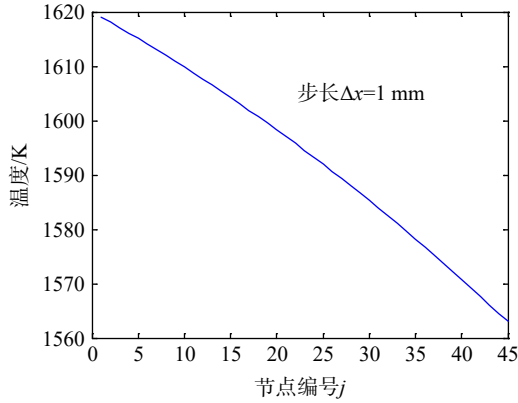


图 13 内屏后段温度最终求解结果

Fig. 13 Final solution result of back section temperature of inner shield

$$\Phi_{c,2-i} + \Phi_{c,5-i} + \Phi_{r,j-i} = \Phi_{r,i-0} + \Phi_{c,i} \quad (20)$$

式中 $\Phi_{c,5-i}$ 为内流与内屏的对流换热量; $\Phi_{r,j-i}$ 为偶丝向内屏的辐射换热量。

选取一个长度为 dx 的微元为研究对象, 则

$$d\Phi_{c,2-i} + d\Phi_{c,5-i} + d\Phi_{r,j-i} = d\Phi_{r,i-0} + d\Phi_{c,i} \quad (21)$$

内流与内屏微元的对流换热量

$$d\Phi_{c,5-i} = h_{5-i} dA_{ii} (T_{aw,ii} - T_i) \quad (22)$$

式中 h_{5-i} 为内流与内屏的表面传热系数; dA_{ii} 为内屏微元内表面面积; $T_{aw,ii}$ 为内屏微元内表面恢复壁温。

偶丝微元向内屏微元的辐射换热量

$$d\Phi_{r,j-i} = \frac{\sigma (T_j^4 - T_i^4)}{\frac{1-\varepsilon_i}{dA_{ii}\varepsilon_i} + \frac{1}{dA_j} + \frac{1-\varepsilon_j}{dA_j\varepsilon_j}} \quad (23)$$

式中 T_j 为偶丝微元表面温度; dA_j 为偶丝微元表面积; ε_j 为偶丝材料表面发射率, 取 0.2^[16]。下标 j

表示偶丝。

暂取内屏内气流马赫数 $Ma_5=0.053$, 则内屏内燃气静温

$$T_5 = \frac{T_t}{1 + \frac{\kappa-1}{2} Ma_5^2} = 1\,716.7\text{ K}$$

内屏内当地声速

$$a_5 = \sqrt{\kappa R T_5} = 810.0\text{ m/s}$$

内屏内流速度

$$u_5 = Ma_5 a_5 = 42.9\text{ m/s}$$

内屏内径 $d_{ii}=6\text{ mm}$, 内屏内燃气运动黏度 $\nu_5=5.57 \times 10^{-5}\text{ m}^2/\text{s}$, 导热系数 $\lambda_5=0.1476\text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, 内屏内的雷诺数

$$Re_{ii} = \frac{u_5 d_{ii}}{\nu_5} = 4\,624$$

摩擦因数

$$f_{i5} = 0.316 Re_{ii}^{-0.25} = 0.038$$

普朗特数 $Pr_5=0.56$, 努塞尔数^[17]

$$Nu_{ii} = \frac{\frac{f_{i5}}{8} (Re_{ii} - 1\,000) Pr_5}{1 + 12.7 \left(\frac{f_{i5}}{8} \right)^{0.5} (Pr_5^{2/3} - 1)} = 13.5$$

内屏与内流的表面传热系数

$$h_{5-i} = \frac{Nu_{ii} \lambda_5}{d_{ii}} = 333.0\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$$

