DOI: 10.3901/JME.2019.18.157

高焓高热流条件下半椭圆喷管冷却结构设计与分析

黄祯君^{1,2} 张涛² 王杰¹

(1. 四川大学制造科学与工程学院 成都 610065;

2. 中国空气动力研究与发展中心超高速空气动力研究所 绵阳 621000)

摘要: 电弧风洞是开展高超声速飞行器地面防热试验的重要设备,在开展大面积防热试验以及材料烧蚀考核试验时,通常配置半椭圆喷管,现有半椭圆喷管使用功率不高,不能满足高焓高热流条件下试验需求。选择一组接近电弧风洞试验设备功率上限的工况作为输入条件,计算半椭圆喷管内壁面热流分布,计算结果显示最高热流超过 30 MW/m²。分析传统夹层焊接冷却结构缺点,设计圆孔冷却通道形式的半椭圆喷管,并开展所设计半椭圆喷管热力分析。制造圆孔冷却通道形式半椭圆喷管并多次开展长时间高焓值高热流试验。结果表明:所研制半椭圆喷管试验后内壁未出现烧损,解决了高焓高热流条件下喷管设计中强度与换热对壁厚要求矛盾的问题,同时大大降低了加工成本和加工周期,并保证了设备长时间安全稳定运行。所研制半椭圆喷管对保障国内高超声速飞行器及材料烧蚀考核地面试验具有重要意义。

关键词: 高焓; 高热流; 半椭圆喷管; 结构设计; 热力分析

中图分类号: V211

Cooling Structural Design and Thermodynamic Analysis of Semi-elliptic Nozzle under High Enthalpy and High Heatflux Conditions

HUANG Zhenjun^{1,2} ZHANG Tao² WANG Jie¹

(1. School of Manufacturing Science and Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065;

2. Hypervelocity Aerodynamics Institute,
China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang 621000)

Abstract: The arc-heated wind tunnel is an important equipment for carrying out the ground heat protection test of hypersonic vehicles. When conducting large-area heat-proof tests and material ablation tests, semi-elliptical nozzle is usually arranged. The existing semi-elliptical nozzle can be used when the power is low, and can't meet the heat test when the enthalpy and the heatflux needed is high. A set of operating conditions, which close to the upper limit power of the arc-heated wind tunnel, is selected as the input parameter to compute the distribution heatflux of the inner wall be-longed to semi-elliptical nozzle. The shortcomings of the traditional structure are analyzed, and then a new form is developed. The new semi-elliptical nozzle is manufactured, and a series of experiments about the nozzle are carried out. Results of experiment show that the inner wall of semi-elliptical nozzle is intact and without erosion. The new form of cooling structure can be used to solve the contradiction between wall thickness and stringency in the architectural design under high enthalpy and high heatflux condition. The processing cost and processing cycle of the new nozzle are greatly reduced, and the new nozzle has ensured the safe and stable operation of the equipment for a long time.

Key words: high enthalpy; high heatflux; semi-elliptical nozzle; architectural design; thermodynamic analysis

0 前言

电弧风洞可以模拟高超声速飞行环境的焓值、热流及压力等参数^[1-4],是开展高超声速飞行器材料特性、热防护及热结构、气动光学热效应等试验研究的主要地面模拟试验设备。

在电弧风洞上开展高超声速飞行器大面积区平板类考核试验时,通常采用安装有平板模型的钝楔形支架^[5-7],置于配置轴对称圆形喷管的流场中进行试验,由于平板模型尺寸在宽度方向较大,而在流向方向很小,造成风洞的能量利用率低,完成同样状态所需能耗更大^[8]。如果采用矩形喷管,相对圆形喷管的能量利用率有所提高,但其角部及宽边的二次流动使流场均匀性较差^[9-11]。为充分利用电弧加热器能量,同时克服矩形喷管出口流场均匀性差

的问题,发展出了半椭圆喷管试验技术。

半椭圆喷管因其可更有效利用电弧加热器的热气流,充分拓宽试验均匀区,提高电弧加热器能量利用率,被广泛应用在高超声速飞行器热防护材料及热结构考核试验中。试验时,半椭圆喷管内壁面承受高温高压气流对流和辐射加热^[12-13],所承受的热量随着试验所需焓值和热流升高而增加。因此,半椭圆喷管内壳必须使用冷却剂强制冷却,通常所用冷却剂为软化水。同时,为保证半椭圆喷管内壳承受高热流时不被烧损,必须增强冷却剂与喷管内壳之间的换热,通常采用的方法是增加冷却剂压力以提高冷却剂流速,或者减小内壁面厚度来提高换热效率,但越薄的内壳能够承受的冷却剂压力越小,这两种方法在结构实现中是矛盾的。能否解决这一矛盾直接关系到平板类高焓高热流试验能否开展。

