

# 汽蚀管两相流数值仿真及内型面参数影响研究

熊莉芳, 林 源, 王鹏武, 王艺杰

(西安航天动力研究所, 陕西西安, 710100)

**摘 要:** 在液体火箭发动机中广泛采用汽蚀管来控制 and 调节流量。针对某液体火箭发动机汽蚀管实际选配过程中经常出现选配困难的问题, 应用 CFD 两相流数值仿真方法, 研究了该汽蚀管水试中气泡生长、溃灭等现象, 得到了该汽蚀管的工作特性, 而且与水试验结果进行了对比, 数值仿真结果与试验结果偏差较小, 为解决实际选配问题提供了理论技术支撑。并且对该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。最后分析了汽蚀管内型面参数对流阻系数和相对压力损失系数的影响, 总结了成熟的设计经验。

**关键词:** 汽蚀管; 两相流; 数值仿真

**中图分类号:** V433.9-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2015) 02-0079-08

## Numerical simulation of two-phase flow and study on effect of interior structure parameter of cavitation nozzle

XIONG Li-fang, LIN Yuan, WANG Peng-wu, WANG Yi-jie

(Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China)

**Abstract:** The cavitation nozzle is widely used in controlling and adjusting the liquid flux of the liquid rocket engine. According to the difficulty occurred in practice apolegamy of cavitation nozzle in a liquid rocket engine, the growth process and break phenomenon of the water bubble in the cavitation nozzle was studied, and the operating characteristics of the cavitation nozzle was attained by means of CFD two-phase flow numerical simulation method. The simulation results and the water test results are compared. The difference between them is small, which provides the theoretical and technical support for solving the actual question. The cavitation characteristics of the cavitation nozzle throat after setting beeline segment in it was simulated. The relative pressure loss can be reduced about 2% by the beeline segment in it. The effect of the cavitation nozzle's interior structure parameter on the flow resistance coefficient and relative pressure loss coefficient was analyzed. The design experience was summarized. The conclusion can be a certain guide for design of the cavitation nozzle.

**Keywords:** cavitation nozzle; two-phase flow; numerical simulation

收稿日期: 2014-07-20; 修回日期: 2014-12-08

基金项目: 中国航天科技集团公司支撑项目(2011JY011)

作者简介: 熊莉芳 (1982—), 女, 硕士, 研究领域为液体火箭发动机系统设计

## 0 引言

在液体火箭发动机中广泛采用汽蚀管来控制 and 调节流量<sup>[1]</sup>。汽蚀管通常由收敛段、喉部和扩张段组成。当上下游压差较大时,液体在收敛段中不断加速,速度增加导致压力降低,直到在喉部处,压力降低到液体的饱和蒸汽压,从而出现汽蚀。在汽蚀情况下,通过汽蚀管的流量理论上只与上游压力和饱和蒸汽压相关,而不受下游压力(在一定范围内)变化的影响;并能抑制脉动压力反向传递,保持系统的稳定性。

针对某液体火箭发动机汽蚀管在系统参数平衡计算后,实际选配过程中经常出现选配困难的问题(汽蚀裕度偏大,不满足设计要求),应用 CFD 两相流数值仿真方法,研究了该汽蚀管水试中气泡生长、溃灭等现象,得到了该汽蚀管的工作特性,而且与水试试验结果进行了对比,数值仿真结果与试验结果偏差较小,为解决实际生产选配问题提供了理论技术支撑。并且对该汽蚀管喉部设置直线段后的汽蚀特性进行了仿真研究,得出喉部增加直线段后可以降低汽蚀裕度。最后分析了汽蚀管内型面参数的影响,总结设计经验供参考。

## 1 数学模型

对汽蚀管的汽蚀现象进行了二维气液两相流数值模拟。对流体的湍流流动,采用了  $\kappa$ - $\varepsilon$  模型。采用了混合 (Mixture) 多相流模型及空化(气泡的生长和溃灭)模型,求解依赖于时间的汽蚀区在汽蚀管内的分布情况。

### 1.1 湍流模型

目前,关于多相流的数值模拟尚没有成熟的湍流模型。采用单相流的标准模型和标准壁函数来模拟气液混合相的流动。该混合相湍动能  $k$  方程和耗散率方程  $\varepsilon$  分别为<sup>[2]</sup>:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k \mu_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_i}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon_M \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon \mu_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_i}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2)$$

