

入口压力对汽蚀管流阻系数测量的影响

胡仁众, 李小明, 王 昕
(西安航天动力研究所, 陕西 西安 710100)

摘 要: 汽蚀管流阻系数测量值是液体火箭发动机性能计算和调整的直接依据。针对液流试验中某些汽蚀管入口压力无法加压至额定值的问题, 建立了流阻系数分析模型, 研究了汽蚀管入口压力对流阻系数测量的影响, 得出了流阻系数随入口压力变化的关系式及入口压力对流阻系数影响的修正公式, 并对测量流阻系数的五级压力试验方法进行了评估。结果表明: 入口压力增大, 喉部等效流通面积减小, 流阻系数增大; 流阻系数随入口压力倒数的减小近似线性增大; 额定入口压力两侧对称压力下的流阻系数偏差不同, 压力减小引起的流阻系数偏差大于压力增大引起的偏差; 五级流量法测定的流阻系数偏小, 选取五级入口压力应尽量靠近额定入口压力或不对称选取; 当试验入口压力均低于额定入口压力时, 采用修正方法修正流阻系数测量值, 可有效减小其偏差。

关键词: 液体火箭发动机; 汽蚀管; 入口压力; 流阻系数; 修正方法

中图分类号: V434.3 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374(2019)02-0020-06

Effect of inlet pressure on measurement of flow resistance coefficient of cavitating venturi

HU Renzhong, LI Xiaoming, WANG Xin
(Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China)

Abstract: The measured flow resistance coefficient of cavitating venturi is the direct basis for the performance calculation and adjustment of liquid rocket engine. Aiming at the problem that the inlet pressure of some cavitating venturis could not be pressurized to the rated value in liquid flow test, the analysis model of flow resistance coefficient was established and the effect of inlet pressure of cavitating venturi on the measurement of flow resistance coefficient was studied. The relationship between the flow resistance coefficient and the inlet pressure was obtained as well as the related correction formula. In addition, the five-stage pressure test method for measuring flow resistance coefficient was evaluated. The research results show that with the increase of inlet pressure, the throat equivalent circulation area of cavitating venturi decreases and the flow resistance coefficient increases. The flow resistance coefficient increases approximately linearly with the decrease of reciprocal inlet pressure. The deviation of flow resistance coefficient is different under the symmetrical pressure on both sides of the rated inlet pressure, and the deviation of flow resistance coefficient caused by inlet pressure decrease is greater than the deviation caused by

收稿日期: 2018-04-22; 修回日期: 2018-11-01

基金项目: 装备预研联合基金(61401B06240601)

作者简介: 胡仁众(1994—), 男, 硕士, 研究领域为液体火箭发动机

inlet pressure increase. The flow resistance coefficient measured by the five-stage flow method is small, so the inlet pressure of the five-stage inlet pressure should be selected as close as possible to the rated inlet pressure or asymmetrically. When all inlet pressures are all lower than the rated inlet pressure in liquid flow test, the deviation can be effectively reduced by correcting the measured value of flow resistance coefficient.

Keywords: liquid rocket engine; cavitating venturi; inlet pressure; flow resistance coefficient; correction method

0 引言

汽蚀管在汽蚀状态,流量不受出口压力影响,因此常用作液体火箭发动机的流量稳定装置。为了获得发动机工况条件下的汽蚀管流阻系数,通常需要进行额定或相近工况的液流试验,试验采用五级压力测量并取其流阻系数的平均值作为汽蚀管流阻系数,以减小试验测量的随机误差。然而液流试验汽蚀管入口压力变化会造成流体流动状态改变,影响汽蚀管流阻特性。

文献[1-5]应用CFD两相流数值仿真方法,采用不同计算流体力学模型研究了汽蚀管的工作特性,并与液流试验结果进行了对比。文献[6]对汽蚀管喉部设置直线段后的汽蚀特性进行了仿真研究,得出该汽蚀管喉部设置直线段后,相对压力损失能降低2%左右,并分析了喉部直径、收敛角、扩张角、喉部圆角等汽蚀管内型面参数对流阻系数和相对压力损失的影响。文献[7]比较了不同结构尺寸对流量的影响,结果表明:汽蚀管入口倒角对流量控制有较大影响,无倒角时流量明显减小。文献[8]研究发现,随着入口压力的提高,汽蚀管流量系数呈缓慢下降趋势(即流阻系数呈上升趋势)。该文献定性分析了汽蚀管流阻系数随入口压力的变化情况,但未对其进行机理分析和定量研究。

