

液液同轴离心式喷嘴动态特性理论研究*

张丁为¹, 富庆飞^{1,2}, 杨立军^{1,2}

(1. 北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191;

2. 北京航空航天大学 宁波创新研究院 先进飞行器与空天动力创新研究中心, 浙江 宁波 315800)

摘要: 为了研究液液同轴离心喷嘴的动态特性, 通过理论方法建立了同轴喷嘴中内喷嘴、外喷嘴的传递函数。其中内喷嘴传递函数参考了Bazarov的喷嘴动力学理论。基于非定常伯努利方程, 结合压降振荡条件下喷嘴内液体不同速度分量变化量之间关系的分析, 推导了外喷嘴的传递函数。通过将内外喷嘴独立的传递函数相结合, 获得了同轴喷嘴总流量振荡以及氧燃比振荡的幅频特性。对一具体同轴喷嘴进行了计算, 结果表明, 内喷嘴在计算频率范围内会出现敏感频率点。在压降振荡同相位情况下, 高频时内外喷嘴之间流量振荡相位差较大。通过仅改变内喷嘴或外喷嘴切向孔的数目, 对氧燃比1.65, 富燃及富氧三种同轴喷嘴整体动态特性进行了分析。三种同轴喷嘴的计算结果中均发现了新的敏感频率点。

关键词: 液液同轴离心式喷嘴; 喷嘴动力学; 传递函数; 非定常伯努利方程; 理论分析

中图分类号: V434 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-4055 (2022) 09-210499-09

DOI: 10.13675/j.cnki. tjjs. 210499

Theoretical Study on Dynamic Characteristics of Liquid-Liquid Coaxial Swirl Injector

ZHANG Ding-wei¹, FU Qing-fei^{1,2}, YANG Li-jun^{1,2}

(1. School of Astronautics, Beihang University, Beijing 100191, China;

2. Aircraft and Propulsion Laboratory, Ningbo Institute of Technology, Beihang University, Ningbo 315800, China)

Abstract: In order to study the dynamic characteristics of liquid-liquid coaxial swirl injector, the transfer functions of the inner and outer injectors of the coaxial injector were established by theoretical method. The transfer function of the inner injector refers to Bazarov's injector dynamics theory. Based on the unsteady Bernoulli equation, the transfer function of the outer injector is derived by analyzing the relationship between the change in different velocity components of the liquid in the injector when the pressure drop oscillates. By combining the independent transfer functions of the inner and the outer injectors, the amplitude-frequency characteristics of the oscillations of the total flow rate and the oxygen-fuel ratio of the coaxial injector were obtained. The calculation results of a specific coaxial injector show that there appears sensitive frequency point within the calculated frequency range of the inner injector. The phase difference of flow oscillation between inner and outer injectors is large at high frequency when the pressure drop oscillations of them is synchronous. By only changing the number of tangential holes of the inner injector or the outer injector, the dynamic characteristics of the whole coaxial injector

* 收稿日期: 2021-07-25; 修订日期: 2021-09-29。

基金项目: 国家自然科学基金 (U1837211)。

作者简介: 张丁为, 博士生, 研究领域为离心喷嘴动力学。

通讯作者: 杨立军, 博士, 教授, 研究领域为火箭发动机喷雾燃烧。

引用格式: 张丁为, 富庆飞, 杨立军. 液液同轴离心式喷嘴动态特性理论研究[J]. 推进技术, 2022, 43(9):210499. (ZHANG Ding-wei, FU Qing-fei, YANG Li-jun. Theoretical Study on Dynamic Characteristics of Liquid-Liquid Coaxial Swirl Injector[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2022, 43(9):210499.)

with oxygen to fuel ratio of 1.65, fuel-rich and oxygen-rich were analyzed. New sensitive frequency points were found in the calculation results of the three kinds of coaxial injectors.

Key words: Liquid-liquid coaxial swirl injector; Injector dynamics; Transfer function; Unsteady Bernoulli equation; Theoretical analysis

1 引言

液液同轴离心式喷嘴广泛应用于液体火箭发动机中。燃烧不稳定性是火箭发动机研制中的关键技术问题,其影响发动机的性能,甚至造成发动机的破坏^[1]。在一定频率范围内,较小的燃烧室压强振荡就有可能引起喷嘴流量较大幅度的振荡。喷嘴动态特性研究旨在从喷嘴流量振荡对压降振荡响应的角度出发,揭示燃烧不稳定性发生存在的机理。

以往的离心喷嘴动力学研究大多集中于单一组元喷嘴^[2-8],以及供应系统与喷嘴之间的相互作用^[9-12]。Bazarov^[2]在喷嘴动力学方面进行了开创性的工作,后续国内杨立军等^[3-5]、富庆飞等^[6-8]对喷嘴动力学理论进行了发展,并开展了实验加以验证^[5-8]。

对于双组元的液液同轴离心喷嘴,国内外多数研究主要集中于定常工况。Kim等^[13]通过实验研究了不同缩进尺寸和氧燃比对液液同轴离心喷嘴内部流动的影响。Ahn等^[14-15]通过模型燃烧室对液液同轴离心喷嘴进行了热试研究,虽然多数工况下发生了不稳定燃烧,但是并没有从喷嘴的动态特性角度加以解释。Ding等^[16-17]对液液同轴离心喷嘴进行了仿真与实验研究。徐顺等^[18]研究了喷注压降对液液同轴离心喷嘴喷雾锥角的影响。宋大亮等^[19]对液液同轴离心喷嘴中外喷嘴的内部流动进行了数值模拟。申力鑫等^[20]对双层旋转液膜的一次破碎过程进行了数值模拟。