其中

$$G_k = \mu_i \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j}$$

式中  $G_k$  为由于平均速度梯度而产生的湍流动能。

经验常数:

$$C_{1\varepsilon}=1.44, C_{2\varepsilon}=1.92, \sigma_k=1.0, \sigma_\varepsilon=1.3, C_\mu=0.09$$

### 1.2 两相流模型

两相流模型采用不考虑相间速度滑移的混合物 (mixture) 模型,它适合于分散相体积分数超过 10% 同时分布较广的情形<sup>[3-4]</sup>。本文数值仿真不考虑汽化引起的温度变化,不求解能量方程,不考虑体积力绝能流动的控制方程为<sup>[5]</sup>:

连续方程

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m) + \nabla \cdot (\rho_m v_m) = 0 \quad (3)$$

动量方程

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m v_m) + \nabla \cdot (\rho_m v_m v_m) = -\nabla p + \nabla \cdot \left[ \mu_m (\nabla \cdot v_m + \nabla \cdot v_m^T) \right] \quad (4)$$

### 1.3 汽蚀模型

采用完全汽蚀 (cavitation) 模型<sup>[6]</sup>,该模型假设初始流场中含有不可凝小气核在液体中处于溶解或混合状态。在来流中给定了不可冷凝气体的质量分数,所以整个流动区域的不可冷凝气体的含量都是常数,但其密度随着当地压强的变化而变化。这样,就引入了混合密度函数  $\rho$ ,它和蒸汽质量分数  $f_v$  的关系如下:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{f_v}{\rho_v} + \frac{f_g}{\rho_g} + \frac{1-f_v-f_g}{\rho_l} \quad (5)$$

式中:下标 v, g 和 l 分别代表蒸汽、气体和液体状态。蒸汽质量分数  $f_v$  由蒸汽输送方程、质量守恒方程和动量守恒方程联合求解出来。蒸汽输送方程为:

$$\frac{\partial(\rho f_v)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho V f_v) = \nabla \cdot (\Gamma \nabla f_v) + R_e - R_c \quad (6)$$

式中:  $V$  为速度矢量;  $\Gamma$  为有效变换系数;  $R_e$  为气泡的产生和膨胀的相变率;  $R_c$  为气泡的压缩和破裂的相变率。  $R_e$  和  $R_c$  可从描述的气泡在液体中运动特性的 Rayleigh-Plesset 方程推导得出:

当  $P_{\text{sat}} > P$  时

$$R_{\varepsilon} = C_{\varepsilon} \frac{V_{\text{ch}}}{\sigma} \rho_l \rho_v \cdot \sqrt{\frac{2(P_{\text{sat}} - P)}{3\rho_l}} \cdot (1 - f_v - f_g) \quad (7)$$

当  $P_{\text{sat}} < P$  时

$$R_{\varepsilon} = C_{\varepsilon} \frac{V_{\text{ch}}}{\sigma} \rho_l \rho_v \cdot \sqrt{\frac{2(P_{\text{sat}} - P)}{3\rho_l}} f_v \quad (8)$$

式中:  $C_{\varepsilon}$ ,  $C_c$  分别为相变率系数, 根据大量实验  $C_{\varepsilon} = 0.02$ ,  $C_c = 0.01$ ;  $V_{\text{ch}}$  为当地特征速度 (约等于当地的湍流强度);  $\sigma$  为饱和液体的表面张力系数;  $P_{\text{sat}}$  为液体的饱和蒸汽压;  $P$  为当地操作压强。

#### 1.4 汽蚀管特性参数

本文研究的汽蚀管在实际应用中最重要的特性参数为流阻系数和汽蚀裕度。

##### 1.4.1 流阻系数

流阻系数是评定汽蚀管工作特性的综合参数, 可按公式 (9) 计算:

$$K_s = \frac{P_{\text{iv}} - P_{\text{sat}}}{q_m} \times 10^6 \quad (9)$$

式中:  $K_s$  为汽蚀管的流阻系数,  $(\text{kg} \cdot \text{m})^{-1}$ ;  $P_{\text{sat}}$  为饱和蒸汽压, MPa;  $q_m$  为质量流量, kg/s。