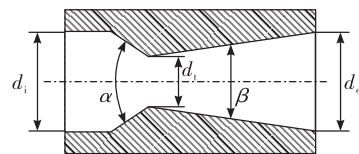
尽管小流量汽蚀管的五级压力包含额定入口压力,但对称分布选取入口压力导致的误差不一定对称;对于大流量汽蚀管,由于试验能力的限制,五级压力均低于额定入口压力,测量时入口压力与额定工况不同造成汽蚀管流阻系数偏差可能更大。

为了分析入口压力对汽蚀管流阻系数测量值的影响,推导流阻系数随入口压力变化的分析方程,采用计算流体力学模型计算拟合得到方程的系数,并分析入口压力对流阻系数的影响机理。最后

得到不同入口压力下的汽蚀管流阻系数测量值的修正关系式,并对五级入口压力测量流阻系数的试验方法进行完善。

1 流阻系数分析模型

汽蚀管的内型面由入口、收缩段、扩张段等组成,如图1所示。



d_i —入口直径; α —入口角; d_t —喉部直径; β —出口角; d_e —出口直径。

图1 汽蚀管内型面示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the inner surface of cavitating venturi

汽蚀管流阻系数 K_s 是评定汽蚀管工作特性的综合参数,液流试验采用水进行时,工作介质下的流阻系数按下式换算:

$$K_s = \frac{p_i - p_s}{q_m^2} \times 10^6 \quad (1)$$

$$K_s = K_{sw} \frac{\rho_{iw}}{\rho_i} \quad (2)$$

式中: K_s 为汽蚀管的流阻系数, $(\text{kg} \cdot \text{m})^{-1}$; p_i 为汽蚀管入口压力,MPa; p_s 为液体在当地温度条件下的饱和蒸汽压,MPa; q_m 为在汽蚀条件下液体的质量流量,kg/s; K_{sw} 为汽蚀管水流阻系数, $(\text{kg} \cdot \text{m})^{-1}$; ρ_{iw} 和 ρ_i 分别为水和工作介质在汽蚀管入口处的密度, kg/m^3 。

假设汽蚀管内为定常不可压缩流动,利用伯努利方程进一步推导,变为:

$$K_s = \frac{\zeta + 1 - (\bar{A}_t/A_i)^2}{2\rho_i \bar{A}_t^2} \quad (3)$$

式中: ζ 为汽蚀管收缩段局部阻力系数; \bar{A}_1 为喉部等效流通面积, m^2 ; A_i 为汽蚀管入口截面面积, m^2 。

汽蚀管流体流动状态受入口压力变化影响,造成收缩段局部阻力系数 ζ 和喉部等效流通面积 \bar{A}_1 改变。由式(3)可知, ζ 和 \bar{A}_1 变化导致 K_s 改变。

为了分析入口压力对汽蚀管收缩段局部阻力系数和喉部等效流通面积的影响,采用计算流体力学方法两相流模型对汽蚀管内流体流动进行数值模拟。由于汽蚀区的流速较高,气液两相之间的速度滑移作用相对较小,采用不考虑体积力和相间速度滑移的混合物两相流模型;汽蚀管内流体流动为完全湍流,采用标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型和标准壁面函数模拟有汽蚀发生的气液两相流动; Schnerr and Sauer 汽蚀模型将气泡数密度与气相体积分数耦合在一起对空泡输运方程进行求解,收敛性较好且收敛速度较快^[9]。

选取液流试验系统中汽蚀管及其部分进出口管道作为研究对象,建立考虑湍流边界层的二维轴对称结构化网格,并对喉部网格局部加密。边界条件设置为压力入口和压力出口。流动介质为水和水蒸气,不考虑水的可压缩性。采用 ANSYS FLUENT 14.5 进行模拟计算,采用压力基分离求解器进行稳态双精度求解,选用 SIMPLE 方法求解,能量方程、湍流方程以及动量方程的离散格式以一阶迎风格式计算稳定后,再采用二阶迎风格式进行计算。

2 入口压力对流阻系数的影响分析

选取 3 种工作流量的汽蚀管(以下简称 A, B, C 汽蚀管)作为研究对象。汽蚀管入口角 α , 喉部直径 d_t , 额定水流量 q_{mw} 和额定入口压力 p_{i0} 如表 1 所示。

