

非定常条件下喷嘴结构对燃油流量脉动的影响

汤冠琼¹, 秦 皓¹, 李 林¹, 林宇震¹, 李继保²

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院

航空发动机气动热力国家级重点实验室, 北京 100191;

2. 中国航空工业集团公司 商用航空发动机有限责任公司, 上海 200241)

摘 要: 假设油路处于小脉动条件下, 燃油流量连续, 以流量数为中间变量, 推导了燃油流量脉动关于喷嘴结构的关系模型. 得出结论: 当外部激励一定时, 燃油流量脉动与流量数成正比, 与平均燃油压降的 0.5 次方成反比. 通过喷嘴标定得出了减小流量数进而减小燃油流量脉动的方法: 增加节流级数、减小节流面积, 并用脉动试验证明了此方法的正确性, 为喷嘴设计者在面对不稳定性问题时提供了一般的设计步骤.

关 键 词: 非定常; 直射式喷嘴; 喷嘴结构; 燃油流量脉动; 关系模型; 节流级数; 节流面积

中图分类号: V231.2

文献标志码: A

Nozzle structure's influence on fuel flow oscillation in unsteady conditions

TANG Guan-qiong¹, QIN Hao¹, LI Lin¹, LIN Yu-zhen¹, LI Ji-bao²

(1. National Key Laboratory of Science and Technology on Aero-Engine Aero-thermodynamics,
School of Energy and Power Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;

2. Commercial Aircraft Engine Company Limited,

Aviation Industry Corporation of China, Shanghai 200241, China)

Abstract: Assuming that fuel flow is continuous under small oscillation conditions, a correlation model about fuel flow oscillation and the nozzle structure was derived with flow number as an intermediate variable. Under this model, conclusion are made as follows: fuel flow oscillation is proportional to the flow number, and inversely proportional to the 0.5th power of average fuel pressure drop when the external excitation is given. Methods of decreasing fuel flow oscillation by decreasing flow number are obtained by nozzle calibration: increasing the throttling stage, decreasing throttling area. This method is validated through oscillation experiment. A general design procedure is suggested for nozzle designers in face of the instability problem.

Key words: unsteady; plane orifice nozzle; nozzle structure; fuel flow oscillation; correlation model; throttling stage; throttling area

随着低污染燃烧室的发展, 不稳定性问题日渐突出, 燃油流量脉动-声耦合^[1-2]、反应物流量脉

动与压力脉动相互耦合导致的当量比脉动^[3-5]是引起燃烧不稳定性的重要因素. 当量比脉动可能

由反应物局部混合不均匀或燃油流量脉动引起^[6],因此研究反应物流量,特别是燃油流量与不稳定性之间的关系非常重要。

喷嘴作为供油系统中的一部分,对提高雾化质量、稳定燃油流量及燃烧系统有着极其重要的作用。R·R公司在工业燃气轮机上的研究经验表明若预混喷嘴燃油喷射的马赫数为0.1,1%的压力脉动将导致油气比7%的脉动,于是通过重点改善喷嘴设计来解决这一问题;P&W公司为了解决振荡燃烧这一问题,用准一维非定常欧拉方程分析声学特性,通过试验产生压力脉动,得到了喷雾的脉动特性和旋流器的脉动特性,最后通过更换喷嘴解决了扩散燃烧的常规燃烧室振荡问题^[7]。

在现有发表文献中,以甲烷等气体^[8-9]作为燃料进行燃料空气比、反应物流量不稳定性的研究居多,但气体的很多性质都与煤油不同,如在煤油中声音传播速度在1000 m/s以上^[10],比气体大得多,这将导致流体在相同速度下马赫数不同,而声波传播与马赫数有关,另外不同媒介的特性阻抗也会对声波传递产生影响,因此利用甲烷为研究介质得出的结论并不一定适用于煤油。Karabeyoglu等人^[11]虽然对用液体燃料的火箭发动机的供油系统的稳定性作了研究,但没有考虑喷嘴结构的影响。国内对喷嘴动力特性的研究还处于探索阶段,主要集中于火箭发动机领域。如:文献^[12]用数值模拟的方法对液体喷嘴的动态特性进行了研究,发现增加直射式喷嘴的长度能减小压力脉动幅值。文献^[13]对气液同轴式喷嘴进行了声学特性研究,通过对喷嘴的阻抗分析,指出合适的通道长度和节流嘴直径对液氧/煤油补燃循环发动机高频燃烧不稳定性有明显的阻尼作用。

