

## 可调汽蚀文氏管调节精度影响因素的动态仿真

田亮<sup>1,2</sup>, 韩旭<sup>1,2</sup>, 袁稼翰<sup>1,2</sup>, 朱韶华<sup>3</sup>

- (1. 河北工业大学 能源与环境工程学院, 天津 300401;  
2. 河北省地热能利用技术重点实验室, 河北 沧州 062550;  
3. 西北工业大学 航天学院, 陕西 西安 710072)

**摘要:**面向工程应用研究了可调汽蚀文氏管调节精度的影响因素,采用 FLUENT 中的 Schnerr-Sauer 混合流体空穴模型,对设计的可调汽蚀文氏管流量线性度、内部流动特性进行了动态条件下的数值模拟,并研究了偏心和反向运动对调节精度的影响。结果表明:可调汽蚀文氏管由于调节锥初始运动阶段并未进入喉部,导致汽蚀段长度增加从而降低精度;流量线性度在运动初期受节流面影响而降低,百分比流量在 12% ~ 70% 范围内线性度最好,精度最高;流量变化速率对汽蚀文氏管调节精度影响在 5% 以内;调节锥偏心 0.02 mm 和 0.05 mm 时对汽蚀区长度调节精度影响在 20% 以内,而 0.10 mm 偏心时提高至 40%,此时渐扩段汽蚀区产生偏移,压力分布不均,上侧增大而下侧降低,从而导致压力振荡;不同偏心值对喉部流量调节精度影响均在 4% 以内;调节锥反向运动会由于初始汽蚀段长度过短导致汽蚀特性减弱,汽蚀区变化速率减缓,流量调节精度影响在 3% 以内。

**关键词:**可调汽蚀文氏管;调节精度;数值模拟;动网格;调节锥偏心;反向运动

中图分类号:V432

文献标志码:A

文章编号:1672-9374(2024)03-0065-10

## Dynamic simulation of factors affecting the adjustment accuracy for adjustable cavitation venturi

TIAN Liang<sup>1,2</sup>, HAN Xu<sup>1,2</sup>, YUAN Jianzhou<sup>1,2</sup>, ZHU Shaohua<sup>3</sup>

- (1. College of Energy and Environmental Engineering, Hebei University of Technology, Tianjin 300401, China;  
2. Hebei Key Laboratory of Geothermal Energy Utilization Technology, Cangzhou 062550, China;  
3. College of Astronautics, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

**Abstract:** The factors affecting the adjustment accuracy of the tunable cavitation Venturi are studied for engineering application. The flow linearity and internal flow characteristics of the designed tunable cavitation Venturi are simulated by using the Schnerr-Sauer mixed fluid hole model in FLUENT under dynamic conditions. The influence of eccentric-reverse motion on the adjustment accuracy is also studied. The results show that the length of the cavitation section increases and the precision decreases because the initial movement of the adjustable cavitation cone does not enter the throat. The linearity of flow decreases

收稿日期:2024-01-05 修回日期:2024-03-11

作者简介:田亮(1983—),男,博士,副教授,研究领域为超声速燃烧及地面试验技术。

引用格式:田亮,韩旭,袁稼翰,等.可调汽蚀文氏管调节精度影响因素的动态仿真[J].火箭推进,2024,50(3):65-74.

TIAN L, HAN X, YUAN J Z, et al. Dynamic simulation of factors affecting the adjustment accuracy for adjustable cavitation venturi[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2024, 50(3): 65-74.

at the initial stage due to the influence of throttling surface, and the linearity is the best and the accuracy is the highest within the range of 12% to 70% of percentage flow. The influence of flow rate on the accuracy of cavitation Venturi is less than 5%. When the eccentricity of the adjusting cone is 0.02 mm and 0.05 mm, the accuracy of adjusting the length of the cavitation zone is less than 20%, but it is increased to 40% when the eccentricity is 0.10 mm. At this time, the cavitation zone in the gradually expanding section will shift, and the pressure distribution is uneven, and the upper side increases while the lower side decreases, resulting in pressure oscillation. The influence of different eccentricity values on the accuracy of throat flow regulation is less than 4%. Because the initial cavitation section length is too short, the cavitation characteristics are weakened, the change rate of the cavitation zone is slowed down, and the accuracy of flow regulation is less than 3%.

**Keywords:** adjustable cavitation Venturi; adjustment accuracy; numerical simulation; dynamic grid; adjusting cone eccentricity; reverse motion

## 0 引言

变推力液体火箭发动机可以提升运载器或航天器对飞行任务和轨道的适应性和可操作性,是液体火箭发动机技术发展的一个重要方面,用于特定任务的较小推力的变推力挤压式液体火箭发动机可以在大范围内调节推力<sup>[1]</sup>。目前实现推力调节的技术途径主要有:调节固定喷注器压降,在喷注器上游管路注入惰性气体调节推进剂流量;通过多路歧管的开闭调节有效喷注面积;通过可移动部件调节喷注面积等<sup>[2]</sup>。为实现对推力的有效控制,有必要保证快速有效地调节推进剂的流量与较高的燃烧效率。

空化是指在一定的环境温度下,当局部静压低于饱和蒸汽压时,液体中形成“空泡”并增长的过程<sup>[3]</sup>。空泡进入压力较高的区域后会溃灭,引起周围的液体运动并使压力骤增,若空泡在流体中反复形成并溃灭,则对壁面产生巨大的损耗,产生疲劳破损甚至表面破损,即汽蚀现象。

可调汽蚀文氏管通过可移动调节锥改变喉部截面积,其原理为:当喉部低压区形成汽蚀区域后,保证管道入口液体压力不变,由于气体的压缩性,通过管道的液体质量流量在一定范围内便不会受出口压力波动的影响,并能抑制其反向传递,保持压力及系统的稳定性<sup>[4]</sup>,由此可调汽蚀文氏管可使发动机的流量和混合比调节到所需要的数值,满足变推力液体火箭发动机对推力的要求。通过将调节锥安装在汽蚀文氏管喉部中心,在保持出入口压