从文献来看,国外 NASA Ames 研究中心配备有半椭圆喷管^[14],且该半椭圆喷管可用于电弧功率高达 60 MW 级的材料和部件考核试验,说明 NASA Ames 研究中心已解决了冷却剂压力与喷管壁厚的矛盾问题,但已知文献并无半椭圆喷管设计和制造细节,其结构形式、材料选择和制造工艺等都未知。国内中国空气动力研究与发展中心于 20 世纪 90 年代制造了一套半椭圆喷管,但受限于当时的加工制造技术及工艺落后,又无法在结构上降低加工制造难度,所制造半椭圆喷管使用功率不高,在试验状态调试过程中,因内腔壁面过热已经损坏,不能继续开展试验。

为解决大功率试验中喷管冷却性能与结构强度相矛盾的难题,本文结合电弧风洞试验状态,计算了半椭圆喷管内壁面在试验中壁面热流,同时综合考虑制造难度和成本,设计了一种新冷却结构的半椭圆喷管,并开展新结构半椭圆喷管的热力计算。

1 喷管壁面热环境计算方法

为了确定喷管结构和尺寸,需要获得喷管内壁面热环境。在获得内壁面热环境条件下,结合喷管结构和尺寸,计算喷管冷却效果,从而开展整个喷管的热力分析。采用三维模型和数值方法,通过计算喷管内流场,获得喷管壁面热环境。

三维 N-S 方程的守恒形式可以简写为

$$\frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}_i}{\partial x_i} + \frac{\partial \mathbf{F}_{vi}}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

式中 $\mathbf{Q}$ ——守恒变量;

$\mathbf{F}_i$ ——无黏通量, $i=1,2,3$;

$\mathbf{F}_{vi}$ ——黏性通量, $i=1,2,3$ 。

N-S 方程离散:无粘项离散采用二阶迎风格式;湍流动能项和耗散项先采用一阶迎风格式离散,待流场初步收敛后采用二阶迎风格式精细计算壁面热环境。喷管入口边界根据电弧加热器出口参数给定;喷管出口为超音速边界条件;喷管壁面温度考虑到高压水冷却,为等温边界条件。

对于高焓条件下的流场和热环境计算,采用 UDF(用户自定义函数)方法将高焓条件下空气的热力学参数和输运参数^[15]加载到 FLUENT 14.5 求解器中。其中,主要考虑空气热力学参数和输运参数随温度的变化^[15]。

2 半椭圆喷管结构设计

2.1 喷管热环境与材质选择

选择一组国内现有电弧风洞运行的典型高功率参数,开展喷管内壁面热环境计算用。计算参数如下(后文若无特殊说明,喷管热载荷均基于该参数)。

电弧加热器弧室压力: 2.4 MPa。

气体总流量: 2.35 kg/s。

电弧加热器功率: 47 MW。

喷管壁面温度: 500 K。

半椭圆喷管壁面热流计算结果如图 1、2 所示。

为满足不同尺寸及状态参数试验考核需求,将半椭圆喷管分段,第 1 段从喉部起长 270 mm,为喉部段,第 2 段长 260 mm,后几段长度均为 420 mm。通过计算,喷管喉部热流高达 30 MW/m² 以上,为热环境最恶劣部位,第 2 段最大热流约 10 MW/m²,第 3 段最大热流约 4 MW/m²,第 4 段最大热流小于 1 MW/m²。

从热流计算结果来看,第 1、2 段内壁面热流较高,其内壁须选用高热传导性能材质配合冷却剂进行强制冷却,否则将被烧损。图 3 为内壳材质为不锈钢的半椭圆喷管第 2 段,在开展图 1 热流计算所用参数的试验中因壁面温升过高导致烧损。纯铜是常用金属中热导率最高的,因此,半椭圆喷管第 1、2 段内壁材料使用纯铜。第 3、4 段所承受热环境较前两段低,但为确保喷管长期安全使用且具有一定过载能力,也选择纯铜作为内壁材料。