表 1 3 种汽蚀管的主要参数

Tab. 1 Main parameters of three kinds of cavitating venturis

参数	ven-A	ven-B	ven-C
$\alpha/(\circ)$	60	60	60
d_t/mm	2.1	3.15	37.2
$q_{mw}/(\text{kg} \cdot \text{s}^{-1})$	0.5	1.0	87
p_{i0}/MPa	8.9	9.9	11.5

设置不同的入口压力进行流场仿真,计算各工况下的汽蚀管入口流速,得到进口雷诺数随入口压

力的变化曲线,入口压力增大,进口雷诺数增大,如图 2 所示(ven-A, ven-B, ven-C 分别指 A, B, C 汽蚀管)。

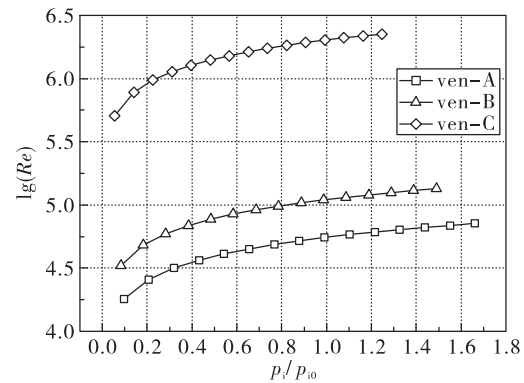


图 2 进口雷诺数随入口压力变化曲线

Fig. 2 Inlet Reynolds number as a function of inlet pressure

不同入口压力条件下,进口雷诺数(如表 2 所示)均满足 $4\,000 < Re \leq 80(d/\Delta)$, 表明汽蚀管内流体流动属于尼古拉兹实验曲线的光滑管区。当汽蚀管的入口角 $\alpha = 60^\circ$, 且流动处于光滑管区时,收缩段流动阻力主要由粘性摩擦引起,此时 ζ 随 Re 的增大而减小的幅度很小,可以认为 ζ 基本不变^[10]。

表 2 进口雷诺数变化范围

Tab. 2 Variation range of inlet Reynolds number

参数	ven-A	ven-B	ven-C
p_i/p_{i0}	0.10 ~ 1.66	0.08 ~ 1.49	0.05 ~ 1.25
$Re \times 10^{-4}$	1.8 ~ 7.2	3.3 ~ 13.4	51 ~ 226
$80(d/\Delta)$	1×10^6	1×10^6	9.6×10^6

3 种汽蚀管流场分布相似,图 3 给出了 A 汽蚀管的汽蚀流线图。从图 3 中可以看出汽蚀尾部区域存在贴近壁面的漩涡区。漩涡区由尾部射流引起,即由于逆向压力梯度,沿壁面存在从喉部到汽蚀区尾部的回流区。该回流区如同“楔子”一般插入到汽蚀区与壁面之间。文献[10]采用汽蚀可视化试验装置,观察到了汽蚀区尾部漩涡脱落现象。进口雷诺数越大,喉部流速越大,射流效应增强,漩涡区范围越大,喉部流束的壁面分离扩大,导致喉部等效流通面积 \bar{A}_1 减小,汽蚀管流通能力下降。