针对航空发动机上出现的低频燃烧不稳定性,本文采用理论推导和试验验证相结合的方法,研究喷嘴主要结构尺寸对燃油流量稳定性的影响,为航空发动机的喷嘴设计提供参考。具体从以下三方面展开:①以流量数为喷嘴结构的表征量,推导燃油流量脉动与流量数间的关系,再通过流量系数与喷嘴尺寸间的经验关系最终建立燃油流量脉动与喷嘴结构的关系模型;②以喷嘴的实际标定试验为基础,分析不同喷嘴结构,包括喷射孔径、节流级数、流道长度对流量数的影响,结合流量标定曲线,分析减小燃油流量脉动时的流量数、燃油压降的选择;③试验验证减小喷嘴开口直径、增加节流级数是否能有效减小燃油中的压力脉动即燃油流量脉动。

1 建立模型

燃烧室内发生燃烧不稳定时,产生的压力波会向两边传播,对于有收缩通道的气体喷嘴,在收缩面处达到临界状态,压力波不会继续向上游传播^[14],但对于燃油喷嘴,不存在临界截面,到达喷嘴出口处的压力波会继续通过燃油向上游传播,事实表明当喷嘴设计不当时,油路上游会产生较大的压力脉动(见图1, p' 为气体脉动压力, u'_a 为气体脉动速度, u'_f 为喷嘴出口燃油脉动速度, $\dot{m}'_f$ 为燃油流量脉动值),本文模型的建立以上游恒压源为基础,引起燃油流量脉动的原因是喷嘴出口处的燃油速度脉动,此速度脉动由燃烧室内的压力脉动引起,这也是文献^[15]中指出的引起当量比脉动的主要原因。

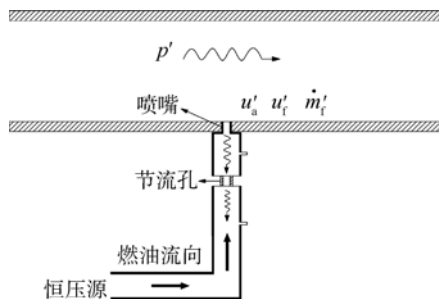


图1 实际工程问题示意图

Fig. 1 Schematic diagram of actual project problem

基于此物理过程,通过建立数学模型和脉动试验,研究应怎样改进喷嘴结构才能减小燃油流量脉动受燃烧室内不稳定性的影响。

2 燃油流量脉动与喷嘴结构的关系

2.1 数学模型

采用流量数作为中间变量建立非定常条件下燃油流量脉动与喷嘴结构间的关系。已知定常条件下燃油流量与燃油压降之间的关系为

$$\dot{m}_f = K\sqrt{\Delta p_f} \quad (1)$$

式中 $\dot{m}_f$ 是燃油流量, Δp_f 是燃油压降, K 是流量数。

在燃油流量脉动较小及低频条件下,喷嘴可作为一个阻抗单元^[16],假设流量处处连续,将式(1)微分,可得到燃油流量脉动与压力脉动之间的线性关系式

$$\frac{\dot{m}'_f}{\dot{m}_f} = \frac{0.5 K \Delta \bar{p}_f^{-0.5} \Delta p'_f}{K \sqrt{\Delta \bar{p}_f}} = 0.5 \frac{\Delta p'_f}{\Delta \bar{p}_f} \quad (2)$$

式中 $\bar{m}_f, \Delta \bar{p}_f$ 为燃油流量和燃油压降的平均值;
 $\dot{m}_f', \Delta p_f'$ 为燃油流量和燃油压降的脉动值。

当供油系统的上游压力保持稳定时,燃油压降的脉动即为喷嘴出口处的压力脉动,式(2)简化为^[16]

$$\frac{\dot{m}_f'}{\bar{m}_f} = \frac{\operatorname{Re}(\tilde{p}(0, t))}{2\Delta \bar{p}_f} \quad (3)$$

