

液体离心喷嘴动力学特性理论分析

刘 上, 刘红军, 陈宏玉

(西安航天动力研究所, 陕西 西安 710100)

摘 要: 为了研究离心喷嘴在发动机动态系统中的作用, 采用线性化法建立了液体离心喷嘴动力学模型, 并推导了可以与其他环节相连的离心喷嘴传递矩阵模型。通过文献中的试验数据, 验证了所提出的敞口型离心喷嘴模型的合理性。计算结果表明, 在同样的压降和尺寸下, 相对收口型离心喷嘴, 敞口型离心喷嘴出口流量振荡幅值大大降低, 滞后相位角较大。喷嘴与供应系统相互作用时, 出口流量的谐振频率由供应系统的声学特性决定, 但谐振峰幅值大小由离心喷嘴特性决定。增加喷嘴压降, 则出口流量振荡幅值降低; 在喷嘴压降不变时, 提高发动机系统整体压力, 则出口流量振荡幅值增大。

关键词: 离心喷嘴; 动态特性; 试验验证; 理论分析; 供应管路

中图分类号: V434-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2012) 03-0001-06

Theoretical analysis for dynamic characteristics of liquid swirl injector

LIU Shang, LIU Hong-jun, CHEN Hong-yu

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

Abstract: The dynamic models of liquid swirl injector were established with the linearized method and the transfer matrix models of swirl injector were deduced for linking with other components to study the functions of swirl injector in the rocket engine dynamic system. The validity of the open swirl injector dynamic model was confirmed by the test data from the reference. The calculation results show that, under the same pressure drop and size, the amplitude of outlet flow rate oscillation of the open swirl injector is much less than the classical swirl injector, but the lagging phase angle is larger. As the injector interacts with its feeding pipe-line, the resonance frequency of outlet flow rate pulsation is determined by the acoustics characteristics of the feeding system, but the resonance peak amplitude is defined by the characteristics of the swirl injector. If the injection pressure drop is increased, the amplitude of the flow oscillation at the outlet must be reduced. In the case of keeping the injector pressure drop in the same level, higher engine system pressure may aggravate the oscillation amplitude of the flow rate at the outlet.

收稿日期: 2011-12-08; 修回日期: 2012-02-10

基金项目: 国家“863”项目(2006AA705311)

作者简介: 刘上 (1984—), 男, 博士研究生, 研究领域为液体火箭发动机系统动力学

Keywords: swirl injector; dynamic characteristic; test verification; theoretical analysis; feeding pipe-line

0 引言

液体火箭发动机是一个复杂的动态系统,喷嘴作为发动机动态系统的一个组成部分,在发动机中控制着推进剂的喷注流量,能够将燃烧室与供应系统之间的所有相互作用都联系起来。发动机整个系统中微小的振荡或扰动,都会直接或间接地影响喷嘴流量的变化,进而影响整个发动机动态系统,因此喷嘴在发动机动态系统中起到非常重要的作用^[1]。

发动机内动态过程的相互作用如图1所示。燃烧室中压力扰动通过反馈1直接影响燃烧室内的一些过程(即液滴蒸发、混合和燃烧过程),可以形成高频燃烧不稳定。在中低频范围内,压力扰动通过反馈2影响喷嘴,激励起推进剂流量、速度或其他参数的扰动。推进剂流量扰动通过反馈3在供应路中激励起压力的振荡。供应路和燃烧室中的压力扰动共同形成了喷注压降的扰动,导致推进剂质量流量、速度和喷雾角的扰动,影响到燃烧过程,产生热释放的扰动和燃烧室内二次压力扰动。在相位合适时,形成了耦合的不稳定系统,所以有必要研究喷注压降波动导致的喷嘴流量波动的情况,即喷嘴动力学问题。

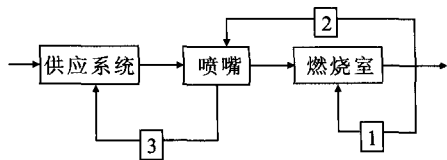


图1 发动机内动态过程的相互作用

Fig. 1 Interaction of dynamic processes in engine

在发动机系统级动态特性分析中,一般对喷嘴动态特性进行简化处理,如将喷注器等效成一个容腔和一个阻力端口形成的组合件^[2]。这对于直流喷嘴在振荡频率不高的范围内是可以接受的,但对于离心喷嘴,情况要复杂得多。由于该