内屏内表面的总温恢复系数

$$r_{ii} = Pr_5^{1/3} = 0.824$$

内屏内燃气的比定压热容 $c_{p5}=1\,386\text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$, 内屏内表面恢复壁温

$$T_{aw,ii} = T_t - \frac{(1-r_{ii})u_5^2}{2c_{p5}} = 1\,717.4\text{ K}$$

由于偶丝温度未知, 为便于求解, 将式(20)中的 $\Phi_{r,j-i}$ 项以及式(21)中的 $d\Phi_{r,j-i}$ 项略去。

将式(11)、式(17)~式(18)及式(22)代入式(21), 对方程进行离散化, 得

$$\lambda_i A_i \frac{2(T_{ij+1} - 3T_{ij} + 2T_{ij-1}))}{3\Delta x^2} + \frac{\sigma (T_{ij}^4 - T_o^4)}{\frac{1-\varepsilon_o}{U_{oi}\varepsilon_o} + \frac{1}{U_{io}} + \frac{1-\varepsilon_i}{U_{io}\varepsilon_i}} = h_{2-i} U_{io} (T_{aw,io} - T_{ij}) + h_{5-i} U_{ii} (T_{aw,ii} - T_{ij}) \quad (24)$$

选取方程(24)的边界条件为① $T_{i|x=L_1} =$

1 619.2 K; ② $T_{i|_{x=L_1-1}} = 1 620$ K。

已知内屏前段长度 $L_1=16$ mm, 对方程(24)进行数值求解, 求解结果见图 14。计算得内屏前段表面平均温度 $T_i=1 628.3$ K。

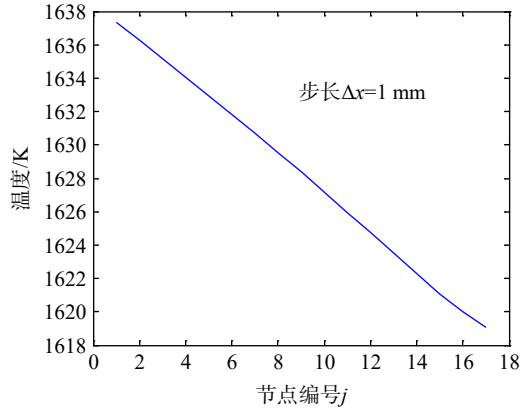


图 14 内屏前段温度求解结果

Fig. 14 Solution result of front section temperature of inner shield

2.4 偶丝温度计算

偶丝接受气流的对流换热, 同时与内屏和气流进行辐射换热, 并从偶丝接点处向根部导热。为简化计算, 忽略偶丝与气流间的辐射换热, 简化后的偶丝换热示意图如图 15 所示。

建立偶丝的热平衡方程

$$\Phi_{c,5-j} = \Phi_{r,j-i} + \Phi_{c,j} \quad (25)$$

选取一个长度为 dx 的偶丝微元为研究对象, 则

$$d\Phi_{c,5-j} = d\Phi_{r,j-i} + d\Phi_{c,j} \quad (26)$$

其中内流与偶丝微元的对流换热量

$$d\Phi_{c,5-j} = h_{5-j} dA_j (T_{aw,j} - T_j) \quad (27)$$

式中 h_{5-j} 为内流与偶丝的表面传热系数; $T_{aw,j}$ 为偶丝微元表面恢复壁温。

偶丝微元的传导热热量

$$d\Phi_{c,j} = \lambda_j A_j dx \frac{d^2 T_j}{dx^2} \quad (28)$$

式中 λ_j 为偶丝材料导热系数; A_j 为偶丝截面积。

偶丝直径 $d_j=0.5$ mm, 雷诺数

$$Re_j = \frac{u_5 d_j}{\nu_5} = 385$$

努塞尔数^[17]

$$Nu_j = 0.314 Re_j^{0.466} Pr_5^{1/3} = 4.2$$

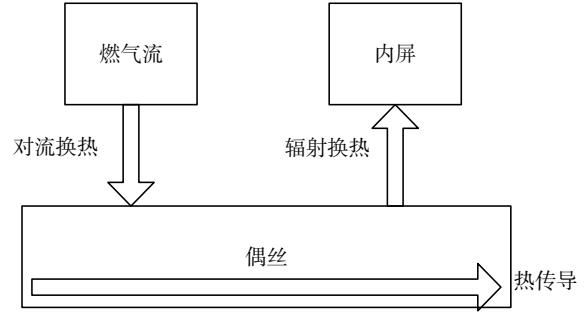


图 15 偶丝换热示意图

Fig. 15 Heat exchange diagram of thermocouple wire

偶丝与内流的表面传热系数

$$h_{5-j} = \frac{Nu_j \lambda_5}{d_j} = 1 226 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$$

