

多孔径穿孔板控制液雾燃烧不稳定的研究

刘子华, 周 昊, 方 浩

(浙江大学 能源工程学院 能源清洁利用国家重点实验室, 杭州 310027)

摘 要: 研究了一种带可调背腔的多孔径穿孔板声阻尼器的吸声特性, 并通过声学模型预测了穿孔板的吸声特性。实验研究了偏流穿孔板对液雾燃烧器的燃烧室、气室内波动的动态压力及热释放率的控制效果。多孔径穿孔板存在两种孔径: 小孔半径均为 1.0 mm, 大孔半径分别为 1.5、2.0、2.5、3.0 mm。发现孔径差异过大的穿孔板消声性能不佳。但是大小孔径相近的穿孔板对腔室内的热声振荡有明显衰减效果。安装穿孔板后, 燃烧室脉动压力下降 59%~84%, 放热波动下降 47%~87%, 同时火焰形态变得稳定。

关 键 词: 液雾燃烧; 可调背腔; 穿孔板; 衰减效果; 热声振荡

中图分类号: V232; TK47

文献标志码: A

Study on controlling liquid fuel spray combustion instability by multi-aperture perforated plate

LIU Zihua, ZHOU Hao, FANG Hao

(State Key Laboratory of Clean Energy Utilization,
College of Energy Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: The sound absorption characteristics of the multi-aperture perforated plate acoustic dampers with adjustable back cavities were studied. The sound absorption characteristics of the perforated plates were predicted via an acoustic model. The experiment was conducted to research the control effect of the perforated plates on the dynamic pressure and heat release rate in the chamber and plenum under a bias flow. The multi-aperture perforated plates had two apertures: the radius of the small holes was 1.0 mm, and the radii of the large holes were 1.5, 2.0, 2.5, 3.0 mm, respectively. It was found that the sound absorption performance of perforated plates with large difference in aperture was not good. However, perforated plates with small difference in aperture had a significant attenuation effect on the thermoacoustic oscillations in the chamber. After installing the perforated plate, the pressure in the chamber was reduced by 59%—84%, the heat release fluctuation was reduced by 47%—87%, and the flame shape can be stabilized.

Key words: liquid fuel spray combustion; adjustable back cavities; perforated plates; attenuation effect; thermoacoustic oscillations

收稿日期: 2020-11-08

基金项目: 国家杰出青年科学基金(51825605)

作者简介: 刘子华(1994—), 男, 博士生, 主要研究液体喷雾学、燃烧不稳定被动控制。

通信作者: 周昊(1973—), 男, 教授、博士生导师, 博士, 主要研究节能和低污染利用、燃烧振动控制、太阳能发电、先进储能和微流控制。E-mail: zhouhao@zju.edu.cn

引用格式: 刘子华, 周昊, 方浩. 多孔径穿孔板控制液雾燃烧不稳定的研究[J]. 航空动力学报, 2021, 36(8): 1646-1656. LIU Zihua, ZHOU Hao, FANG Hao. Study on controlling liquid fuel spray combustion instability by multi-aperture perforated plate[J]. Journal of Aerospace Power, 2021, 36(8): 1646-1656.

燃气轮机燃烧室中的热释放过程与腔内声学振荡耦合时会产生燃烧不稳定性现象^[1]。燃烧系统的结构振动和传递到腔室的过量热能将导致系统故障,严重地阻碍了地面燃气轮机和航空发动机的发展^[2-3]。产生这类燃烧不稳定的一个重要原因是燃烧室内动态压力波动与热释放率波动产生了同相耦合^[4]。系统的一个或者多个固有声学模态被相应地激发,使得燃烧室内的压力波动与热释放波动产生正反馈,最终产生燃烧不稳定^[5]。

国内外主要关注贫预混燃烧不稳定现象,虽然液雾燃烧在工业上应用广泛,但对其燃烧不稳定现象的研究十分有限^[6]。液雾燃烧不稳定常见于液体火箭发动机和油气锅炉,喷雾形状、液滴粒径及液滴群分布、液滴的雾化和蒸发、燃料蒸气与周围的气体混合比率的周期性变化、燃料供应速率的周期性变化都对热释放率产生影响^[7],并最终形成热声振荡的驱动力^[8-9]。燃烧器入口流动参数变化(温度、流量、当量比)也是诱发燃烧不稳定的主要因素^[10]。韩啸等^[11-12]利用大涡模拟技术研究了分层比对分层液雾旋流火焰宏观结构的影响,指出考虑热损失模拟得到的时均火焰形状与实验火焰形状比较吻合,对于升举型火焰和V型火焰,热声主要驱动力源于火焰到壁面的撞击区域。Kraus等^[13]指出考虑热传导的耦合模拟能精确地捕捉到在实验中观测到的不稳定热声模态。

