

http://bhxb.buaa.edu.cn jbuua@buaa.edu.cn

DOI: 10.13700/j.bh.1001-5965.2020.0315

# 传感器安装对平板气动热测量精度的影响

罗凯<sup>1,2</sup>, 汪球<sup>1,2,\*</sup>, 栗继伟<sup>1</sup>, 李进平<sup>1</sup>, 赵伟<sup>1,2</sup>

(1. 中国科学院力学研究所 高温气体动力学国家重点实验室, 北京 100190;

2. 中国科学院大学 工程科学学院, 北京 100049)

**摘 要:** 对高超声速飞行器来说, 气动热的准确预测是其合理选择防热材料及热结构设计的重要依据, 但目前在激波风洞试验中气动热的高精度测量仍较为困难, 热流的测量精度受到诸多非理想因素的影响, 但传感器安装对热流测量精度的影响却鲜见研究。选取平板模型来研究传感器非理想安装对气动热测量精度的影响, 针对不同的传感器安装偏差(凸出或凹入模型表面 0.1~0.5 mm), 分析不同雷诺数下传感器安装对气动热测量精度的影响规律及机理。研究结果表明: 传感器安装对气动热测量精度有较大影响, 凸出安装会导致热流测量结果偏大, 而凹入安装则会导致测量结果偏小, 热流偏差会随着安装偏差的增大而增大, 且高来流雷诺数下传感器非理想安装所引起的热流误差更大; 以边界层当地厚度对凹凸程度无量纲化, 非理想安装带来的测量偏差只与该无量纲参数相关。研究结果能够为气动热测量的实验方案设计及测量误差分析提供一定的理论指导。

**关键词:** 平板; 气动热; 安装精度; 雷诺数; 边界层

**中图分类号:** V411.3

**文献标志码:** A **文章编号:** 1001-5965(2021)09-1790-09

高超声速飞行器在大气层中高速飞行时, 飞行器前方的空气会受到强烈的压缩而产生弓形激波, 被压缩后的气体会与飞行器的表面产生巨大的摩擦力, 由摩擦力作用而产生的动能损失大部分会转化为热能, 热能的作用致使飞行器周围空气温度急剧上升, 部分热能通过边界层传递至飞行器表面, 从而使壁面产生高温, 这种现象被称为“气动加热”<sup>[1]</sup>。气动加热会使飞行器的结构发生变化, 产生热应力、热应变、腐蚀等现象, 严重威胁了高超声速飞行器的飞行安全。因此, 准确预测飞行环境中的气动热对高超声速飞行器具有十分重要的意义, 其是合理选择防热材料及热结构设计的重要依据<sup>[2]</sup>。

地面风洞试验是研究和预测高超声速飞行器

气动热环境的重要手段, 风洞试验能够减少飞行试验的风险, 还能够大幅度地节约试验成本。高超声速风洞中的热环境测量试验始于 20 世纪 60 年代, 经过几十年的发展, 热环境测量技术已经较为丰富, 其中在高超声速地面试验中最常用的热环境测量技术是热传感器技术(常用的热传感器包括薄膜电阻温度计、同轴热电偶传感器等), 这些技术的测量原理大多是先通过传感器获得表面温度时间历程, 然后基于一维半无限体假设的热传导方程求出表面的热流率。国内外的研究学者从数值模拟、试验、理论推导方面对该技术做出了大量的研究<sup>[2-6]</sup>, 但由于测量方法及试验环境的局限, 试验测量得到的热流与理论、数值模拟仍然有一定的偏差, 而影响其偏差的因素需进一步研

收稿日期: 2020-07-03; 录用日期: 2020-10-23; 网络出版时间: 2020-11-04 10:02

网络出版地址: [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20201103.1111.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20201103.1111.001.html)

基金项目: 国家自然科学基金(11972331, 11672308)

\* 通信作者. E-mail: wangqiu@imech.ac.cn

**引用格式:** 罗凯, 汪球, 栗继伟, 等. 传感器安装对平板气动热测量精度的影响[J]. 北京航空航天大学学报, 2021, 47(9): 1790-1798. LUO K, WANG Q, LI J W, et al. Influence of sensor installation on accuracy of aerodynamic heating measurement on flat plate [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2021, 47(9): 1790-1798 (in Chinese).

究与总结。彭治雨等<sup>[7]</sup>认为飞行器材料或传感器材料对高温边界层内的催化作用不同和因烧蚀作用而形成的表面粗糙度会造成测量热流出现偏差。Guelham 和 Esser<sup>[8]</sup>分析了各种热传感器的测量技术,这些传感器受其本身材料、技术等限制,对热流测量精度都会造成一定影响。曾磊等<sup>[9]</sup>提到,在风洞试验中,由于风洞重复性误差、传感器误差、标定误差、测试系统误差等因素的影响,国内测热试验数据的误差一般都在15%~20%左右。结合以上对热传感器技术的分析和总结,大部分学者的研究关注在测量方法、试验条件或传感器材料本身对热流测量结果的影响,传感器测量过程中其自身的非理想安装带来的热流偏差却鲜见研究,因此有必要对传感器非理想安装带来的热流偏差进行进一步的评估,实现提高测量热流精度的目标。

目前,利用热传感器技术对高超声速飞行器进行热流测量可以简单概括为对2种区域的热流测量:①气动加热较为严重的驻点区域(即飞行器表面曲率变化相对较大的区域);②大面积平板区域(即飞行器表面曲率变化较小的区域)。汪球等<sup>[2]</sup>对驻点区域热流测量的研究中指出,在进行气动热测量试验时,传感器安装后希望能够和模型表面光滑过渡,且不影响模型当地表面曲率,但实际安装存在非理想情况,传感器存在少量凸出或凹入模型表面,且安装误差越大,则热流测量偏差越大。不同于驻点区域,大面积平板区域的传感器安装凸起或凹入则会带来前后台阶及其所导致的分离涡等复杂流场结构,其流场和驻点区域的轴对称流动显著不同,有必要研究其对气动热测量的影响规律及机理。