力一定的条件下,控制调节锥以确定的速度运动,便可以控制汽蚀文氏管喉部流通截面积,进而控制流量。

学者对传统汽蚀文氏管进行了大量研究<sup>[5-9]</sup>。韩泉东<sup>[10]</sup>通过修改可调汽蚀文氏管的结构及物理参数,数值模拟分析了其流动特性。沈赤兵等<sup>[11]</sup>实验证明了可调汽蚀文氏管可以成功实现三组元双工况之间的稳定切换。陶玉静等<sup>[12-13]</sup>将实验与模拟相结合,研究了调节步进电机时低温可调汽蚀文氏管流动特性的变化规律。曹东刚等<sup>[14]</sup>对比3种经典空穴模型下可调汽蚀文氏管的流动特性,得到不同模型的适用条件。

为满足汽蚀文氏管流量随调节锥行程线性变化的要求,需将调节锥型面设计成特定构型。高汉如等<sup>[15-16]</sup>研究了线性可调汽蚀文氏管构型设计方法。唐飞等<sup>[17]</sup>使用相同方法设计了调节锥型面,数值模拟验证了流量随调节锥行程的变化,线性度较好。谭广等<sup>[18]</sup>则基于传统的圆锥型面,设计了一种喉部节流面平行于调节锥的文氏管构型,流量线性度符合预期。

可以看出,前人对可调汽蚀文氏管动态研究较少,而其更接近工程应用下的状态。故本文参考文献<sup>[15-16]</sup>的方法,得到线性可调汽蚀文氏管构型,以此为基础分析了动态条件下汽蚀文氏管流量线性度及内部流动特性,并对调节锥偏心及反向运动对调节精度的影响进行了动态分析。

## 1 型面结构设计

汽蚀文氏管壳体由收敛段、喉部圆柱段和扩散

段组成,根据《液体火箭发动机汽蚀文氏管通用规范》<sup>[19]</sup>确定了液体火箭发动机汽蚀文氏管构型:入口角  $\alpha_1 = 60^\circ$ ,入口直径  $d_1 = 20$  mm,喉部设直线段来获取稳定的流量系数,其长度和直径均为 4 mm,喉部导角考虑意义不大可忽略<sup>[20]</sup>,出口角  $\alpha_2 = 6^\circ$ ,出口直径为 10 mm,此时的出口扩散段轴向长度在文章规定范围内。

对于调节锥构型,根据文献[15]研究得到的公式进行相关修改并计算,即

$$x_i = h_{\max} - \frac{i}{N} \sin \frac{\theta}{2} + H_{mi} \sin^2 \frac{\theta}{2} \quad (1)$$

$$H_{mi} = \frac{B - \sqrt{B^2 - 4AG_{mi}}}{2A} \quad (2)$$

$$G_{mi} = \frac{i}{n} Kh_{\max} \quad (3)$$

$$y_i = R_t - H_{mi} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \quad (4)$$

通过将调节锥总行程分为  $N$  份(这里  $N = 10$ ),便可得到  $i$  从 1 至 10 共 10 组调节锥构型( $x, y$ )坐标值,参数  $A, B, K, h_{\max}$  通过文献[16]给出的数据计算,即

$$K = \frac{Q_{\max}}{h_{\max}} \quad (5)$$

$$h_{\max} = \frac{B - \sqrt{B^2 - 4A\pi r_t^2}}{2A} \quad (6)$$

$$Q_{\max} = \mu S_{\max} \sqrt{2\rho(p_1 - p_s)} \quad (7)$$

$$S_{\max} = Bh_{\max} - Ah_{\max}^2 \quad (8)$$

$$A = \mu C \pi \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \quad (9)$$

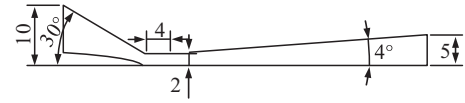
$$B = 2\mu C \pi \sin \frac{\theta}{2} r_t \quad (10)$$

$$C = \sqrt{2\rho(p_1 - p_s)} \quad (11)$$

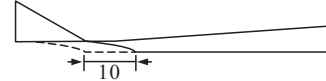
中心调节锥全角  $\theta$  为  $30^\circ$ ,  $Q_{\max}$  为设计的最大流量,  $S_{\max}$  为其对应的喉部截面积,  $h_{\max}$  为调节锥最大行程,喉部半径  $r_t$  与文氏管喉部半径对应,同为 2 mm,流量系数  $\mu = 0.95$ ,入口压力  $p_1$  与饱和蒸汽压  $p_s$  分别取 1.5 MPa 和 3.54 kPa,便于后期实验验证,液态水的密度  $\rho = 1\,000$  kg/m<sup>3</sup>。最终计算出可使流量随调节锥行程线性变化的调节锥型面。

绘制过程中,以喉部入口中心处为坐标轴零点,得到可调汽蚀文氏管上半侧构型如图 1(a) 所

示,行程如图 1(b) 所示。图 1(b) 中虚线和实线状态的调节锥分别代表运动开始和结束位置。



(a) 可调汽蚀文氏管构型



(b) 调节锥行程

图 1 可调汽蚀文氏管构型及调节锥行程(单位:mm)

Fig. 1 Configuration of adjustable cavitation venturi tube and adjustable cone stroke (unit: mm)