最常采用的燃烧不稳定控制方法是为燃烧器加装一些消声部件,如亥姆霍兹共鸣器、四分之一波长管、穿孔板或声衬管等。其中,穿孔板因其经济性被广泛应用于燃气轮机中,原理是将入射声能转化为小孔边缘脱落涡的动能^[14-15]。一些研究发现,燃烧器进口段的压力波动与燃烧稳定性密切相关,进口段的声压脉动会影响液滴蒸发过程^[16]。Tran、Lamraoui等^[17-19]通过在贫预混燃烧器进口段安装单孔径单层穿孔板使燃烧室内脉动压力幅值下降了11 dB,使入口段的脉动压力峰值降低大约20 dB。进一步的研究发现,对于孔内无流动的单一孔径的穿孔板,板越薄、孔径越小,其声衰减效果越好,更适于阻尼燃烧不稳定^[20-22]。多项研究指出,穿孔板在最优偏流下的吸声性能远好于无流情况下的^[23-25]。孟晟等^[26]在燃用丙烷的非预混燃烧器进气端安装均匀孔径的多孔板成功稳定了外部声源激励下的旋流火焰。同时指出,燃烧器入口段长度是影响燃烧的一个重要因素,兼有改变入口段固有声学频率和影响燃料空

气混合过程的双重效果^[27]。此外,Jing和Sun^[28]认为,偏流的存在增大了穿孔的声阻,进而使穿孔板的吸声系数或吸声带宽增大。Lu等^[29]对比了传统式和复合式穿孔板吸收器,发现并联穿孔可以引入额外的吸收峰来提高穿孔板的吸声带宽,遗憾的是,该穿孔板的吸声系数是在无流工况下测定的。杨亚晶等^[30]通过模拟指出穿孔板背腔可以用来有效地降低燃烧不稳定。

尽管有许多将穿孔板应用于热声不稳定控制的研究,但目前还鲜见将穿孔板应用于液雾燃烧不稳定控制的实验研究。此外,许多改善穿孔板吸声性能的研究也没有进一步拓展,还没有关于偏流下多孔径穿孔板吸声特性的研究。本文旨在测试多孔径穿孔板(下文简称为穿孔板)吸声特性,并将其应用于液雾旋流燃烧不稳定控制。与Tran等^[17-18]将穿孔板安装于气体燃烧器上游进气端消除振荡的原理相似,本研究中的穿孔板被安装于气室中,通过吸收腔室内的声波降低燃烧室内的压力脉动,从而降低与之耦合的热释放脉动。

1 实验系统与模型

1.1 燃烧系统

图1示出了液雾旋流燃烧实验系统。燃烧器的热功率为3.5 kW,全场当量比为0.364。液雾旋流燃烧器包括气室、带燃油喷嘴的方形燃烧室(110 mm×110 mm)和排气段。燃油喷嘴被嵌入一个八叶片轴向旋流器,旋流叶片的安装角 β 为60°,几何旋流数 S 为1.27,由下式获得:

$$S = \frac{2}{3} \left[\frac{1 - (r_c/r_d)^3}{1 - (r_c/r_d)^2} \right] \tan \beta \quad (1)$$

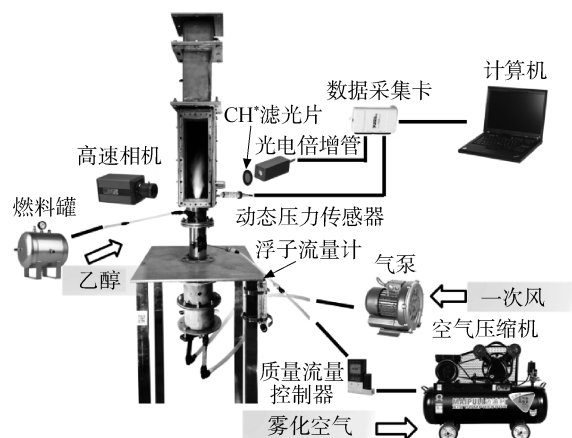


图1 液雾旋流燃烧实验系统示意图

Fig.1 Schematic of liquid fuel spray swirling combustion experiment system

式中 r_c 代表旋流器中心轴的半径, r_d 代表旋流通道内径, β 代表旋流叶片的安装角。

燃烧实验工况如表 1 所示,雾化空气通过流量控制器(Alicat MCR 系列, $\pm 0.2\%$ FS,full scale)调节进入燃油喷嘴(Delavan,SNA 型 30609-2),并通过虹吸作用将燃料罐中的乙醇喷入燃烧室中。雾化空气流量固定为 10 L/min,乙醇流量为 10 mL/min。在特定虹吸高度和雾化压力下乙醇流量由雾化空气流量调节。一次风通过浮子流量计调节并由底部活塞的两个进气孔送入气室中,一次风风量为 9.1 m³/h。

表 1 燃烧实验工况	
Table 1 Combustion experiment conditions	
参数	数值及说明
燃料类型	乙醇,体积分数为 99.7%
热功率/kW	3.5
全场当量比	0.364
几何旋流数	1.27
燃料与氧化剂初温/K	300