本文利用数值模拟进一步分析飞行器表面曲率变化较小的工况下(选取平板模型),传感器安装凸出或者凹入平板表面(0.1~0.5 mm)对其表面的热流测量精度的影响规律及机理,并为气动热试验方案设计及测量误差分析提供理论指导。

## 1 数值模拟

### 1.1 计算模型

CFD 热流计算受到诸多因素的影响,阎超等<sup>[10]</sup>指出不同的计算格式和网格尺度对热流计算的结果有较大的影响,数值模拟过程中热流值的准确计算是较为困难的,在满足网格及计算格式的要求下,考虑三维模拟计算的收敛周

期会非常长。Kandula 等<sup>[11]</sup>在进行平板模型计算时表明,三维计算中凸起区域的热流变化与二维计算结果的规律基本一致。因此,当前工作主要集中在二维数值模拟方面,以此来说明传感器安装凸起或凹入时对表面热流的影响规律,进而指导风洞气动热试验设计及数据误差分析。

计算模型为平板,迎角为 $0^\circ$ ,如图1所示,平板总长为 $L=400$  mm,选取边界层发展起点作为原点以便于研究,边界层厚度 $\delta$ 指从壁面开始,总焓达到自由来流总焓的99%位置的垂直于壁面的高度。在距离平板前缘为 $X=300$  mm处安装直径为 $D$ 的测热传感器,考虑到笔者实验室风洞模型试验中所用的大多是直径为1.4 mm的同轴热电偶<sup>[12]</sup>,因此计算中主要考虑 $D=1.4$  mm的工况。 $h$ 为安装热电偶传感器时非理想安装而导致的凸出或凹入模型平面的程度,且非理想安装而导致的凸出高度或凹入深度要小于热电偶传感器的直径,每种工况下分别考虑凸出或凹入程度 $h=0,0.1,0.2,0.3,0.5$  mm的情况,其中 $h=0$  mm表示传感器安装和模型表面齐平,即传感器理想安装。

选取5种来流工况来进行数值模拟计算,由于实验室风洞内试验状态大部分为层流状态,计算过程中仅考虑层流状态下的数值模拟,具体参数如表1所示。表中: $p_\infty$ 和 $T_\infty$ 分别为来流气体的静压和静温。对于平板热流分析来说,雷诺数是一个非常重要的影响参数,因此来流状态选取来流单位雷诺数 $Re$ 作为主要的控制参数,研究不同雷诺数下,传感器凸出或者凹入安装对热流测量的影响。其中Case 3工况下,选取了不同直径( $D=1,1.4,1.7,2$  mm)的传感器来研究不同直径下非理想安装对热流测量的影响规律,表1中Case 1和Case 2主要参照JF12激波风洞的运行状态。数值模拟中的热流计算取传感器中心1/2直径内的平均热流值作为测量热流<sup>[13]</sup>。

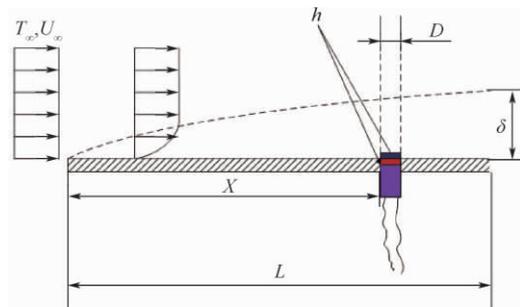


图1 计算模型示意图

Fig.1 Schematic diagram of computing model

表1 不同工况下的来流参数

Table 1 Incoming flow parameters under different working conditions

工况	$p_\infty / \text{Pa}$	$T_\infty / \text{K}$	$Re / (10^6 \text{ m}^{-1})$	$h / \text{mm}$	$D / \text{mm}$
Case 1	390	324	0.5		1.4
Case 2	394	221	0.9		1.4
Case 3	575	236.5	1.2	0, 0.1, 0.2, 0.3, 0.5	1, 1.4, 1.7, 2
Case 4	3 833.3	236.5	8		1.4
Case 5	5 750	236.5	12		1.4

1.2 控制方程及边界条件

本文基于 Navier-Stokes 方程对可压缩的黏性流动进行数值模拟,直角坐标系下二维控制方程如下:

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{G}}{\partial y} = \frac{\partial \mathbf{F}_v}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{G}_v}{\partial y} \quad (1)$$

式中:  $\mathbf{U}$  为守恒矢量;  $\mathbf{F}$  和  $\mathbf{G}$  分别为沿  $x$  和  $y$  方向的对流通量矢量;  $\mathbf{F}_v$  和  $\mathbf{G}_v$  分别为沿  $x$  和  $y$  方向的黏性通量矢量。具体的表达式如下:

$$\mathbf{U} = [\rho, \rho u, \rho v, E] \quad (2)$$

$$\mathbf{F} = [\rho u, \rho u^2 + p, \rho uv, u(E + p)] \quad (3)$$

$$\mathbf{G} = [\rho v, \rho uv, \rho v^2 + p, v(E + p)] \quad (4)$$

$$\mathbf{F}_v = \left[ 0, \tau_{xx}, \tau_{xy}, u\tau_{xx} + v\tau_{xy} + k \frac{\partial T}{\partial x} \right] \quad (5)$$

$$\mathbf{G}_v = \left[ 0, \tau_{xy}, \tau_{yy}, u\tau_{xy} + v\tau_{yy} + k \frac{\partial T}{\partial y} \right] \quad (6)$$

式中:  $\rho$  为气体密度;  $p$  为气体压强;  $u$  和  $v$  分别为  $x$  和  $y$  方向的速度分量;  $E$  为单位质量总能; 剪切应力、气体状态方程、总能关系如下:

$$\begin{cases} \tau_{xx} = \frac{2}{3}\mu \left( 2 \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{\partial v}{\partial y} \right) \\ \tau_{yy} = \frac{2}{3}\mu \left( 2 \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{\partial u}{\partial x} \right) \\ \tau_{xy} = \mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} p = \rho RT \\ E = \frac{p}{\gamma - 1} + \rho \frac{u^2 + v^2}{2} \end{cases} \quad (8)$$

