

# 一种流量调节器的设计与试验研究\*

谭 广, 田 辉, 张源俊, 魏天放, 孟祥宇, 尚子尧, 陈瑞凯

(北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191)

**摘要:** 为保证输送系统流量供应的稳定性和准确度, 设计了一种新型可调汽蚀文氏管并提供了设计思路, 其具有设计简单、线性度好、流量调节范围广等优点。通过理论分析, 对该新型可调文氏管的流量计算公式进行了推导, 获得流量与行程的关系式。最终选用较小的针锥全角、较大的喉部直径、截断针锥等操作, 有效地提高了可调文氏管的线性度。对该可调文氏管进行了水试试验, 通过不断调整针锥行程, 获取了流量与针锥行程的对应关系。试验结果表明, 本文设计的可调文氏管满足10:1的流量调节比要求, 同时在超大流量调节比下依旧能够保证较好的线性度, 可以作为流量调节器。

**关键词:** 可调汽蚀文氏管; 流量调节; 非线性; 调节阀; 试验研究

中图分类号: V436 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055 (2022) 09-210371-09

DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.210371

## Design and Experimental Study of a Flow Regulator

TAN Guang, TIAN Hui, ZHANG Yuan-jun, WEI Tian-fang, MENG Xiang-yu, SHANG Zi-yao, CHEN Rui-kai

(School of Astronautics, Beihang University, Beijing 100191, China)

**Abstract:** In order to ensure the stability and accuracy of the flow supply of the conveying system, a new type of variable area cavitating venturi is designed. It has the advantages of simple design, good linearity and wide range of flow regulation. Through theoretical analysis, the flowrate calculation formulae of the new variable area cavitating venturi were deduced, and the relationship between flowrate and pintle stroke was obtained. Moreover, the linearity of the variable area cavitating venturi was effectively improved by a smaller pintle angle, a larger throat diameter, and cutting off the pintle. The cold water test of the variable area cavitating venturi was carried out, and the corresponding relationship between the flowrate and the pintle stroke was obtained by continuously adjusting the pintle stroke. The experimental results show that the variable area cavitating venturi designed in this paper can meet the requirement of 10:1 flow regulation ratio. At the same time, it can ensure good linearity under the condition of super large flow regulation ratio, and can be used as a flow regulator.

**Key words:** Variable area cavitating venturi; Flow regulation; Nonlinearity; Control valve; Experimental study

### 1 引言

变推力火箭发动机可为飞行器提供灵活可控的推力, 提高飞行器的灵活性和可操作性, 是航天飞行

器动力系统的理想选择。固液混合火箭发动机具有推力易调节的特点, 可通过改变液体氧化剂流量实现推力调节, 适合作为变推力火箭发动机, 尤其是氧化剂和燃料的物质状态差别为其应用提供了巨大优

\* 收稿日期: 2021-06-11; 修订日期: 2021-11-08。

基金项目: 国家自然科学基金 (U20B200133)。

作者简介: 谭 广, 博士生, 研究领域为变推力固液火箭发动机技术。

通讯作者: 田 辉, 博士, 教授, 研究领域为变推力固液火箭发动机技术。

引用格式: 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):210371. (TAN Guang, TIAN Hui, ZHANG Yuan-jun, et al. Design and Experimental Study of a Flow Regulator [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2022, 43(9):210371.)

势<sup>[1]</sup>。变推力固液混合火箭发动机的推力调控与变推力液体火箭发动机十分相似,主要的差异就是变推力固液混合火箭发动机仅需调控氧化剂流量,比双组元液体火箭发动机减少一半输送管路,大大降低了系统质量和复杂度<sup>[2]</sup>,更加轻便、简单、可靠。

固液混合火箭发动机的关键技术之一就是推进剂输送技术和变推力技术研究。固液混合火箭发动机的推力极大程度上依赖于液体氧化剂的供给<sup>[3]</sup>。为了实现固液混合火箭发动机的推力调节,最常用的途径就是改变液体氧化剂的流量<sup>[4]</sup>。针对固液混合火箭发动机变推力的需求,本文采用一种具有平行于针锥的喉部节流体的新型可调汽蚀文氏管进行推进剂流量的调控。

目前已有线性可调文氏管的相关研究,一般是通过修正针锥型面得到线性流量特性的调节锥,可使得流量调节与针锥位移之间维持线性关系,修正的针锥常为椭球形<sup>[5-7]</sup>。成鹏等<sup>[8-9]</sup>提出基于2次包络线的针锥型面设计方法,可适合各类阀座型面,线性度高,适用性较好。本文设计方法基于传统的圆锥型面,通过截断操作和调整阀门参数,实现了大范围流量调节,且保持了流量线性调节,设计简单,试验效果良好。

## 2 可调汽蚀文氏管设计

本文设计了一种新型可调汽蚀文氏管,其具有平行于针锥的喉部节流面,在设计阶段通过几何分析便可准确获取最小流通截面面积,从而预判流量。

### 2.1 可调汽蚀文氏管原理与公式推导

可调文氏管由汽蚀文氏管壳体和可来回移动的调节针锥两部分组成。汽蚀文氏管壳体包括收敛段、针锥平行段以及扩张段。调节针锥主要包含圆柱段和圆锥段,主要依靠汽蚀文氏管壳体的针锥平行段与调节针锥的圆锥段配合,形成整个流道的最小流通截面积。