2.2 冷却通道形式设计

冷却通道形式决定了半椭圆喷管的冷却通道布置方式及整体结构形式。在常见的高温冷却结构如火箭发动机中,通常采用内壁铣削很密的窄槽并焊接到承力结构件上(图 4)的方式来解决高温冷却性能与结构强度矛盾的问题^[16-18]。该方法可根据内壁所受热流、冷却剂压力和流量调整冷却通道的宽度

图1 计算参数条件下喷管壁面热流分布

图2 半椭圆喷管平板中线上热流分布

图3 被烧损的喷管内壁面

和内壁厚度。若将该结构应用于高焓高热流条件下半椭圆喷管结构设计中, 存在以下缺点。

(1) 加工精度要求高。因焊接配合精度要求高, 待焊接的零件加工过程中要求有较高的尺寸精度、形状公差和表面粗糙度等, 必须进行精加工才能达到要求, 同时, 大量的修配也会增加制造周期。

(2) 焊接风险大。因存在数量较多的筋, 且每条筋都必须可靠地与承力结构件相连接, 一旦有焊接瑕疵, 在高温高压使用条件下可能导致整体部件的失效。

(3) 成本高。因存在较大焊接风险, 焊接前必须加工试验件进行焊接工艺摸索, 还须制作焊接工装, 试验件以及焊接工装都将直接提高制造成本。此外, 焊接所需的高精度也将提高制造成本。

图4 常见高温冷却结构形式示意图

包含喉部的第1段为两端大、中间小的结构, 因存在较大焊接难度, 没有采用传统焊接结构形式, 但其尺寸小, 可以采用加强筋配合夹水套和销钉的结构形式保证喷管结构强度, 其换热性能已在电弧风洞高状态试验下反复使用验证过。对于第1段以后的扩张段, 由于结构尺寸和形状限制, 无法采用喉道段的设计结构和设计方式, 需重新设计和加工。

本文提出一种圆孔形式的冷却通道(图5), 利用圆孔受内压时的良好承载能力, 可以在保证喷管内壳结构强度的前提下, 将冷却通道与内壁面之间的距离设计得较薄, 来获得高的热流适用范围。同时, 涉及的工序均为常规加工工序, 不存在扩散焊接风险, 整体制造成本较低、周期也能缩短。

图5 圆孔形式冷却通道示意图

2.3 圆孔式半椭圆喷管结构设计

半椭圆喷管型面为三维发散结构, 曲面由小端至大端沿两个方向以不同角度发散, 若以一端为基准设计贯通的水冷通道, 随着喷管的发散, 将出现局部冷却性能不足的严重问题。为解决这一问题, 一种方案是将半椭圆喷管分成多段, 减小单段喷管进出口尺寸差距, 但段间连接增多, 增大了喷管内

部型面段间连接位置出现台阶的风险,而在电弧风洞试验中,一旦有台阶存在,将形成激波^[19-21],有可能导致试验的失败甚至造成喷管不可逆损毁;另一种方案是将冷却通道设计为两种尺寸,即小端采用较大尺寸圆孔,大端采用较小尺寸圆孔,并在喷管适当位置对接(图 6),这一方案既解决了喷管局部冷却不好的问题,又避免了较多分段导致的内腔出现台阶的风险。

图 6 冷却通道分布示意图

高焓高热流条件下半椭圆喷管内壳结构设计采用了第二种方案,整体结构如图 7 所示。两端法兰为不锈钢材质,通过电子束焊接与铜材质内壳相连接,端法兰与内壳径向孔相对应位置有环槽,法兰通过弯管与积液环相连,冷却剂由小端积液环流进,流经前端法兰、内壳和后端法兰后,由大端积液环流出。

图 7 半椭圆喷管整体结构示意图

2.4 冷却效果计算

2.4.1 冷却水流量流速分析与计算

冷却效果需要计算冷却水流量和流速。整个加热器和喷管喉道段、部分扩张段均采用高压水冷却。冷却通道内的冷却水流量和从高压水泵出来的总的水流量应满足

$$\dot{m} = \rho v A = \dot{m}_t \frac{A_1}{A_2} \quad (2)$$

式中 $\dot{m}_t$ ——总的水流量;

$\dot{m}$ ——每个冷却通道的水流量;

ρ ——水的密度;

v ——冷却通道内水的流速;

A_1 ——冷却通道截流面积;