式中:  $R$  为气体常数。式(5) ~ 式(6) 中的热传导系数  $k$  通过普朗特数得到,式(7) 中黏性系数  $\mu$  通过 Sutherland 公式计算得到<sup>[1]</sup>,式(8) 中  $\gamma$  为气体的比热比。

壁面为无滑移等温壁,即  $T_w = 290 \text{ K}$ ,  $u = 0$ ,  $v = 0$ 。

1.3 计算方法

笛卡儿坐标系下二维的控制方程采用有限差分方法求解<sup>[14]</sup>,其中对流项采用 AUSMPW + 格式<sup>[15]</sup>,黏性项采用中心差分格式,时间项采用 LU-SGS 格式迭代求解<sup>[16]</sup>。

图2 为传感器安装凹入平板表面 0.2 mm 时的网格分布,壁面附近进行加密和正交处理。数

值模拟采用 MPI 并行计算,分别采用  $600 \times 150$ 、 $600 \times 250$ 、 $620 \times 300$  这 3 种网格量进行网格无关性验证,壁面附近网格尺寸分别为  $5.25 \times 10^{-6}$ 、 $2.05 \times 10^{-6}$ 、 $1.50 \times 10^{-6} \text{ m}$ ,热流计算结果如图3 所示,选取  $600 \times 250$  网格量进行后续计算。

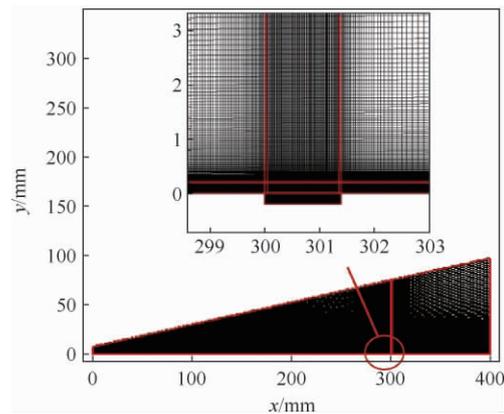


图2 计算网格

Fig. 2 Computing grids

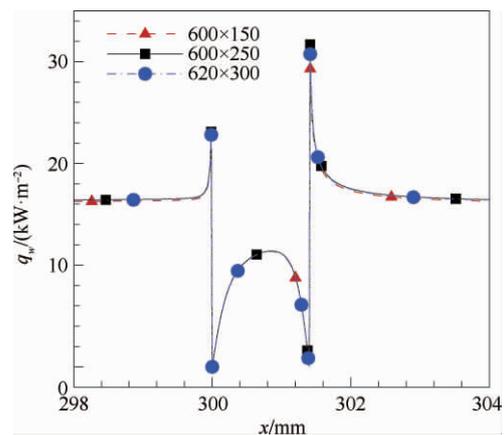


图3 不同网格分辨率下的壁面热流分布

Fig. 3 Heat flux distribution on wall surface with different grid resolutions

2 结果分析

首先对全文数值方法进行验证,对比平板(即传感器理想安装)的 CFD 结果与理论热流结果。理论热流值利用高马赫数下的平板边界层自相似解方法求解<sup>[17]</sup>,根据打靶法可求得传感器位置处的热流理论值,壁面按照等温壁处理,具体公式不再赘述。按照表 1 中所给出的工况条件,可

计算出各工况下传感器理想安装时的理论值,其与数值模拟结果进行相比,误差不超过 6%,如表 2 所示,可说明所采用的数值模拟方法所得到的结果是可信的。

表 2 平板热流自相似解与 CFD 的对比

Table 2 Comparison of theoretical and simulated plate heat flux values

工况	$q_0 / (10^4 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2})$		偏差 / %
	CFD	理论值	
Case 1	2.36	2.45	3.67
Case 2	1.59	1.65	3.64
Case 3	2.04	2.09	2.39
Case 4	5.02	5.23	4.02
Case 5	6.04	6.40	5.63

2.1 传感器非理想安装对壁面热流的影响

探讨非理想安装对平板模型气动热测量的影响,热流值无量纲化的方法是将传感器理想安装 ( $h = 0 \text{ mm}$ ) 时的热流值  $q_0$  作为特征值来度量其他条件下的热流值,即  $\bar{q} = q_w / q_0$ ,  $q_w$  为数值模拟计算得到的壁面热流值。热流测量偏差是指传感器非理想安装时其表面平均热流相较于理想安装时的增大或减小比例。图 4 为 Case 2 工况下 ( $Re = 0.9 \times 10^6 / \text{m}$ ) 传感器安装凸出或凹入对热流的影响规律。可以看出,当传感器安装凸出平板表面时,随着凸出高度  $h$  的增大,其无量纲热流  $\bar{q}$  也会随之增大;相反的,当传感器安装凹入平板表面时,随着凹入深度  $h$  的增大,无量纲热流  $\bar{q}$  是随之减小的,即非理想安装凸出或凹入程度越大,所导致的测量偏差越大。利用 Case 2 工况下 ( $Re = 0.9 \times 10^6 / \text{m}$ ) 的数值模拟结果来分析传感器非理想安装对测量精度的影响,当非理想安装凸出平板表面时,  $h = 0.1 \text{ mm}$  偏离理想安装的热流误差约为 14%,  $h = 0.5 \text{ mm}$  时的误差达到了 43%;当非理想安装凹入平板表面时,  $h = 0.1 \text{ mm}$  的误差