当液体流经可调文氏管时,会依次经过收敛段,针锥平行段和扩张段。首先经过收缩段,该过程中,流道的流通截面积逐渐缩小,流体静压逐渐降低,动压逐渐升高,流体速度加快。接着流体经过针锥平行段,该过程中流动截面积近似恒等,作用类似普通文氏管的喉部直线段。其中,普通汽蚀文氏管可通过喉部直线段获得更稳定的流量系数<sup>[5]</sup>。液体也是在针锥平行段部位速度最快,压力降至最低。当静压低于工作介质的饱和蒸汽压时,就会发生汽蚀现象,从而形成气液两相混合流动。此时,由于针锥平

行段的静压近似稳定为饱和蒸汽压,故在保证喉部汽蚀的情况下,下游压力波动不会影响上游的压力和可调汽蚀文氏管的流量。通过伺服电机驱动针锥发生位移,可以改变针锥平行段的最小流通面积,从而控制流量。

如图1所示,可调汽蚀文氏管的最小流通面积为圆台ABB'A'的侧面积。圆台的侧面积可表示为

$$S = \pi I \left( \frac{d_1 + d_0}{2} \right) \quad (1)$$

式中 $S$ 表示最小节流面积, $I$ 表示圆台侧表面母线长, $d_1$ 表示喉部直径, $d_0$ 表示圆台ABB'A'的较小圆直径。

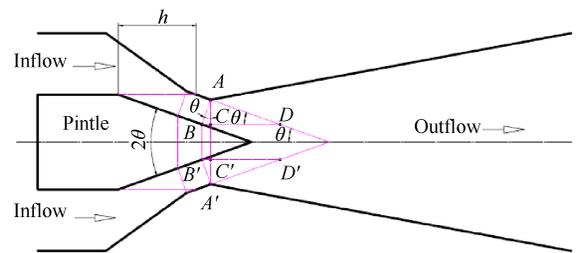


Fig. 1 Schematic of variable area cavitating venturi

$$I = AB = h \sin \frac{\theta}{2} \quad (2)$$

式中 $h$ 表示针锥行程, $\theta$ 表示针锥全角。

$$d_0 = BB' = d_1 - AC = d_1 - 2I \cos \frac{\theta}{2} \quad (3)$$

将式(2),(3)代入式(1)中,得

$$S = \pi d_1 \sin \frac{\theta}{2} h - \pi \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} h^2 = ah - bh^2 \quad (4)$$

式中 $a$ 表示最小节流面积的线性项系数, $b$ 表示最小节流面积的非线性项系数。

$$a = \pi d_1 \sin \frac{\theta}{2} \quad (5)$$

$$b = \pi \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2}$$

故可调汽蚀文氏管的流量计算公式为

$$Q = C_d (ah - bh^2) \sqrt{2\rho(p_1 - p_s)} \quad (6)$$

式中 $Q$ 为质量流量, $C_d$ 为流量系数, $\rho$ 为流体密度, $p_1$ 为可调文氏管进口总压, $p_s$ 为给定温度下工质的饱和蒸汽压。

从式(5)和式(6)中可以看出,当针锥全角 $\theta$ 较小时,系数 $b$ 相对较小,在一定程度上是线性项 $ah$ 起主要作用,可以忽略非线性项 $bh^2$ ,因而可以认为可调汽蚀文氏管的液体质量流量与针锥行程 $h$ 基本成线性关系,可以有效地调控输送系统的质量流量。

在公式推导过程中与前人工作的主要区别有:

(1)采用很小的过渡圆角,在推导过程中直接忽略圆角带来的影响,以此获得更精准的喉部最小流通截面积;(2)采用针锥平行段,即文氏管喉部存在一段与针锥平行的圆台,以此获得更稳定的流量系数。

关于第一点区别,过渡圆角的大小已有前人讨论。曾鹏等<sup>[7]</sup>通过仿真发现,随着过渡圆角增大,可以有效提高可调文氏管的流量系数和压力恢复系数,但提高的百分比有限。同时发现,当过渡圆角小于 1mm 之后,过渡圆角对流量系数和压力恢复系数的影响可以忽略不计,本文设计的可调文氏管的图纸中均标注过渡圆角为 0.5mm,故推导过程忽略圆角带来的影响。同样地,如果考虑圆角带来的影响,意义不大,因为实际加工过程中,过渡圆角较小,难以精准加工和测量,无法准确得知过渡圆角的实际大小,致使最小流通截面积的计算结果出现偏差。

关于第二点区别,在固定文氏管的设计过程中,增设喉部直线段,可以获得更加稳定的流量系数,减小流量波动<sup>[5]</sup>。本文进一步在可调文氏管增设针锥平行段,原理如同固定文氏管的喉部直线段,同样是为了得到一段流动截面积相等的针锥平行段,获得更稳定的流量系数。

### 2.2 可调文氏管几何参数的选定

相比于固定喉部直径的汽蚀文氏管的设计,可调汽蚀文氏管在结构上主要增加了针锥,故首先需要确定针锥的各项尺寸,主要包含针锥全角和针锥行程。

#### 2.2.1 针锥全角 $\theta$ 的选定

由式(6)可以看出,流量公式中包含线性项  $ah$  和非线性项  $bh^2$ 。线性项的系数  $a$  取决于针锥全角  $\theta$  和喉部直径  $d$ ,非线性项系数  $b$  仅取决于针锥全角  $\theta$ 。选定一个适合的针锥全角  $\theta$  可以大大降低非线性度,对于整个可调汽蚀文氏管的性能至关重要。

对非线性项系数  $b$  求得

$$\frac{db}{d\theta} = \frac{d(\pi \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2})}{d\theta} = \pi \left( \sin \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} \sin^3 \frac{\theta}{2} \right) \quad (7)$$