类型喷嘴中液体旋涡的内边界是活动的,扰动的传播速度小,导致离心喷嘴流体通道当量弹性的明显降低,甚至在低频振荡条件下其内部的动态过程也与准稳态过程差别较大^[3]。俄国的Bazarov^[4-6]基于无粘、不可压流的假设,采用线性化方法开创了喷嘴动力学研究的先河,以喷嘴输出流量的脉动对压降脉动做出响应。美国学者^[5-9]采用非线性边界元法对离心喷嘴进行数值计算,在很宽的高频范围内与Bazarov的理论分析进行了比较,在2 000 Hz以下两者相差不大。国内杨立军及其学生基于Bazarov的理论探讨了液体喷嘴的结构参数和工作条件对出口流量振荡的影响规律^[7-9]。但目前大都集中在分析单一喷嘴特性,对离心喷嘴在复杂供应系统中的作用探讨得很少。

本文基于Bazarov的思想,推导出适合离心喷嘴的传递矩阵模型,以便与复杂供应系统进行耦合计算。分析收口型、敞口型离心喷嘴动态特性的差异,并探讨离心喷嘴对供应系统的影响规律,为工程设计提供参考。

1 喷嘴模型方程

广泛应用于各种动力系统的离心喷嘴基本形式如图2(a)所示,可分为切向通道、旋流腔和喷嘴三部分。但高压补燃循环液氧煤油发动机采用的敞口型喷嘴没有收口段,其动态特性与传统的收口型喷嘴相比有较大差别。

对于传统的收口型喷嘴,整个喷嘴的传递函数为^[1]

$$\Pi_{\Sigma} = \frac{Q'_n / \bar{Q}_n}{\Delta p'_z / \Delta p_z} = \frac{\bar{R}_{in}^2}{a} \frac{\Pi_n \Pi_{kn} \Pi_T}{2(\Pi_{k2} + \Pi_{k3}) \Pi_T + 1} \quad (1)$$

喷嘴各部分的传递函数表达式分别为^[1,5-6]

$$\Pi_T = \frac{1}{2} \frac{1 - iSh_T}{1 + Sh_T}, \quad Sh_T = \omega L_T / W_T$$

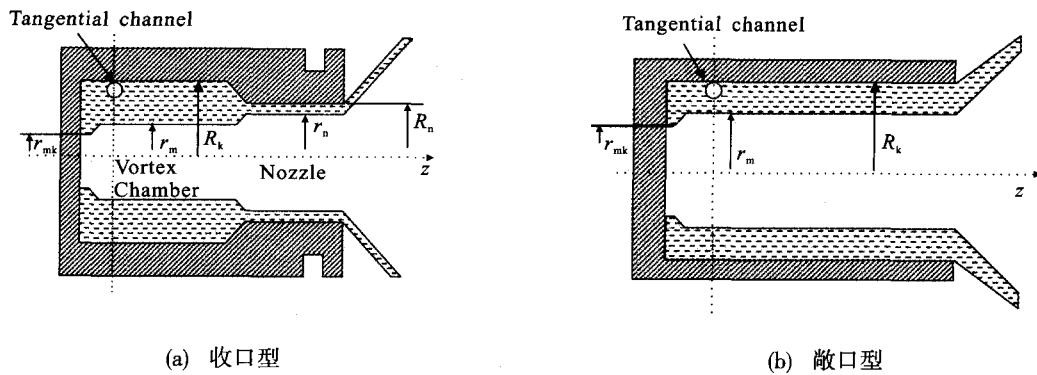


图2 离心喷嘴基本结构

Fig. 2 Basic structures of swirl injectors

$$\Pi_{k2} = K_2 \sum_{n=0}^{\infty} \Pi_n e^{-2n\Phi_k - 2nv\Phi_k/2\pi}$$

$$\Pi_{kn} = K_2 \sum_{n=0}^{\infty} \Pi_n e^{-(2n+1)\Phi_k - v(2n+1)\Phi_k/2\pi}$$