如图 2 所示,实验测得控制前的燃烧器(未安装穿孔板)的自激频率约为 160 Hz。燃烧器的振荡频率也可通过估算获得:假设该室均匀地充满了燃烧气体,则估算的燃烧器的振荡频率 $f_n=(2n-1)c/4L_e$ 。其中 c 、 L_e 和 n 分别代表声速、有效

燃烧器长度和谐振频率的模数。控制后的燃烧器在高度 $z=0$ mm 处安装有一个穿孔板,并通过可调活塞适当地改变穿孔板的背腔深度(下文简称为腔深)。穿孔板的安装高度根本上取决于对应燃烧器振荡频率的最优孔板腔深:即首先确认对应燃烧器振荡频率 $f=160$ Hz 的穿孔板最优腔深,保证安装穿孔板后的腔深与这一最优腔深相近,并通过底部活塞调节,最终使振荡抑制效果达到最佳。由于穿孔板安装在燃烧器的气室内,微调腔深基本不改变燃烧器内空气柱的有效长度,因此固有热声频率基本不变,即燃烧器的自激振荡频率不会因为安装穿孔板发生显著改变。

燃烧室和气室侧壁分别装有动态压力传感器,所测压力分别为 p_c 和 p_g 。压力传感器为 CYG1406 型,量程误差为 0.5%,频率响应为 20 kHz。火焰的 CH⁺化学发光强度通过装有带通滤光片(波长为 (431 ± 10) nm)的光电倍增管(PMT,Hamamatsu,H10722-110 型)测量,用以表征火焰的全场热释放率,PMT 的典型阳极光敏感度为 2.1×10^8 V/lm,阴极光敏感度为 105 μ V/lm,最大输出信号电压为 4 V,输出偏置电压为 ± 1 mV。PMT 距离火焰中心约 20 cm。动态压力传感器和光电倍增管的信号通过多通道数字采集卡(National Instruments,USB-6210)送往计算机端并被运行的 Labview 程序处理,采样频率为 20 kHz,采样时间为 5 s。利用数字高速相机(AOS S-PR1plus,分辨率为 14 μ m)捕捉瞬时火焰形态,采样率为 1 250 帧/s,曝光时间为 500 μ s。所有实验在大气压力和室温下进行。

1.2 偏流多孔径穿孔板的声学模型

首先对穿孔板进行冷态声学测试,之后再安装于燃烧器进气端进行热态测试。图 3 给出了声阻抗管和穿孔板的示意图。空气通过左侧活塞头部的进气孔进入背腔并流经穿孔板,穿孔板上的圆孔有 r_b 、 r_s 两种半径,大小圆孔呈方形阵列排布,间隔为 d 。

如图 3 所示,假设入射声波为正弦波,其传播方向与穿孔板法线方向一致,则远离穿孔板的入射声压 p' 和质点速度 u' 可以写作

$$\begin{bmatrix} p'(x,t) \\ u'(x,t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{p}(x) \\ \hat{u}(x) \end{bmatrix} \exp(-j\omega t) \tag{2}$$

式中上标“ $'$ ”表示时域值,“ $\hat{\cdot}$ ”表示频域值, j 为虚数单位,角频率 $\omega=2\pi f_n$ 。腔内 $(-L\leq x\leq 0)$ 声场

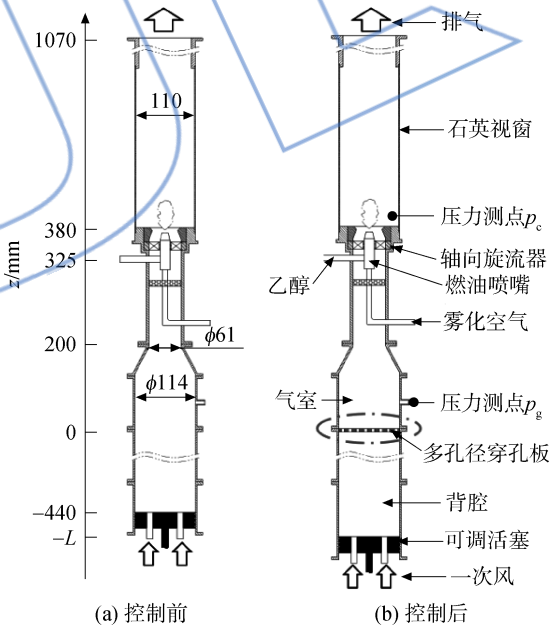


图 2 振荡控制前后的燃烧器(单位:mm)
Fig.2 Combustor before and after oscillation control
(unit:mm)

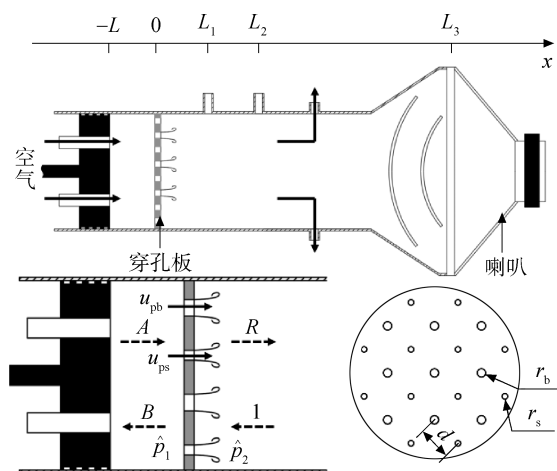


图3 声阻抗管和穿孔板的示意图

Fig.3 Schematic of an acoustic impedance tube with a perforated plate

可以表述为^[31]

$$\begin{bmatrix} \hat{p}_1(x) \\ \rho_0 c_0 \hat{u}_1(x) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ A & -B \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \exp(jkx) \\ \exp(-jkx) \end{bmatrix} \quad (3)$$