A_2 ——加热器和喷管的截流面积之和。

2.4.2 对流换热计算

喷管冷却通道内的换热采用管内强制对流换热方法计算。对于管内强制对流换热用米海耶夫公式

$$Nu_f = 0.021 Re_f^{0.8} Pr_f^{1/3} \left(\frac{Pr_f}{Pr_w} \right)^{0.25} = \frac{h_f d}{\lambda_f} \quad (3)$$

$$Re_f = \frac{\rho v d}{\mu} \quad (4)$$

流体定性温度为管道进出口截面平均温度;管道长度与直径满足 $l/d \geq 50$, 对于非圆形管道采用等效直径 $d_e = 4A_c/P$, A_c 为冷却通道横截面积, P 为湿周长度; h_f 为对流换热系数; λ_f 为冷却水导热系数; 应用范围: $Pr_f = 0.6 \sim 700$; $Re_f = 10^4 \sim 1.75 \times 10^6$ 。

2.5 结构热响应计算

喷管采用三维结构进行其热响应计算,考察其温度分布,为材料和结构选择提供依据。三维温度场的导热微分方程为

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q_v \quad (5)$$

式中 λ ——热导率;

Q_v ——体积内热源;

ρ ——密度。

2.6 强度校核

在获得喷管结构温度分布前提下,采用有限元法对喷管结构应力应变分布进行分析和计算,继而进行结构强度的计算和校核

$$\Delta \cdot \sigma + q = 0 \quad (6)$$

(1) 边界条件。应力应变边界条件包括载荷和约束。载荷包括自身重力、气动力、冷却剂压力;对于可采用对称模型的部件,对称面为对称约束。

(2) 主应力。设经过空间一点的某一个斜面的切应力为零,则该斜面上的正应力为该点的一个主应力。由于该面上的切应力为零,该面上的全应力就等于主应力。设主应力分别为 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 。

(3) 校核准则。塑性材料强度校核一般用 Mises 畸变能理论。

单向受力时,当结构应力小于屈服应力时(其中

为安全系数), 材料处于弹性状态, 结构使用是安全; 当结构应力达到时, 材料进入塑性状态, 结构使用可靠性和安全性降低, 需要加强结构。

在复杂应力状态下, 结构内某一点开始产生塑性变形时, 应力也必须满足一定条件, 表示如下

$$F(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}) = C \quad (7)$$

Von Mises 强度理论的等效应力为

$$\sigma_e = \left[\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2} \right]^{1/2} \quad (8)$$

强度校核时, 当等效应力 $\sigma_e \leq [\sigma]$ ($[\sigma]$ 为材料许用应力), 则结构是安全的; 否则结构需要加强。

3 计算结果与分析

喷管内壳热响应计算中壁面加载热流为图 1 所示分布热流, 计算工具为 ANSYS 14.5。喷管在实际使用中采用 4 MPa 高压水进行冷却, 在计算喷管冷却效果时, 采用 4 MPa 水压进行换热计算, 对比分析的低压水采用 1 MPa; 而在进行喷管内壳强度校核时, 增加 50% 的安全余量, 高压冷却水压力设置为高压 6 MPa。

3.1 喷管第 2 扩张段内壳热响应

图 8、9 分别为喷管第 2 扩张段温度分布。从计算结果可以看出, 高压水冷却的不锈钢内壳最高温度达到 1 870 °C, 超过了材料许用温度; 而同样条件下, 铜材料内壳最高温度 335 °C 左右, 在材料许用温度范围内。

图 8 第 2 扩张段不锈钢内壳温度分布

图 9 第 2 扩张段铜内壳温度分布

3.2 喷管第 3 扩张段内壳热响应

图 10、11 为喷管第 3 扩张段温度分布。采用低压水冷却时, 喷管内壁面最高温度 541 °C, 最低温度 453 °C; 高压水冷却时, 最高温度降到 267 °C, 最低温度降到 173 °C, 在材料许用温度范围内。

图 10 第 3 扩张段铜内壳温度分布(低压水冷却)

图 11 第 3 扩张段铜内壳温度分布(高压水冷却)

3.3 喷管第 4 扩张段内壳热响应

图 12、13 分别为第 4 扩张段, 低压水和高压水冷却的铜内壳温度。从计算结果可以看出, 低压水冷却时, 喷管内壁面最高温度和最低温度分别为 426 °C、373 °C; 高压水冷却时最高温度和最低温度分别为 272 °C、213 °C, 在材料许用温度范围内。

图 12 第 4 扩张段铜内壳温度分布(低压水冷却)

图 13 第 4 扩张段铜内壳温度分布(高压水冷却)