## 2 可调汽蚀文氏管数值仿真

### 2.1 物理模型与边界条件

数值模拟使用 Fluent 软件对可调汽蚀文氏管内流动特性分析,求解先后使用基于压力的三维稳态和湍态求解器,湍流模型采用 Realizable  $k-\varepsilon$  模型,标准壁面函数法,压力场-速度场的耦合采用 Coupled 算法<sup>[21-22]</sup>。喉部附近流场在汽蚀状态下是一个剧烈相变的两相流场,因此多相流模型使用 Mixture 两相流,设置主相为水,次相为水蒸气,温度为 300 K,该模型认为流道内各处气液两相的时均速度相等,把气相和液相作为统一的流体加以研究,密度、黏度均采用混合密度和混合黏度。壁面设置为绝热、无滑移边界。

空穴模型使用 Schnerr-Sauer 模型<sup>[23]</sup>,该模型是一种均质流模型,具有模型中不存在经验系数的特点,且不考虑不可凝气体的影响,在运算过程中稳定性强,收敛速度快。饱和蒸汽压使用 3.54 kPa,对应 300 K,根据空化效应,模拟过程中水在到达喉部时由于喉部压力低于饱和蒸汽压而气化为水蒸气,水蒸气运动至扩散段后由于扩散段压力高于饱和蒸汽压而溃灭,且该模型空化数较大,汽蚀区域主要集中于壁面处。

汽蚀文氏管出(入)口设为压力出(入)口,操作压力均设为 0。动网格设置中,选择 Smoothing 与 Remeshing 方法,前者选取 Spring/Laplace/Boundary Layer 方法;后者使用局部和区域重画网格方法,

Variation 值设置为 0.5, 偏斜度设置为 0.9, 最大、最小尺寸根据网格调整, 重新划分网格间隔设置为 1。将调节锥添加 udf 使其以 1 mm/s 的移动速度运动, 对应流量变化速率 68.2 g/s<sup>2</sup>, 总时间设置为 10 s。后续图中横坐标的调节锥行程及百分比流量对应调节锥的运动。

## 2.2 控制方程

### 2.2.1 多相流模型

Mixture 混合多相流模型基于简化的多相流动模型, 能够模拟各相有不同速度的多相流动, 假设了多相流在空间尺度上局部区域的平衡。

质量守恒方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m) + \nabla \times (\rho_m v_m) = 0 \quad (12)$$

式中:  $\rho_m$  为混合密度,  $\rho_m = \alpha_v \rho_v + (1 - \alpha_v) \rho_l$ ,  $\alpha_v$  为气相体积分率,  $\rho_v$  为气相密度,  $\rho_l$  为液相密度;  $v_m$  为流体的质量平均速度,  $v_m = [\alpha_v \rho_v v_v + (1 - \alpha_v) \rho_l v_l] / \rho_m$ 。

动量守恒方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m v_m) + \nabla \times (\rho_m v_m v_m) = -\nabla p + \nabla \times [\mu_m (\nabla v_m + \nabla v_m^T)] + \rho_m g + F + \nabla \times \left( \sum_{i=1}^n \alpha_i \rho_i v_{dr,i} v_{dr,i} \right) \quad (13)$$

式中:  $\mu_m$  为混合黏性系数,  $\mu_m = \alpha_v \mu_v + (1 - \alpha_v) \mu_l$ ;  $F$  为体积力;  $n$  为相数;  $v_{dr,i}$  为第  $i$  相的漂移速度,  $v_{dr,i} = v_i - v_m$ 。

能量守恒方程为

$$\frac{\partial}{\partial t} \left( \sum_{i=1}^n \alpha_i \rho_i E_i \right) + \nabla \times \sum_{i=1}^n [\alpha_i v_i (\rho_i H_i + p)] = \nabla \times (k_{eff} \nabla T) + S_E \quad (14)$$

式中:  $p$  为压力项;  $k_{eff}$  为有效热传导率;  $T$  为流体温度;  $S_E$  为体积热源;  $H_i$  为第  $i$  相的显焓。

### 2.2.2 空穴模型

Schnerr-Sauer 模型将气液混合物看做是包含大量球形蒸汽泡的混合物并直接从汽液净质量传输率的表达式入手, 对其中的体积分率项进行了计算, 其气相运输方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha \rho_v) + \nabla \times (\alpha \rho_v v_v) = R_e - R_c \quad (15)$$

式中:  $R_e$  为气相生成率;  $R_c$  为气相凝结率;  $R_e - R_c$  反映了气液两相间的组分输运不同空穴模型  $R_e$  和

$R_c$  的公式不同, 对于 Schnerr-Sauer 模型,  $R_e$  和  $R_c$  的计算式为

$$R_e = \frac{\rho_l \rho_v}{\rho'} (1 - \alpha_v) \frac{3}{4} \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3\rho_l}} \quad p \leq p_v \quad (16)$$

$$R_c = \frac{\rho_l \rho_v}{\rho'} (1 - \alpha_v) \frac{3}{r} \sqrt{\frac{2(p - p_v)}{3\rho_l}} \quad p \leq p_v \quad (17)$$

式中:  $\rho'$  为混合密度,  $\rho' = \alpha_v \rho_v + (1 - \alpha_v) \rho_l$ ;  $r$  为气泡半径。

## 2.3 网格无关性验证

本文共绘制 3 套非结构化四面体网格进行无关性验证, 网格数量分别为 79 万、190 万和 436 万。图 2 为 190 万网格结构。

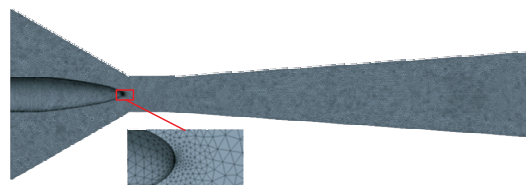


图 2 计算网格

Fig. 2 Calculation grid

图 3 为入口压力 1.5 MPa、出口压力 0.5 MPa 的条件下, 3 套网格可调汽蚀文氏管模型喉部流量随调节锥的行程变化曲线。对比 3 套网格下得到的喉部流量可知, 190 万网格与 436 万网格的流量大小相近而 79 万网格与另两套网格的流量存在一定差距, 为节省成本与保证精度, 使用 190 万网格进行后续数值模拟计算。