##### 1.4.2 汽蚀裕度

汽蚀裕度表示在汽蚀状态下的相对压力损失, 按公式 (10) 计算:

$$\delta = \frac{P_{\text{iv}} - P_{\text{ev}}}{P_{\text{iv}}} \times 100\% \quad (10)$$

式中  $P_{\text{iv}}$  和  $P_{\text{ev}}$  分别为在汽蚀条件下, 汽蚀管入口压力和出口压力, MPa。

为了确保汽蚀管在汽蚀状态下工作, 保持系统流量的稳定性, 一般在液体火箭发动机的实际应用中, 汽蚀裕度要留有一定的汽蚀余量; 对于具有推进剂利用系统的发动机汽蚀管, 汽蚀余量还应适当放宽。不过, 根据研制经验, 汽蚀管汽蚀余量也并非越大越好, 因为汽蚀管处于深度汽蚀所造成的能量耗损也随之增大。

## 2 数值仿真分析

### 2.1 几何模型

数值仿真的汽蚀管用于控制常规推进剂液体火箭总体贮箱增压路推进剂的流量精度。该汽蚀

管结构示意图见图 1, 入口为  $60^\circ$ , 入口内径为  $\Phi 10$ , 出口内径为  $\Phi 8$ , 喉部直径为 2.70 mm, 喉部扩散角为  $6^\circ$ 。

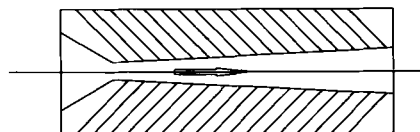


图 1 汽蚀管的几何模型

Fig. 1 Geometric model of cavitation nozzle

### 2.2 计算方法

采用有限体积法进行数值仿真, 应用二维轴对称, 采用“压力进口”和“压力出口”边界条件, 对汽蚀管内部完全发展的汽蚀现象进行气液两相数值模拟。采用混合 (Mixture) 多相流模型, 采用空化 (cavitation) 模型研究气泡的生长和溃灭, 对于壁面流体的湍流, 采用  $k-\varepsilon$  模型。

在汽蚀管工作状态下, 液流试验采用的水和实际推进剂, 介质不同, 主要是粘度不同。液流试验和实际工作状态下, 雷诺数均大于临界雷诺数, 则二者流量系数不变, 因此, 可以采用液流试验结果来反映实际工作的流阻系数。而粘度不同主要影响其摩擦损失, 但该损失在汽蚀管的相对压力损失中所占比例较小, 在实际使用中, 压力损失也留有余量, 因此, 可以用水试汽蚀裕度来反映实际值。同时, 为了方便与液流试验结果对比, 本文数值仿真中介质采用水。

### 2.3 计算结果

数值仿真设定汽蚀管的入口压力同水试试验入口压力为 9.0 MPa。数值仿真结果讨论如下。

#### 2.3.1 静压分布

该汽蚀管仿真的静压分布结果见图 2 所示, 可以看出: 流体压力随着收敛段流体速度的增加而下降, 在喉部速度最高, 静压最低, 然后进入扩张段, 静压逐渐升高, 但出口压力低于入口压力, 说明喉部产生汽蚀有能量耗散。另外, 靠近壁面的压力比中心轴压力降低得更快, 但上升速度几乎同步。计算结果符合汽蚀管的设计原理。

不同出口压力的汽蚀管静压分布见图 3 所示。可以看出:

1) 汽蚀管入口压力为 9.0 MPa 时, 常温水 (300 K) 在汽蚀管喉部出口部位压力急剧降低到水的饱和蒸汽压 (3 540 Pa), 在喉部发生汽蚀现象。在发生汽蚀情况下, 即使出口压力继续降低, 喉部静压仍保持饱和蒸汽压不变, 通过的流量也不变, 因此, 汽蚀管在汽蚀的情况下, 只要入口压力不变, 出口压力在一定范围内变化对流量不会有影响。

2) 汽蚀管的汽蚀区的长短与出口压力有关, 出口压力越低, 汽蚀区越长, 汽蚀终点越向喉部下游延伸。

3) 数值仿真策略与汽蚀管液流试验方法一致, 固定该汽蚀管入口压力, 首先降低汽蚀管出口压力, 让其充分汽蚀, 然后逐渐增加出口压力, 让其从汽蚀状态转变为不汽蚀状态。由图 3 可以看出, 当出口压力为 6.6 MPa 时, 该汽蚀管