$$\operatorname{Re}\Pi_{k3} = 2 \frac{\bar{R}_k - \sqrt{a}}{\bar{R}_k} \int_0^1 \cos f(\bar{x}) e^{-v f(\bar{x})} d\bar{x} / \left(1 - \frac{\bar{R}_k - \sqrt{a}}{\bar{R}_k} \bar{x}\right)^3$$

$$\operatorname{Im}\Pi_{k3} = -2 \frac{\bar{R}_k - \sqrt{a}}{\bar{R}_k} \int_0^1 \sin f(\bar{x}) e^{-v f(\bar{x})} d\bar{x} / \left(1 - \frac{\bar{R}_k - \sqrt{a}}{\bar{R}_k} \bar{x}\right)^3$$

$$\Pi_n = \frac{Q'_n}{Q'_{kn}} = (1 - \Pi) e^{-\psi_n(i+v/2\pi)}$$

$$\text{其中 } \Phi_k = \omega L_k / V_{wk}, K_2 = \frac{1}{A \sqrt{2(\bar{R}_k^2 - a)}},$$

$$\psi_n = \frac{\omega L_n}{V_{wn}}, f(\bar{x}) = \frac{\omega R_{in}}{W_\Sigma} \frac{\bar{R}_k^2 - a}{\mu} \bar{x} \operatorname{tg}(\pi \bar{x} / 2)$$

式中: v 为扰动的无量纲衰减率, 在一个波长的长度上振幅衰减到原来的 $1/e$, 则取 $v=1$ 。然而, 对于敞口型喷嘴, 由于没有喷口段, 其动态特性与收口型离心喷嘴的差异在于^[4,7]:

1) 不存在沿旋流腔轴向传播的反射波;

2) 同等切向通道和旋流腔尺寸下, 敞口型喷嘴旋流腔内液膜很薄, 轴向速度大, 不能忽略其对动力学特性的影响。

考虑上述因素, 按照文献 [1] 中的思路, 可得出敞口型喷嘴总的传递函数:

$$\Pi_\Sigma = \frac{\bar{R}_{in}^2}{a} \frac{\Pi_{kn} \Pi_T}{2(\Pi_{k2} + \Pi_{k3}) \Pi_T + 1} \quad (2)$$

与收口型喷嘴中传递函数不同的是:

$$\Pi_{k2} = K_2^*$$

$$\Pi_{kn} = e^{-\Phi_k - v\Phi_k/2\pi}$$

考虑旋流腔中轴向速度的影响^[7], K_2 的修正值

$$K_2^* = K_2 \frac{\sqrt{(\bar{R}_k^2 - a)^3}}{\mu \sqrt{2a} + \sqrt{(\bar{R}_k^2 - a)^3}}$$

当将喷嘴作为一个动态元件与分布参数的供应系统以及燃烧室相连时, 采用传递矩阵形式将整个大系统联系起来是非常方便的, 故将喷嘴动力学模型写成喷嘴出口压力、流量振荡与喷嘴入口压力、流量振荡的关系。对于收口型喷嘴, 推导得传递矩阵模型为

$$\begin{bmatrix} \frac{p'_c}{p_c} \\ \frac{Q'_\Sigma}{Q_\Sigma} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{p_f}{p_c} & -\frac{\Delta p_\Sigma}{p_c} \frac{1}{\Pi_{in}} \\ 0 & \Pi_n \Pi_{kn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{p'_f}{p_f} \\ \frac{Q'_T}{Q_T} \end{bmatrix}$$

其中 $\Pi_{in} = \Pi_\Sigma / (\Pi_n \Pi_{kn})$

对于敞口型喷嘴, 传递矩阵模型为

$$\begin{bmatrix} \frac{p'_c}{p_c} \\ \frac{Q'_\Sigma}{Q_\Sigma} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{p_f}{p_c} & -\frac{\Delta p_\Sigma}{p_c} \frac{1}{\Pi_{in}} \\ 0 & \Pi_{kn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{p'_f}{p_f} \\ \frac{Q'_T}{Q_T} \end{bmatrix}$$

其中 $\Pi_{in} = \Pi_{\Sigma} / \Pi_{kn}$

与喷嘴相连接的供应系统常由液体管路组成, 联系直管出口、入口端压力和流量脉动的传递矩阵模型为

$$\begin{bmatrix} \frac{p'_2}{p} \\ \frac{Q'_2}{Q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} ch\left(\frac{sl}{a}\right) & -\alpha \cdot sh\left(\frac{sl}{a}\right) \\ -\frac{1}{\alpha} sh\left(\frac{sl}{a}\right) & ch\left(\frac{sl}{a}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{p'_1}{p} \\ \frac{Q'_1}{Q} \end{bmatrix}$$