结合式(3)分析可知,入口压力主要通过改变汽蚀管喉部等效流通面积影响流阻系数。

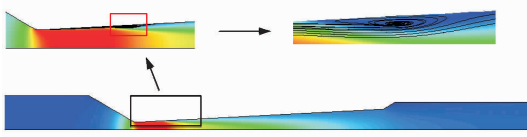


图3 汽蚀管流线图

Fig. 3 Flow diagram of cavitating venturi

图4展示了流场仿真和液流试验所得流阻系数随入口压力的变化规律情况。为避免试验件加工偏差,A,B汽蚀管选取多个试验件进行流阻系数测量。

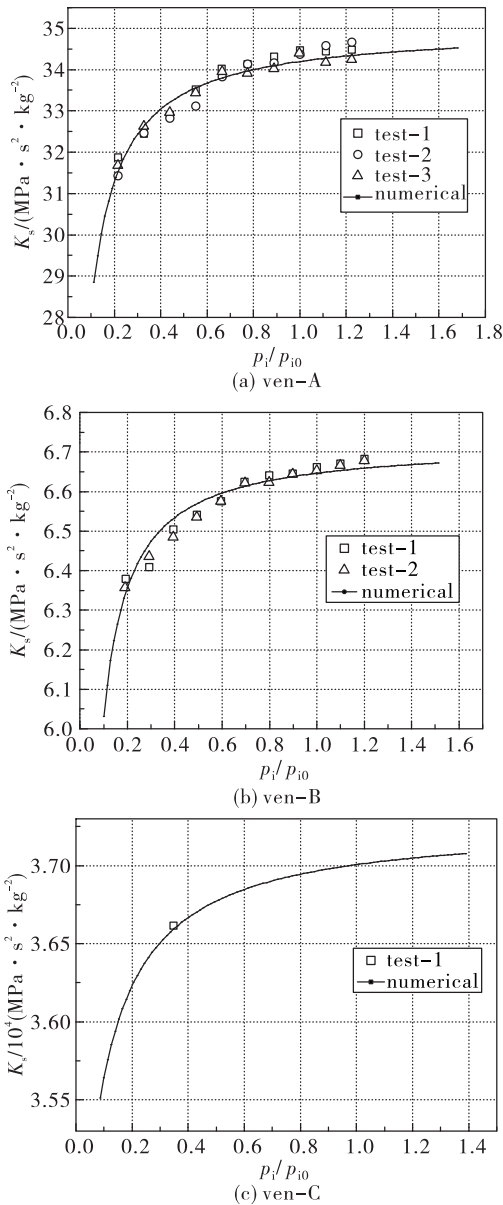


图4 流阻系数随入口压力变化曲线

Fig. 4 Flow resistance coefficient as a function of inlet pressure

图4中 test-1, test-2, test-3 分别对应3个试验件的测量结果, numerical 指流场仿真结果。可以看出,仿真结果和试验结果的吻合程度较好。流阻系数随入口压力的增大而增大,这主要是由于入口压力增大导致进口雷诺数增大,进而喉部等效流通面积逐渐减小,流阻系数随之增大。

为了进一步得到流阻系数与入口压力的关系,将计算得到的汽蚀管入口压力与进口雷诺数的关系(见图5)拟合为:

$$p_i = aRe^2 - b \quad (4)$$

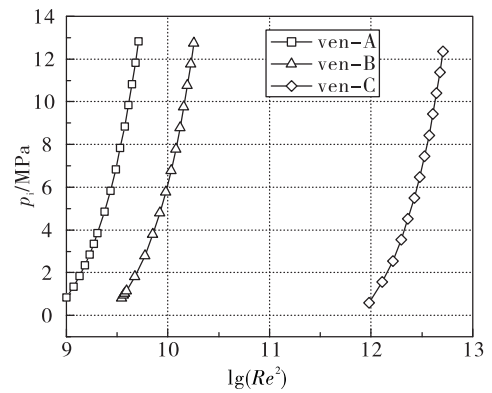


图5 入口压力与进口雷诺数关系图

Fig. 5 Relationship between inlet pressure and Reynolds number

将质量流量与雷诺数的关系式代入式(1)可得

$$K_s = \frac{16(p_i - p_s)}{(\pi d_i \mu)^2 Re^2} \times 10^6 \quad (5)$$

常温下,水的饱和蒸汽压 $p_s \approx 2.3 \times 10^{-3}$ MPa, 小于汽蚀管额定入口压力的 0.03%。因此,忽略饱和蒸汽压,将式(4)代入式(5)得到流阻系数随入口压力变化的关系式,即

$$K_s = \left[\frac{16a}{(\pi d_i \mu)^2} - \frac{ab}{(\pi d_i \mu)^2 (p_i + b)} \right] \times 10^6$$

$$= K_{smax} - \frac{c}{p_i + b} \quad (6)$$

式(6)表明流阻系数随入口压力倒数的减小近似线性增大,第一项 K_{smax} 表征汽蚀管理想流体阻力性能,即最大流阻系数;第二项表征因喉部射流效应产生的流动损失。其中 a 和 b 是由汽蚀管几何结构决定的常数; K_{smax} 和 c 受汽蚀管几何结构和流体流动特性影响,可通过汽蚀管入口压力与进口雷诺数的流场仿真数据拟合得到。汽蚀管流阻系数变

化关系式系数如表 3 所示。

表 3 流阻系数变化关系式系数
Tab. 3 Coefficients in formula of flow resistance coefficient

系数	ven-A	ven-B	ven-C
a	3.18×10^{-9}	8.76×10^{-10}	2.96×10^{-12}
b	0.211	0.114	0.898
c	7.47	0.770	3.34×10^{-5}
K_{smax}	35.0	6.72	3.73×10^{-4}