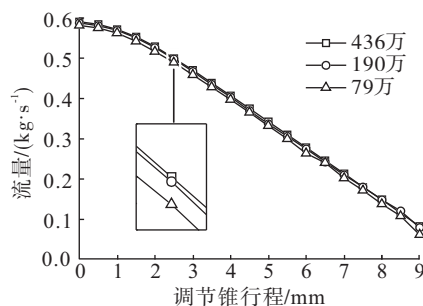


图 3 网格无关性验证

Fig. 3 Verification of grid independence

### 3 仿真结果及分析

#### 3.1 可调汽蚀文氏管流动特性

##### 3.1.1 汽蚀区变化

图 4 为稳态时管道内水蒸气含量随出入口压力变化的分布云图,汽蚀现象首先出现在喉部壁面并于扩散段增长,对应第 2.1 节。根据文献[9]的试验,扩散段汽蚀段长度受出入口压差影响,随出入口压差增大而增大。压差过大时,汽蚀区过长甚至到达出口,此时未液化的空泡可能会进入下游部件并给后续工作带来影响;在压差降低到一定程度后,汽蚀区不再产生,根据文献[24]的研究,出口压力到达入口压力对应的临界压力时,喉部最小压力大于水的饱和蒸汽压,因而无法产生汽蚀。

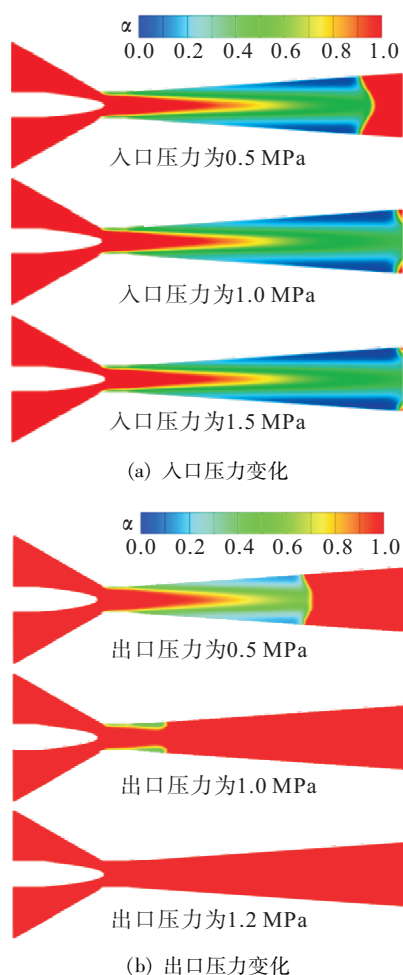
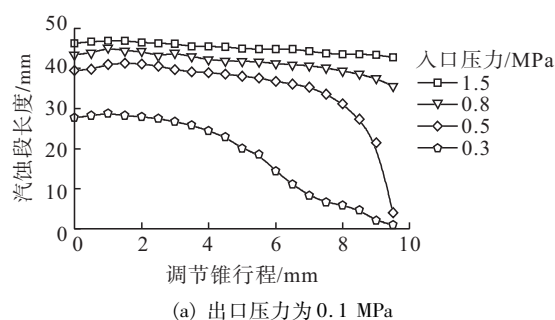


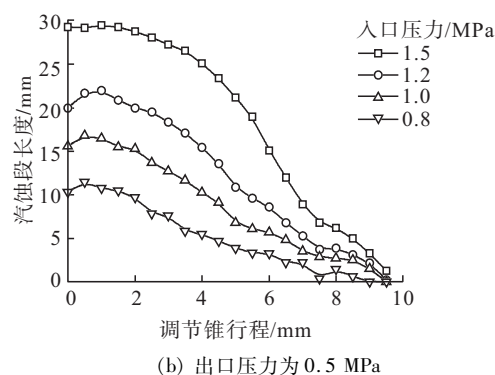
图 4 出入口压力对汽蚀段的影响

Fig. 4 Influence of inlet pressure on cavitation section

汽蚀段长度随调节锥的推进而缩短。两种出口条件下汽蚀段长度均会在调节锥初始行程内增大,原因是调节锥本身的结构:其头部初始位置处于零点左侧 0.74 mm,运动初期调节锥尚未进入汽蚀文氏管喉部,因此并不会减小喉部截面积,反而使得汽蚀区域整体向前“推”,导致汽蚀段长度增加,调节精度降低。



(a) 出口压力为 0.1 MPa



(b) 出口压力为 0.5 MPa

图 5 调节锥行程对汽蚀段长度的影响

Fig. 5 Influence of adjusting cone stroke on the length of cavitation section

对比不同压差下的汽蚀区域,考虑后续试验条件,后文均采用入口压力 1.5 MPa、出口压力 0.5 MPa 的工况。

##### 3.1.2 流量变化

汽蚀文氏管流量计算式为

$$Q = \mu S \sqrt{2\rho(p_1 - p_s)} \quad (18)$$

图 6 为出口压力 0.5 MPa 条件下,不同调节锥行程时喉部流量随入口压力的变化曲线。汽蚀文氏管喉部流量  $Q$  随入口压力  $p_1$  的变化曲线对应流量计算公式的幂函数;调节锥行程增加,喉部截面积  $S$  减小,流量减小。固定入口压力为 1.5 MPa,改变出口压力,喉部流量均为 588.4 g/s,表明出口压力对喉部流量并无影响。