式中: $\alpha = \rho a \omega / p$ 为无量纲的波动阻力。

根据喷嘴和管路的传递矩阵模型, 将供应管路入口至燃烧喷嘴面之间的传递矩阵进行连乘, 形成联系供应管路入口端和喷嘴面处脉动参数的总关系式如下:

$$\begin{bmatrix} \frac{p'_c}{p_c} \\ \frac{Q'_\Sigma}{Q_\Sigma} \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} \frac{p'_{in}}{p_{in}} \\ \frac{Q'_{in}}{Q_{in}} \end{bmatrix}, \quad T = T_n \cdots T_1 \cdot T_{inj}$$

式中: $T_n \cdots T_1$, T_{inj} 为各管路段和离心喷嘴的传递矩阵。

若已知供应管路入口的阻抗 Z_{in} , 可以得出喷嘴出口压力振荡引起喷嘴流量振荡的传递函数:

$$\Pi_{\Sigma c} = \frac{Q'_\Sigma / \bar{Q}_\Sigma}{p'_c / \bar{p}_c} = \frac{T(2,1)Z_{in} + T(2,2)}{T(1,1)Z_{in} + T(1,2)} \quad (3)$$

通过上述过程, 可以方便地将离心喷嘴纳入整个供应系统中, 分析其动态特性。

2 结果分析

2.1 试验数据验证

在文献 [1] 中, Bazarov 对传统的收口型离心喷嘴的动态特性进行研究, 并在不同压降条件下, 将其理论结果与试验数据进行了比较。验证了收口型离心喷嘴动力学理论的合理性。但由于 Bazarov 对敞口型离心喷嘴研究得很少^[9], 因而对本文所采用的敞口型离心喷嘴理论公式需进行试验验证。采用文献 [9] 中对敞口型离心喷嘴进行动力学试验数据, 在其试验条件下, 比较本文的理

论计算结果与试验数据 (见图 3 所示)。

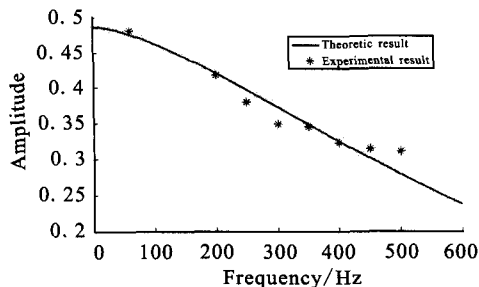


图3 敞口型离心喷嘴模型的试验验证

Fig. 3 Validation of open swirl injector model with test data

图3表明本文的理论计算结果与文献 [9] 中的试验数据趋势一致, 两者基本吻合。验证了本文中敞口型离心喷嘴的动力理论和计算方法的正确性。

2.2 离心喷嘴动态特性比较

为了比较分析收口型和敞口型离心喷嘴的动态特性, 对某算例喷嘴进行分析。为保证同等条件, 使收口型离心喷嘴的切向通道和旋流腔部分与敞口型喷嘴相同。表1给出算例喷嘴的尺寸参数 (单位 mm)。采用煤油介质, 无量纲衰减率 $v=0.6$, 喷嘴压降为 1.2 MPa。

表1 离心喷嘴结构参数

Tab. 1 Configuration parameters of swirl injector

	切向通道×4	旋流腔	喷口	A
收口型	$R_T=0.46$	$R_k=2.5$	$R_n=1$	2.41
	$L_T=1.5$	$L_k=22$	$L_n=4$	
敞口型	$R_T=0.46$	$R_k=2.5$	-	6.03
	$L_T=1.5$	$L_k=22$	-	