腔外($x>0$),声压和速度可写作

$$\begin{bmatrix} \hat{p}_2(x) \\ \rho_0 c_0 \hat{u}_2(x) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R & 1 \\ R & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \exp(jkx) \\ \exp(-jkx) \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中 A 、 B 分别表示平面声波的复振幅; p_1 和 p_2 分别表示圆孔左侧和右侧压力, 同理, u_1 和 u_2 分别表示圆孔左侧和右侧的平均流速; R 表示声反射系数; ρ_0 表示平均空气密度; c_0 为平均声速, 波数 $k = \omega/c_0$ 。根据声电类比理论^[32]和 Luong 模型^[33], 可得孔内径为 r 的圆孔的瑞利声导率为

$$K_r = \frac{j\omega\rho_0 q_v}{\Delta p} = \frac{K_0 S t_1}{S t_1 + \frac{j}{C^2}} \quad (5)$$

式中 q_v 为通过圆孔的体积流量, Δp 为孔前后端的声压差。 $K_0 = \pi r_i^2 / l$ 是无流时孔的瑞利声导率, r_i 是圆孔半径 (下标 i 为 b 时对应大孔, 下标 i 为 s 时对应小孔), 有效孔长度 $l = h + \pi r_i / 2$, 其中 h 为板厚。 $St_i = \omega l / u_p$ 代表有效 Strouhal 数, u_p 为小孔处的偏流速度。 C_c 为收缩系数, 取 0.75^[34]。

由声流体积流量守恒,有

$$\hat{u}_1(x=0^-)d^2 = u_n \pi r_i^2 = \hat{u}_2(x=0^+)d^2 \quad (6)$$

由式(5)和式(6)有

$$j\rho_0\omega\hat{u}_1(x=0^-)=$$

$$\frac{K_r}{d^2} [\hat{p}_2(x=0^+) - \hat{p}_1(x=0^-)] = \text{j}\rho_0\omega\hat{u}_2(x=0^+) \quad (7)$$

假定活塞表面($x=-L$)为声学全反射边界,

可知孔半径为 r_i 的圆孔特性声阻抗可写作

$$\zeta_{pi} = \frac{jkd^2}{K_r} \quad (8)$$

交错排布的大小圆孔的总特性阻抗 ζ_p 等同于两种孔径的圆孔的并联阻抗^[29], 即

$$\zeta_p = \left(\frac{1}{2\zeta_{pb}} + \frac{1}{2\zeta_{ps}} \right)^{-1} \quad (9)$$

穿孔板背腔的特性阻抗为^[35]

$$\zeta_c = -j \cot(kL) \quad (10)$$

由此整个穿孔板系统的声反射系数可写作

$$R = \frac{(\zeta_p + \zeta_c) + 1}{(\zeta_p + \zeta_c) - 1} \quad (11)$$

图4给出了带背腔的多孔径穿孔板的声电类比线路图。

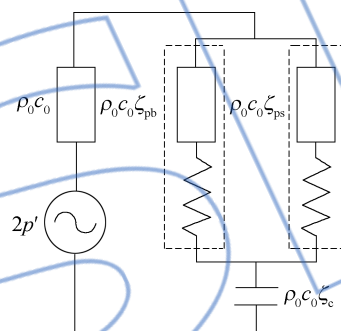


图4 带背腔的多孔径穿孔板的声电类比线路图

Fig.4 Acousto-electric analog circuit diagram of the multi aperture perforated plate with a back cavity

1.3 声学实验简介

如图3所示,穿孔板的吸声特性通过一个声阻抗管进行测量,阻抗管的一端装有穿孔板和调节腔深的活塞,另一端为喇叭。空气通过活塞面的两个进气孔进入阻抗管,并流经穿孔板。进行测试的穿孔板如图5所示,所有穿孔板的厚度均为1.0 mm,其他参数如表2所示。其中,穿孔板的孔隙率 σ 定义为

$$\sigma = \frac{\pi(r_b^2 + r_s^2)}{2d^2} \quad (12)$$

所有的穿孔板都在对应的最优偏流速度下进行声学测试。最优偏流速度由孔隙率 σ 确定^[33],对应的最优偏流流量为 $9.1 \text{ m}^3/\text{h}$,恰好为燃烧实验中的一次风风量。

阻抗管的内径为 114 mm, 其第一声学截止频率约为 1 490 Hz。入射声波的初始幅值和频率通过任意信号发生器 (GWINSTEK, AFG-2105) 确定, 实际振幅通过一个功率放大器调节 (YAMAHA, P 5000S)。穿孔板被安装在 $x=0$ mm 处, 喇