喉部静压降低到最低值 1.4 MPa, 没有降到水的饱和蒸汽压, 也即该汽蚀管在出口压力大于等于 6.6 MPa 时, 不会发生汽蚀。因此, 确定该汽蚀管的初始汽蚀压力为 6.6 MPa。

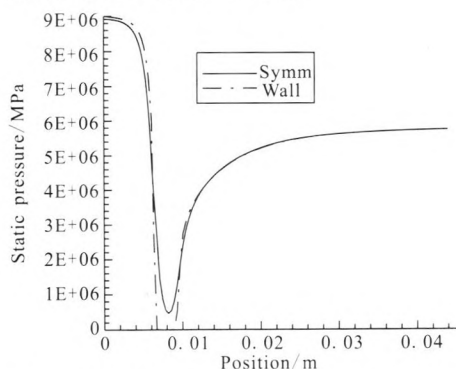
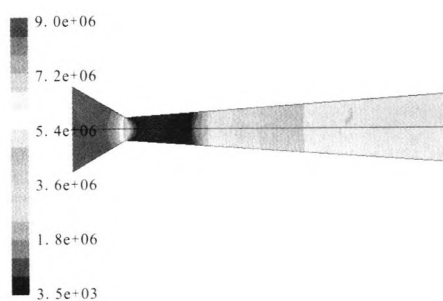
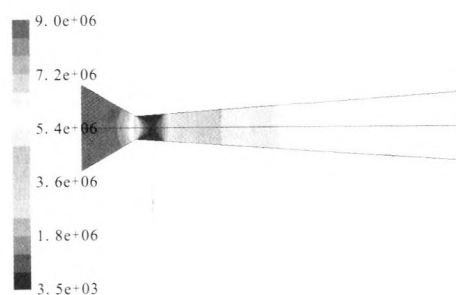


图 2 汽蚀管中心轴线与壁面的静压分布曲线图  
(出口压力为 5.75 MPa)

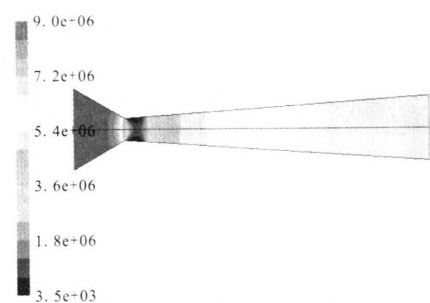
Fig. 2 Static pressure distribution of cavitation nozzle's center axes and wall



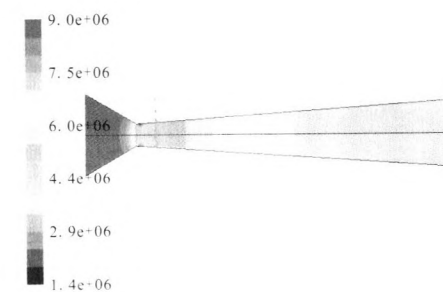
(a) 出口压力为 5.25 MPa



(b) 出口压力为 5.75 MPa



(c) 出口压力为 6.25 MPa



(d) 出口压力为 6.60 MPa

图 3 不同出口压力下的汽蚀管静压分布图

Fig. 3 Static pressure distribution of cavitation nozzle under different outlet pressure

### 2.3.2 蒸气含量分布

不同出口压力下的汽蚀管水蒸气含量分布见图 4 所示, 可以看出:

1) 在汽蚀管喉部出口壁面附近发生汽蚀, 汽

蚀区之后压力逐渐恢复, 符合汽蚀管设计原理。

2) 汽蚀管的汽蚀区的长短与出口压力有关, 出口压力越低, 水蒸气含量分布区越长, 汽蚀区越长, 汽蚀终点越向喉部下游延伸。

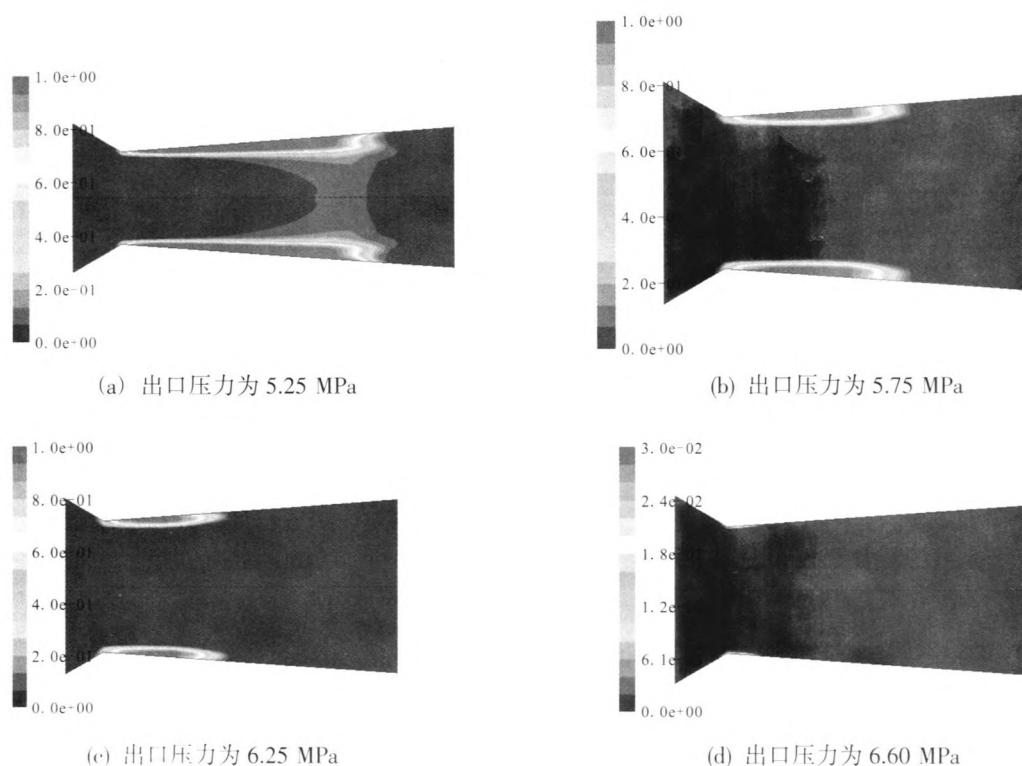


图 4 不同出口压力下的汽蚀管水蒸气含量分布图

Fig. 4 Content distribution of Water vapour in cavitation nozzle under different outlet pressure

3) 当出口压力为 6.6 MPa 时, 该汽蚀管喉部出口壁面处水蒸气含量很低, 可以忽略, 即没有发生汽蚀。在汽蚀管扩散段压力逐渐恢复到出口压力, 没有因汽蚀产生能量耗散。因此, 该汽蚀管的初始汽蚀压力数值仿真结果为 6.6 MPa。

### 2.3.3 数值仿真与水试液流试验结果比较

在相同的入口压力 9.0 MPa 下, 不同出口压力下数值模拟得到的质量流量与水试试验质量流量的对比曲线见图 5 所示, 可以看出:

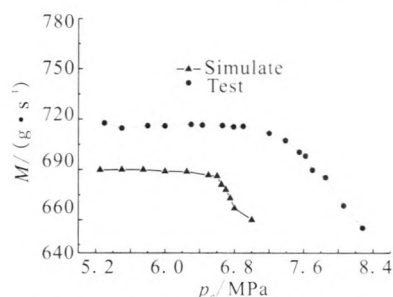


图 5 不同出口压力下数值模拟的质量流量与水试试验对比曲线

Fig. 5 Contrast curves for mass flow of numerical calculation and water test under different outlet pressure

1) 当汽蚀管入口压力值恒定, 出口压力在一定范围内变化时, 出口压力小于等于汽蚀管发生汽蚀的初始压力 6.6 MPa 时, 通过汽蚀管的质量流量基本保持不变; 当汽蚀管的出口压力大于 6.6 MPa 时, 质量流量开始持续减少, 验证了采用该汽蚀管保持流量稳定性的作用。数值仿真结果与水试试验结果变化趋势一致。

2) 数值仿真的汽蚀管质量流量约为 0.69 kg/s, 而水试试验结果质量流量约为 0.71 kg/s, 计算偏差为 2.8%, 该偏差可以接受。而由系统要求的推进剂流量换算成水的流量理论计算为 0.66 kg/s, 与水试试验流量偏差较大, 说明不同结构的汽蚀管所引起的质量流量是不同的。