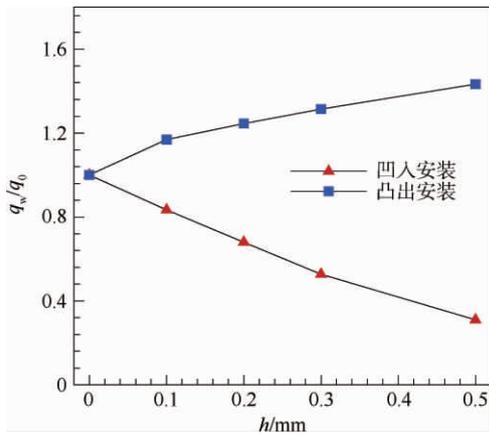


图 4 Case 2 工况下  $q_w / q_0$  随凸凹距离的变化规律  
Fig. 4 Relationship between  $q_w / q_0$  and recessed or protruding distance in Case 2

约为 17%,  $h = 0.5 \text{ mm}$  的误差约为 69%。可以看出,传感器测量热流的偏差与其安装精度有关,凸凹程度的增大会导致其热流偏差增大,且凹入安装对热流测量精度的影响比凸出安装时更大。

相比于传感器理想安装(和模型表面齐平),非理想安装会导致其附近产生更为复杂的流动结构。图 5 为 Case 2 工况下传感器理想安装 ( $h =$

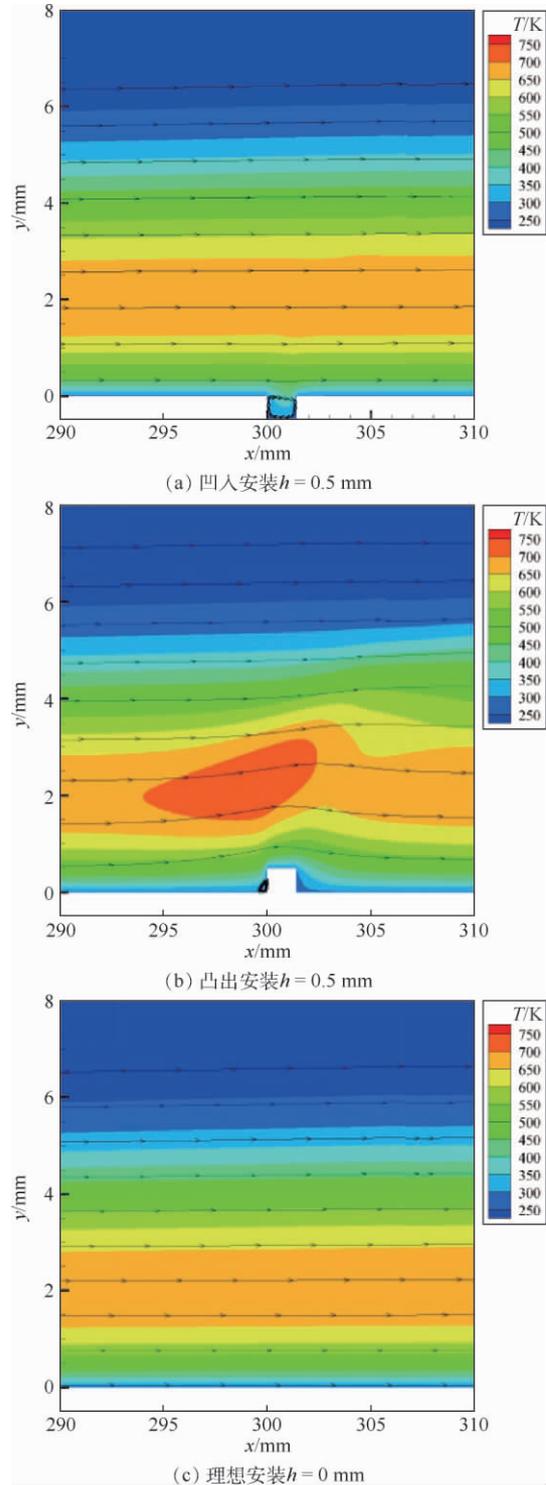


图 5 Case 2 工况下传感器附近的温度分布与流线图  
Fig. 5 Streamline and temperature distribution around sensor in Case 2

0 mm) 与非理想安装时( $h = 0.5$  mm) 的温度分布云图及其流线图,与理想安装( $h = 0$  mm) 相比,传感器凸出平板平面会在传感器左侧(来流方向)产生分离涡,由于传感器左右流场结构的不同,会导致其热流出现较大差异。图6为传感器附近的热流分布曲线。可以看出,左侧涡的产生会使靠近传感器左侧的平板热流值明显小于理想安装时的热流值,同时涡结构会影响传感器凸出区域的侧壁面温度梯度,造成传感器左侧的热流值明显偏高。当传感器凹入平板表面时,流动的气体会在凹腔内形成回流区域,且随着下凹深度 $h$ 的增大,涡也会不断增大,凹腔内涡的产生会使传感器中间区域的温度梯度较两侧明显偏大,从而造成热流曲线在传感器表面呈中间高、两侧低的结果,且其热流测量值较理想安装时明显偏低。传感器的非理想安装会影响传感器附近的边界层厚度,如图7所示,控制边界层外缘总焓无量纲量( $H/H_e$ )在同一高度处,可以看到,传感器凸出或

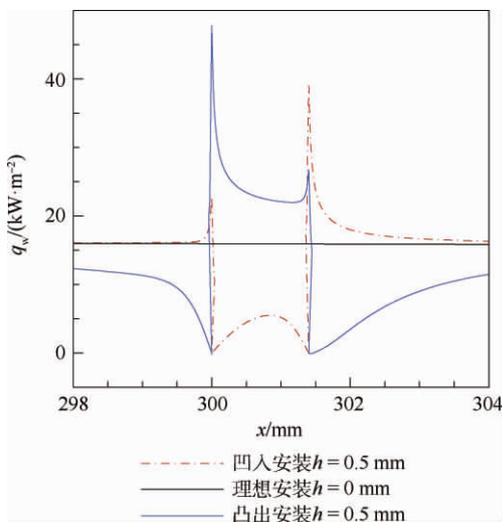


图6 Case 2 工况下传感器安装时表面热流分布  
Fig. 6 Surface heat flux distribution during sensor installation in Case 2