盛立勇等^[21]对液液同轴离心喷嘴的相关研究进行了综述,其中除了稳态工况,也提到了一些非定常雾化过程的研究。北京控制工程研究所针对航天姿控推力器中的液液同轴离心喷嘴开展了研究^[22-23],其中除了研究喷嘴的稳态喷雾特性还研究了脉冲喷雾过程。脉冲喷雾虽然是非定常喷雾过程,但是不属于以燃烧不稳定为背景的喷嘴动力学范畴,因为脉冲由管路上游电磁阀的开闭主动产生。文献^[24]在低韦伯数工况下发现了液液同轴喷嘴内外离心液膜周期性合并、分离的非定常现象,但是这种工况远远偏离火箭发动机中的实际工作状态。综上所述,有必要从喷嘴动力学角度对液液同轴离心喷嘴的动态

特性进行研究。

在火箭发动机中,液液同轴离心喷嘴的内外喷嘴一般分别喷注氧化剂和燃料。因此除了内外喷嘴单独的动态特性,两者之间动态特性的关系也十分重要。富庆飞等^[25]通过理论分析了燃烧室压力振荡对液液同轴离心喷嘴混合比的影响规律,但是在获得外喷嘴的传递函数时忽略了内喷嘴的影响,并没有针对外喷嘴的内部流动进行详细的分析。本文在此文献的基础上,从理论角度研究了液液同轴离心喷嘴的动态特性,包括内、外喷嘴两者独立的动态特性,以及同轴喷嘴整体参数的动态特性。其中内喷嘴传递函数来源于Bazarov^[2]的理论。基于单相流假设和非定常伯努利方程,推导了外喷嘴的传递函数。最后,研究了同轴喷嘴总流量以及氧燃比的幅频特性。

2 模型

图1为本文研究的液液同轴离心喷嘴模型,其中内喷嘴为典型的收口型离心喷嘴结构,外喷嘴为环缝式离心喷嘴。喷嘴出口流量振荡相对于压降振荡的响应振幅和相位差称为喷嘴的动态特性,可以由传递函数来表征,具体为

$$\Pi = \frac{Q_c'/Q_c}{\Delta p_s'/\Delta p_s} \quad (1)$$

式中 Q_c 代表喷嘴出口处的体积流量, Δp_s 代表喷嘴的压降,上标“'”表示扰动量。

本文计算的液液同轴离心喷嘴算例各结构参数如图2及表1所示,部分外喷嘴尺寸将在后文给出,其中下标t代表切向孔,下表k代表旋流腔,下标c代

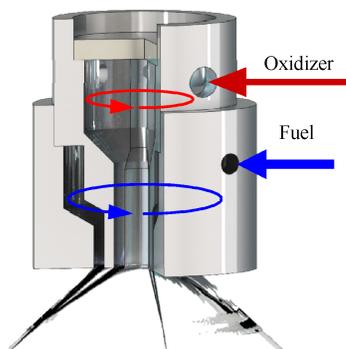


Fig. 1 Schematic diagram of liquid-liquid coaxial swirl injector

表喷嘴。推进剂采用甲基肼(MMH)及四氧化二氮(NTO),如表2所示。该算例不涉及任何具体型号,仅作为对理论结果的直观表现。假设喷嘴无缩进,在流出喷嘴前内、外喷嘴之间互不影响,因此对两者的动态特性先分别进行分析,下文中统一用下标o代表外喷嘴,i代表内喷嘴。

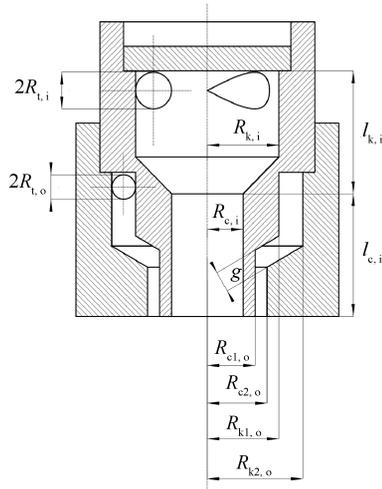


Fig. 2 Geometrical parameter symbols of the liquid-liquid coaxial swirl injector

Table 1 Geometric parameters of the calculating example injector

Parameter	Value
$R_{i,i}/\text{mm}$	0.75
$R_{i,o}/\text{mm}$	0.5
$R_{k,i}/\text{mm}$	3
$R_{c,i}/\text{mm}$	1.5
$R_{e1,o}/\text{mm}$	2
$R_{e2,o}/\text{mm}$	2.5
$R_{k1,o}/\text{mm}$	3
$R_{k2,o}/\text{mm}$	4
g/mm	1
$l_{k,i}/\text{mm}$	5
$l_{c,i}/\text{mm}$	5
Tangential inlet length of inner injector $l_{i,i}/\text{mm}$	2
Tangential inlet length of outer injector $l_{i,o}/\text{mm}$	2
Tangential inlet number of inner injector $N_{i,i}$	4
Tangential inlet number of outer injector $N_{i,o}$	4

Table 2 Propellants used in the calculation example

Injector	Propellant	Density/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	Oxygen-fuel ratio
Outer	MMH	853	1.65 ^[26]
Inner	NTO	1446	