图 5 为汽蚀段长度随调节锥行程的变化曲线,



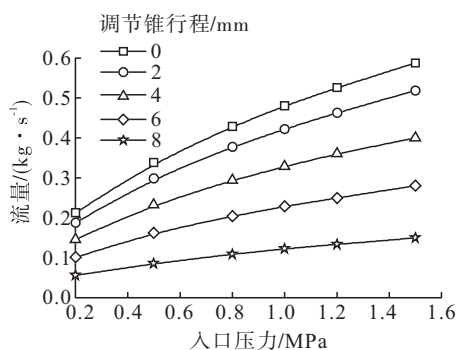
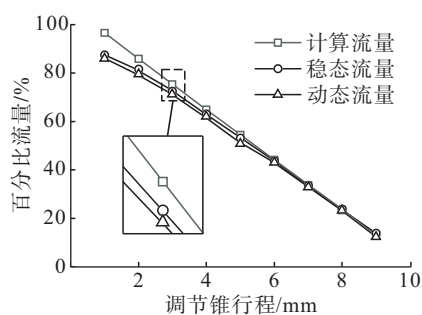


图 6 入口压力对流量的影响

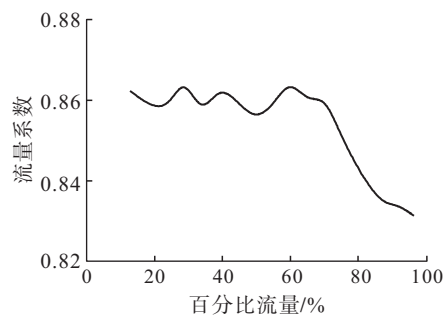
Fig. 6 Influence of inlet pressure on flow rate

图 7(a) 为不同统计方法的百分比流量变化曲线, 百分比流量为各统计方法得到的流量与最大流量(理论计算得到的最大值)的比值。3 种统计方法中, 计算流量为式(18)计算得到的流量, 在调节锥 1~9 mm 行程内线性变化, 流量  $Q$  随行程  $h$  的变化式为  $Q = -0.1045h + 1.0682$ , 符合设计需求; 稳态流量为调节锥位置固定时稳态求解器得到的流量; 动态流量为湍态求解器计算过程中调节锥运动至稳态对应位置时的流量。稳态与动态条件下的流量偏差不到 2%, 可在动态连续模拟之前使用稳态条件进行预估。初始行程内理论与模拟流量偏差最高达 9.5%, 同时也是模拟流量随调节锥行程变化线性度最差的部分。

图 7(b) 为流量系数随百分比流量的变化曲线, 流量系数由模拟流量与理论流量对比得到。结果表明, 模拟过程中流量系数小于设计流量系数, 随着百分比流量的减小, 流量系数先增大再稳定, 实际过程中的流量系数同样是变化的。流量系数变化原因为: 百分比流量较大时调节锥处于喉部附近, 流场受附近节流面干扰, 导致流量系数较小, 后调节锥脱离节流面, 流场趋于稳定, 流量系数变化逐渐平稳。



(a) 百分比流量变化



(b) 流量系数变化

图 7 百分比流量及流量系数变化

Fig. 7 Change of percentage flow and flow coefficient

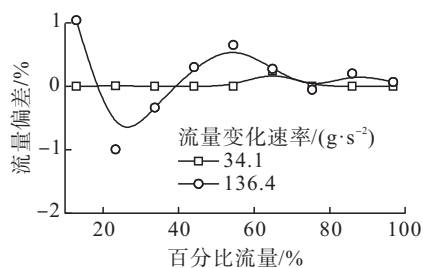
可调汽蚀文氏管最佳使用区间推荐百分比流量范围为 12%~70%, 此时流量系数稳定, 精度最高。

将前文得到的压力、质量流量及流量系数变化规律与文献[25]中实验结果对比, 符合较好, 证明本文所采用的数值计算方法可行。

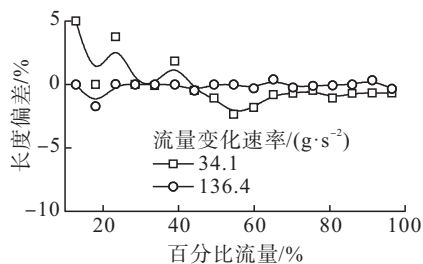
### 3.1.3 流量变化速率影响

为进一步研究可调汽蚀文氏管的流动特性, 将调节锥移动速度分别调节为 2 mm/s 和 0.05 mm/s, 对应流量变化速率分别为  $136.4 \text{ g/s}^2$  和  $34.1 \text{ g/s}^2$ 。

图 8 为不同流量变化速率下流量与长度偏差变化曲线, 将修改条件后流量变化值与修改前流量之比称为流量偏差, 修改后汽蚀段长度变化值与修改前汽蚀段长度之比称为长度偏差。改变流量变化速率, 相同百分比流量时流量与长度的偏差均在 5% 以内, 表明流量变化速率并非可调汽蚀文氏管调节精度的影响因素。



(a) 流量变化速率对流量偏差的影响



(b) 流量变化速率对长度偏差的影响

图 8 流量变化速率对流动特性影响

Fig. 8 Influence of flow rate on flow characteristics

速度的大小随截面积增大而降低,变化幅度先增大后减小,在截面积不变时对应流量变化规律。

### 3.2 调节锥偏心影响

将实际工程应用中调节锥在加工或安装过程中不可避免地会产生位置上的偏差称为偏心。为研究偏心对可调汽蚀文氏管调节精度产生的影响,设置了 3 种调节锥偏心位移,对应位置为调节锥向上垂直移动 0.1、0.05、0.02 mm 进行模拟分析,位置对比如图 9 所示,其中 0.10 mm 对应安装误差,0.05 mm 和 0.02 mm 分别对应普通加工的最大和最小误差。