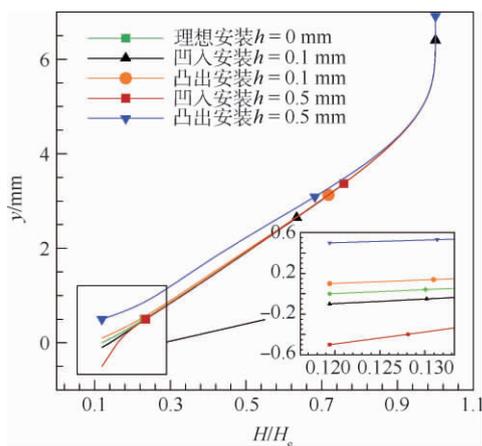


图7 Case 2 工况下传感器中心线处焓值分布  
Fig. 7 Enthalpy distribution on sensor's center line in Case 2

凹入所引起的边界层厚度变化程度与传感器凸出高度或者凹入深度量级一致,即  $\Delta\delta \approx h$ ,其热流的差异主要是由此产生。凸出安装会使边界层厚度 $\delta$ 变小,而凹入安装时又会使其增大,对于传感器来说,热流正比于  $T_e/\delta$ ,  $T_e$  为边界层外缘温度,故边界层厚度的变化会影响其表面热流的变化,在相同的工作条件下边界层厚度的减小会导致边界层内温度梯度的增大,根据热传导方程  $q_w = k(\partial T/\partial y)_w$ ,温度梯度的增大则会引起热流的增大,分析结果与热流分布状况一致。

2.2 传感器非理想安装在不同雷诺数下的变化规律

来流雷诺数  $Re$  是影响平板热流变化的关键参数。选取5种来流状态分析不同传感器安装精度下,其热流随来流雷诺数的变化规律(Case 1:  $Re = 0.5 \times 10^6/m$ , Case 2:  $Re = 0.9 \times 10^6/m$ , Case 3:  $Re = 1.2 \times 10^6/m$ , Case 4:  $Re = 8 \times 10^6/m$ , Case 5:  $Re = 12 \times 10^6/m$ )。如图8所示,以凸出安装为例,在相同的传感器凸出高度下,来流雷诺数越大,其热流偏差越大。在传感器凸出平板表面  $h = 0.5$  mm,来流雷诺数  $Re = 0.5 \times 10^6/m$  时,热流偏差约为40%;来流雷诺数  $Re = 12 \times 10^6/m$  时,偏差约为104%。结合图9和图10中展示的5种不同工况下凸出安装时的总焓曲线分布与温度云图对上述热流偏差进行分析,边界层分布是影响热流变化的重要参数,边界层厚度与来流雷诺数的关系为  $\delta \propto \sqrt{1/Re_x}$ ,即随着来流雷诺数的增大,边界层厚度逐渐减小。图10中传感器附近温度边界层分布规律与理论分析吻合,在雷诺数较小时,边界层厚度较大,由传感器凸凹安装造成的边界层厚度变化相对边界层厚度是小量,此时由边界层厚度变化而引起的热流偏差相对较小。

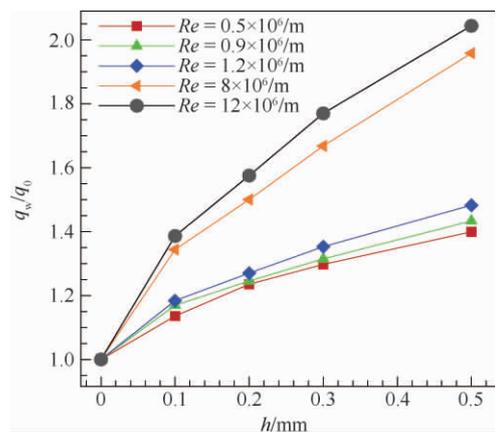


图8 凸出安装时传感器在各工况下的无量纲热流  
Fig. 8 Dimensionless heat flow of sensor under different working conditions during protruding installation

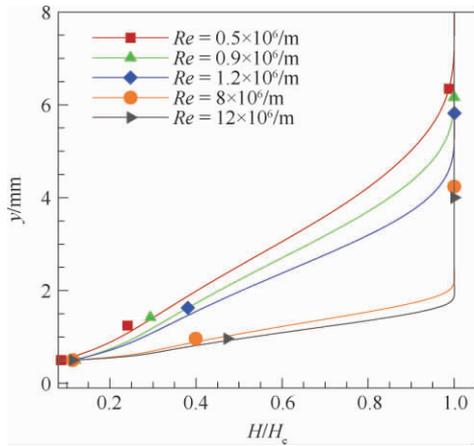


图 9 凸出安装  $h = 0.5 \text{ mm}$  时传感器中心线焓值分布  
Fig. 9 Enthalpy distribution on center line of sensor at  $h = 0.5 \text{ mm}$