偶丝表面的总温恢复系数

$$r_j = Pr_5^{1/2} = 0.748$$

偶丝表面的恢复壁温

$$T_{aw,j} = T_t - \frac{(1-r_j) u_5^2}{2c_{p5}} = 1 717.3 \text{ K}$$

偶丝材料导热系数 $\lambda_j=77 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, 偶丝截面积 $A_j=2.0 \times 10^{-7} \text{ m}^2$, 偶丝截面周长 $U_j=1.6 \times 10^{-3} \text{ m}$ 。

将式(23)、式(27)~式(28)代入式(26), 对方程进行离散化, 得

$$\lambda_j A_j \frac{2(T_{jj+1} - 3T_{jj} + 2T_{jj-1}))}{3\Delta x^2} + \frac{\sigma(T_{jj}^4 - T_i^4)}{\frac{1-\epsilon_i}{U_{ii}\epsilon_i} + \frac{1}{U_j} + \frac{1-\epsilon_j}{U_j\epsilon_j}} = h_{5-j} U_j (T_{aw,j} - T_{jj}) \quad (29)$$

初步选取方程(29)的边界条件为① $T_j|_{x=L_j} = 1 619.2$ K; ② $T_j|_{x=L_j-1} = 1 620$ K。

已知偶丝裸露部分长度 $L=10$ mm, 对方程(29)进行数值求解, 初步求解结果见图 16。

根据差商偏差判定法, 初步求解结果末端三个节点的差商与其算术平均值的相对偏差分别为 65.6%、23.2% 和 -88.8%, 所以重新选取边界条件如下: ① $T_j|_{x=L_1} = 1 619.2$ K; ② $T_j|_{x=L_1-1} = 1 633$ K。

再次对方程(29)进行数值求解, 最终求解结果见图 17。边界条件调整后, 求解结果末端三个节点的差商与其算术平均值的相对偏差分别为 0.9%、-0.02% 和 -0.9%, 符合平滑条件, 因此, 可以将该结果作为偶丝温度的最终求解结果。

计算得偶丝头部平均温度 $T_j=1 702.3$ K。

根据以上计算结果, 传感器的传热误差(包括

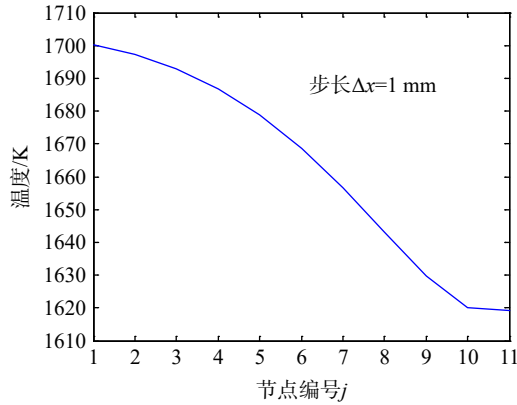


图 16 偶丝温度初步求解结果

Fig. 16 Preliminary solution result of thermocouple wire temperature

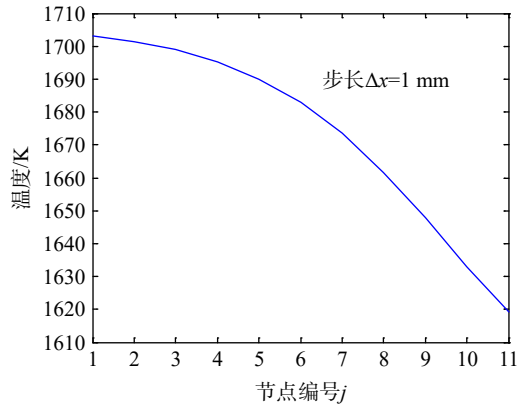


图 17 偶丝温度最终求解结果

Fig. 17 Final solution result of thermocouple wire temperature

辐射误差和导热误差)为

$$\Delta T_{tr} = T_g - T_j = T_{aw,j} - T_j = 15 \text{ K}$$

速度误差为

$$\Delta T_v = T_t - T_g = T_t - T_{aw,j} = 0.2 \text{ K}$$

参考温度传感器的总测温偏差为

$$\Delta T = \Delta T_{tr} + \Delta T_v = 15.2 \text{ K}$$

2.5 最佳内流速度计算

至此, 来流速度、环道内流速度以及内屏内流速度等参数都是人为指定的, 最优化设计的目的在于寻求一种最优的设计结果, 以使得温度传感器的总测温偏差最小, 测温的准确度达到最高^[18-19]。