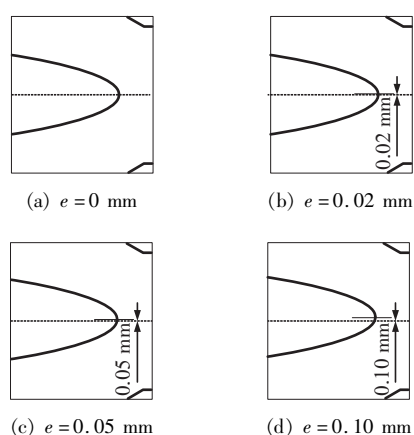


图 9 偏心对比

Fig. 9 Comparison of different eccentricities

#### 3.2.1 汽蚀区变化

汽蚀段长度随偏心的变化规律如图 10 所示。图 10(a) 中各曲线代表上下侧的偏心值。从图 10(a) 看出,偏心影响汽蚀段长度,导致上侧缩短下侧增长,变化幅度随偏心值的增大而增大。

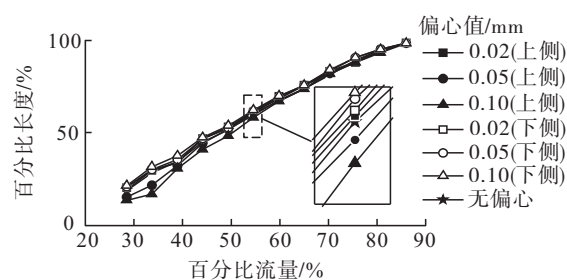
上侧长度变动幅度较下侧剧烈,较小偏心值(即加工误差为 0.02 mm 与 0.05 mm)时,调节精度至多降低 20%,偏心值为 0.10 mm 时则到达 40%,对应百分比流量为 33.7%。从图 10(b) 可知,较小偏心值时汽蚀区变动较小,0.10 mm 偏心时,上侧汽蚀区集中且增大,下侧汽蚀区发散且减少。

#### 3.2.2 压力变化

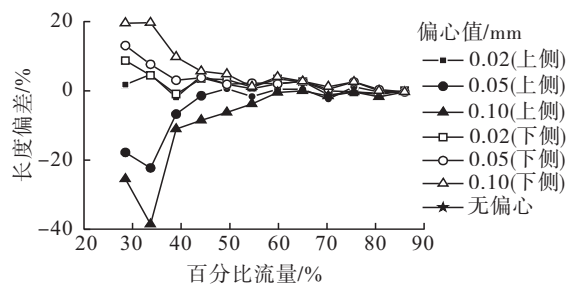
图 11(a) 为汽蚀文氏管百分比流量 33.7% 状态下的压力分布云图,随着偏心值增大,上下侧压力分布不均匀,与汽蚀区变化规律一致。将扩散段不同位置处的压力处理得到图 11(b)。较小偏

心值时压力变化不到 5% (除快速增长区),随着偏心值增大,上侧压力于初始阶段便增加且增加幅度提高,后续增加幅度降低,整体表现为上侧压力较未偏心时先增大后降低;下侧压力快速增长段延后且缩短,但增长速度更快,整体表现为压力逐渐降低。

调节锥偏心影响汽蚀文氏管内各种参数,较低偏心值时对调节精度影响在 20% 以内,但到达 0.10 mm 后,精度大幅降低,管道内汽蚀区及压力分布不均匀,进而产生压力振荡。