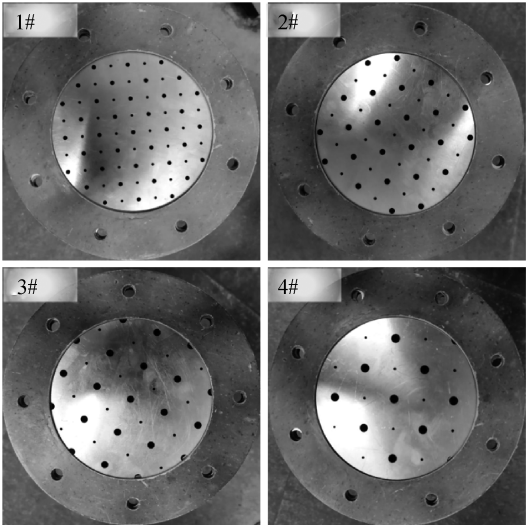


图5 多孔径穿孔板

Fig.5 Multi-aperture perforated plates

表 2 穿孔板参数

Table 2 Perforated plate parameters

穿孔板编号	r_h/mm	r_s/mm	d/mm	$\sigma/\%$
#1	1.0	1.5	11.98	3.56
#2	1.0	2.0	14.86	3.56
#3	1.0	2.5	17.90	3.55
#4	1.0	3.0	21.02	3.56

叭被安装于 $L_3=1\ 015\ \text{mm}$ 处。动态压力传感器 M1 和 M2 分别安装于 $L_1=150\ \text{mm}$ 和 $L_2=250\ \text{mm}$ 处。声压采样频率为 $20\ \text{kHz}$, 采样时间为 $5\ \text{s}$ 。使用双传声器传递函数法与传声器切换技术确定特性声阻抗 ζ [36-37]

$$\zeta = j \frac{H_{12} \sin\left(\frac{\omega L_1}{c_0}\right) - \sin\left(\frac{\omega L_2}{c_0}\right)}{\cos\left(\frac{\omega L_2}{c_0}\right) - H_{12} \cos\left(\frac{\omega L_1}{c_0}\right)} \quad (13)$$

其中 H_{12} 为两个声压测点间的传递函数, 则实际穿孔板的正入射声反射系数为

$$R = \frac{\zeta + 1}{\zeta - 1} = |R| \exp(j\theta) \quad (14)$$

式中 ζ 为整个穿孔板系统的特性声阻抗, 由模数 $|R|$ 可得穿孔板的声吸收系数为

$$\alpha = 1 - |R|^2 \quad (15)$$

分别测试了各穿孔板声反射系数随入射声频率、腔深和幅值的变化趋势。变频和变腔深实验中的入射声压级均为 $105\ \text{dB}$ 。入射声的声压级是没有任何吸声元件的情况下, 在 $L_1=150\ \text{mm}$ 处

测得。在变频实验中, 腔深固定为 $0.460\ \text{m}$, 变频范围为 $72\sim352\ \text{Hz}$, 变频步长为 $10\ \text{Hz}$ 。在变腔深实验中, 入射声频率固定为 $176\ \text{Hz}$, 腔深为 $0.1\sim0.7\ \text{m}$ 。在变声压实验中, 入射声频率为 $176\ \text{Hz}$, 每块穿孔板分别在对应的最优腔深下测试, 声压变化范围为 $10\sim260\ \text{Pa}$ 。

2 实验结果及分析

2.1 冷态声学实验

分别测试了穿孔板声反射系数的模数 $|R|$ 和相位 φ 对入射声频率 f_m 变化的响应。偏流通过多孔径、同孔隙率的穿孔板时的吸声特性如图 6~图 10 所示。

如图 6~图 7 所示, 声反射系数的实测结果与模型预测结果符合得较好。模型预测的最小声反射系数模数对应的入射声频率略小于实际最小声反射系数模数对应的入射声频率, 实测的声反射

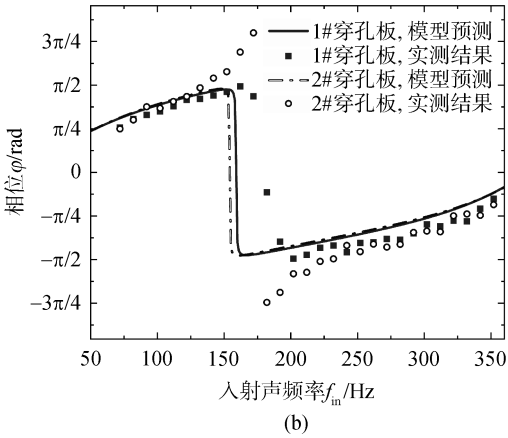
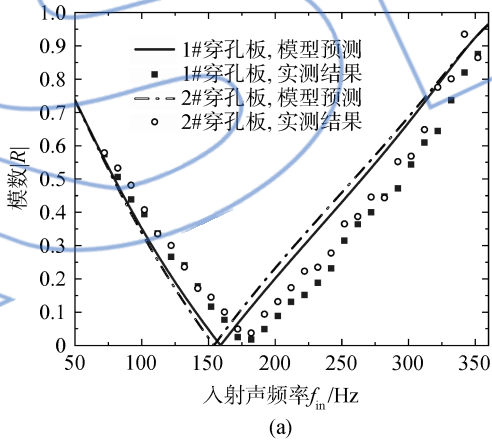