首先, 固定环道内流速度, 改变内屏内流速度, 对温度传感器的测温偏差进行求解, 在各来流马赫数条件下的求解结果见图 18。由图 18 可见, 最佳内屏内流速度随来流马赫数的增大而减小。

对于不同来流马赫数下的最佳内屏内流速度,

以测温偏差绝对值的倒数为权, 求加权平均值^[20], 确定最佳的内屏内流速度 u_5 为 146.1 m/s。

固定内屏内流速度为 146.1 m/s, 改变环道内流速度, 对测温偏差进行求解, 在各来流马赫数条件下求解的结果见图 19。由图 19 可见, 最佳环道内流速度随来流马赫数的增大而减小。

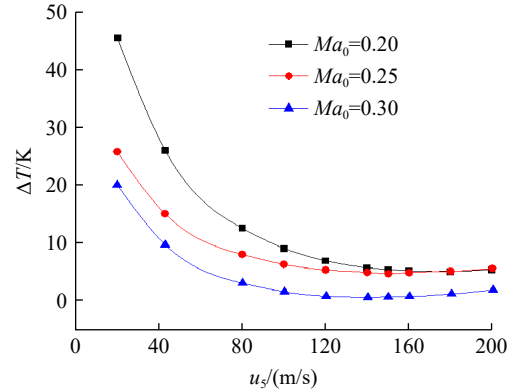


图 18 不同来流马赫数下内屏内流速度对测温偏差的影响

Fig. 18 Influence of internal flow velocity of inner shield on temperature measurement deviation under different Mach numbers

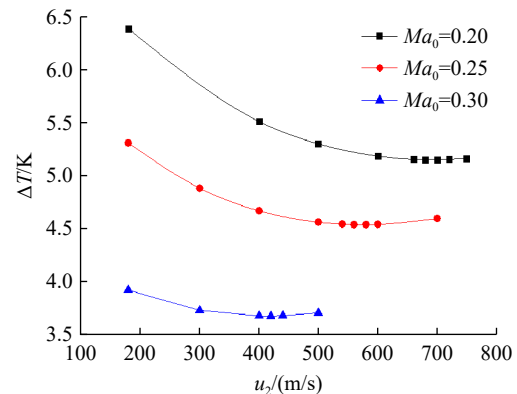


图 19 不同来流马赫数下环道内流速度对测温偏差的影响

Fig. 19 Influence of internal flow velocity of annular channel on temperature measurement deviation under different Mach numbers

同样的, 对于不同来流马赫数下的最佳环道内流速度, 以测温偏差绝对值的倒数为权, 确定最佳的环道内流速度 u_2 为 544.9 m/s。

按上述计算方法设计制作的现场参考气流高温传感器, 在热校准风洞上与标准双屏吸气偶进行了比较, 结果显示, 现场参考气流高温传感器的示值比标准双屏吸气偶低 0.6%。

3 结 论

1) 本文所提出的差商偏差判定法, 可以解决

边界条件不充分的数值求解问题。

2) 在来流总温 1 717.5 K、来流静压 0.5 MPa 的条件下, 双屏蔽 L 型现场参考气流高温传感器的最佳内屏内流速度和最佳环道内流速度分别为 146.1、544.9 m/s。

3) 本文提出的最佳内流速度计算方法, 可为此类传感器的结构优化设计提供依据。

参考文献:

- [1] 廖理. 热学计量[M]. 北京: 原子能出版社, 2002.
- [2] 赵俭, 杨永军. 气流温度测量技术[M]. 北京: 中国质检出版社, 2017.
- [3] 赵时安. 温度传感器辐射修正校准的准确性研究[J]. 航空计测技术, 2006, 26(5): 44-46.
ZHAO Shian. Research on the accuracy of the temperature sensor's radiation correction calibration[J]. Aviation Metrology & Measurement Technology, 2006, 26(5): 44-46. (in Chinese)
- [4] 赵俭, 杨永军, 王鹏, 等. 燃烧室出口气流温度传感器校准技术研究[C]//第十届发动机试验与测试技术学术交流会论文集. 西安: 中国航空学会发动机试验技术专业委员会, 2010: 217-222.
- [5] 赵俭, 杨永军, 王毅, 等. 高温双屏蔽式温度传感器的优化设计[C]//第九届发动机试验与测试技术学术交流会论文集. 北京: 中国航空学会发动机试验技术专业委员会, 2008: 92-96.
- [6] 赵俭, 荆卓寅, 李亚晋. 高温气流温度传感器测温偏差关键影响因素分析[J]. 航空发动机, 2017, 43(3): 78-82.
ZHAO Jian, JING Zhuoyin, LI Yajin. Analysis of key influencing factors on temperature measurement deviation of high temperature-gas sensors[J]. Aeroengine, 2017, 43(3): 78-82. (in Chinese)
- [7] GEORGE E G. A high-temperature combination sonic aspirated thermocouple and total-pressure probe[R]. Cleveland: AIAA, 1981.
- [8] ROBERT R, TREVOR M. Numerical model of an aspirated temperature probe [C]//49th AIAA Aerospace Sciences Meeting. Orlando: AIAA, 2011: 5-8.
- [9] TREVOR M M, ROBERT R, GREGG R B, et al. Prediction and experimental measurement of total temperature in an afterburning turbojet exhaust[C]//50th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. Nashville: AIAA, 2012: 78-82.
- [10] LAHOUCINE C O, KHELLAF A P. Correction for thermocouple and simultaneous estimation of thermal conductivity and thermal diffusivity[J]. Review of Scientific Instruments, 2004, 75(7): 132-135.
- [11] 张天飞, 叶巍, 陆德雨, 等. 某型涡扇发动机进口温度畸变的稳定性评定试验技术研究[J]. 航空动力学报, 2003, 18(6): 783-787.
ZHANG Tianfei, YE Wei, LU Deyu, et al. Stability assessment test technology of a turbofan engine inlet temperature distortion[J]. Journal of Aerospace Power, 2003, 18(6): 783-787. (in Chinese)
- [12] RAO Yu, LI Bo, FENG Yan. Heat transfer of turbulent flow over surfaces with spherical dimples and teardrop dimples[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2015, 61: 201-209.
- [13] 荆卓寅, 赵俭. 基于双屏吹气偶的现场K型参考温度传感器设计[J]. 航空计测技术, 2009, 29(1): 24-27.
JING Zhuoyin, ZHAO Jian. Design of in-situ K-type standard temperature sensor based on two-shielded blowing thermocouple[J]. Aviation Metrology & Measurement Technology, 2009, 29(1): 24-27. (in Chinese)
- [14] YUTAKA I, TAKAYUKI G, TAKAO N. Effect of airflow on heat transfer of air-to-refrigerant airfoil heat exchanger[C]//53rd AIAA Aerospace Sciences Meeting. Kissimmee: AIAA, 2015: 16-17.
- [15] 李亚晋, 赵俭, 王建军. 几种典型燃烧室高温气流温度传感器的设计[J]. 计测技术, 2014, 34(3): 36-39.
LI Yajin, ZHAO Jian, WANG Jianjun. Design of some kinds of combustor airflow high temperature sensors[J]. Metrology & Measurement Technology, 2014, 34(3): 36-39. (in Chinese)
- [16] 葛绍岩, 那鸿悦. 热辐射性质及其测量[M]. 北京: 科学出版社, 1989.
- [17] 赵镇南. 传热学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2002.
- [18] 佟显义, 徐微, 郑全, 等. 燃气总温传感器的设计[J]. 传感技术学报, 2016, 29(2): 301-305.
TONG Xianyi, XU Wei, ZHENG Quan, et al. Design of the gas total temperature sensor[J]. Chinese Journal of Sensors and Actuators, 2016, 29(2): 301-305. (in Chinese)
- [19] 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[J]. 测控技术, 2011, 6(9): 312-315.
WU Ying, TIAN Jinguang, ZHAO Yu. Design and research of a thermocouple measuring total exhaust temperature in heavy turbine[J]. Measurement & Control Technology, 2011, 6(9): 312-315. (in Chinese)
- [20] 赵俭, 杨永军, 王毅. 一种新型无冷却式气流高温传感器[J]. 计量学报, 2015, 36(6A): 79-82.
ZHAO Jian, YANG Yongjun, WANG Yi. A new-typed non-cooled high gas temperature sensor[J]. ACTA Metrologica Sinica, 2015, 36(6A): 79-82. (in Chinese)

(编辑: 张 雪)