其中 $\tilde{p}(0, t)$ 为喷嘴出口处的脉动压力,为复数,可表示为 $\tilde{p}(0, t) = \hat{p}(0) e^{i\omega t}$ ^[8], $\operatorname{Re}(\tilde{p}(0, t))$ 即为脉动压力 $\tilde{p}(0, t)$ 的幅值 $\hat{p}(0)$ 。

式(3)只表明了燃油流量脉动比例与压力脉动比例间的无量纲关系,即1%的压力脉动可引起0.5%的燃油流量脉动。由于喷嘴结构的不同,相同压力脉动比例下引起的燃油流量脉动的绝对值是不一样的,而绝对值是影响燃油雾化、混合、燃烧的重要因素,因此需要知道当燃烧室达到稳定的共振模态即压力脉动在空间的幅值分布确定时,燃油流量脉动大小与喷嘴结构、燃烧室内压力脉动的关系。由(3)可推出

$$\dot{m}_f' = \frac{1}{2} \cdot \frac{\bar{m}_f}{\Delta \bar{p}_f} \operatorname{Re}(\tilde{p}(0, t)) \quad (4)$$

结合式(1),可得到燃油流量脉动关于流量数、燃油压降、压力脉动幅值的关系,即

$$\dot{m}_f' = \frac{1}{2} \cdot \frac{K}{\sqrt{\Delta \bar{p}_f}} \operatorname{Re}(\tilde{p}(0, t)) \quad (5)$$

由此可见,在振荡稳定后,燃油流量脉动与流量数成正比,与平均燃油压降的0.5次方成反比。为了减小燃油流量脉动,可以通过增加燃油压降或减小流量数来实现。通过喷嘴标定,可以得到流量数与喷嘴结构间的一般性规律。

流量数是喷嘴结构的综合反映。由式(6)~式(7)结合式(1)可推导出流量数与流量系数间的关系

$$\Delta p_f = \frac{1}{2} \rho_f u_f^2 \quad (6)$$

式中 ρ_f 是燃油密度, u_f 是喷嘴出口燃油喷射速度。

$$\dot{m}_f = \rho_f C_d A u_f \quad (7)$$

式中 C_d 是流量系数, A 是喷嘴出口几何面积。

$$K = C_d A \sqrt{2\rho_f} \quad (8)$$

对不同喷嘴形状在不同条件下的流量系数的测试表明,影响流量系数最重要的因素有雷诺数、长径比、环境压力、燃油压降等^[17],由此可通过流量系数关于喷嘴结构的经验关系式建立燃油流量脉动与喷嘴结构间的函数

$$\dot{m}_f' = f(K) h(\Delta \bar{p}_f, \tilde{p}) = f(g(d, l)) h(\Delta \bar{p}_f, \tilde{p})$$

式中 d, l 表示泛指的喷嘴直径和长度。

2.2 喷嘴标定试验

为了知道减小燃油流量脉动时喷嘴结构的改进方向,对不同喷嘴结构进行标定,比较不同喷嘴开口直径、不同节流级数对流量数的影响。

建立喷嘴结构模型如图2所示,为可拆卸直射式双节流喷嘴,一级节流为一直径为 d_2 , 长度为 L_3 的紫铜管,下文一律称为节流孔;二级节流为一开口直径为 d_1 , 长度为 L_1 , 主体内径为 D_1 , 长度为 L_2 的直射式喷嘴,下文一律称为喷嘴。节流孔与喷嘴间由螺纹连接。为了用试验检验所得规律的实用性,在节流孔前后分别安装了动态压力传感器。

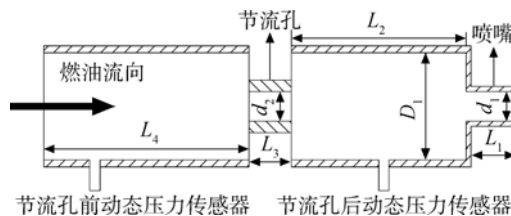


图2 双节流喷嘴结构模型

Fig.2 Structure model of two-stage throttling nozzle

采用称质法对喷嘴进行标定,用公式 $\bar{m}_f = \frac{\text{燃油与容器的总质量} - \text{容器质量}}{\text{标定时间}}$ 计算平均燃油