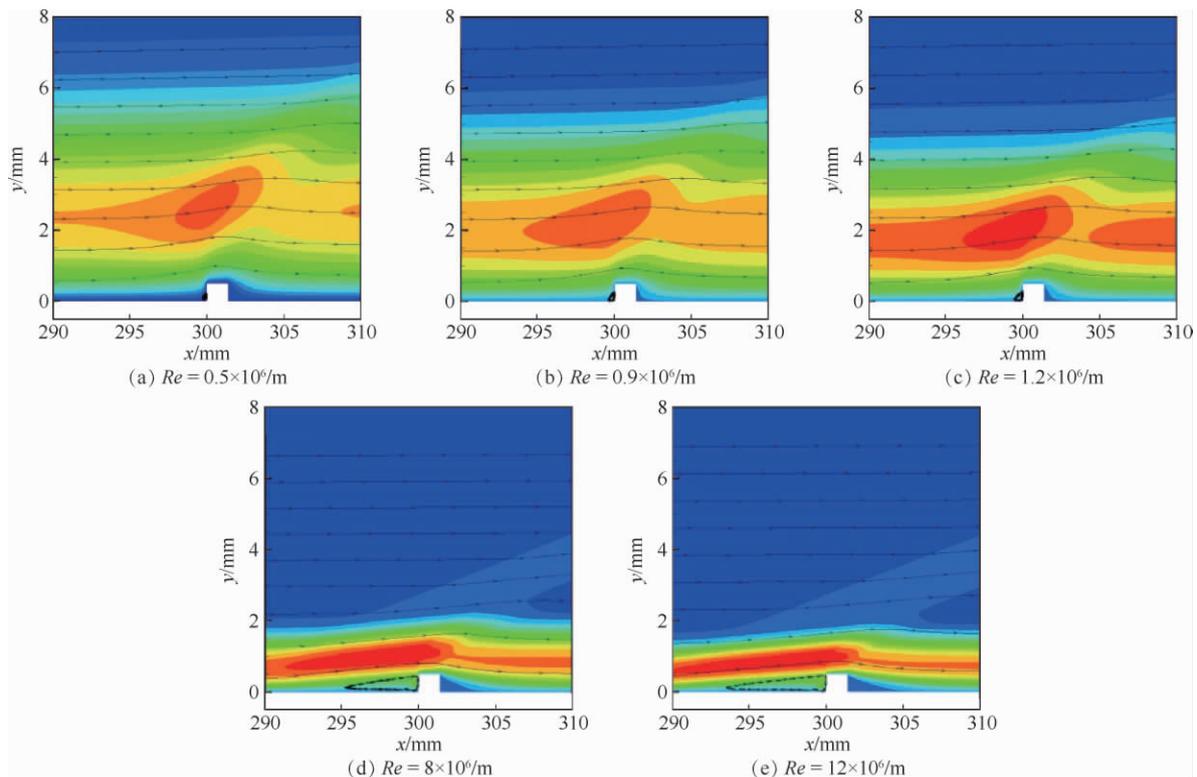


图 10 凸出安装  $h = 0.5 \text{ mm}$  时传感器附近的温度分布与流线图

Fig. 10 Streamline and temperature distribution around sensor with protruding installation at  $h = 0.5 \text{ mm}$

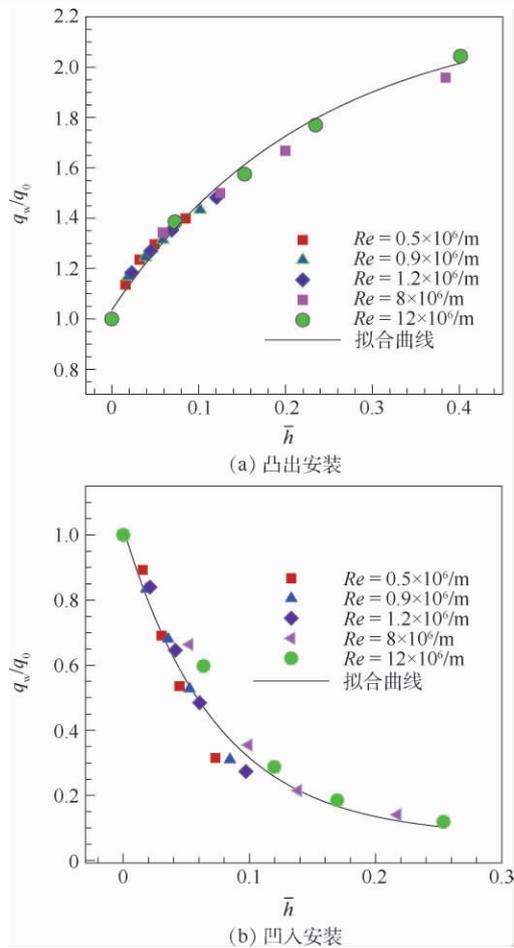
### 2.3 传感器非理想安装对热流影响的拟合关系

在上述研究结果的基础上,对传感器非理想安装时的凸凹程度进行无量纲化处理(用传感器附近的边界层厚度作为特征量度量凸凹程度,即  $\bar{h} = h/\delta$ ),可获得无量纲距离与无量纲热流的关系。图 11 为 5 种工况下无量纲热流与无量纲距离的关系。从图中关系可以看出,同一直径下,传感器凸出或凹入平板表面安装时,不同雷诺数下的无量纲热流都落在了同一条拟合曲线上,凸出安装时的拟合曲线为:  $q_w/q_0 = 2.171 - 1.135 \times 0.01046 \bar{h}^{\delta}$ ,凹入安装时的拟合曲线为:  $q_w/q_0 =$

但随着来流雷诺数的增大,边界层厚度逐渐减小,由传感器非理想安装而导致的边界层变化对传感器热流测量精度的影响愈发明显(此时凸出高度或凹入深度引起的边界层厚度变化相对于边界层厚度不再是小量),从而热流偏差较低来流雷诺数状态明显增大。

来流雷诺数的增大会导致传感器附近流场结构发生显著变化。从流线图中可以看出,由于传感器的凸出安装,会使边界层内流场出现绕流现象,且在传感器的来流方向形成分离涡,涡的大小会随着雷诺数的增大而增大,随着雷诺数的增大,激波与边界层主导的复杂流动也越来越显著<sup>[18]</sup>,这些都是影响热流测量精度的重要原因。

$0.062 - 0.953 \times (2.70356 \times 10^{-6})^{\bar{h}/\delta}$  ( $h$  和  $\delta$  分别指安装凸凹程度和传感器表面的边界层厚度)。这说明同一直径下的传感器凸出或者凹入安装时,其热流的无量纲量只和凸出高度或凹入深度的无量纲量有关。这对于气动热试验有非常重要的指导意义,在实际的试验过程中可以通过由传感器的安装误差与估算的边界层厚度直接判断该条件下的热流测量精度。需要注意的是,本文主要集中在二维气体传热,实际传感器的测热往往会更加复杂<sup>[19-22]</sup>,以上所得到的结论是近似对传感器非理想安装所造成的热流偏差作一归纳。当