图 6 1#、2#穿孔板声反射系数随入射声频率的变化

Fig.6 Evolution of the acoustic reflection coefficients for the perforated plates 1#, 2# with incident sound frequency

系数模数曲线整体略微向高频方向平移。当孔径差异较大时(4#穿孔板),穿孔板的声反射系数模数曲线明显上移,即吸声系数下降,吸声性能恶化。同时发现孔径差异较大时(4#穿孔板),穿孔板的声反射系数相位曲线也与预测值偏离得较远,如图6(b)、图7(b)所示。这是孔径差异过大时,实际通过大孔和小孔的流速不同造成的。

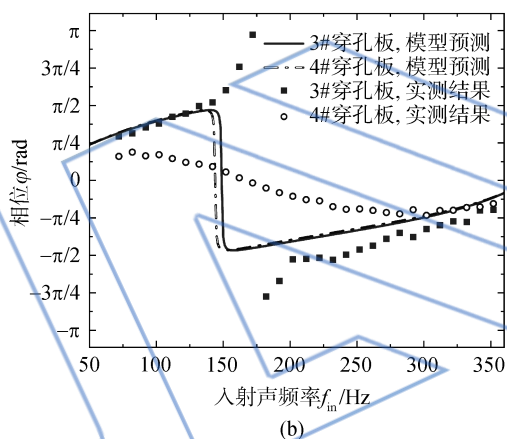
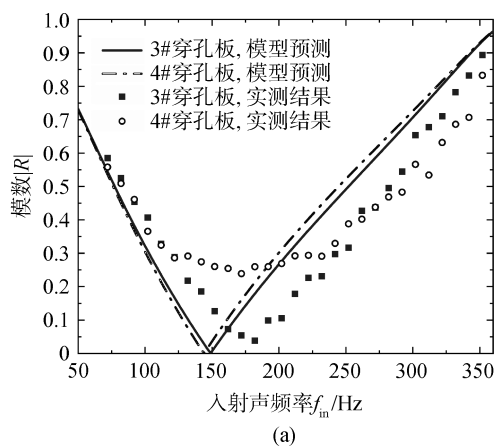


图7 3#、4#穿孔板声反射系数随入射声频率变化规律

Fig.7 Variation of the acoustic reflection coefficients for the perforated plates 3#, 4# with incident sound frequency

进一步研究腔深对穿孔板吸声特性的影响时发现,对某一特定入射声频率 $f_m=176$ Hz,腔深存在一个最优值。最小声反射系数模数对应的实际最优腔深略长于预测的最优腔深0.05~0.1 m,如图8~图9所示。

当孔径差异较大时(4#穿孔板),穿孔板的声反射系数模数曲线明显上移,声反射系数模数曲线和相位曲线在振荡频率为176 Hz附近更加平坦,相应的穿孔吸声体的吸声系数下降,吸声性能恶化。仍是通过大孔和小孔的流速不同造成的。

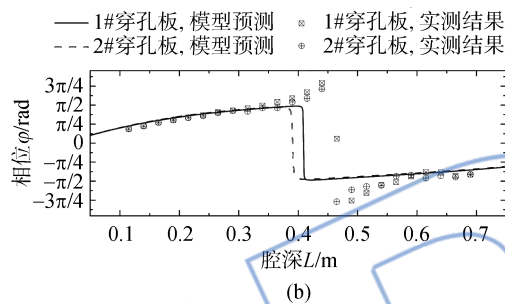
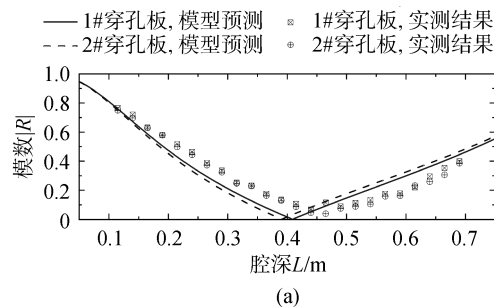


图8 腔深变化对1#、2#穿孔板声反射系数的影响

Fig.8 Influence of cavity depth on the acoustic reflection coefficients of perforated plates #1, #2