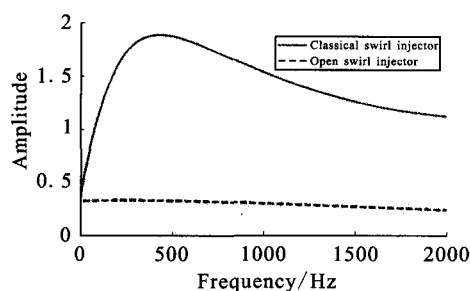
图4为通过传递函数 (1) 和 (2) 求得的收口型喷嘴和敞口型离心喷嘴频率特性。由图4 (a) 可见, 与有喷口段的收口型喷嘴相比, 同样的工作条件下, 敞口型离心喷嘴出口流量振荡幅值大大降低, 最大值只有收口型的 1/6。其原因主要有:

1) 敞口型喷嘴系数 \bar{R}_{in}^2 小于 1, 而收口型喷嘴的 \bar{R}_{in}^2 远大于 1, 在喷嘴总的传递函数中, 仅此

一项就大大降低了敞口型喷嘴传递函数的模。

2) 敞口型离心喷嘴没有收口部分产生的反射波, 流量扰动均以行波的形式直接传出喷嘴, 减小了旋流腔内的表面振荡。

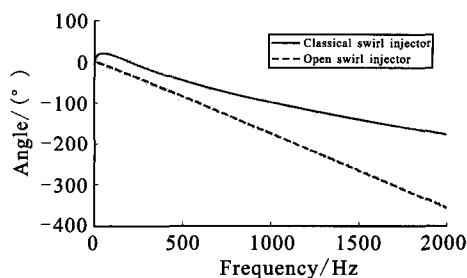
图 4 (a) 显示, 收口型离心喷嘴出口流量振荡的相对幅值, 在很大的频率范围内都超过了稳态比值, 且在频率不高的区域达到极大值。在幅频特性曲线的低频段, 当频率增大时, 流量振荡幅值会迅速增大, 这是由于旋流腔内的液体旋涡具有较大的惯性, 液体旋涡压降的振幅在低频段随频率的增大而急剧下降 (即 Π_{k3} 的模急剧减小), 而切向通道的长度很短, 其惯性小, Π_r 随频率的增大下降得不多。由总的传递函数表达式



(a) 幅频特性

知, Π_z 的模会迅速增加。该过程的物理含义是, 旋流腔内动压降占整个喷嘴动压降的比例迅速减小, 结果喷嘴压降振荡量的大部分都发生在切向通道内。之后由于切向通道内液体的惯性, 喷嘴流量振幅随频率增加而平滑下降。

在图 4 (b) 中, 敞口型喷嘴的相频曲线比收口型喷嘴更接近于线性关系, 这主要是敞口型喷嘴旋流腔内无喷口段产生的反射波, 长的旋流腔起了运输环节的作用。在相同的频率下, 敞口型喷嘴的滞后相位角大于收口型, 因为敞口型喷嘴旋流腔中液膜厚度很薄, 敞口型喷嘴中扰动波传播的速度要小于收口型喷嘴, 从而在相同的频率和传播长度下, 扰动传播的相移就要大。



(b) 相频特性

图 4 收口型和敞口型离心喷嘴动态特性的比较

Fig. 4 Comparison of dynamic characteristics of classical swirl injector and open swirl injector

由此可知, 相比传统的收口型离心喷嘴, 敞口型离心喷嘴的一个优点是, 在同样的压降扰动下, 可以大大降低喷嘴出口的流量振荡, 从而提高燃烧装置的稳定性。可以起到阻尼器和相位调节器的作用。

2.3 离心喷嘴在供应系统中的作用

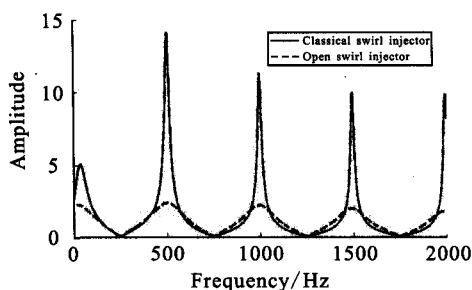
喷嘴的尺寸参数同表 1, 以喷嘴前连接一段供应管路为例, 管路参数为: $L=1.2$ m, $D=12$ mm, $q_m=0.6$ kg/s, $p=10$ MPa, $a=1\ 200$ m/s。若供应管路入口连接恒压贮箱, 则入口阻抗 $Z_m=0$, 若管路入口连接恒流泵源, 则入口导纳 $1/Z_m=0$ 。根据两种边界条件, 由公式 (3) 计算得喷嘴出口流量对出口压力振荡的幅频响应, 如图 5 所示。在出口流量的幅频曲线上出现了明显的谐振峰, 在谐振频率处, 收口型喷嘴的出口流量振荡幅值远大于敞口型喷嘴, 这与图 4 (a) 的结论相一致, 体现