流量。对 $\bar{m}_f$ 与 $\sqrt{\Delta \bar{p}_f}$ 进行线性拟合,得到 $d_1 = 0.4, 0.5, 0.7 \text{ mm}$, $(d_2 = 0.4 \text{ mm}) + (d_1 = 0.4 \text{ mm})$, $(d_2 = 0.4 \text{ mm}) + (d_1 = 0.5 \text{ mm})$, $(d_2 = 0.4 \text{ mm}) + (d_1 = 0.7 \text{ mm})$ 的标定拟合曲线如图3所示,所得 K 如表1所示。由标定所得的 K 和式(8)可算得喷嘴在不同长径比下的流量系数,如图4所示。

图4表明从长径比为1.4开始,流量系数随着长径比的增大而增大,当长径比为2时达到最大,随后随着长径比的增大,流量系数反而减小,与文献[18]得出的结论一致。

2.2.1 流量数与喷嘴结构的关系

从表1中看出,不装节流孔时,喷嘴开口直径越大,流量数越大。但0.4 mm直径喷嘴的流量数为 $11.63 \text{ kg}/(\text{h} \cdot \text{MPa}^{0.5})$, 0.4 mm直径节流孔的流量数为 $15.77 \text{ kg}/(\text{h} \cdot \text{MPa}^{0.5})$,可见流量数不仅与喷嘴开口直径有关,还与主体内径 D_1 和长度 L_2 有关, D_1 和 L_2 越大燃油的黏性引发的损耗越强,流量数越小。

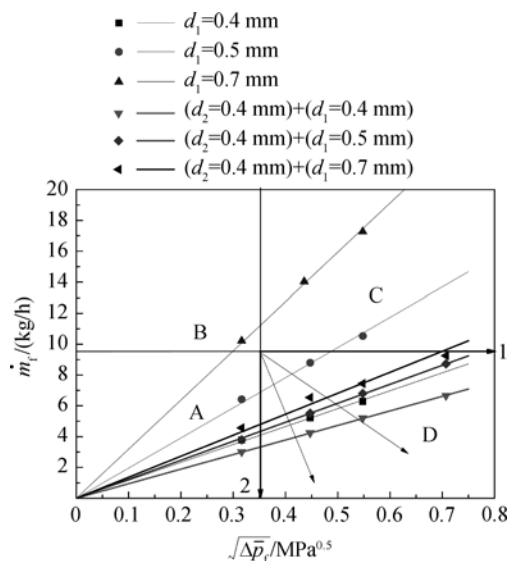


图3 喷嘴标定拟合曲线

Fig. 3 Fitted curves of nozzle calibration

表1 标定所得的不同喷嘴结构的K

(单位: $\text{kg}/(\text{h} \cdot \text{MPa}^{0.5})$)Table 1 K by calibrating for different nozzle structures
(unit: $\text{kg}/(\text{h} \cdot \text{MPa}^{0.5})$)

喷嘴 组合	不装 喷嘴	喷嘴直径 d_1/mm			
		0.4	0.5	0.6	0.7
不装节流孔		11.63	19.56	24.05	31.88
装节流孔	15.77	9.45	12.33	13.33	13.63

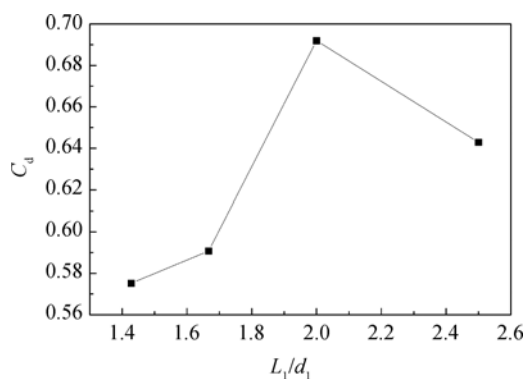


图4 喷嘴流量系数随长径比的变化

Fig. 4 Discharge coefficient of nozzle varying with ratio of length and diameter

双节流时,在一级节流孔直径相同的条件下,这里都为0.4 mm,二级节流即喷嘴开口直径 d_1 越大,流量数越大,但在 d_1 大于0.6 mm后,即二级节流与一级节流面积之比大于2.25以后,这种变化趋势变缓.假设 d_1 无限大,喷嘴的双节流特性消失,其流量数接近于只有节流孔时的流量数.这也说明应该在流量数随喷嘴结构变化敏感的区域

域内选择流量数.