表 1 3 段喷管不同内壳材料和冷却方式最高

水冷壁温度对比						℃
冷却 方式	第 2 扩张段		第 3 扩张段		第 4 扩张段	
	最高 温度	冷壁 温度	最高 温度	冷壁 温度	最高 温度	冷壁 温度
低压 水冷	—	—	541	453	427	373
高压 水冷	335	206	267	173	272	213

3.4 强度校核

采用铜材料的高压水冷却内壳满足喷管热防护要求,因此需要进一步考虑结构强度要求。采用 Von Mises 强度理论进行强度校核。

强度校核输入条件:冷却通道 6 MPa 水压(实际试验为 4 MPa,取安全系数为 1.5);材料的安全系数 1.5,总的安全系数为 2.25。

图 14~16 为第 2、3、4 段喷管铜内壳应力分布图。通过对 Von Mises 等效应力对比分析可知,在

图 14 第 2 扩张段高压水冷却铜内壳 Von Mises 强度理论的等效应力

图 15 第 3 扩张段高压水冷却铜内壳 Von Mises 强度理论的等效应力

图 16 第 4 扩张段高压水冷却铜内壳 Von Mises 强度理论的等效应力

冷却通道受到 6 MPa 水压时,3 段喷管内壳 Von Mises 等效应力最大约为 70 MPa。取安全系数 1.5 时,应力不超过 105 MPa,最大应力小于许用应力,结构强度满足使用要求。

4 高焓高热流试验

为验证设计中的分析及计算方法是否正确,同时也可将研制成果应用于材料考核及烧蚀防热试验,按图 7 所示的整体结构形式投产加工了第 2、3 扩张段。

为匹配某型高焓高热流材料考核试验,试验中仅配置了半椭圆喷管第 2 扩张段,试验参数与图 1 热流计算中所使用参数相同。试验后半椭圆喷管第 2 扩张段内壁面如图 17 所示。与图 3 中烧损的第 2 扩张段内壁面相比,在相同的电弧加热器参数以及冷却水压力下,新研制的半椭圆喷管第 2 扩张段保持了结构的完整性,内壁面完好。多次重复相同参数试验后,半椭圆喷管第 2 扩张段内壁面未出现明显变化。

图 17 试验后第 2 扩张段内壁面

5 结论

(1) 高焓条件下的流场计算可采用与低焓条件下相同的求解器,但热力学参数与输运参数不同,需重新加载及匹配。

(2) 采用圆孔形式的冷却通道可以解决高焓高热流条件下半椭圆喷管研制中换热性能与结构强度矛盾的难题,而且可以避免异种金属焊接风险,同时制造周期及成本较传统夹层焊接形式节约;将圆孔设计为不同尺寸,解决了半椭圆喷管发散结构导致的冷却不均匀问题。

(3) 圆孔尺寸的大小对换热性能有一定影响,目前从计算角度不能很好模拟实际观测到的结果,特别是当圆孔尺寸小到一定程度时,小孔内流动将出现湍流,喷管换热性能也将有所提升,但还需要进一步开展定量研究。