从图 2 中可以看出,非线性项  $b$  对针锥全角的导数值随针锥全角的变化趋势也是由小变大,再由大变小。其中,在针锥全角  $\theta$  等于  $0^\circ$  和  $109.5522^\circ$  时,非线性项系数  $b$  对针锥全角的导数值为 0,当  $\theta = 109.5522^\circ$ ,非线性项系数  $b$  取得最大值  $b_{\max} = 1.2089$ ,因而针锥全角的取值应该远离  $109.5522^\circ$ ,保证非线性项系数  $b$  不会过大。

从图 3 中可以看出,非线性项系数  $b$  随着针锥全

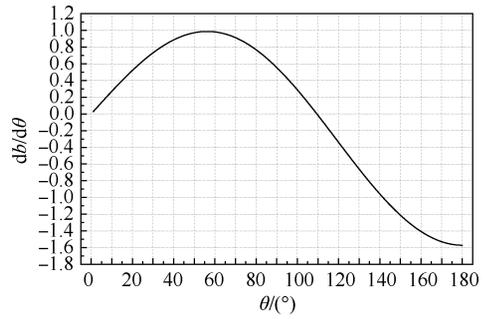


Fig. 2 Variation curve of the derivative value of nonlinear term coefficient  $b$  to pintle angle  $\theta$

角的增大呈现出先增大后减小的趋势。为了获得较小的非线性系数  $b$ ,就存在两种选择,一种是针锥全角尽量大,趋于  $180^\circ$ ,针锥头部为钝头体<sup>[10]</sup>。另一种是针锥全角尽量小,趋于  $0^\circ$ ,针锥头部为尖锐状<sup>[11]</sup>。

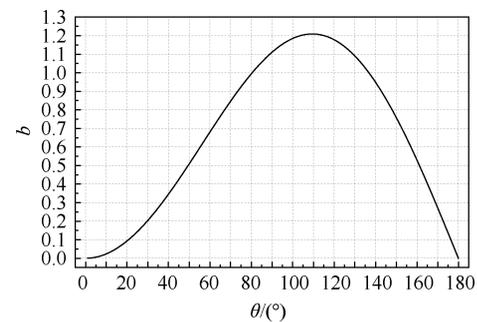


Fig. 3 Variation curve of the nonlinear term coefficient  $b$  to pintle angle  $\theta$

曾鹏等<sup>[7]</sup>通过数值仿真研究了不同针锥全角对质量流量的影响,发现随着针锥全角的增大,质量流量随着针锥行程的线性度下降。张育林<sup>[6]</sup>认为应该从全局出发看待这个问题,认为角度的变化对非线性误差有一定的影响,但是影响不太显著。因为减小针锥全角似乎减小了非线性误差,流量曲线更加平直,但是更小的针锥全角意味着更小的斜率,流量随针锥行程的变化更为缓慢。针锥全角的大幅度减小,势必会引起行程  $h$  的显著增加,而整个非线性项  $bh^2$  对行程  $h$  十分敏感,所以在一定的流量调节比的情况下,过小的针锥全角并不意味着更小的非线性误差。

初步将针锥全角定为  $8^\circ$ ,得到非线性项系数  $b$  为

$$b = \pi \sin^2 \frac{8^\circ}{2} \cos \frac{8^\circ}{2} = 0.0152 \quad (8)$$

针锥全角后续可以进行调整,下面直接给出常用的针锥全角所对应的非线性系数  $b$  的大小,便于迭代选择,见表 1。可以发现,当针锥全角越小,非线性系数  $b$  会非常小,这将致使针锥行程过大,针锥过长。

**Table 1** Pintle angle  $\theta$  corresponding to the nonlinear term coefficient  $b$

Pintle angle $\theta/(^\circ)$	Nonlinear term coefficient $b$
4	0.0038
6	0.0086
8	0.0152
10	0.0238
12	0.0341
14	0.0463

2.2.2 喉部直径  $d_t$  和针锥行程  $h$  的选定

可调汽蚀文氏管的流量计算公式可改写为

$$ah - bh^2 = \frac{Q}{C_d \sqrt{2\rho(p_1 - p_s)}} \quad (9)$$

$$S = \frac{Q}{C_d \sqrt{2\rho(p_1 - p_s)}} \quad (10)$$

$$bh^2 - ah + S = 0 \quad (11)$$

对式(11)进行求解可得

$$h = \frac{a \pm \sqrt{a^2 - 4bS}}{2b} \quad (12)$$

式(9)直接给出了不同流量下所对应的行程的求解公式。输入不同的目标流量,可以依据上式获得理论的针锥行程  $h$ 。由于实际过程中,质量流量  $Q=0$  时,也就是节流面积  $S=0$  时,对应的针锥行程  $h=0$ 。代入式(9)和式(12)可知,上式中的正负号应该取负号。另一较大的正根无意义,应舍去。

$$h = \frac{a - \sqrt{a^2 - 4bS}}{2b} \quad (13)$$

为保证式(11)存在有效解,应满足

$$\Delta = \sqrt{a^2 - 4bS} > 0 \quad (14)$$

将  $a = \pi d_t \sin \frac{\theta}{2}$  代入式(14),得到喉径的一个限制条件

$$d_t > \frac{\sqrt{4bS}}{\pi \sin \frac{\theta}{2}} \quad (15)$$

可见,对于不同的最大质量流量  $Q_{max}$ ,一定存在着一个最小的喉部直径  $d_t$ 。

在确定喉部直径  $d_t$  和  $h$  之前,需要已知最大设计的质量流量  $Q_{max}$ 。由于不同的最大质量流量  $Q_{max}$  对应着不同的面积  $S$ ,这里定义函数,即