3) 仿真与试验得到的初始汽蚀压力基本吻合, 从而得到的汽蚀管汽蚀裕度偏差较小, 数值模拟方法能更直接地得到汽蚀压力, 从而得到准确的汽蚀管汽蚀裕度, 降低了试验中因为流量计、压力计等测量偏差以及人为因素读数不同而造成的汽蚀裕度偏差。

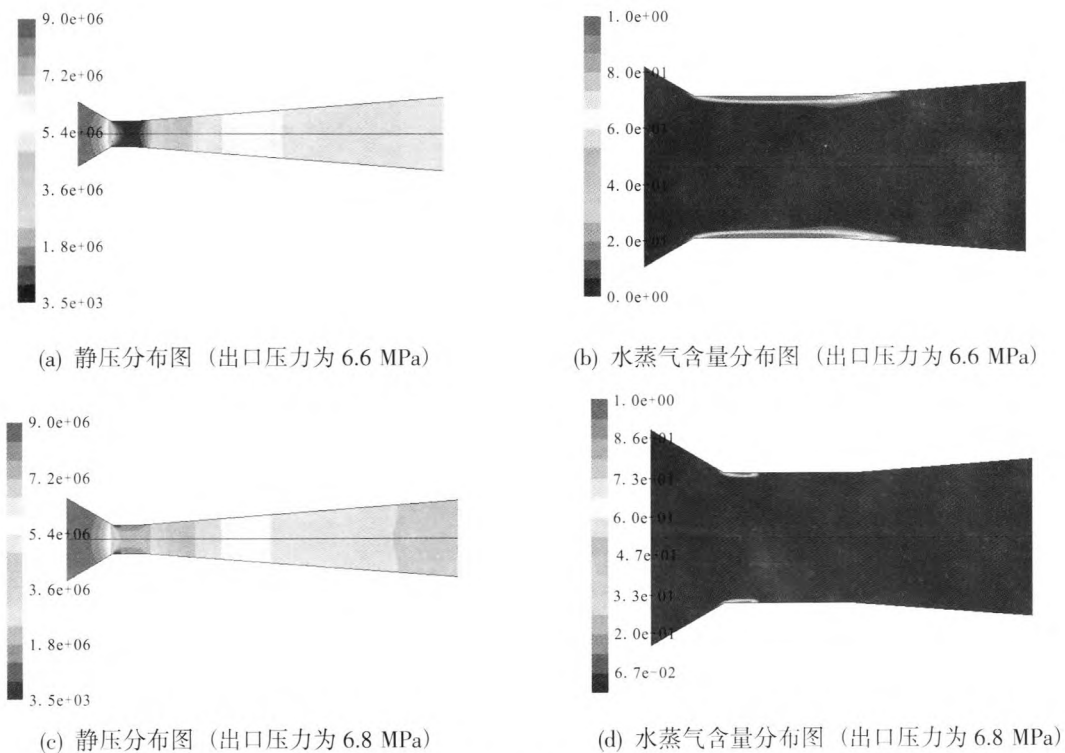


图 6 喉部增加直线段后仿真结果

Fig. 6 Numerical calculation results of cavitation nozzle throat with beeline segment

4) 综上, 说明数值仿真建立的计算模型正确, 仿真结果可信, 可为工程实践提供理论支撑。

### 2.5 喉部有直线段汽蚀管数值模拟结果

为了研究汽蚀管喉部增加直线段后的工作情况, 在数值模拟的汽蚀管喉部加直线段, 取直线段长度与喉部直径相同如图 6 所示。

由图 6 可以看出, 该汽蚀管增加喉部直线段后, 出口压力为 6.6 MPa 时, 仍然发生汽蚀现象, 可见, 汽蚀管的出口初始汽蚀压力增大。当出口压力增大至 6.8 MPa 时, 汽蚀管喉部最低压力略大于 3 540 MPa, 从水蒸气含量图 6(d)也可以看出, 基本不发生汽蚀。通过仿真得知, 该汽蚀管喉部增加直线段后, 初始汽蚀压力由 6.6 MPa 增加至 6.8 MPa, 汽蚀相对压力损失由原来的 26.6%降低至 24.4%, 降低了 2.2%。因此, 得出该汽蚀管喉部设置喉部直径长的直线段后, 可以降低汽蚀裕度 2%左右。