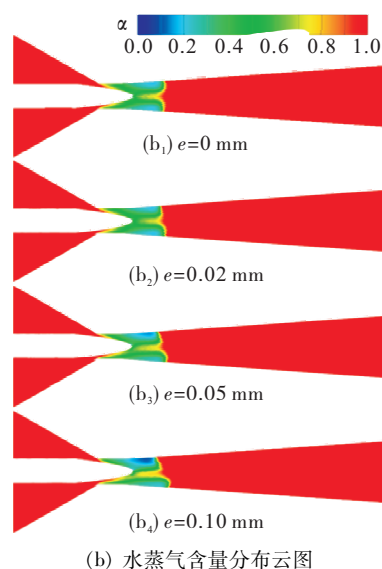


(a<sub>1</sub>) 偏心值对百分比长度的影响



(a<sub>2</sub>) 偏心值对长度偏差的影响

(a) 汽蚀区长度对比



(b) 水蒸气含量分布云图

图 10 偏差对汽蚀区长度的影响

Fig. 10 Influence of deviation on cavitation zone

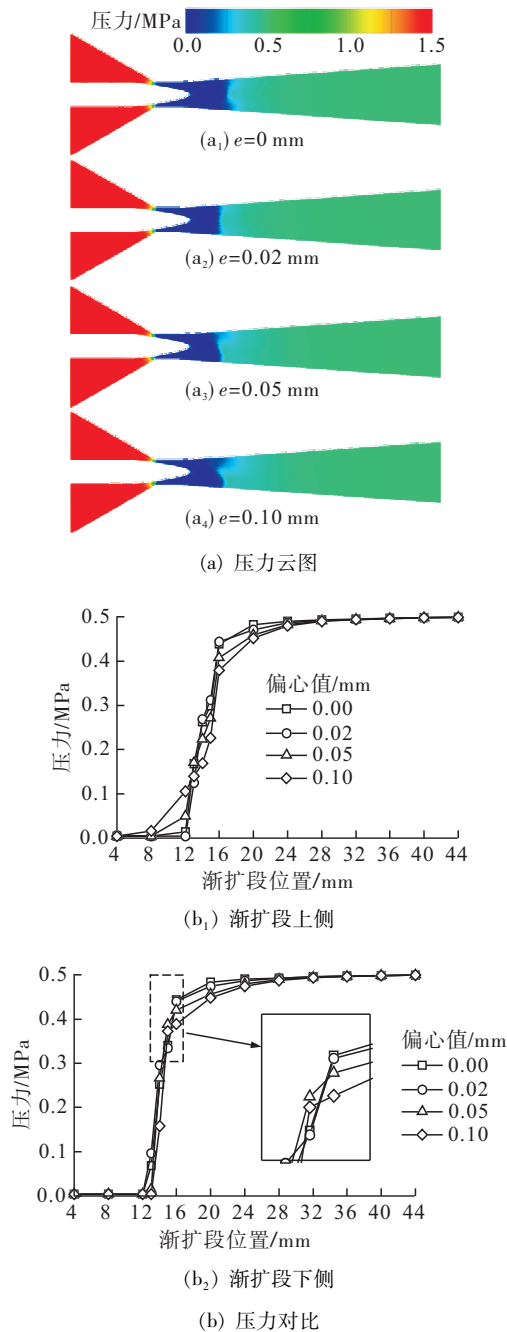


图 11 偏心对压力分布的影响

Fig. 11 Influence of deviation on pressure distribution

### 3.2.3 流量变化

图 12 为不同偏心值对汽蚀文氏管喉部流量影响曲线,流量偏差均在 4% 以内,表明偏心速率并非可调汽蚀文氏管流量调节精度的影响因素。根据式(18),流量的大小取决于喉部截面积与入口压力,入口压力与百分比流量相同时,偏心值的增大对喉部截面积大小并无影响。

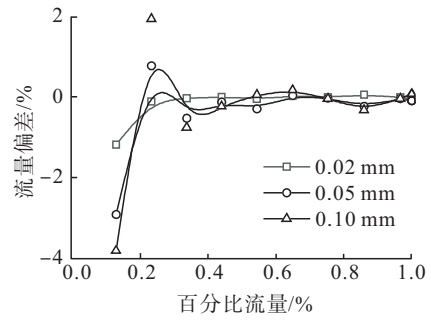


图 12 偏心对压力分布的影响

Fig. 12 Influence of eccentricity on pressure distribution

### 3.3 反向运动影响

调节锥通过运动调节汽蚀文氏管的流量,称进入喉部为正向运动,离开为反向运动。为了解反向运动对调节精度是否有影响,进行了反向运动条件下的模拟,可调汽蚀文氏管模型整体无变动,将调节锥向内移动 9 mm,动网格 udf 速度设置为  $-1$  mm/s。

#### 3.3.1 汽蚀区变化

图 13 为调节锥反向与正向运动时汽蚀段长度变化曲线。从图 13 中可以看出,反向运动时汽蚀段长度随百分比流量的减小而减小,与正向相比,降低速率减缓,整体缩短。

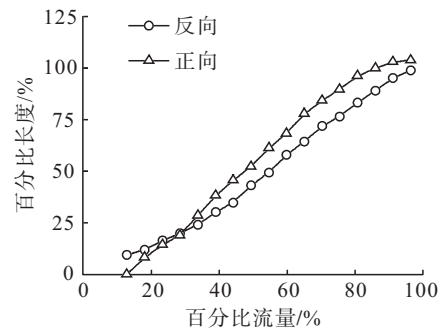


图 13 正反向汽蚀段长度对比

Fig. 13 Comparison of forward and reverse cavitation section lengths

从前文可知,汽蚀文氏管利用汽蚀特性来抑制出口压力对上游的影响,反向运动时初始汽蚀段长度仅为 2.8 mm,抑制能力小,下游压力对上游产生反馈使压力整体提高,压力的提高反过来影响后续运动时的汽蚀区域,降低反向运动时汽蚀段长度的增长速率及调节精度。



### 3.3.2 流量变化

图 14 为调节锥反向与正向运动的喉部流量对比曲线。当百分比流量相同时,正反向流量偏差不足 3%,表明反向运动并非可调汽蚀文氏管流量调节精度的影响因素,可将反向流量用作正向流量。

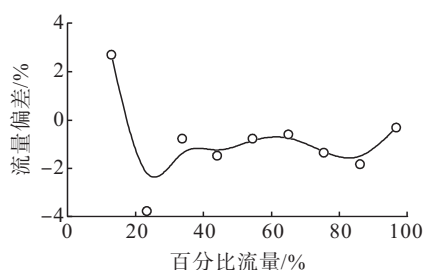


图 14 正反向流量对比

Fig. 14 Comparison of forward and reverse rates

## 4 结论

本文采用 CFD 数值模拟方法对可调汽蚀文氏管进行了动态仿真分析,得到如下主要结论。

1) 设计可调汽蚀文氏管汽蚀段长度随出入口压差而变化,由于调节锥初始位置并非位于喉部入口,初始运动时汽蚀段长度增长使精度降低;模拟得到的流量与计算公式对应,但初始段由于节流面的干扰导致线性度变差,百分比流量 12% ~ 70% 内流量调节精度最高;流量变化速率的改变对流动特性的调节精度影响在 5% 以内。

2) 调节锥偏心对流动特性的影响与偏心程度有关,在较小偏心值(即加工误差为 0.02 mm 与 0.05 mm)时,汽蚀区长度调节精度变化幅度仅 20%,而 0.1 mm 偏心值(安装误差)时超 40%,同时汽蚀区改变,上侧汽蚀区增大且压力提高,下侧相反,导致压力振荡;流量调节精度偏差在 4% 以内。

3) 将反向运动结果与正向进行对比,反向运动时受初始汽蚀区长度影响,汽蚀段长度较小且变化速率降低,流量调节精度偏差则在 3% 以内。

## 参考文献

[1] 陈启智. 双组元变推力液体火箭发动机的比冲特性[J]. 火箭推进, 2001, 27(1): 1-6.  
CHEN Q Z. Impulse characteristics of bipropellant varia-

ble-thrust liquid rocket engine [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2001, 27(1): 1-6.