2.2.2 用公式计算K的有效性验证

由于节流孔为直射式圆柱形,结构简单,长径比为2.5, Re 在2000~8000范围内,与Asihmin等人^[19]给出的计算流量系数的经验公式(9)所需的前提条件相符.

$$C_d = \left[1.23 + \frac{58(l_0/d_0)}{Re} \right]^{-1} \quad (9)$$

式(9)的适用范围为

$$\begin{cases} l_0/d_0 \in (2, 5) \\ Re \in (100, 1.5 \times 10^5) \end{cases}$$

式中 l_0/d_0 泛指长径比.

结合式(8)计算得节流孔直径为0.4 mm的K为 $14.71 \text{ kg}/(\text{h} \cdot \text{MPa}^{0.5})$,与试验标定值较接近,误差为6.7%.

可拆卸直射式双节流喷嘴可看作是节流孔和喷嘴的串联,根据伯努利方程和质量守恒方程,推导出K(流量数)和 K_1 (节流孔的流量数)、 K_2 (喷嘴的流量数)间的理论关系式为

$$\frac{1}{K^2} = \frac{1}{K_1^2} + \frac{1}{K_2^2} \quad (10)$$

将表1中节流孔的流量数、喷嘴的流量数代入式(10)算得流量数的理论值K,与实际标定测得的K的比较如图5所示,图中显示,理论值与试验值符合程度高,最大误差在3.5%左右,这在工程上可以接受,说明在初步设计阶段能用式(10)来估算喷嘴的流量数.

2.3 不稳定条件下喷嘴设计

将图3以设计点为中心,分为A, B, C, D四

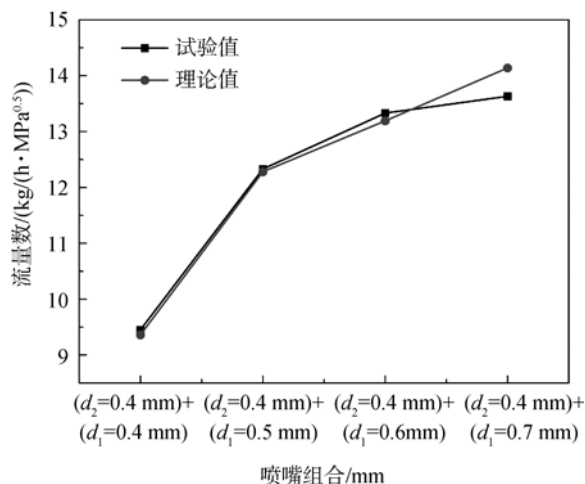


图5 不同喷嘴流量数的试验值与理论值

Fig. 5 Experimental and theoretical flow number of different nozzles

个区域,当设计点附近有较大的燃油流量脉动时,分析此时喷嘴结构的改进方向。

1) 要求平均燃油流量不变,应沿着箭头1方向发展,即流量数减小,燃油压降增大。

2) 要求燃油压降不变,应沿着箭头2方向发展,即流量数减小,平均燃油流量减小。

3) 若此时平均燃油流量与燃油压降可作小范围的调整,在D区内任意一点都可达成目标,1),2)为极限条件。

因此不稳定条件下喷嘴的一般设计步骤为:先确定设计点附近相应的 K 和燃油压降,若是双节流,根据式(10)确定每级节流的 K ,再结合不同喷嘴结构的 K 标定图和 C_d 标定图,确定喷嘴结构,其总的设计方向为增加节流级数,减小节流面积。

实际设计喷嘴的过程中,需要考虑多种因素的影响,如文献[20]研究了雾化喷嘴的动态雾化特性,指出在小于1000 Hz的低频激励下,增加燃油压力脉动频率可增加液滴数密度和体积流量,对主流SMD(Sauter mean diameter)的减小也有微小作用。文献[21]指出在小于150 Hz的低频激励下,雾化喷嘴的速度场和喷雾表现出准稳态特性,可用线性方法进行分析,当燃油压降较小时,雾化喷嘴对空气流量变化响应的敏感度增加。由此可见,压力脉动对喷嘴的雾化效果有一定影响,加入适当频率和幅值的外部激励可能对提高雾化质量有效果。这与保持燃油流量稳定看似矛盾,即一个是利用压力脉动,一个是要消除压力脉动。但