对比上节仿真结果, 汽蚀管喉部设置一直线段后, 汽蚀区明显加长, 汽蚀区的压力更稳定, 有利于汽蚀管的工作稳定性和降低汽蚀裕度, 并

获得稳定的流阻系数。数值仿真结果表明, 对于本文中研究的汽蚀管, 因为实际加工的汽蚀裕度偏高, 不满足设计要求而难以选配情况, 建议可以考虑对该汽蚀管喉部设置一直线段, 来降低其汽蚀裕度。数值仿真结果与理论分析吻合。不过, 根据研制经验, 汽蚀区过长, 汽蚀管处于深度汽蚀可能会对系统的工作稳定性有不良影响。关于汽蚀管喉部是否需要设置直线段, 建议综合考虑发动机系统设计要求及数值仿真与实际水试试验结果。

## 3 汽蚀管内型面参数影响研究

结合汽蚀管在液体火箭发动机中的实际应用, 分析总结了汽蚀管内型面参数影响研究。汽蚀管设计 requirements 是流阻系数稳定、汽蚀管相对压力损失小、生产工艺简单。流阻系数主要由汽蚀管的入口型面和喉部  $R$  决定, 流阻系数是否稳定主要与喉部  $R$  型面、同心度等有关。而汽蚀管相对压力损失主要与汽蚀管内型面, 即与收敛角、扩散角、喉部、同心度和粗糙度等有关。

### 3.1 喉部直径

作为流量控制使用的汽蚀管,首先要确定在给定量下的喉部面积,即喉部直径。根据汽蚀管流量方程计算喉部直径。

一般在实际应用中,计算得到汽蚀管喉部直径的最小值和最大值,经水试后,再对喉部直径进行修正。

### 3.2 收敛角

当汽蚀管的入口直径给定时,汽蚀管的长度随收敛角的增加而减小,所以摩擦损失会随之减小,但是局部损失却会随收敛角的增加而增加。研制表明,收敛角 $\alpha$ 取 $40^\circ\sim 60^\circ$ 时损失最小,这时汽蚀管刚汽蚀时的压力损失在 $1\%\sim 2\%$ 左右。

### 3.3 扩散角

扩散角 $\beta$ 是影响汽蚀管汽蚀时压力损失的主要参数。同收敛角一样,随着扩散角的增加,扩散损失增大,摩擦损失减小。反之,扩散损失减小,摩擦损失增大。

研制表明,当 $\beta=4^\circ\sim 8^\circ$ 时汽蚀点的压力损失最小。

### 3.4 喉部圆角

从流体能量损耗的观点看,要求汽蚀管喉部成为光滑的圆弧,把汽蚀管的收敛段和扩散段很好的连接起来。喉部圆角 $R$ 的大小直接影响流阻系数的稳定和压力损失的大小。当 $R$ 增大时,压力损失减小,但太大会使流阻系数不稳定;当 $R$ 较小时,流阻系数比较稳定,但压力损失增大。

针对数值仿真的汽蚀管实际加工的汽蚀裕度偏大,存在难以选配的情况,设计提出略微增大喉部圆角的措施,试验证明,对于降低汽蚀裕度有一定效果,但喉部圆角太大会使流阻系数超差。因此,对于不同汽蚀管,需根据试验和数值分析确定合适的 $R$ 角。

喉部也可采用具有直线段的形状,直线段的长度一般取喉部直径。通过仿真得知,在某些汽蚀管上增加喉部直线段可达到降低压力损失的作用,如某火箭三级发动机用的汽蚀管则有喉部直线段。实际设计时有无直线段,需综合考虑。

### 3.5 汽蚀管长度

汽蚀管长度 $L$ 根据出口直径/喉部直径 $=2\sim 3$

来确定。如受总装条件限制,扩算段应采用突然扩散到管路直径的结构。

### 3.6 同心度

同心度好的汽蚀管的压力损失小,且稳定。同心度一般要求小于 $0.05\text{ mm}$ 。

### 3.7 内型面粗糙度

汽蚀管内型面粗糙度的提高,可减少摩擦损失,特别是汽蚀管喉部附近型面粗糙度对汽蚀管的相对压力损失影响较大。

汽蚀管内型面粗糙度不大于 $0.8\text{ }\mu\text{m}$ ,提高内型面粗糙度不仅使加工困难,而且有可能影响汽蚀管流阻系数的稳定性。

## 4 结论

本文用CFD数值模拟方法对某液体火箭发动机汽蚀管进行了两相流数值仿真,结论如下:

1) 数值仿真结果与水试试验结果偏差较小,说明数值仿真结果是可信的,为汽蚀管的设计提供理论支撑。

2) 在汽蚀管汽蚀条件下,入口压力不变时,出口压力的大小对汽蚀区的长短有影响,汽蚀区的终点随出口压力的降低而向下游移动,气相体积分数增加。

液体在汽蚀管喉部及喉部出口附近发生汽蚀现象,在汽蚀管扩散段压力逐渐得到恢复;在汽蚀条件下,流量只和入口压力有关,因此汽蚀管可提高流量的调整精度。

3) 通过数值仿真表明,汽蚀管喉部增加直线段有利于汽蚀管的工作稳定性和降低汽蚀裕度,但实际应用中,汽蚀管是否需要增加直线段需根据实际发动机系统要求以及水试、数值仿真结果综合考虑来确定。

4) 针对汽蚀管在实际生产试验中选取困难的问题,可以利用数值仿真结果进一步与试验数据对比,减少由于试验台、测试计及人为因素等造成的汽蚀裕度偏差。

5) 结合液体火箭发动机汽蚀管设计经验,分析总结了内型面参数对汽蚀管的影响,可为新设计汽蚀管提供参考。

## 参考文献:

- [1] BEALE D K. Experimental measurement of venturi discharge coefficient including sensitivity to geometric and flow quality variables, AIAA 1999-0304[R]. USA: AIAA, 1999.
- [2] WANG F J. The analysis of computational fluid dynamics: principle and application of CFD software[M]. Beijing: Qinghua University Press, 2004.
- [3] DABIRI S, SIRIGNANO S A, JOSEPH D D. Cavitation in an orifice flow, AIAA-2007-1118[R]. USA: AIAA, 2007.
- [4] XU Chang-hai, HEISTER S D, COLLICOTT S H, et al. Modeling cavitating Venturi flows, AIAA 2002-3699[R]. USA: AIAA, 2002.
- [5] 史刚, 梁国柱. 以  $N_2O$  为工质的汽蚀文氏管流场仿真[J]. 航空动力学报, 2012, 27(2): 465-471.
- [6] SINGHAL A K, ATHAVALE M M, LI Hui-ying, et al. Mathematical basis and validation of the full cavitation model[J]. Journal of Fluids Engineering, 2002, 124(3): 617-624.

(编辑: 马 杰)

(上接第 78 页)

## 5 结论

数值模拟能够较为真实地反映出环形引射器内部流场状态, 能够得到与实际比较吻合的数值模拟结果。在科研过程中, 本方法可以作为环形引射器设计及验证的基础, 有利于节约环形引射器研制费用, 缩短研制周期。

## 参考文献:

- [1] BAUER R C, CERMEN R. The effect of second throat geometry on the performance of ejectors without induced flow, AEDC-TN-61-133[R]. [S.l.]: AEDC, 1961.
- [2] JONES W L, FRICE H G, LORENZO C F. Experimental study of zero-flow ejectors using gaseous nitrogen [R]. NASA TND-203.
- [3] 何德胜, 鲍福延. 一种超音速环形引射器冷流缩比试验方法[J]. 固体火箭技术, 2011, 34(5): 655-658.
- [4] 赵宏. 超音速环形蒸汽引射器启动特性试验研究[J]. 火箭推进, 2010, 36(2): 48-52.
- [5] 刘泽军, 胡小平. 超声速环形蒸汽引射器凝结流场数值研究[J]. 导弹与航天运载技术, 2010 (1): 39-42.
- [6] 徐万武, 王振国. 环型超声速空气引射器零二次流流场数值研究[J]. 推进技术, 2003, 24(1): 36-38.
- [7] 范威. 混合室对零二次流环形超声速引射器性能的影响[J]. 火箭推进, 2011, 37(3): 22-25.
- [8] 韩占忠. Fluent 流体工程仿真计算实例与应用[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2007.

(编辑: 王建喜)