(4) 将本文中的设计与分析方法应用于电弧加热器其他配件的设计中取得了较好效果, 本文设计方法对后续更大功率电弧加热器喷管设计具有较高参考价值。

参 考 文 献

- [1] MATSUI M, KOMURASAKI K, ARAKAWA Y. Characterization of arcjet type arc-heater plumes[R]. AIAA-2002-2242.
- [2] SMITH D M, YOUNKER L T. Comparative ablation testing of carbon phenolic TPS materials in the AEDC-H1 arcjet[R]. AIAA-2005-3263.
- [3] KIM S, JEFFRIES J B, HANSON R K. Measurements of gas temperature in the arc-heater of a large scale arcjet facility using tunable diode laser absorption[R]. AIAA-2005-900.
- [4] WINTER M W, SRININASAN C. Non-equilibrium analysis of emission spectroscopy data taken in the freestream of the NASA IHF arc jet facility[R]. AIAA2015-2963.
- [5] MILOS F S, SCOTT C D. Arcjet testing and thermal model development for multilayer felt reusable surface insulation[R]. AIAA-2012-2869.
- [6] MILOS F S, GASCH M J. Conformal phenolic impregnated carbon ablator (C-PICA) arcjet testing ablation and thermal response[R]. AIAA-2015-1448.
- [7] SMITH M, YOUNKER L T. Comparative ablation testing of carbon phenolic TPS materials in the AEDC-H1 arcjet[R]. AIAA-2005-3263.
- [8] SPORES R A, HARGUS W A. Arcjet diagnostic for measuring velocity density and temperature[R]. AIAA 94-2464.
- [9] 覃粒子, 王长辉, 刘宇. 三维喷管设计[J]. 推进技术, 2005, 26(6): 499-503.
QIN Lizi, WANG Changhui, LIU Yu. Three-dimensional nozzle design[J]. Journal of Propulsion Technology, 2005, 26(6): 499-503.
- [10] 李军伟, 覃粒子, 刘宇. 结构参数对圆转矩形喷管换热的影响[J]. 推进技术, 2005, 26(6): 499-503.
LI Junwei, QIN Lizi, LIU Yu. Effects of structure parameters on heat transfer in round to rectangular nozzles[J]. Journal of Propulsion Technology, 2005, 26(6): 489-494.
- [11] 冯云松, 李晓霞, 路远. 矩形喷管外尾焰红外辐射特性的数值计算[J]. 兵工学报, 2013, 34(4): 437-442.
FENG Yunsong, LI Xiaoxia, LU Yuan. Numerical calculation of infrared radiation characteristics of the exhaust plume outside a rectangular nozzle[J]. Acta Armamentarii, 2013, 34(4): 437-442.
- [12] 隆永胜, 杨远剑, 袁竭, 等. 电弧风洞半椭圆喷管流场测试分析[J]. 科学技术与工程, 2016, 16(1): 147-150.
LONG Yongsheng, YANG Yuanjian, YUAN Jie, et al. Calibration and analyses flow of the semi ellipse nozzle in arc wind tunnel[J]. Science Technology and Engineering, 2016, 16(1): 147-150.
- [13] SIMMS J, STIEGLITZ W. Semi-elliptical nozzle structural test facility[R]. AIAA 90-5227.
- [14] LOOMIS M P. Arc-jet semi-elliptic nozzle simulations and validation in support of X-33 TPS testing[R]. AIAA 98-0864.
- [15] VARGAFTIK N B. Tables on the thermophysical properties of liquids and gases in normal and dissociated states[M]. Washington-London: Hemisphere Publishing Corporation, 1975.
- [16] 张峰. 层板发汗冷却理论分析及应用研究[D]. 长沙: 国防科技大学, 2008.
ZHANG Feng. The theory and applied research on platelet transpiration cooling[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2008.
- [17] 张峰, 刘伟强. 层板发汗冷却结构的非均匀温度分布受热皱损的求解[J]. 航空学报, 2007, 28(1): 138-141.
ZHANG Feng, LIU Weiqiang. Analysis of thermal wrinkling resulted from non-uniform temperature distribution in transpiration cooling formed platelets[J]. Acta Aeronautica ET Astronautica Sinica, 2007, 28(1): 138-141.
- [18] 秦永涛, 唐斌运. 液氧/煤油发动机试验扩压器热力耦合特性分析[J]. 火箭推进, 2016, 42(1): 71-76.
QIN Yongtao, TANG Binyun. Analysis on thermal mechanical coupling characteristics of diffuser in test of liquid oxygen/kerosene rocket engine[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2016, 42(1): 71-76.
- [19] 陈植. 超声速后台阶湍流结构试验及其相关技术研究[D]. 长沙: 国防科技大学, 2010.
CHEN Zhi. Turbulent structure measurements and the relative technique researches of supersonic flow over a backward facing step[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2010.
- [20] 王新月. 气体动力学基础[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2006.
WANG Xinyue. Fundamentals of gas dynamics[M]. Xi'an: Northwestern Ploytechnical University Press Co.

Ltd., 2006.

- [21] 于勇, 徐新文. 拉瓦尔喷管外发生激波反射工况详细分析[J]. 航空动力学报, 2012, 27(9): 1988-1996.

YU Yong, XU Xinwen. Further detailed analysis about shock wave reflection outside Laval nozzle in different working states[J]. Journal of Aerospace Power, 2012, 27(9): 1988-1996.

作者简介: 黄祯君, 男, 1990 年出生, 硕士研究生。主要研究方向为电弧加热设备研制。

E-mail: okingoking@126.com

张涛, 男, 1981 年出生, 博士。主要研究方向为地面防热试验技术。

E-mail: zt19181918@163.com

王杰, 男, 1964 年出生, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为计算机辅助设计与制造及计算机集成制造系统。

E-mail: wangjie@scu.edu.cn