3 研究方法及结果

3.1 内喷嘴动态特性分析

3.1.1 计算方法

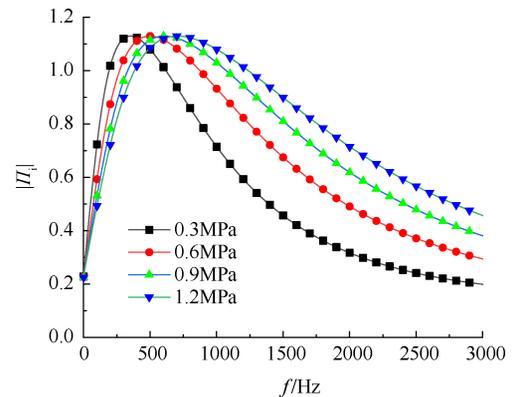
收口型离心喷嘴的传递函数如式(2)所示,具体推导过程及其中所有符号的具体含义见参考文献[2]。

$$\Pi_i = \frac{\bar{R}_{bx}^2}{a} \frac{\Pi_c \Pi_{k,cII} \Pi_t}{2\Pi_t(\Pi_{k,3II} + \Pi_{k,3III}) + 1} \quad (2)$$

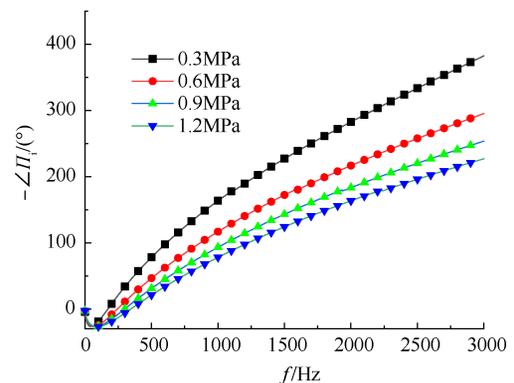
式中 Π_t 为切向通道传递函数, Π_c 为喷嘴的传递函数, $\Pi_{k,3II}$ 为表面波引起的旋流腔传递函数, $\Pi_{k,3III}$ 为旋转波引起的旋流腔传递函数, $\Pi_{k,cII}$ 为表面波引起的旋流腔出口到喷嘴入口的传递函数。

3.1.2 计算结果

从图3可以看出,在0~3kHz的频率范围内,传递函数的幅频特性曲线呈现先增大后减小的趋势,并在某一频率出现极值。从传递函数的相频特性曲线可以看出,流量振荡与压降振荡之间的相位角与振荡频率的增加基本呈正相关。当喷嘴压降增大时,幅频特性曲线的极值基本不变,极值对应的振荡频率不断增大。当压降增大时,喷嘴流量振荡与压



(a) Amplitude-frequency characteristics



(b) Phase-frequency characteristics

Fig. 3 Dynamic characteristics of inner injector under different pressure drops

降振荡之间的相位差减小。极值的出现说明喷嘴在该频率下发生了共振,该频率是内喷嘴的敏感频率点。

3.2 内喷嘴动态特性分析

3.2.1 计算方法

外喷嘴是环缝喷嘴,关于外喷嘴的动态特性未见已有的传递函数,因此需要进行推导。根据文献[19]的仿真结果和经验,外喷嘴的液体通道会被推进剂填满,不会像典型离心喷嘴那样会在中心产生气涡,因为气涡存在的区域被内喷嘴占据。由于外喷嘴内部充满液体,且液体的压缩性可忽略不计,因此可以认为喷嘴内任一截面的液体流量在时刻相同,这是接下来推导的基本假设。

需要说明的是,本节所有参数与变量均只与外喷嘴相关,为了方便阅读,本节公式中省略了下标 o。

首先求解外喷嘴流动参数的稳态量,总流速为

$$v_{\Sigma} = \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho}} \quad (3)$$

根据流量相等条件

$$v_{in} A_{in} = v_a A_{out} \quad (4)$$

$$K_c = \frac{R_{c2} + R_{c1}}{2R_{bx}} \quad (5)$$

$$v_t = \frac{v_{in}}{K_c} \quad (6)$$

$$v_a^2 + v_t^2 = v_{\Sigma}^2 \quad (6)$$

式中 v_{in} 是切向孔内流速; A_{in}, A_{out} 分别为喷嘴切向孔进口面积和喷嘴出口面积; v_a, v_t 分别为喷嘴出口轴向速度和切向速度; $R_{bx} = R_{k2} - R_l$ 为旋流腔液体旋转臂。

其中根据式(3)~(6)可得

$$v_a^2 = \frac{v_{\Sigma}^2}{1 + \frac{A_{out}^2}{A_{in}^2 K_c^2}} \quad (7)$$

令 $K_a = 1 / \left(1 + \frac{A_{out}^2}{A_{in}^2 K_c^2} \right)$, 喷嘴的体积流量 Q 为

$$Q = v_a A_{out} \quad (8)$$

$$Q^2 = K_a A_{out}^2 v_{\Sigma}^2 \quad (9)$$

喷嘴压降的变化会同时引起切向速度以及沿流道方向速度的变化,其中只有沿流道方向速度与流量相关(沿流道方向是指平行于环缝截面边界)。因此接下来求解当压降发生小扰动时,沿流道方向速度(下标 a)和切向速度(下标 t)两者变化量之间的关系,首先将外喷嘴的简化为如图 4 所示的计算模型,

其中一些几何尺寸取值如图中所示。

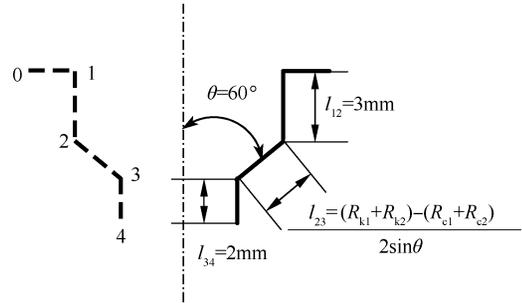


Fig. 4 Simplified model of outer injector

定义沿流道方向速度变化量在总速度变化量中占比为 η , 则

0-1(切向孔)

$$\eta_{01} = 1 \quad (10)$$

1-2(旋流腔)

$$v_{12} = v_{in} = \frac{A_{out}}{A_{in}} v_a$$

$$v_{a2} = \frac{A_{out}}{A_2} v_a \quad (11)$$

$$\eta_{12} = \frac{\delta v_{a2}}{\delta v_{a2} + \delta v_{12}} = \frac{1}{1 + \frac{A_2}{A_{in}}}$$