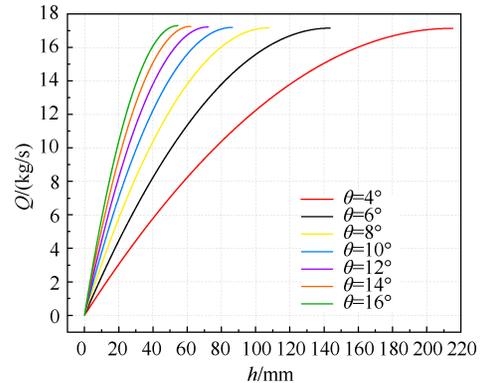
$$S = -bh^2 + ah = -bh^2 + \pi d_t \sin \frac{\theta}{2} h \quad (16)$$

由式(16)可以得出结论:在针锥全角一定时,喉部直径越大,线性项系数  $a$  越大,线性度越好。

这里初步假定喉部直径  $d_t=15\text{mm}$ ,后面式中的  $d_t$

和  $h$  等长度均以  $\text{mm}$  作为单位。根据设计要求,初步假定上游压力  $5\text{MPa}$ ,工质为  $\text{H}_2\text{O}_2$ ,密度为  $1440\text{kg/m}^3$ ,根据过往研究<sup>[5]</sup>,流量系数一般常为  $0.8\sim 0.95$ ,随汽蚀文氏管的结构和流量会发生变化。

为保证最终的流量调节比符合要求,这里先假定偏低的流量系数为  $0.8$ ,喉部直径为  $15\text{mm}$ ,不同针锥全角所对应的流量曲线,如图4所示。



**Fig. 4** Mass flow rate curves corresponding to different pintle angle  $\theta$  when throat diameter is  $15\text{mm}$

考虑到实际的流量范围、结构尺寸、线性度等限制条件,依据图4初步选定文氏管的针锥全角为  $8^\circ$ 。

$$a = \pi d_t \sin \frac{\theta}{2} = 0.2191d_t = 3.2872 \quad (17)$$

$$b = \pi \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} = 0.0152$$

式(18)给出了节流面积  $S$  与针锥行程  $h$  之间的对应关系。

$$S = -bh^2 + ah = -0.0152h^2 + 3.2872h \quad (18)$$

$$Q = C_d \sqrt{2\rho(p_1 - p_s)} (-0.0152h^2 + 3.2872h) \quad (19)$$

从图5可看出,节流面的面积变化在针锥处于不同位置时具有不同的线性度。在针锥位移较小时,流量曲线较为平直,流量随行程变化的线性度较好。当针锥行程开始趋于最大行程时,非线性误差变大,曲线变得弯曲,这是因为非线性项  $bh^2$  随针锥行程的变化呈指数性增长。

从图5中可以看出,针锥的理论最大行程是抛物线的对称轴,根据式(11)得到针锥的理论最大行程为

$$h_{max0} = \frac{a}{2b} = \frac{\pi \sin \frac{\theta}{2} d_t}{2\pi \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2}} = \frac{d_t}{\sin \theta} \quad (20)$$

可见,针锥的理论最大行程只与针锥全角和喉部直径有关,且与针锥全角的正弦值成正比,与喉部直径成反比。代入相关参数可得

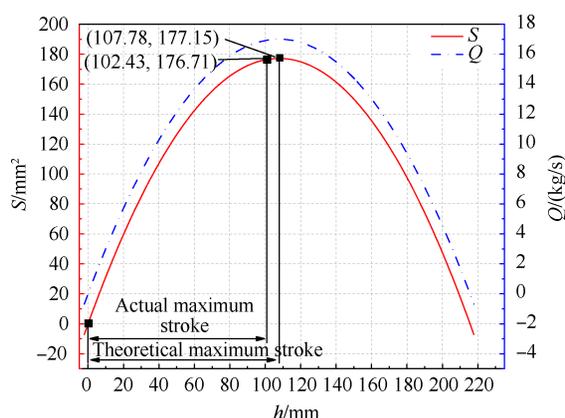


Fig. 5 Variation curve of area and flow with needle cone stroke

$$h_{\max 0} = \frac{a}{2b} = 107.78\text{mm} \quad (21)$$

然而在针锥达到理论的最大行程之前,节流面已经从针锥平行段转移到了喉部。因为此时喉部截面积已经成为流道中的最小流通面积。

通过图 6 可知,在针锥处于最大行程的时候,可以借助几何分析解得理论针锥最大行程为

$$h_{\max 0} = \frac{AB}{\sin \frac{\theta}{2}} \quad (22)$$

式中

$$AB = \frac{dt}{2\cos \frac{\theta}{2}} \quad (23)$$

代入相关参数,可以求得针锥的理论最大行程为

$$h_{\max 0} = \frac{dt}{\sin \theta} = 107.78\text{mm} \quad (24)$$

可见,通过几何关系解算出的针锥和函数推导出来的针锥理论最大行程是一致的。

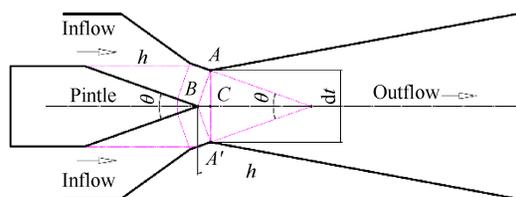


Fig. 6 Schematic diagram of the pintle at the theoretical maximum stroke

同时,通过图 6 的几何关系可以看出,在针锥处于最大理论行程时候,针锥与喉部平行面形成的节流面是三角锥  $ABA'$  的侧表面积。明显可以看出,其大于喉部的圆形节流面的面积。流道的节流面在这之前已经从针锥平行段转移到了喉部截面。