图 11 雷诺数对  $q_w/q_0$  的影响(传感器直径为 1.4 mm)Fig. 11 Influence of Reynolds number on  $q_w/q_0$  with (sensor diameter 1.4 mm)

传感器凸凹程度越大,影响热流变化的因素也就越多,但在实际试验中,非理想安装的凸出或凹入高度一般不会超过  $h=0.5$  mm,因此本文结论对于试验测量仍具有一定的指导意义。

#### 2.4 传感器直径对热流测量的影响

针对传感器直径为 1.4 mm 的非理想安装,2.1 节和 2.2 节给出了不同条件下其对热流测量精度的影响规律;对于不同直径的传感器,其在非理想安装情况下热流变化也有所差异。以 Case 3 工况为例,仍选取传感器中心 1/2 直径内的热流平均值作为测量热流,图 12 为该工况下凸出和凹入模型表面  $h=0.5, 0.2$  mm 时的不同传感器直径对热流结果的影响。结果发现,不同的凸凹高度下,热流变化规律基本保持一致,凸出安装时传感器直径  $D$  越大,则其无量纲热流越小,即其热流偏差越小。同样的,凹入安装时,传感器直径越大,其无量纲热流越趋近于 1,即热流的测量偏差越小。若传感器尺度越小,则非理想安装带来的热流偏差就越大。当然,在常用传感器直径范围内(1~2 mm),直径影响范围有限,当凸出距离为

$h=0.2$  mm 时,与理想安装相比,热流测量偏差从传感器直径 1 mm 的 32% 下降到 2 mm 的 23%,在凹入时从 1 mm 的 44% 下降至 2 mm 的 29%。因此,在使用小直径传感器测量表面热流时,传感器的安装更值得关注。

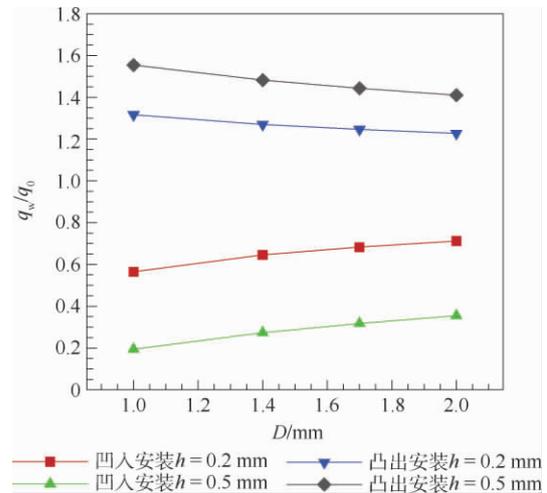


图 12 Case 3 工况下传感器直径对热流测量的影响

Fig. 12 Effect of sensor diameter on heat flux measurement in Case 3

### 3 结论

本文采用数值方法研究了平板模型中传感器的非理想安装对热流测量精度的影响规律及机理。主要结论如下:

1) 非理想的传感器安装会对热流测量精度产生影响,凸出安装会使测量得到的热流值偏大,凹入安装会使热流值偏小,这种趋势会随着凸出或凹入程度的增大而增大。同等条件下,凹入安装对热流测量精度的影响更大,Case 2 工况下即使凹入 0.1 mm 也会导致热流测量结果偏小 17%,凹入 0.5 mm 时则偏小 69%,而凸出 0.1 mm 和 0.5 mm 时则分别导致测量结果偏大 14% 和 43%。

2) 雷诺数对热流测量偏差有较大影响,高雷诺数情况下传感器非理想安装所引起的热流偏差更大;以边界层厚度对凹凸深度无量纲化,非理想安装带来的测量偏差则只和该无量纲距离相关。

3) 相同的工况条件下,非理想安装时的传感器直径越小,其造成的热流偏差则会越大。因此,在使用小直径传感器测热时,传感器的安装更值得关注。

#### 参考文献 (References)

- [1] ANDERSON J D. Hypersonic and high-temperature gas dynamics [M]. 2nd ed. Reston: AIAA, 2006.
- [2] WANG Q, LI J P, ZHAO W, et al. Influence of thermal sensor