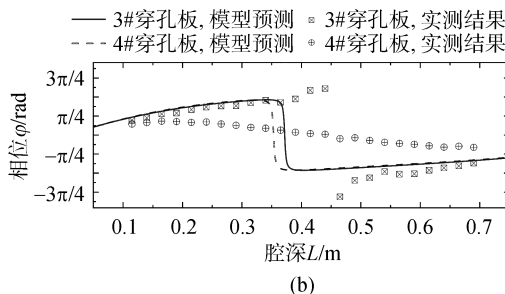
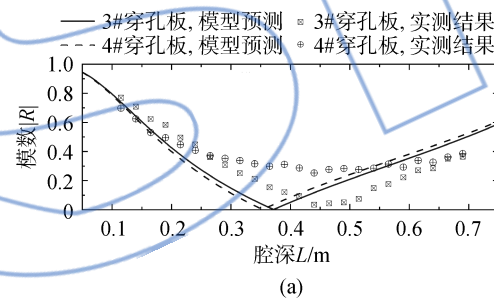


图9 腔深变化对3#、4#穿孔板声反射系数的影响

Fig.9 Influence of cavity depth on the acoustic reflection coefficients of perforated plates 3#, 4#

如图10所示,研究了入射声压对偏流下穿孔板吸声特性的影响。对应某一特定入射声频率 $f_m=176$ Hz,当穿孔板在最优腔深和最佳偏流风量下工作,入射声压 $p' < 80$ Pa时,声反射系数模数随入射声压的增大而略微下降或几乎不变。当入射声压 $p' > 80$ Pa时,声反射系数模数明显上升,且声压越大,声反射系数越大,即吸声系数越小,吸声性能愈发恶化。

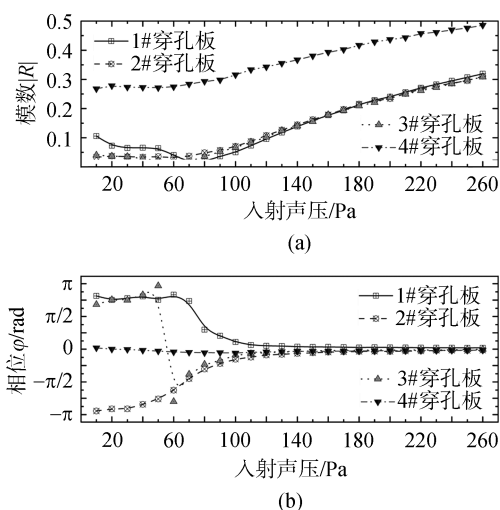


图10 入射声压对穿孔板声反射系数的影响

Fig.10 Influence of incident sound pressure on the acoustic reflection coefficients of perforated plates

在强声区(入射声压 $p' > 120$ Pa),穿孔板的声反射系数相位均保持在零附近。同时可见,对于孔径差异较大的4#穿孔板,声反射系数相位几乎不随入射声压大小的改变而改变,始终接近于零。其声反射系数模数始终高于0.25,吸声性能相对较差。

根据以上声学特性研究,孔径差异较大的4#穿孔板吸声性能最差,因此选定1#~3#穿孔板进行下一步的热态研究。

2.2 燃烧不稳定控制实验

未安装穿孔板时的燃烧室内动态压力、气室内动态压力和CH^{*}化学发光强度频谱如图11所示,在160 Hz附近有一明显的峰,对应着液雾燃烧时的振荡频率。

如图2所示,将穿孔板安装于 $z=0$ mm处,同时在计算得到的最优腔深附近微调腔深。在最优腔深下穿孔板的抑噪能力达到最佳。如图12~图14所示,不改变腔深($L=0.440$ m)时,安装2#穿孔板后的控制效果是最好的,燃烧室内脉动压力幅值从275 Pa降低到了68 Pa,降幅为75%。

安装1#穿孔板和3#穿孔板也有良好的控制效果,脉动量的振幅至少降低59%。逐步增大腔深,安装不同穿孔板后的燃烧室脉动压力会有不同程度的减小或增大。

这主要是因为调节腔深不仅会改变穿孔板的吸声特性曲线,也会影响燃烧器的振荡主频率。背腔越深,穿孔板的吸声主频向低频迁移,同时也会引起燃烧器的振荡频率略微降低。但是总体而言,压力通常都能降低一半以上。