3 试验方法评估

为了获得汽蚀管流阻系数,通常液流试验对五级入口压力下的流阻系数进行测量,并将其算术平均值作为汽蚀管流阻系数的测量值,即五级流量法。一般入口压力包括额定入口压力,以及与额定入口压力相差±20%以内对称选取的 4 个入口压力。由于试验能力限制,大流量汽蚀管无法进行额定入口压力下的液流试验,因此采用降低入口工况的方法,即选取的五级入口压力均低于额定压力。A,B,C 汽蚀管流阻系数测量的五级入口压力如表 4 所示,C 汽蚀管的试验压力均低于额定压力。

表 4 五级入口压力分布 Tab. 4 Distribution of five-stage inlet pressure					
汽蚀管	p_i/MPa				
	1	2	3	4	5
ven-A	6.96	7.94	8.92	9.90	10.89
ven-B	7.94	8.92	9.90	10.89	11.87
ven-C	4.04	3.98	3.91	3.85	3.77

由式(6)推导得到试验入口压力与额定入口压力的流阻系数偏差计算公式,即

$$\delta_{K_s} = \frac{c(1 - \frac{p_{i0} + b}{p_i + b})}{K_{smax}(p_{i0} + b) - c} \times 100\%$$

(7)

式中 δ_{K_s} 指入口压力偏离额定压力造成的流阻系数偏差,%。分析式(7)可知,入口压力低于额定入口压力时,流阻系数偏差为负;入口压力高于额定入口压力时,流阻系数偏差为正;入口压力等于额定入口压力时,流阻系数偏差为零。

利用式(6)和式(7)分别计算 A,B,C 汽蚀管在额定入口压力和五级入口压力下的流阻系数 K_{s0} ,

K_s' ,以及五级流量法的流阻系数偏差 δ_{K_s} ,如表 5 所示。A,B,C 汽蚀管 δ_{K_s} 分别为 -0.029% 、 -0.015% 和 -1.2% 。C 汽蚀管的五级入口压力均小于其额定入口压力,流阻系数偏差较大。

表 5 五级流量法测量偏差评估
Tab. 5 Measurement deviation evaluation of five-stage flow method

参数	ven-A	ven-B	ven-C
$K_{s0}/(\text{MPa} \cdot \text{s}^2 \cdot \text{kg}^{-2})$	34.18	6.643	3.703×10^{-4}
$K_s'/(\text{MPa} \cdot \text{s}^2 \cdot \text{kg}^{-2})$	34.17	6.642	3.660×10^{-4}
$\delta_{K_s}/\%$	-0.029	-0.015	-1.2

为修正入口压力为非额定工况造成的流阻系数偏差,由式(6)推导出入口压力对流阻系数影响的修正公式:

$$K_{s0} = K_s' + c(\frac{1}{p_i + b} - \frac{1}{p_{i0} + b})$$

(8)

由式(7)计算得到 A,B,C 汽蚀管在不同入口压力下的流阻系数偏差,如表 6 所示。表 6 中汽蚀管测量偏差指非额定入口压力与额定入口压力测量所得流阻系数之间的偏差。

表 6 不同入口压力流阻系数偏差计算结果
Tab. 6 Calculation results of flow resistance coefficient deviation under different inlet pressures

p_i/p_{i0}	$\delta_{K_s}/\%$		
	ven-A	ven-B	ven-C
0.2	-8.60	-4.40	-2.10
0.3	-5.20	-2.60	-1.30
0.40	-3.40	-1.70	-0.91
0.5	-2.30	-1.10	-0.63
0.6	-1.50	-0.76	-0.43
0.7	-1.00	-0.49	-0.28
0.8	-0.58	-0.29	-0.17
0.9	-0.26	-0.13	-0.07
1.0	0.00	0.00	0.00
1.1	0.21	0.10	0.062
1.2	0.39	0.19	0.11
1.3	0.54	0.26	0.16
1.4	0.67	0.33	0.20
1.5	0.79	0.38	0.23