- installation on measuring accuracy at stagnation points [J]. *Journal of Thermophysics & Heat Transfer*, 2016, 31(2): 1-6.
- [3] COBLISH J, COULTER S, NORRIS J. Aerothermal measurement improvements using coaxial thermocouples at AEDC hypervelocity wind tunnel No. 9 [C] // *AIAA Aerospace Sciences Meeting & Exhibit*. Reston: AIAA, 2013: 1467.
- [4] CHADWICK K. Stagnation heat transfer measurement techniques in hypersonic shock tunnel flows over spherical segments [C] // *AIAA Thermophysics Conference*. Reston: AIAA, 2008: 2493.
- [5] VAN DRIEST E R. Investigation of laminar boundary layer in compressible fluids using the Crocco method [J]. *Technical Report Archive & Image Library*, 1952, 10(1): 15-31.
- [6] FAY J A, RIDDELL F R. Theory of stagnation point heat transfer in dissociated air [J]. *Journal of the Aeronautical Sciences*, 2012, 25(2): 73-85.
- [7] 彭治雨, 石义雷, 龚红明, 等. 高超声速气动热预测技术及发展趋势 [J]. *航空学报*, 2015, 36(1): 325-345.  
PENG Z Y, SHI Y L, GONG H M, et al. Hypersonic aeroheating prediction technique and its trend of development [J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2015, 36(1): 325-345 (in Chinese).
- [8] GUELHAM A, ESSER B. A study on heat flux measurements in high enthalpy flows [C] // *AIAA Thermophysics Conference*. Reston: AIAA, 2013: 3011.
- [9] 曾磊, 桂业伟, 王安龄, 等. 激波风洞驻点热流测量误差机理及其不确定度研究 [J]. *实验流体力学*, 2015, 29(5): 15-25.  
ZENG L, GUI Y W, WANG A L, et al. Study on error mechanism and uncertainty assessment of heat flux measurement in shock tunnel [J]. *Journal of Experiments in Fluid Mechanics*, 2015, 29(5): 15-25 (in Chinese).
- [10] 阎超, 禹建军, 李君哲. 热流 CFD 计算中格式和网格效应若干问题研究 [J]. *空气动力学学报*, 2006, 24(1): 125-130.  
YAN C, YU J J, LI J Z. Scheme effect and grid dependency in CFD computations of heat transfer [J]. *Acta Aerodynamica Sinica*, 2006, 24(1): 125-130 (in Chinese).
- [11] KANDULA M, HADDAD G F, CHEN R H. Three-dimensional thermal boundary layer corrections for circular heat flux gauges mounted in a flat plate with a surface temperature discontinuity [J]. *International Journal of Heat & Mass Transfer*, 2007, 50(3): 713-722.
- [12] WANG Q, LI J P, ZHAO W, et al. Comparative study on aerodynamic heating under perfect and nonequilibrium hypersonic flows [J]. *Science China Physics, Mechanics & Astronomy*, 2016, 59(2): 77-83.
- [13] 秦峰, 何川, 曾磊, 等. 驻点热流测量试验技术研究 [J]. *西南交通大学学报*, 2013, 48(6): 1072-1077.  
QIN F, HE C, ZENG L, et al. Experimental research of heat-transfer measurements on stagnation points [J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2013, 48(6): 1072-1077 (in Chinese).
- [14] 傅德薰. 计算空气动力学 [M]. 北京: 宇航出版社, 2006.  
FU D X. *Computational aerodynamics* [M]. Beijing: China Astronautic Publishing House, 2006 (in Chinese).
- [15] KIM K H, KIM C, RHO O H. Methods for the accurate computations of hypersonic flows: I. AUSMPW + scheme [J]. *Journal of Computational Physics*, 2001, 174(1): 38-80.
- [16] JAMESON A, YOON S. Lower-upper implicit schemes with multiple grids for the Euler equations [J]. *AIAA Journal*, 1987, 25(7): 929-935.
- [17] 郭永怀. 边界层理论讲义 [M]. 北京: 中国科学技术大学出版社, 2008.  
GUO Y H. *Lecture notes on boundary layer theory* [M]. Beijing: University of Science and Technology of China Press, 2008 (in Chinese).
- [18] 李素循. 激波与边界层主导的复杂流动 [M]. 北京: 科学出版社, 2007.  
LI S X. *Complex flow dominated by shock wave and boundary layer* [M]. Beijing: Science Press, 2007 (in Chinese).
- [19] LI X D, HU Z M, JIANG Z L. Numerical investigation on the thermal protection mechanism for blunt body with forward-facing cavity [J]. *Science China Technological Sciences*, 2016, 59(7): 1120-1129.
- [20] KUMAR C S, REDDY K P J. Experimental investigation of aerodynamic interference heat transfer around a protuberance on a flat plate subjected to hypersonic flow [C] // *International Symposium on Shock Waves*, 2012: 471-476.
- [21] 吴云鹏. 壁面温度控制对平板边界层影响的数值研究 [J]. *空气动力学学报*, 2016, 34(5): 674-679.  
WU Y P. Numerical simulation of wall temperature control influence on flat plate boundary layer [J]. *Acta Aerodynamica Sinica*, 2016, 34(5): 674-679 (in Chinese).
- [22] 李俊红, 张亮, 俞继军, 等. 高超声速可压缩流中粗糙壁热流研究 [J]. *计算物理*, 2017, 34(2): 165-174.  
LI J H, ZHANG L, YU J J, et al. Study of rough wall heat flux in hypersonic turbulent flow [J]. *Chinese Journal of Computational Physics*, 2017, 34(2): 165-174 (in Chinese).

## Influence of sensor installation on accuracy of aerodynamic heating measurement on flat plate

LUO Kai<sup>1,2</sup>, WANG Qiu<sup>1,2,\*</sup>, LI Jiwei<sup>1</sup>, LI Jinping<sup>1</sup>, ZHAO Wei<sup>1,2</sup>

(1. State Key Laboratory of High-Temperature Gas Dynamics, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;

2. School of Engineering Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

**Abstract:** Accurate measurement of aerodynamic heating is an important issue for hypersonic vehicles to choose reasonable heat resistant materials and thermal structure design. However, it is still difficult to measure the heat flux accurately in shock tunnel experiments, and any slight deviation from ideal conditions may lead to inaccuracy. In-depth investigations are needed to carry out. In this study, the flat plate model is selected to study the influence of the non-ideal sensor installation on the accuracy of heat flux measurement. The sensors examined are protruding or recessed from the model surface in the order of 0.1 mm to 0.5 mm and different Reynolds numbers are considered. Related rules and mechanism of the influence of sensor installation on the accuracy of aerodynamic heating measurement are analyzed in detail. The results show that the sensor installation has great influence on the accuracy of the heat flux measurement. Protruding sensor installation results in larger deviation from actual heat transfer and recessed sensor installation results in smaller deviation compared to the results obtained with a smoothly installed sensor. The larger the protruding/recessed depth, the more severe the deviation, and this deviation will be larger under higher Reynolds number conditions. Using the non-dimensional form of protruding/recessed depth to the thickness of boundary layer, the level of deviation is only related to the non-dimensional value regardless of Reynolds number. In all, the results can provide theoretical guidance for the design and error analysis of aerodynamic heating measurement experiments.

**Keywords:** flat plate; aerodynamic heating; installation precision; Reynolds number; boundary layer

**Received:** 2020-07-03; **Accepted:** 2020-10-23; **Published online:** 2020-11-04 10:02

**URL:** [kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20201103.1111.001.html](http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2625.V.20201103.1111.001.html)

**Foundation items:** National Natural Science Foundation of China (11972331, 11672308)

\* **Corresponding author.** E-mail: wangqiu@imech.ac.cn