雾化喷嘴设计的主流方向仍在喷嘴结构和雾化方式的改进上,且对于压力式雾化喷嘴而言,增加燃油压降对稳定燃油流量和提高雾化质量都有作用。当然,由于油泵所能提供的最大供油压力有限,燃油压降的提高也受一定限制,但在未达到上限的范围内,仍可向上述方向靠近。

3 试验验证

3.1 试验系统

由式(5),燃油流量脉动可用压力脉动来表征。试验中瞬时燃油流量的测量转化为了动态压力的测量。由此设计试验系统如图6所示。下文出现的压力脉动的大小间接反映了燃油流量脉动的大小。

试验系统由气路、油路、激励装置、掺混段、测试段和排气段组成。燃油通过对 N_2 气罐中 N_2 压力的调节来供给,燃油流量由节流阀控制,由压力表监测供油系统压差;气体由气源引进,由手动调节阀调节进入激励装置的气体流量和脉动气路的气体流量;激励装置由电动机驱动,通过动盘和静盘的相对转动从而造成流通面积周期性变化,使得通过激励装置的气体流量周期性变化,从而产生一定频率一定幅值的气体压力脉动;排气段与环境相连,测试段平均压力为常压,与外界大气的微小差别用水排监测。

3.2 试验工况

1) 频率为197 Hz,幅值为1546 Pa激励下,

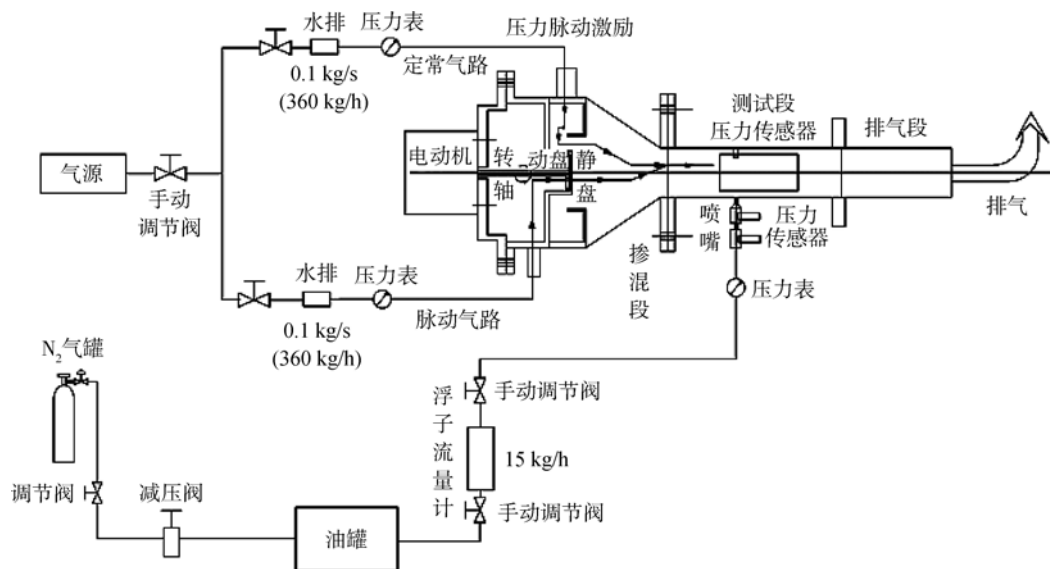


图6 试验系统示意图

Fig. 6 Schematic diagram of experimental system

($d_2=0.4\text{ mm}$)+($d_1=0.7\text{ mm}$)组合下的压力脉动测试,如图7所示。

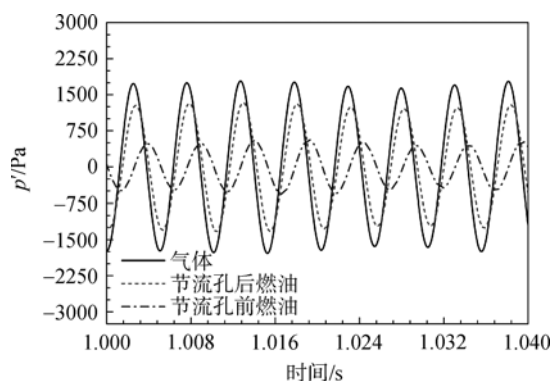


图7 第1级节流对压力脉动的影响

Fig. 7 Effect of first stage throttling on pressure oscillation

2) 频率为143 Hz,平均燃油流量为1.494 kg/h下,不同喷嘴开口直径的压力脉动测试,如图8所示。燃油流量脉动比例为燃油流量脉动幅值与平均燃油流量的比值,数值上等于所测压力脉动比例的0.5倍。