因此,针锥的实际最大行程可以根据喉部截面的圆形节流面的面积  $S$  求得,即

$$S = \frac{\pi dt^2}{4} = 176.71\text{mm}^2 \quad (25)$$

然后,将喉部截面的圆形节流面的面积代入式 (13) 中,可以解得针锥的实际最大行程  $h_{\max}$  为

$$h_{\max} = 102.43\text{mm} \quad (26)$$

此时,针锥与喉部平行面形成的节流面面积同喉部截面的圆形节流面的面积相等,整个流道中出现了两个面积相等的最小节流面。

故求得针锥的行程范围、面积变化范围和流量变化范围为

$$\begin{aligned} 0 &\leq h \leq 102.38\text{mm} \\ 0 &\leq S \leq 176.71\text{mm}^2 \\ 0 &\leq Q \leq 16.96\text{kg/s} \end{aligned} \quad (27)$$

通过先假定喉部直径、针锥全角,在已知上游压力、工质密度等参数的情况下,得到了针锥的行程范围、流量范围以及流量随针锥行程的变化关系。

在求出各个参量的变化范围之后,需要对行程范围进行选择。因为从图中可以看出,在最大行程附近时,流量随行程的变化已经很小了,非线性误差很大。先探究不同行程下节流面积的变化情况,对式 (18) 进行求导,如下

$$\frac{dS}{dh} = -bh + a = -0.0152h + 3.2865 \quad (28)$$

为确定流量变化与针锥行程的对应关系,对式 (19) 两边进行求导,得

$$\frac{dQ}{dh} = C_d \sqrt{2\rho(p_1 - p_s)} (-0.0152h + 3.2865) \quad (29)$$

可以看出,当流量系数  $C_d$  和文前压力  $p_1$  不变时,节流面积  $S$  与流量成正比,可得到  $\frac{dQ}{dh}$  与  $\frac{dS}{dh}$  成正比。

从图 7 中可以看出,随着行程的增加,节流面积  $S$  对行程的导数越来越小,结果就是流量随行程的变化逐渐平缓。可调文氏管就是通过行程的改变来调控流量,所以流量必须随行程的变化发生显著的变化。因而需要根据设计的目标流量对图 5 中的行程范围做出取舍,这里直接抛弃后续线性度较差的大流量段,将针锥进行截断操作,将设计的有效行程定义为总行程的一半。

$$h_{\text{design}} = \frac{1}{2} h_{\max} = 51.19\text{mm} \quad (30)$$

进行截断操作后的流量和针锥行程的变化关系情况如图 8 所示。

经过截断操作后,后续的强非线性段被切除,余下的流量随行程的变化曲线的线性度良好。其实直

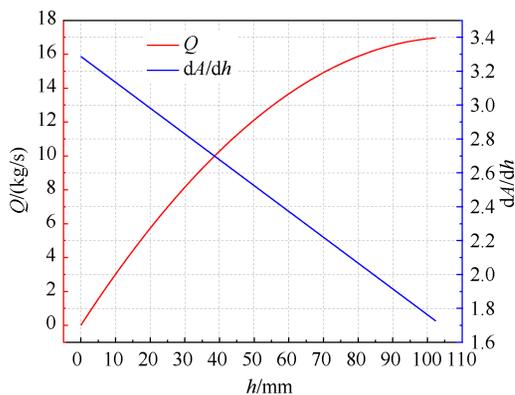


Fig. 7 Variation curve of mass flow rate and  $dA/dh$  with pintle stroke

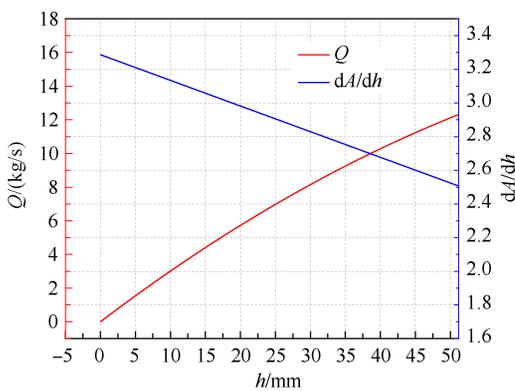


Fig. 8 Variation curve of mass flow rate and  $dA/dh$  with pintle stroke after cutting off pintle

接对针锥长度截取一半的操作也是实际的结构尺寸所需要的。因为当针锥全角非常小时,针锥的长度已经非常长,甚至已经伸出了整个可调汽蚀文氏管壳体之外。这同样也解决了针锥长度与壳体结构不匹配的问题。

截断针锥使得可调文氏管具有优点:其一就是可以使用非常小的针锥全角,从而将非线性系数控制得很小,降低了非线性度;其二就是抛弃了流量曲线的后半段,将非线性度较大的流量曲线去除,同样可以大幅度提高可调文氏管的线性度。

经过上面的步骤后,可以得到针锥全角、针锥行程、喉部直径、最大质量流量等参数。如果设计结果的最大质量流量、针锥行程等参数不合适,可以适当调整针锥全角和喉部直径,反复迭代,直至最大流量和针锥行程符合设计要求。

### 2.2.3 汽蚀文氏管内型面的几何特征的选定

在选定针锥全角和喉部半径之后,经过上述步骤,可以获得针锥行程和最大流量。但仍有文氏管的内型面的几何特征未确定,如入口段长度、入口角度、喉部平行段的长度、出口扩压段的长度、出口角