- [2] 石璞,朱国强,李进贤,等. 液体火箭发动机针栓喷注器雾化燃烧技术研究进展[J]. 火箭推进, 2020, 46(4): 1-13.  
SHI P, ZHU G Q, LI J X, et al. Advances in atomized combustion technology research of pintle injector for liquid rocket engines [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2020, 46(4): 1-13.
- [3] FRANCJ P, MICHEL J M. Fundamentals of cavitation[M]. Berlin: Springer, 2006.
- [4] 张育林. 变推力液体火箭发动机及其控制技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 2001.
- [5] 王智勇, 张晓冬, 杨会中. 文丘里管中空化流场的数值模拟[J]. 计算机与应用化学, 2006, 23(10): 939-942.  
WANG Z Y, ZHANG X D, YANG H Z. Numerical simulation of cavitation flow field in the Venturi [J]. Computers and Applied Chemistry, 2006, 23(10): 939-942.
- [6] 张小斌, 曹潇丽, 邱利民, 等. 液氧文氏管汽蚀特性计算流体力学研究[J]. 化工学报, 2009, 60(7): 1638-1643.  
ZHANG X B, CAO X L, QIU L M, et al. CFD study on cavitation of liquid oxygen in Venturi [J]. CIESC Journal, 2009, 60(7): 1638-1643.
- [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 H, ZHANG J R, HAN H W. 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 H, BI Q C. Experimental study of cavitation in Venturi [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2015, 41(5): 54-60.
- [9] 梁涛, 崔朋, 成鹏, 等. 压比对文氏管汽蚀动态过程演变的影响[J]. 航空学报, 2022, 43(3): 125212.  
LIANG T, CUI P, CHENG P, et al. Influence of pressure ratio on evolution of cavitation dynamic process in Venturi tube [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2022, 43(3): 125212.
- [10] 韩泉东. 空间变推力液体火箭发动机流量调节及燃烧过程仿真研究[D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2006.

- HAN Q D. Numerical study on flow control and combustion process of variable thrust liquid propellant space rocket engine [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2006.
- [11] 沈赤兵, 李清廉, 罗世彬, 等. 三组元火箭发动机推力室试验研究[J]. 火箭推进, 2006, 32(5): 1-6.
- SHEN C B, LI Q L, LUO S B, et al. Experimental research on the thrust chamber of tripropellant rocket engine [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2006, 32(5): 1-6.
- [12] 陶玉静, 田章福, 王振国. 低温流量控制系统试验研究[J]. 国防科技大学学报, 2006, 28(4): 6-9.
- TAO Y J, TIAN Z F, WANG Z G. Experiment study of the mass flow control system [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2006, 28(4): 6-9.
- [13] 陶玉静, 田章福, 王振国. 用于火箭发动机的低温流量控制系统建模及动态特性分析[J]. 弹箭与制导学报, 2006, 26(S7): 591-594.
- TAO Y J, TIAN Z F, WANG Z G. Modeling and dynamic analysis of the mass flow control system used for rocket engine [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2006, 26(S7): 591-594.
- [14] 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.
- CAO D G, HE G Q, PAN H L, et al. Comparative investigation among three cavitation models for simulating cavitating venturi [J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2013, 31(4): 596-601.
- [15] 高汉如, 李晓滨. 线性可调汽蚀文氏管研究[J]. 国防科技大学学报, 1983, 5(4): 1-16.
- GAO H R, LI X B. On linear throttling cavitation Venturi[J]. Journal of National University of Defense Technology, 1983, 5(4): 1-16.
- [16] 高汉如. 液体火箭发动机变推力用流量可调汽蚀文氏管设计中几个问题的分析[J]. 工学学报, 1978(2): 43-63.
- GAO H R. Analysis of several problems in the design of cavitation venturi with adjustable flow rate for variable thrust of liquid rocket engine [J]. Journal of National University of Defense Technology, 1978(2): 43-63.
- [17] 唐飞, 李永, 耿永兵, 等. 线性可调汽蚀文氏管设计与数值仿真研究[J]. 空间控制技术与应用, 2013, 39(6): 12-16.
- TANG F, LI Y, GENG Y B, et al. On design and numerical simulation for linear throttling cavitation Venturi[J]. Aerospace Control and Application, 2013, 39(6): 12-16.
- [18] 谭广, 田辉, 张源俊, 等. 一种流量调节器的设计与试验研究[J]. 推进技术, 2022, 43(9): 213-221.
- TAN G, TIAN H, ZHANG Y J, et al. Design and experimental study of a flow regulator [J]. Journal of Propulsion Technology, 2022, 43(9): 213-221.
- [19] 液体火箭发动机汽蚀文氏管通用规范: QJ 1783A—1996 [S]. 北京:中国航天工业总公司, 1996.
- [20] 成鹏, 李清廉, 张新桥, 等. 线性可调音速喷嘴工作特性仿真[J]. 国防科技大学学报, 2015, 37(6): 48-53.
- CHENG P, LI Q L, ZHANG X Q, et al. Simulation on the performance of linear throttleable sonic nozzle [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2015, 37(6): 48-53.
- [21] 王福军. 计算流体动力学分析: CFD 软件原理与应用[M]. 北京:清华大学出版社, 2004.
- [22] SHIH T H, LIOU W W, SHABBAR A, et al. A new  $k-\varepsilon$  eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows [J]. Computers & Fluids, 1995, 24(3): 227-238.
- [23] SCHNERR G H, SAUER J. Physical and numerical modeling of unsteady cavitation dynamics [C]//4th International Conference on Multiphase Flow. New Orleans, LA: [s. n.], 2001.
- [24] 朱子勇, 刘红彤, 孙万民. 汽蚀文氏管内部空穴两相流动数值计算与试验比较[J]. 导弹与航天运载技术, 2014(1): 75-81.
- ZHU Z Y, LIU H T, SUN W M. Comparison between the numerical simulation and test result for two-phase flow in the internal cavity of cavitating Venturi [J]. Missiles and Space Vehicles, 2014(1): 75-81.
- [25] TIAN H, ZENG P, YU N J, et al. Application of variable area cavitating venturi as a dynamic flow controller [J]. Flow Measurement and Instrumentation, 2014, 38: 21-26.