进行 A、B 汽蚀管不同入口压力下的液流试验,试验结果如表 7 示。表 7 中 $\delta_{Ks,A}$ 、 $\delta_{Ks,B}$ 分别指入口压力偏离额定压力造成的 A、B 汽蚀管的流阻系数偏差。对比流阻系数偏差试验结果(见表 7)和计算结果(见表 6)可知,入口压力导致的流阻系数的偏差大小与偏离额定压力的程度相关;额定入口压力两侧对称压力下的流阻系数偏差不同,压力减小引起的流阻系数偏差大于压力增大引起的偏差。因此,对称选取压力的五级流量法测量所得流阻系数较额定流阻系数偏小。为减小试验方法造成的流阻系数偏差,选取五级入口压力应尽可能靠近额定入口压力,也可考虑不对称选取入口压力。试验五级入口压力均低于额定入口压力时,将导致流阻系数测量值偏差较大,建议采用流阻系数修正公式对测量值进行修正,以便减小其测量偏差。

表 7 不同入口压力流阻系数偏差试验结果
Tab. 7 Test results of flow resistance coefficient deviation under different inlet pressures

p_i/p_{i0}	$\delta_{Ks,A}/\%$	p_i/p_{i0}	$\delta_{Ks,B}/\%$
0.22	-8.00	0.19	-4.30
0.33	-5.50	0.29	-3.50
0.44	-4.40	0.39	-2.40
0.55	-3.00	0.49	-1.80
0.66	-1.40	0.60	-1.20
0.78	-1.00	0.70	-0.50
0.89	-0.71	0.80	-0.37
1.00	0.00	0.90	-0.18
1.11	0.19	1.00	0.00
1.22	0.30	1.10	0.17
		1.20	0.36

4 结论

1)当入口角等于 60°,且流动处于光滑管区时,入口压力通过改变喉部等效流通面积影响汽蚀管流阻系数。入口压力增大,进口雷诺数增大,导致喉部等效流通面积减小,进而流阻系数增大。
2)汽蚀管流阻系数随入口压力倒数的减小近似线性增大。通过计算流体力学模型计算拟合得到流阻系数随入口压力的变化关系式与试验结果

符合较好,可用于流阻系数测量值的修正。
3)额定入口压力两侧对称压力下的流阻系数偏差不同,压力减小引起的流阻系数偏差大于压力增大引起的偏差。
4)五级流量法测定的流阻系数偏小,五级入口压力选取应尽量靠近额定入口压力值,或不对称选取入口压力。试验入口压力均低于额定压力时,采用修正方法修正流阻系数测量值,可有效减小其偏差。

参考文献:

[1] SOLMAZ M B, YAZICI B, SUMER B. Numerical & experimental investigation of cavitating venturi geometry on LOX flows; AIAA 2014-3997[R]. Cleveland: AIAA, 2014.
[2] SALVADOR G P, FRANKEL S H. Numerical modeling of cavitation using Fluent validation and parametric studies; AIAA 2004-2642[R]. Portland: AIAA, 2004.
[3] 张小斌,曹潇丽,邱利民,等.液氧汽蚀管汽蚀特性计算流体力学研究[J].化工学报,2009,60(7):1638-1643.
[4] CHANGHAI X, HEISTER S D, COLLICOTT S H, et al. Modeling cavitating venturi flows; AIAA 2002-3699[R]. Indianapolis: AIAA, 2002.
[5] 曹东刚,何国强,潘宏亮,等.三种空穴模型在可调汽蚀文氏管数值模拟中的对比研究[J].西北工业大学学报,2013,31(4):596-601.
[6] 熊莉芳,林源,王鹏武,等.汽蚀管两相流数值仿真及内型面参数影响研究[J].火箭推进,2015,41(2):79-86.
XIONG Lifang, LIN Yuan, WANG Pengwu, et al. Numerical simulation of two-phase flow and study on effect of interior structure parameter of cavitation nozzle [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2015, 41(2): 79-86.
[7] 唐虎,张金容,韩红伟.汽蚀管流场数值模拟[J].火箭推进,2013,39(4):52-55.
TANG Hu, ZHANG Jinrong, HAN Hongwei. Numerical simulation of venturi flow field[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2013, 39(4): 52-55.
[8] 唐虎,毕勤成.文丘里管汽蚀实验研究[J].火箭推进,2015,41(5):54-60.
TANG Hu, BI Qincheng. Experimental study of cavitation in venturi[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2015, 41(5): 54-60.
[9] 张伟.汽蚀模型及湍流修正对非稳态汽蚀影响机理[D].杭州:浙江大学,2014.
[10] 赵东方.液氮汽蚀管汽蚀动态特性可视化试验研究[D].杭州:浙江大学,2016.

(编辑:马 杰)