对于 2-3(收敛段)由于沿流道方向的流通面积一直发生变化,因此需要稍微复杂的处理。取直角坐标系见图 5。

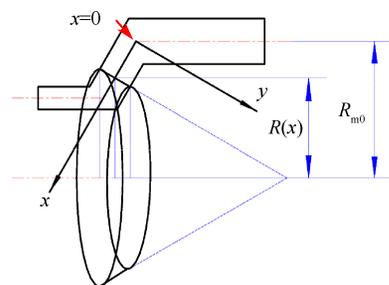


Fig. 5 Calculation method of convergence section of outer injector

收敛段的宽度为 g , 收敛段内中轴线上任意一点与喷嘴轴线的距离为

$$R(x) = R_{m0} - x \sin\theta \quad (12)$$

式中 $R_{m0} = (R_{k2} + R_{k1})/2$ 。

收敛段内中轴线上任意一点对应环缝喷嘴的流通面积如图 5 所示,这部分面积实际上是两个圆锥表面积的差,计算过程为

$$A(x) = \frac{\pi \left[R(x) + \frac{g}{2} \cos\theta \right]^2}{\cos\theta} - \frac{\pi \left[R(x) - \frac{g}{2} \cos\theta \right]^2}{\cos\theta} = 2\pi g R(x) \quad (13)$$

收敛段任意一点的切向速度和沿流道方向速度为

$$\begin{aligned} v_t(x) &= \frac{A_{out}}{A_{in} K_c(x)} v_a \\ v_a(x) &= \frac{A_{out}}{A(x)} v_a \\ K_c(x) &= \frac{R(x)}{R_{bx}} \end{aligned} \quad (14)$$

与式(11)同理可得

$$\eta(x) = \frac{\delta v_a(x)}{\delta v_a(x) + \delta v_t(x)} = \frac{1}{1 + \frac{A(x)}{A_{in} K_a(x)}} \quad (15)$$

3-4(喷口)

$$\begin{aligned} v_{t4} = v_t &= \frac{A_{out}}{A_{in} K_c} v_a \\ v_{a4} = v_a \\ \eta_{34} &= \frac{\delta v_a}{\delta v_a + \delta v_t} = \frac{1}{1 + \frac{A_{out}}{A_{in} K_c}} \end{aligned} \quad (16)$$

式中各面积由外喷嘴的几何尺寸决定。

流量与沿流道方向的速度关系为

$$Q = Av \quad (17)$$

不可压非定常伯努利方程

$$\rho \int_1^2 \frac{\partial v}{\partial t} ds + \frac{1}{2} \rho (v_2^2 - v_1^2) = p_1 - p_2 \quad (18)$$

式(18)中 v 和 p 均是关于时间变化的,将其设为波动形式

$$\begin{aligned} v_i &= \bar{v}_i + v'_i \exp(i\omega t) \\ p_i &= \bar{p}_i + p'_i \exp(i\omega t) \end{aligned} \quad (19)$$

对关于时间的变量取微元量,并考虑到喷嘴内有多段流体通道可得

$$\begin{aligned} \int_0^1 \frac{\partial(\delta v)}{\partial t} ds + (v_1 \delta v_1 - v_0 \delta v_0) &= \frac{\delta p_0 - \delta p_1}{\rho} \\ &\vdots \\ \int_i^{i+1} \frac{\partial(\delta v)}{\partial t} ds + (v_{i+1} \delta v_{i+1} - v_i \delta v_i) &= \frac{\delta p_i - \delta p_{i+1}}{\rho} \end{aligned} \quad (20)$$

忽略集液腔内速度,即 $v_0 = 0$,将式(20)左端和右端分别相加可得

$$\sum_{i=0}^{N-1} \int_i^{i+1} \frac{\partial(\delta v)}{\partial t} ds + v_N \delta v_N = \frac{\delta p_0 - \delta p_N}{\rho} \quad (21)$$

式(21)中的 v 代表总流速,而决定流量的只有沿流道方向分量,因此

$$\sum_{i=0}^{N-1} \int_i^{i+1} \frac{\partial}{\partial t} \frac{\delta v_a}{\eta} ds + v_N \frac{\delta v_{Na}}{\eta} = \frac{\delta(\Delta p)}{\rho} \quad (22)$$

式中 η 代表式(10)~(16)中求出的值,代入式(17)中的关系,并根据喷嘴任意截面流量同一时刻处处相等的假设

$$\frac{\partial \delta Q}{\partial t} \sum_{i=0}^{N-1} \int_i^{i+1} \frac{ds}{A_{i+1} \eta} + v_N \frac{\delta Q}{A_N \eta} = \frac{\delta(\Delta p)}{\rho} \quad (23)$$

代入式(10)~(16)及式(19)即可获得

$$(K_1 i\omega + K_2) Q' = \Delta p' \quad (24)$$

式中

$$K_1 = \rho \left[\frac{l_1}{A_{in} \eta_{01}} + \frac{l_{12}}{A_2 \eta_{12}} + \int_0^{l_{23}} \frac{dx}{A(x) \eta(x)} + \frac{l_{34}}{A_{out} \eta_{34}} \right] \quad (25)$$

$$K_2 = \frac{\rho v_N}{A_{out} \eta_{34}} \quad (26)$$

K_1 中的积分项代表收敛段,具体计算过程为

$$\int_0^{l_{23}} \frac{dx}{A(x) r(x)} = \left(\frac{1}{2\pi g \sin\theta} + \frac{R_{bx}}{A_{in} \sin\theta} \right) \ln \left(\frac{R_{m0}}{R_{m0} - l_{23} \sin\theta} \right) \quad (27)$$