度等参数。这里参考文献[5]给出相应尺寸。其中,所有的圆角均被改为倒角,尤其是喉部的圆角,加工时整切,不进行倒圆角,尽量使得过渡圆角最小。过小的圆角有利于“恒定度”的提高,也就是获得一个更加稳定的流量系数<sup>[12]</sup>。当然,过小的圆角可以提供更恒定的系数,同时也会降低流量系数。

从图9中的几何特征可以发现,过小的针锥全角导致针锥非常长,通过针锥的截断操作,将针锥的前半部分去掉,可以保证结构相容。

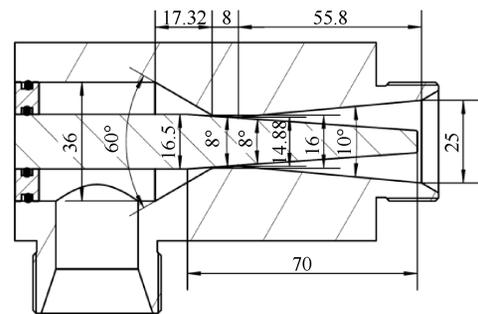


Fig. 9 Geometric characteristics of the variable area cavitating venturi (mm)

选择一个合适的喉部平行段长度对于提高压力恢复系数十分重要。大量研究表明,汽蚀文氏管喉部直径区域增加合理的圆柱段,压力恢复系数将会大大提高<sup>[13]</sup>。根据这个已有的常识,本文在可调汽蚀文氏管喉部前方增加了与针锥平行的平行段,其效果与固定喉径的汽蚀文氏管的喉部直线段效果非常类似,都是提供一段节流面积近似相等的节流区域,影响节流处的气体生成量来提高压力恢复系数<sup>[14-15]</sup>。

可调文氏管结构如图10和图11所示,其喉部为圆形截面,通过可移动阀芯与收缩段、喉部、扩张段相互配合,调节喉口的最小流通截面面积,从而达到调节流量的目的。

为了调节流量,通过高精度伺服电机驱动可移动阀芯,让阀芯前后移动,使得喉部最小流通截面面积发生变化,调控流量。最终的对应关系是:在入口

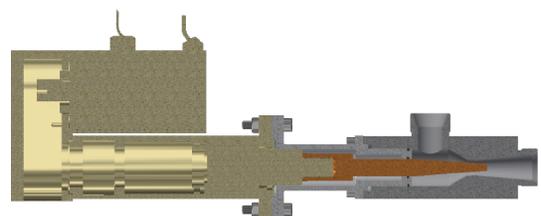


Fig. 10 Cross-sectional view of the variable area cavitating venturi



Fig. 11 Object pictures of the variable area cavitating venturi

压力、出口压力、流体性质和其他尺寸参数一定的情况下,阀芯的不同位置,对应不同的最小流通截面面积,从而对应不同的流量。

阀芯装置采用折叠式电动缸,驱动力来源于 220V 交流伺服电机,产生扭矩和转速,传递给同步带轮,同步带轮的传动比为 1:1。同步带轮的作用是改变动力方向,形成折叠式电缸,从而减小驱动装置的轴向尺寸。同步带轮驱动滚珠丝杠转动,丝杠导程为 5mm,丝杠转动使得丝杠螺母发生直线移动。丝杠螺母与电动缸输出轴、针锥等移动部件固连,最终驱动阀芯发生直线位移,改变喉部最小流通截面面积,从而控制流量。

### 3 试验结果与分析

为验证设计的可调汽蚀文氏管性能,进行了水试试验。通过对比试验值与设计值,验证了这种新型可调文氏管的可行性。本文按照所提出的方法设计了 DN20 可调文氏管,并针对该可调文氏管展开了水试试验。在试验过程中,针锥行程为 1~26mm,当上游压力为 4MPa 时,进行了流量逐阶变化的水试试验。

#### 3.1 可调汽蚀文氏管试验系统

试验系统由高压氮气、气体减压器、贮箱、手阀

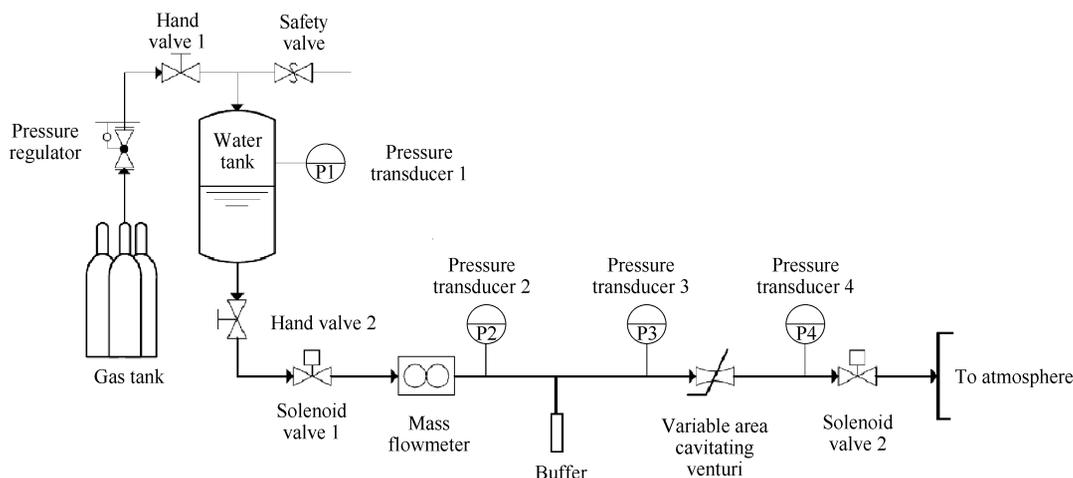


Fig. 12 Test system of the variable area cavitating venturi

和可调汽蚀文氏管等部分组成,如图 12 所示。

#### 3.2 可调文氏管水试试验结果

首先保证贮箱压强 4MPa,文氏管出口直接通过管道连通大气压,针锥从初始位移以 2.5mm 为步长逐步增大,流量也随之对应增大。针锥的重复定位精度为 0.02mm,流量传感器采用的是艾默生质量流量计,测量精度 0.1 级,测量误差小于 0.2%。