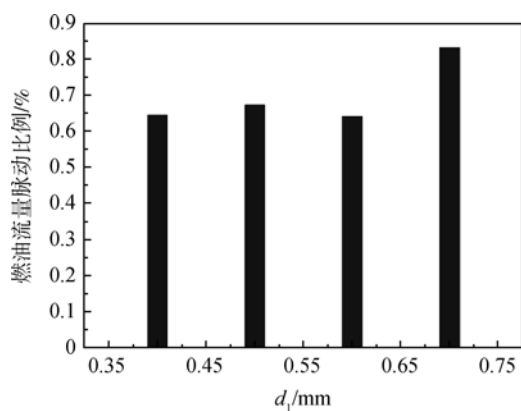


图8 喷嘴开口直径对燃油流量脉动的影响

Fig. 8 Effect of nozzle diameter on fuel flow oscillation

3) 相同脉动激励条件,平均燃油压降为0.026 MPa下,不同喷嘴组合的压力脉动测试,如表2所示($\bar{p}$ 为气体脉动压力的平均值)。

表2 喷嘴开口直径对燃油流量脉动的影响

Table 2 Effect of nozzle diameter on fuel flow oscillation

d_1/mm	$K/\text{kg}/(\text{h} \cdot \text{MPa}^{0.5})$	p'/Pa	$\frac{p'}{\bar{p}}/\%$	$\dot{m}'_f/(\text{kg}/\text{h})$
0.5	12.33	228.79	0.22	0.19
0.6	13.33	250.65	0.24	0.21
0.7	13.63	313.29	0.31	0.24

3.3 试验结果与分析

图7证明了增加节流级数有利于减小测试段内的压力脉动向油路上游的传播,从而减小燃油流量脉动。

图8和表2分别证明了在保持燃油流量或平均燃油压降不变的情况下,减小节流面积能有效减小燃油流量脉动。图8、表2中,当喷嘴开口直径 d_1 从0.7 mm减小到0.5 mm,即第2级节流的几何面积减小50%时,燃油流量脉动分别减小0.16%,0.09%。究其原因,图8是在平均燃油流量不变时,减小喷嘴开口直径的同时,增大了平均燃油压降,表2只是减小了喷嘴开口直径,平均燃油压降保持不变,因此图8的稳流效果要好于表2,这一结果能结合式(5)得出的结论以及燃油流量脉动关于喷嘴结构的关系模型、喷嘴标定的结果解释,再次证明了理论推导的正确性。

4 结论

由于燃油流量脉动-声耦合、当量比脉动-声耦合在燃烧不稳定性形成机制中的重要地位以及发动机制造商通过更换喷嘴解决燃烧不稳定的实例,需要知道当设计点附近出现燃油流量脉动时,应怎样调节喷嘴结构才能减小燃油流量脉动。以流量数为中间变量,从基本方程出发,推导出了流量连续假设条件下燃油流量脉动关于喷嘴结构尺寸、燃油压降之间的关系模型,得出了该模型下燃油流量脉动关于流量数、燃油压降的变化关系,即流量数越小,燃油压降越大越容易减小燃油流量脉动,于是在初步设计阶段重点就落在了流量数与燃油压降的选择上。文中结合喷嘴标定曲线图,说明了发生燃油流量脉动时的调节措施:增加节流级数、减小节流面积,并通过将所建立的喷嘴模型安装在试验系统,测试了燃油喷入非定常横向气流中节流孔前后的压力脉动,证明了此预测趋势的正确性。

但由于文中使用了直射式双节流喷嘴模型,而现实中的喷嘴结构远没有那么简单,燃油流量脉动也不一定是外界激励产生,因此如何将模型应用到复杂结构的喷嘴和自激励振荡等条件下是今后进一步发展的方向。

参考文献:

- [1] Crocco L, Cheng S I. Theory of combustion instability in liquid propellant rocket motors [M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1956.