了敞口型离心喷嘴的阻尼作用。图 5 (a) 中各阶谐振频率刚好等于两端开边界管路的固有振荡频率 $na/2L=500n$ Hz, 图 5 (b) 中各阶谐振频率刚好等于开闭边界管路的固有振荡频率 $(2n-1)a/4L=250(2n-1)$ Hz。说明当离心喷嘴与供应系统相互作用时, 出口流量的谐振情况由供应系统的声学特性决定, 但流量振荡的谐振峰值由离心喷嘴的特性决定。图 5 中收口型喷嘴的出口流量频率特性具有高品质因数谐振峰, 说明采用收口型喷嘴的燃烧室, 只要其中的压力脉动避开供应系统的谐振频率, 出口流量的振荡在很宽的频率范围内就是一个小量。

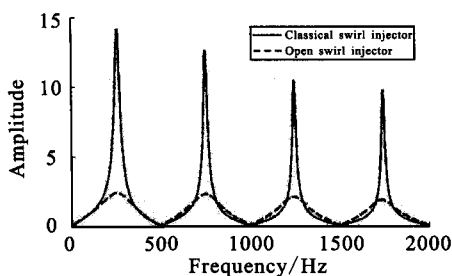
以敞口型离心喷嘴, 分析工况参数对其动态特性的影响。在零入口阻抗下, 其他条件不变, 提高离心喷嘴的压降, 计算得出口流量振荡的幅频特性如图 6。明显可得, 喷嘴的压降越大, 则

出口流量振荡幅值越低,在谐振频率处降低得更明显。说明喷注压降越高,供应系统对燃烧室的反馈越小,这也印证了对于热力组件的中低频耦

合不稳定,适当提高喷注单元的压降是非常有效的解决措施。



(a)



(b)

图5 连接管路的喷嘴出口流量幅频特性

Fig. 5 Amplitude-frequency characteristics of outlet flow rate of injector linking with pipe

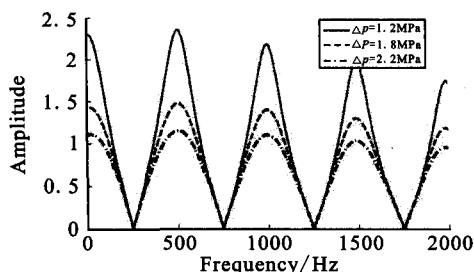


图6 喷注压降对喷嘴出口流量振荡的影响

Fig. 6 Effect of injection pressure drop on outlet flow rate oscillation of injector

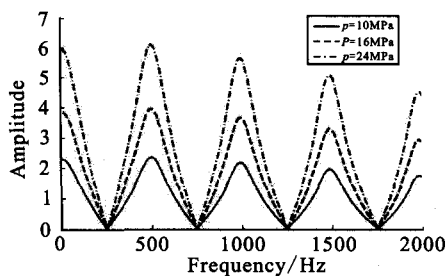


图7 管路压力对喷嘴出口流量振荡的影响

Fig. 7 Effect of pipe pressure on outlet flow rate oscillation of injector

同样在零入口阻抗下,保持喷嘴的压降不变(1.2 MPa),提高整个供应系统的压力,计算得出出口流量振荡的幅频特性如图7。结果表明随着整个系统压力的提高,出口流量振荡幅值整体增大,在谐振频率处增加更为明显。说明对于同样的喷注压降,高室压的发动机发生耦合不稳定的危险大于低室压的发动机。

3 结论

1) 通过文献中的试验数据,验证了本文所提出的敞口型离心喷嘴的动力学模型和计算方法的合理性。

2) 推导出的传递矩阵形式的喷嘴模型可以方便地与供应系统环节相联系,用于复杂发动机系

统的耦合振荡特性分析。

3) 在同样条件下,敞口型离心喷嘴出口流量振荡幅值大大低于收口型离心喷嘴,滞后相位角大于收口型,可以起到阻尼器和相位调节器的作用。

4) 喷嘴与供应系统相互作用时,出口流量的谐振频率由供应系统的声学特性决定,但谐振峰幅值大小由离心喷嘴的特性决定。

5) 增加喷嘴压降,则减小出口流量振荡幅值;喷嘴压降不变时,提高发动机系统整体压力,则增大出口流量振荡幅值。

参考文献:

- [1] BAZAROV V G. Dynamics of liquid injector [M]. Moscow: [s.n.], 1979.