最后,进行无量纲化,获得传递函数

$$\Pi_o = \frac{Q'/\bar{Q}}{\Delta p'/\Delta p} = \frac{\rho \bar{Q}}{2K_a A_{out}^2 i\omega K_1 + K_2} \quad (28)$$

3.2.2 计算结果

从图6中可以看出,在0~3kHz内,传递函数幅频特性曲线呈现单调减小的趋势,这与同样单相流动的直流喷嘴的幅频特性曲线是类似的。从传递函数相频特性曲线可以看出,流量振荡与压降振荡之间的相位角与振荡频率呈正相关,且曲线斜率不断减小。当喷嘴压降增大时,振幅参数单调增加。当压降增大时,喷嘴流量振荡与压降振荡之间的相位差减小。由于外喷嘴的传递函数与惯性环节类似,所以其流量振荡与压降振荡之间相位差不会超过90°。相比之下,高频范围内喷嘴的流量振荡与压降振荡相位差会大很多。当考虑内外喷嘴压降振荡相位一致时,在振荡频率较高的情况下内外喷嘴之间流量振荡相位差就会比较大。

3.3 同轴喷嘴整体动态特性分析

3.3.1 计算方法

上文分别分析了内外喷嘴的动态特性,但是实际发动机工作时是由内外喷嘴喷出的氧化剂和燃料掺混、燃烧来建立燃烧室压强的。因此对于燃烧室

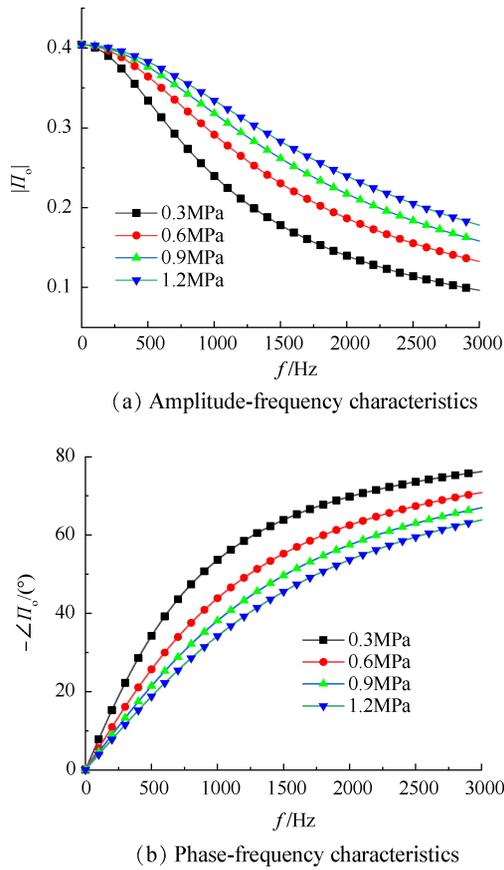


Fig. 6 Dynamic characteristics of outer injector under different pressure drops

出现的不稳定燃烧的研究必须考虑同轴喷嘴整体的动态特性,即研究氧化剂、燃料总流量的振荡以及两者混合比振荡的情况。

首先分析氧化剂与燃料总流量的振荡,定义总流量的相对振幅为

$$G_m = \frac{\langle \rho_o Q'_o \sin(\omega t) + \rho_i Q'_i \sin(\omega t + \varphi) \rangle}{\rho_o Q_o + \rho_i Q_i} \quad (29)$$

式中的“ $\langle \rangle$ ”代表取峰峰值, φ 代表内喷嘴与外喷嘴流量振荡的相位差, $\omega = 2\pi f$ 。

令 $K_{p,o} = \Delta p'_o / \Delta p_o$, $K_{p,i} = \Delta p'_i / \Delta p_i$ 。由于认为喷嘴压降是由下游燃烧室压强振荡引起,因此内外喷嘴的压降振荡幅值相位一致,振幅一致,即 $\Delta p'_i = \Delta p'_o$, 因此总流量的相对振幅可以表示为

$$G_m(\omega) = \frac{\langle \rho_o Q_o K_{p,o} |\Pi_o(\omega)| \sin(\omega t) + \rho_i Q_i K_{p,i} |\Pi_i(\omega)| \sin(\omega t + \varphi) \rangle}{\rho_o Q_o + \rho_i Q_i} = \langle C_o(\omega) \sin(\omega t) + C_i(\omega) \sin(\omega t + \varphi) \rangle \quad (30)$$

对于特定的振荡频率,内外喷嘴式(30)中的系数 C 值固定。经验证

$$f(x) = C_1 \sin(x) + C_2 \sin(x + \varphi) \quad (31)$$

这类函数为正弦函数且与 $g(x) = \sin(x) + \sin(x + \varphi)$ 具有同样的一个极值点 $x = \pi/4 - \varphi/2$ 。虽然理论推导中压强的相对振幅是未知的,但是式(31)中的系数 C 并不影响函数极值点的分布,因此令 $K_{p,o} = 0.1$, 相应的 $K_{p,i} = 0.1(\Delta p_o / \Delta p_i)$ 。综上,可以获得总流量振荡的幅频特性为

$$G_m(\omega) = \left| \frac{0.1 D_o |\Pi_o(\omega)| \sin(\pi/4 - \varphi/2) + 0.1 (\Delta p_o / \Delta p_i) D_i |\Pi_i(\omega)| \sin(\pi/4 + \varphi/2)}{0.1 (\Delta p_o / \Delta p_i) D_i |\Pi_i(\omega)| \sin(\pi/4 + \varphi/2)} \right| \quad (32)$$