- [2] Kendirck D K, Anderson T J, Sowa W A. Acoustic sensitivities of lean-premixed rule injectors in a single nozzle rig [R]. ASME Paper 98-GT-382, 1998.
- [3] Lieuwen T, Torres H, Johnson C, et al. A mechanism for combustion instabilities in premixed gas turbine combustors[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2000, 123(1): 182-189.
- [4] Cho J H, Lieuwen T. Laminar premixed flame response to equivalence ratio oscillations[J]. Combustion and Flame, 2005, 140(1): 116-129.
- [5] Nguyen Q V. Measurements of equivalence ratio fluctuations in a lean premixed prevaporized (LPP) combustor and its correlation to combustion instability [R]. ASME Paper GT-2002-30060, 2002.
- [6] Lieuwen T, Zinn B T. The role of equivalence ratio oscillations in driving combustion instabilities in low NO_x gas turbines[J]. Symposium (International) on Combustion, 1998, 27(2): 1809-1816.
- [7] Lieuwen T C, Yang V. Combustion instabilities in gas turbine engines; operational experience, fundamental mechanisms and modeling [J]. Progress in Astronautics and Aeronautics, 2005, 210: 657-665.
- [8] Yi T, Santavica D A. Determination of the instantaneous fuel flow rate out of a fuel nozzle[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2009, 132(2): 021503. 1-021503. 7.
- [9] Yen C Y, Koeglmeier S M, Sisco J C, et al. Combustion instability of gaseous fuels in a continuously variable resonance chamber (CVRC) [R]. AIAA-2008-4657, 2008.
- [10] Society of Automotive Engineers. Handbook of aviation fuel properties[M]. 3rd ed. Warrendale; Society of Automotive Engineers, 2004.
- [11] Karabeyoglu A, Stevens J, Cantwell B. Investigation of feed system coupled low frequency combustion instabilities in hybrid rockets[R]. AIAA-2007-5366, 2007.
- [12] 杨立军, 张向阳, 高芳, 等. 液体喷嘴动态特性数值模拟[J]. 航空动力学报, 2004, 19(6): 866-872.
- YANG Lijun, ZHANG Xiangyang, GAO Fang, et al. Numerical simulation of liquid injector dynamics[J]. Journal of Aerospace Power, 2004, 19(6): 866-872. (in Chinese)
- [13] 李龙飞, 陈建华, 周立新, 等. 补燃循环火箭发动机气液同轴式喷嘴声学特性研究[J]. 火箭推进, 2004, 30(6): 5-10.
- LI Longfei, CHEN Jianhua, ZHOU Lixin, et al. Investigation on acoustic characteristics of gas-liquid coaxial injector of staged combustion rocket engine[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2004, 30(6): 5-10. (in Chinese)
- [14] Huang Y, Yang V. Dynamics and stability of lean-premixed swirl-stabilized combustion[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 2009, 35(4): 293-364.
- [15] Huber A, Polifke W. Impact of fuel supply impedance on combustion stability of gas turbines[R]. ASME Paper GT-2008-51193, 2008.
- [16] Yi T, Santavica D A. Flame transfer functions for liquid-fueled swirl-stabilized turbulent lean direct fuel injection combustion[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2009, 132(2): 021506. 1-021506. 6.
- [17] Lichtarowicz A, Duggins R K, Markland E. Discharge coefficients for incompressible non-cavitating flow through long orifices [J]. Journal of Mechanical Engineering Science, 1965, 7(2): 210-219.
- [18] Lefebvre A H. Atomization and sprays[M]. Boca Raton: CRC Press, 1989.
- [19] Asihmin V I, Geller Z I, Skobel'cyn Y A. Discharge of a real fluid from cylindrical orifices[J]. Oil Industry, 1961, 9: 135-172.
- [20] Kim H, Lai M C. Effect of pressure pulsation on performance of airblast atomizer and micro-machined fuel injectors [R]. AIAA-2002-4227, 2002.
- [21] Eckstein J. On the mechanisms of combustion driven low-frequency oscillations in aero-engines[D]. Munich, Germany: University of Munich, 2004.