从图 13 中的流量曲线可以看出,该可调文氏管具有良好的线性度和调节能力。从图 14 中可得,流量调节比达到了 22:1,并且在超大的流量调节比下依旧保证了良好的线性度,整理图 13 中的试验数据,如表 2 所示。

从图 15 中可以看出可调汽蚀文氏管的实际流量系数最接近 0.90,但在实际设计过程中却依旧需要采用 0.85 作为最初的流量系数设定值。理由是为了保证流量调节范围更广,将目标设计的流量范围包含在实际流量调节范围内,从而避免实际流量无法达到设计要求的最大流量的情况发生。

将拟定流量系数  $C_d=0.8$ ,文前压力 4MPa,水密度  $1000\text{kg/m}^3$  和设计的可调文氏管的几何参数代入式 (6),可以得到理论流量与针锥行程的对应关系。

$$Q = 0.2362h - 0.0011h^2 \quad (31)$$

将已有的试验数据进行拟合,得到实际流量与针锥行程的对应关系。

$$Q = 0.2935h - 0.0025h^2 - 0.0347 \quad (32)$$

从式 (31) 和式 (32) 中可以看出,实际流量比理论设计的流量要大<sup>[16]</sup>,主要是因为设计过程中的流量系数取得过低,这种取法的原因是为了能够达到目标的流量调节比。如果流量系数取得过大,将会导致理论流量大于实际流量,最大实际流量可能无法满足设计指标要求。同样也能够发现,实际流量

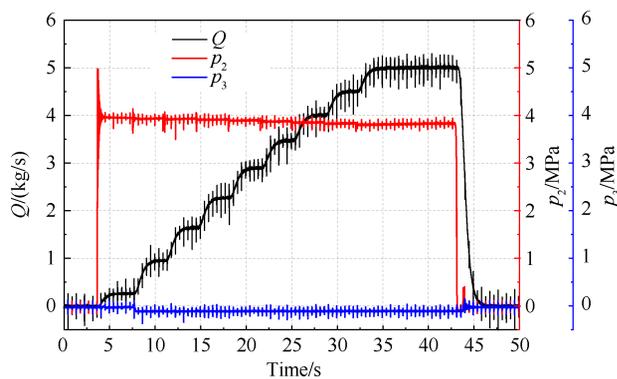


Fig. 13 Cold flow test results of the variable area cavitating venturi ( $p_2$ : upstream pressure of venturi,  $p_3$ : downstream pressure of venturi)

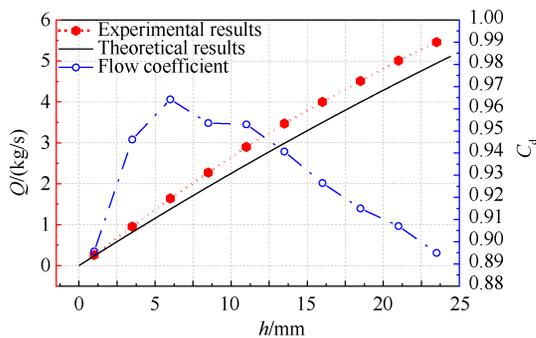


Fig. 14 Curves of test mass flow rate, theoretical mass flow rate, flow coefficient corresponding to different pintle stroke

Table 2 Mass flow rate and flow coefficient corresponding to different pintle stroke when the upstream pressure of venturi is 4MPa

Pintle stroke/mm	Mass flow rate/(kg/s)	Flow coefficient
1.0	0.26	0.8956
3.5	0.95	0.9461
6.0	1.64	0.9642
8.5	2.27	0.9535
11.0	2.90	0.9529
13.5	3.47	0.9407
16.0	4.00	0.9265
18.5	4.51	0.9150
21.0	5.01	0.9070
23.5	5.46	0.8950

的非线性度比理论值要大,这是因为实际流动过程中流量系数也是会发生变化的<sup>[17]</sup>。从图13中可以看出,可调汽蚀文氏管的实际流量系数均大于0.8,而且流量系数随着行程的增加呈现出逐步增大,然后逐渐减小的趋势。这是因为针锥行程较小时,喉部平行段和针锥平行段中间的节流面积很小,缝隙很小,摩擦阻力很大,故流量系数很低。

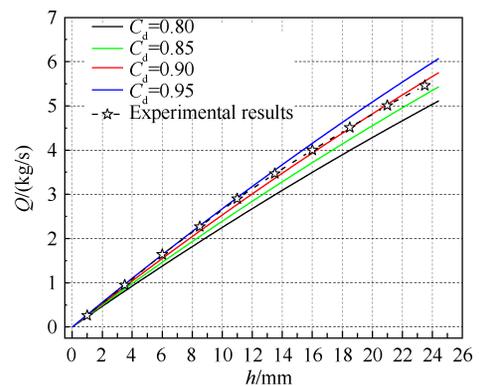


Fig. 15 Theoretical design results with different flow coefficients

### 3.3 试验结果讨论

试验过程中,流量从0.26kg/s变化为5.85kg/s,流量调节比为22.5:1。同等条件下,文献[17]中的流量调节比为8.5:1,针锥行程为0.635~6.35mm。文献[18]中调节比4.1:1,针锥行程为1.33~6.33mm。可见,本文中设计的可调文氏管具有更大的流量调节比,流量调节范围更广。