式中 $D_o = \rho_o Q_o / (\rho_o Q_o + \rho_i Q_i)$, $D_i = 1 - D_o$ 。

在分析完总流量的振荡之后,还需要关注氧化剂与燃料流量比值的情况,因为这同样对燃烧具有决定性影响。在总流量振荡不太剧烈的情况下,如果氧燃比变化较为剧烈,那么同样也会对燃烧造成较大影响。定义氧燃比的相对振幅为

$$G_r = \frac{1}{\left(\frac{\rho_i Q_i}{\rho_o Q_o} \right)} \left\langle \frac{\rho_i Q'_i \sin(\omega t + \varphi) + \rho_o Q'_o}{\rho_o Q'_o \sin(\omega t) + \rho_o Q_o} \right\rangle = \left\langle \frac{|\Pi_i(\omega)| K_{p,i} \sin(\omega t + \varphi) + 1}{|\Pi_o(\omega)| K_{p,o} \sin(\omega t) + 1} \right\rangle \quad (33)$$

经研究,尖括号内的函数为非正弦的周期函数,可以通过求其最大值与最小值之间的差值定义峰峰值来表征氧燃比的相对振幅。对该函数性质的研究表明,分子与分母正弦函数前的系数的比值如果不变,则其极值点分布受影响很小,因此对内外喷嘴的压降相对振幅可采用上文同样的取法,最终可得氧燃比的相对振幅

$$G_r(\omega) = \left| \frac{0.1 (\Delta p_o / \Delta p_i) |\Pi_i(\omega)| \sin(s_1 + \varphi) + 1}{0.1 |\Pi_o(\omega)| \sin(s_1) + 1} - \frac{0.1 (\Delta p_o / \Delta p_i) |\Pi_i(\omega)| \sin(s_2 + \varphi) + 1}{0.1 |\Pi_o(\omega)| \sin(s_2) + 1} \right| \quad (34)$$

式中 s_2 与 s_1 代表该函数在一个周期内的两个极值点。

至此,已完成了对同轴喷嘴整体动态特性评估相关的两个参数的介绍,接下来将介绍计算结果。

3.3.2 计算结果

计算同轴喷嘴整体动态特性时需要确定内外喷嘴的流量关系,即氧燃比。根据计算,本文中的内外喷嘴压降均在 0.5MPa 时的氧燃比约为 1.65。不改变喷嘴压降,通过将内喷嘴切向孔数目改为 2,可使同

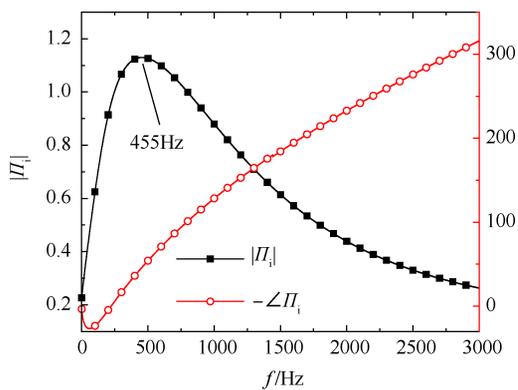
轴喷嘴处在富燃状态;通过将外喷嘴切向孔数目改为 2,可使同轴喷嘴处在富氧状态。三种喷嘴氧燃比如表 3 所示,接下来计算这三种情况下同轴喷嘴氧燃比振荡和总流量振荡的幅频特性。

Table 3 Three types of injectors with different oxygen-fuel ratios (pressure drop 0.5MPa)

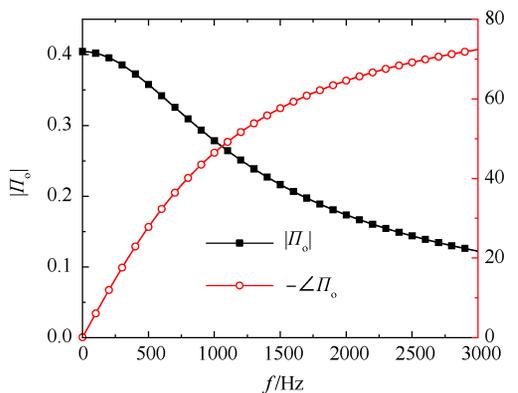
	Normal	Fuel-rich	Oxygen-rich
Oxidizer mass flow rate/(g/s)	93.3	58.4	93.3
Fuel mass flow rate/(g/s)	56.7	56.7	29.2
Oxygen-fuel ratio	1.65 ^[26]	1.03	3.20

对于氧燃比为 1.65 的喷嘴,首先计算内外喷嘴独立的动态特性曲线,如图 7 所示;然后计算同轴喷嘴整体的动态特性,如图 8 所示。

从图 7(a)可以看出,内喷嘴的幅频特性曲线中出现了一个峰值,峰值对应的振荡频率为 455Hz。从图 8 可以看出,在计算同轴喷嘴整体的动态特性时,总流量振荡与氧燃比振荡的幅频特性曲线中分别出现了 574Hz 和 860Hz 频率更高的极值点。



(a) Inner injector



(b) Outer injector

Fig. 7 Independent dynamic characteristics of inner and outer injectors under 0.5MPa condition (oxygen-fuel ratio=1.65)