(下转第11页)

- [3] SAGNICK H D, KRFILL G. Numerical simulation of transients in feed systems for cryogenic rocket engines, AIAA 95-2967 [R]. USA: AIAA, 1995.
- [4] 林景松, 王平阳, 高红, 等. 液体火箭发动机关机水击的数值模拟[J]. 上海航天, 2008, 25 (3): 53-57.
- [5] 张育林, 刘昆, 程谋森. 液体火箭发动机动力学理论与应用[M]. 北京: 科学出版社, 2005.
- [6] KOLCIO K, HELMICKI A J, JAWOOD S. Propulsion system modeling for condition monitoring and control: part I theoretical foundation, AIAA 94-3227[R]. USA: AIAA, 1994.
- [7] KOLCIO K, HELMICKI A J, JAWOOD S. Propulsion system modeling for condition monitoring and control: part II application to the SSME AIAA 94-3228 [R]. USA: AIAA, 1994.
- [8] 刘昆, 张育林. 一维可压缩流的有限元状态空间模型[J]. 推进技术, 1999, 19(5): 62-66.
- [9] MAJUMDAR A k. Numerical modeling of fluid transient by a finite volume procedure for rocket propulsion systems [C]// Proceedings of 4th ASME/JSME Joint Fluids Engineering Conference. Honolulu, Hawaii, USA: ASME/JSME, 2003: 2967-2974.
- [10] TIJSSELING A S, BERGANT A. Meshless computation of water hammer [C]//Proceedings of 2nd IAHR International Meeting of the Workgroup on Cavitation and Dynamic Problems in Hydraulic Machinery and Systems. Timisoara, Romania: IAHR, 2007: 1-34.
- [11] CANUTO C, QUARTERONI A. Approximation results for orthogonal polynomials in Sobolev spaces[J]. Math Compu, 1982, 38(1): 67-86.
- [12] GUO B Y. Spectral methods and their applications [M]. Singapore: World Scientific, 1998.
- [13] MA H P. Chebyshev-Legendre super spectral viscosity method for nonlinear conservation laws [J]. SIAM J. Numer. Anal., 1998, 35 (3): 893-908.
- [14] SHEN Jie, TANG Tao. Spectral and high-order methods with applications[M]. Beijing: Science Press, 2006.
- [15] 刘昆, 张育林. 推进剂供应管道的集中参数近似模型研究-模态近似模型[J]. 推进技术, 1998, 19(4): 41-45.

(编辑: 王建喜)

(上接第 6 页)

- [2] FREEBURN F D, HELSEL R H. Engine orbital maneuvering engine feed system coupled stability investigation NASA CR-144409 [R]. USA: NASA, 1975.
- [3] BAZAROV V Y. Liquid-propellant rocket engine injector dynamics [J]. Journal of Propulsion and Power, 1998, 14 (5): 797-806.
- [4] BAZAROV V G. Design of injectors for self-sustaining of combustion chambers stability AIAA 2006-4722 [R]. USA: AIAA, 2006.
- [5] RICHARDSON R. Linear and nonlinear dynamics of swirl injectors [D]. USA: Purdue University, 2007.
- [6] ISMAILOV M, HEISTER S D. Nonlinear modeling of classical swirl injector dynamics AIAA 2009-5402 [R]. USA: AIAA, 2009.
- [7] 杨立军, 张向阳. 敞口型离心喷嘴动力学特性理论分析[J]. 推进技术, 2006, 27(6): 497-500.
- [8] YANG Li-jun, FU Qing-fei. Theoretical study of dynamic characteristic of open-end liquid swirl injector IAC-06-C4.P.3.09[R]. [S.I.]: IAC, 2006
- [9] FU Qing-fei, YANG Li-jun. Theoretical and experimental study of the dynamics of a liquid swirl injector[J]. Journal of Propulsion and Power, 2010, 26(1): 94-101.

(编辑: 王建喜)