本文中的可调汽蚀文氏管仍存在待研究内容。首先是无法获取准确的流量系数。应该开展文氏管汽蚀动态试验<sup>[19]</sup>,通过汽蚀机理研究获取不同雷诺数下适用的流量系数。由于喉部的汽蚀会带来空泡的产生和湮灭,造成压力振荡和流量波动<sup>[20]</sup>,因此非常有必要从频域和控制的角对流量进行调控<sup>[19,21]</sup>。同样可以通过大量实验,制定可调汽蚀文氏管相关标准<sup>[22]</sup>,准确评估性能,为可调汽蚀文氏管的更新迭代和大规模应用奠定基础。

## 4 结论

通过本文的理论分析,可以得出以下结论:

(1)对可调汽蚀文氏管而言,针锥全角越趋近于0°,非线性项系数 $b$ 越小,线性度越好。同样,针锥全角越趋近于180°,线性度也越好。但是从非线性系数的变化趋势和可行性上看,针锥全角较小时效果更好。但是更小的针锥全角会带来针锥长度过长导致的结构不相容这一问题。

(2)在针锥全角一定时,文氏管的喉部直径越大,线性项系数 $a$ 越大,线性度越好。但在实际工程中,喉部直径太大会增加结构质量,同样会导致在小流量情况下,针锥平行段与喉部平行段之间的缝隙太小,流量系数变化较大,非线性度增加。

(3)针锥的理论最大行程小于实际最大行程。因为在针锥达到最大行程之前,流道的最小节流面

积已经转移到了喉部截面。针锥的行程越大,线性度会逐渐增加。当针锥处于最大行程时,非线性最强。通过截断针锥,将针锥行程减半可以有效地降低非线性度,同时也能够解决针锥全角过小、针锥太长所带来的结构不相容问题。

试验结果表明,该可调汽蚀文氏管具有较好的线性度,同时能够达到预期流量,保证流量调节比。

致谢:感谢国家自然科学基金的资助。

## 参考文献

- [1] 杨玉新,胡春波,何国强,等. 固液混合火箭发动机中的关键技术及其发展[J]. 宇航学报, 2008, 29(5): 1616-1621.
- [2] 边金尧,徐松林,李玉龙. 国外固液混合火箭发动机关键技术研究进展[J]. 现代防御技术, 2013, 41(5): 32-35.
- [3] 侯德飞,王鹏飞,孙勇强,等. 固液混合火箭发动机研究进展[J]. 宇航总体技术, 2019, 3(5): 50-60.
- [4] 蔡国飙. 固液混合火箭发动机技术综述与展望[J]. 推进技术, 2012, 33(6): 831-839. (CAI Guo-biao. Development and Application of Hybrid Rocket Motor Technology: Overview and Prospect[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2012, 33(6): 831-839.)
- [5] QJ 1783A-1996 C.F.R.-1989, 液体火箭发动机汽蚀文氏管通用规范[S].
- [6] 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.
- [7] Zeng P, Tian H, Yu N, et al. Numerical Investigation on Flow in the Variable Area Cavitating Venturi[C]. *San Jose: The 49th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference*, 2013.
- [8] 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.
- [9] 成鹏,李清廉,李春. 基于包络线法的调节阀阀芯型面改进设计方法[J]. 流体机械, 2013, 41(10): 53-56.
- [10] 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.
- [11] 沈赤兵,吴继平. 可调汽蚀文氏管试验研究[J]. 推进技术, 2004, 25(5): 473-476. (SHEN Chi-bing, WU Ji-ping. Experimental Investigation on the Controllable Cavitating Venturi[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2004, 25(5): 473-476.)
- [12] 陈启智,高汉如. 流量可调汽蚀文氏管的几个问题[J]. 工学学报, 1979(4): 35-62.
- [13] 陈启智,高汉如. 流量可调汽蚀文氏管喉部圆柱段长度的设计方法[J]. 航空动力学报, 1987, 2(3): 235-238.
- [14] 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: 国防科技大学, 2006.
- [15] 何修杰,晏至辉,王世茂,等. 基于PLC的可调文氏管设计及其在燃烧加热器中的应用[J]. 自动化与仪器仪表, 2021(1): 156-160.
- [16] 谭建国,刘景华,王振国. 一种适用于系统仿真的文氏管动态模型[J]. 系统仿真学报, 2010, 22(12): 2788-2790.
- [17] Tian H, Zeng P, Yu N, et al. Application of Variable Area Cavitating Venturi as a Dynamic Flow Controller[J]. *Flow Measurement and Instrumentation*, 2014, 38: 21-26.
- [18] 文思语. 变推力液体火箭发动机控制方案设计与控制方法研究[D]. 长沙: 国防科技大学, 2018.
- [19] 赵东方. 液氮文氏管汽蚀动态特性可视化实验研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2016.
- [20] Li J, Song Y, Yin J, et al. Investigation on the Effect of Geometrical Parameters on the Performance of a Venturi Type Bubble Generator[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2017, 325: 90-96.
- [21] Cruz S, Godínez F, Navarrete M. Study of a Cavitating Venturi Tube by Lumped Parameters[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2019, 141(7).
- [22] Liu X, Lao L, Falcone G. A Comprehensive Assessment of Correlations for Two-Phase Flow Through Venturi Tubes[J]. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 2020, 78(10).

(编辑:梅瑛)