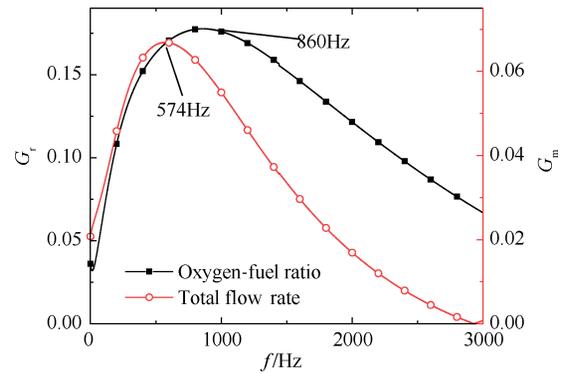


Fig. 8 Amplitude-frequency characteristics of coaxial injector (oxygen-fuel ratio=1.65)

图 9 与图 10 为富燃同轴喷嘴与富氧同轴喷嘴的幅频特性曲线。相比氧燃比为 1.65 的喷嘴,富燃同轴喷嘴的氧燃比幅频曲线极值点向高频方向移动;总流量幅频特性曲线的第一个极值点向低频方向移动,在高频范围内出现了第二个极值点。富氧喷嘴的各幅频特性曲线与 1.65 氧燃比喷嘴相似,氧燃比和总流量曲线的极值点均略微向高频方向移动。

根据以上结果,不论在何种氧燃比情况下,在计算同轴喷嘴整体的动态特性时均出现了单独考虑内

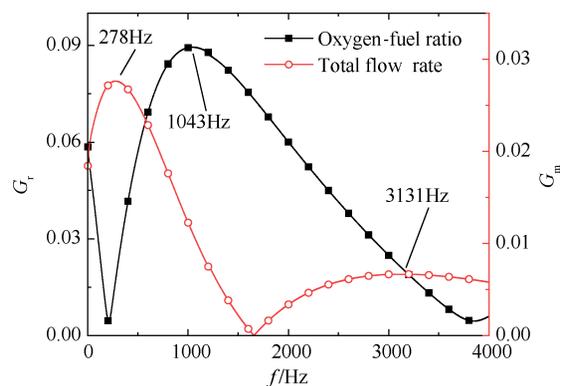


Fig. 9 Amplitude-frequency characteristics of coaxial injector (fuel-rich)

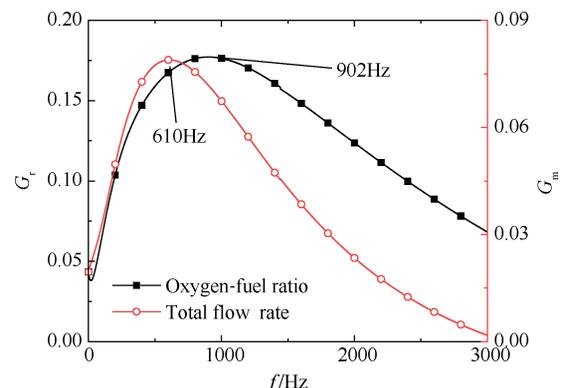


Fig. 10 Amplitude-frequency characteristics of coaxial injector (oxygen-rich)

外喷嘴所不能发现的敏感频率点,且有些敏感点频率较高。因此,在今后的同轴喷嘴分析当中,不仅仅要研究内外喷嘴独立的动态特性,也十分有必要研究两者之间的相互影响,获得同轴喷嘴整体的动态特性。

3.3.3 理论结果验证方法

喷嘴动态特性的试验验证需要对喷嘴出口的脉动流量进行测量。喷嘴高频脉动流量的测量难度较大,目前最主要的方法是电导法^[5,6,8]。但是上述方法仅局限于单组元离心喷嘴,并且需要喷嘴内部的环形液膜厚度发生变化。本文中研究的同轴喷嘴模型涉及两种组元推进剂,推进剂在喷口处会发生掺混,并且考虑外喷嘴为狭缝形式时其不存在液膜厚度的变化。目前尚未有成熟的方法对于双组元同轴喷嘴的脉动流量进行精确测量,因此本文的理论较难进行直接的试验验证。

不过流量振荡最终可能体现为燃烧室燃烧特性的振荡,如压力、温度等。基于此,有可能对本文的理论进行间接验证。在发动机发生不稳定燃烧的情况下测量振荡频率,并与喷嘴计算得到的敏感频率进行对比,若两者频率相符合,那么不稳定燃烧极有可能由喷嘴的不稳定喷注引发。

本文理论的价值更多在于若提前知道发动机供应系统、燃烧室等结构的特征频率,就可在设计同轴喷嘴时主动使喷嘴传递函数的峰值避开这些特征频率,从而提高发动机整体的稳定性。

4 结论

通过本文研究,得到如下结论:

(1)内喷嘴流量振荡的幅频特性曲线在计算频率范围内会出现极值,而外喷嘴的幅频特性曲线与直流喷嘴类似,随频率增加单调下降。

(2)内喷嘴与外喷嘴流量振荡与压降振荡之间的相位差随频率增加都呈单调增加趋势,但是内喷嘴相位差增长快很多。这导致了在压降振荡同相时,高频情况下内外喷嘴之间流量振荡相位差较大。

(3)对三种不同氧燃比同轴喷嘴总流量振荡幅频特性以及氧燃比幅频特性的分析中均发现了新的敏感频率点,且有些敏感点频率较高,有可能诱发不稳定燃烧,需要给予特别的关注。

致谢:感谢国家自然科学基金的资助。

参考文献

- [1] Yang V, Anderson W E. 液体火箭发动机不稳定燃烧

[M]. 张宝炯,洪鑫,陈杰,译. 北京:科学出版社,2001.

- [2] Bazarov V G. 液体喷嘴动力学[M]. 任汉芬,孙纪国,译. 北京:航天工业总公司第11研究所,1997.

- [3] 杨立军,葛明和,张向阳. 液体离心喷嘴喷雾场动态特性的初步研究[J]. 航空动力学报,2005,20(6):1083-1087.

- [4] 杨立军,张向阳,葛明和. 敞口型离心喷嘴动力学特性理论分析[J]. 推进技术,2006,27(6). (YANG Li-jun, ZHANG Xiang-yang, GE Ming-he. Theoretical Analysis of Dynamics of Open Swirl Injector[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2006, 27(6).)

- [5] 杨立军,王向东,富庆飞. 液体离心式喷嘴脉动流量测量方法[J]. 推进技术,2008,29(6):721-725. (YANG Li-jun, WANG Xiang-dong, FU Qing-fei. Conductance Measurement Method of Pulsing Flow in Liquid Swirl injector[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2008, 29(6): 721-725.)

- [6] Fu Q F, Yang L J, Wang X D. Theoretical and Experimental Study of the Dynamics of a Liquid Swirl Injector [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2010, 26(1): 94-101.

- [7] Fu Q F, Yang L J, Qu Y Y, et al. Geometrical Effects on the Fluid Dynamics of an Open-End Swirl Injector[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2011, 27(5): 929-936.

- [8] Fu Q F, Yang L J, Qu Y Y. Measurement of Annular Liquid Film Thickness in an Open-End Swirl Injector [J]. *Aerospace Science and Technology*, 2011, 15(2): 117-124.

- [9] 杨立军,富庆飞. 喷嘴对供应系统到燃烧室压力振荡传递幅频特性的影响[J]. 航空动力学报,2008,23(2):305-310.

- [10] 杨立军,富庆飞. 由喷嘴连接的燃烧室到供应系统压力振荡传递过程研究[J]. 航空动力学报,2009,24(5):1182-1186.

- [11] 刘上,刘红军,孙宏明,等. 液体火箭发动机中频耦合振荡初步研究[J]. 推进技术,2013,34(1):99-106. (LIU Shang, LIU Hong-jun, SUN Hong-ming, et al. Preliminary Study of Medium Frequency Coupled Oscillation in Liquid Rocket Engine[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2012, 34(1): 99-106.)

- [12] 徐云飞,李锋,李龙飞,等. 考虑流固耦合作用的一维供应管路-喷嘴系统动力学特性[J]. 推进技术,2017,38(5):1115-1122. (XU Yun-fei, LI Feng, LI Long-fei, et al. Dynamic Characteristic of One-Dimensional Feeding Pile-Injector System Considering Fluid-Structure Interaction[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2017, 38(5): 1115-1122.)

- [13] Kim S, Yoon J, Yoon Y. Internal Flow Characteristics of

- Liquid-Liquid Coaxial Injectors with Different Recess Length and Oxidizer-Fuel Ratios [J]. *Atomization and Sprays*, 2011, 21(12): 971-987.
- [14] Ahn K, Han Y M, Seo S, et al. Effects of Injector Recess and Chamber Pressure on Combustion Characteristics of Liquid-Liquid Swirls Coaxial Injectors [J]. *Combustion Science and Technology*, 2011, 183: 252-270.
- [15] Ahn K, Seo S, Choi H S, et al. Fuel-Rich Combustion Characteristics of Biswirl Coaxial Injectors [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2011, 27(4): 864-872.
- [16] Ding J W, Li G X, Yu Y S. Numerical Investigation on Liquid Sheets Interaction Characteristics of Liquid-Liquid Coaxial Swirling Jets in Bipropellant Thruster [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2016, 62: 129-137.
- [17] Ding J W, Li G X, Yu Y S. The Instability and Droplet Size Distribution of Liquid-Liquid Coaxial Swirling Spray: An Experimental Investigation [J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2017, 82: 166-173.
- [18] 徐 顺, 康忠涛, 成 鹏, 等. 喷注压降对液液同轴离心式喷嘴喷雾锥角的影响研究 [J]. *推进技术*, 2017, 38(7): 1556-1562. (XU Shun, KANG Zhongtao, CHENG Peng, et al. Effects of Injection Pressure on Spray Angle of Liquid-Liquid Swirl Coaxial Injector [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2017, 38(7): 1556-1562.)
- [19] 宋大亮, 凌前程, 章荣军. 双组元离心式喷嘴外喷嘴流动数值模拟分析 [J]. *火箭推进*, 2018, 44(4): 10-15.
- [20] 申力鑫, 邢 菲, 秦 腊, 等. 双层旋转锥形液膜一次破碎特性的数值研究 [J]. *航空学报*, 2021, 42(12).
- [21] 盛立勇, 李清廉, 白 晓. 液液同轴离心式喷嘴喷雾过程研究进展 [J]. *火箭推进*, 2020, 46(3): 1-10.
- [22] 郭志辉, 许 浩, 毛晓芳. 双组元离心式喷注器的喷雾特性初步研究 [J]. *实验流体力学*, 2009, 23(4): 51-55.
- [23] 石召新, 毛晓芳. 压力对离心式喷注器雾化特性影响的试验研究 [J]. *空间控制技术与应用*, 2015, 41(6): 52-57.
- [24] Sivakumar D, Raghunandan B N. Formation and Separation of Merged Liquid Sheets Developed from the Mixing of Coaxial Swirling Liquid Sheets [J]. *Physics of Fluids*, 2003, 15: 3443-3451.
- [25] 富庆飞, 贾伯琦, 杨立军, 等. 燃烧室压力振荡对液-液同轴离心喷嘴混合比的影响 [J]. *航空动力学报*, 2020, 35(2): 294-297.
- [26] 尹继辉, 胡洪波, 李远远, 等. MMH/NTO 双组元自燃推进剂反应机理简化 [J]. *火箭推进*, 2021, 47(2): 40-46.

(编辑:梅 瑛)