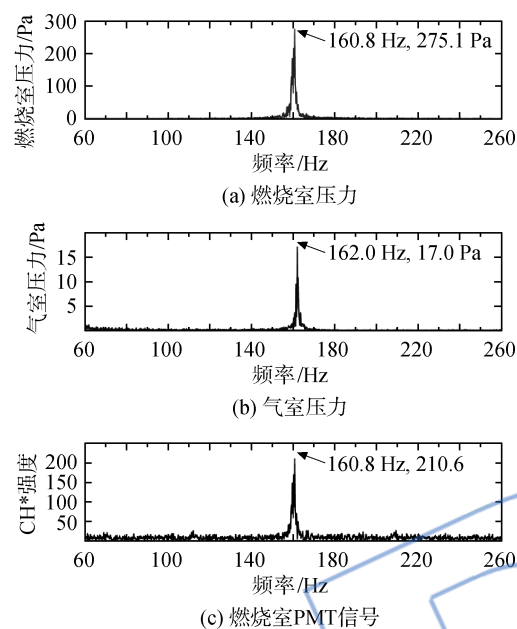
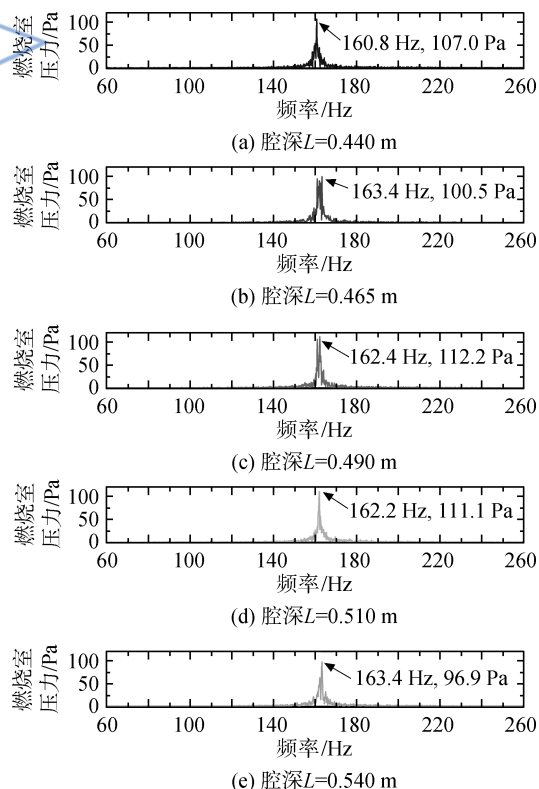
图11 无控制的气室、燃烧室动态压力信号及动态CH^{*}信号的快速傅里叶变换结果($L=0.44$ m)

Fig.11 Fast Fourier transform results of uncontrolled dynamic pressure in chamber and plenum and uncontrolled fluctuating CH^{*} signal ($L=0.44$ m)

进一步对比了穿孔板对气室、燃烧室内压力波动及热释放波动的控制效果,如图15~图17所示。安装1#穿孔板后,调节腔深 $L=0.545$ m。发



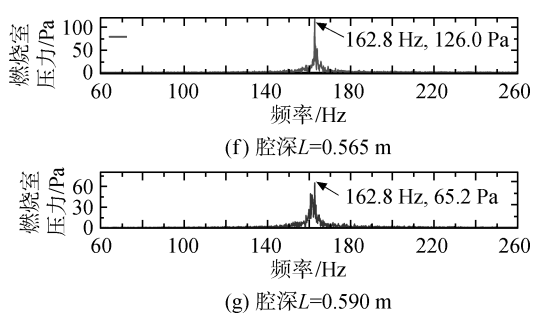


图 12 1#穿孔板控制后,不同腔深下燃烧室的压力频谱
Fig.12 Controlled by perforated plate 1#, the pressure spectrum of the chamber at different cavity depths

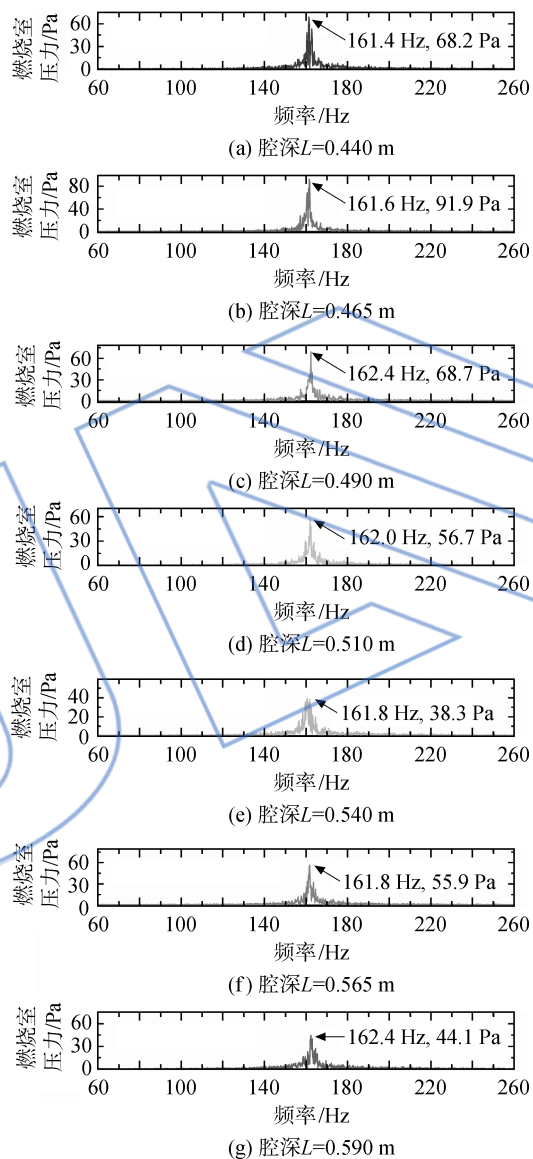


图 13 2#穿孔板控制后,不同腔深下燃烧室的压力频谱
Fig.13 Controlled by perforated plate 2#, the pressure spectrum of the chamber at different cavity depths

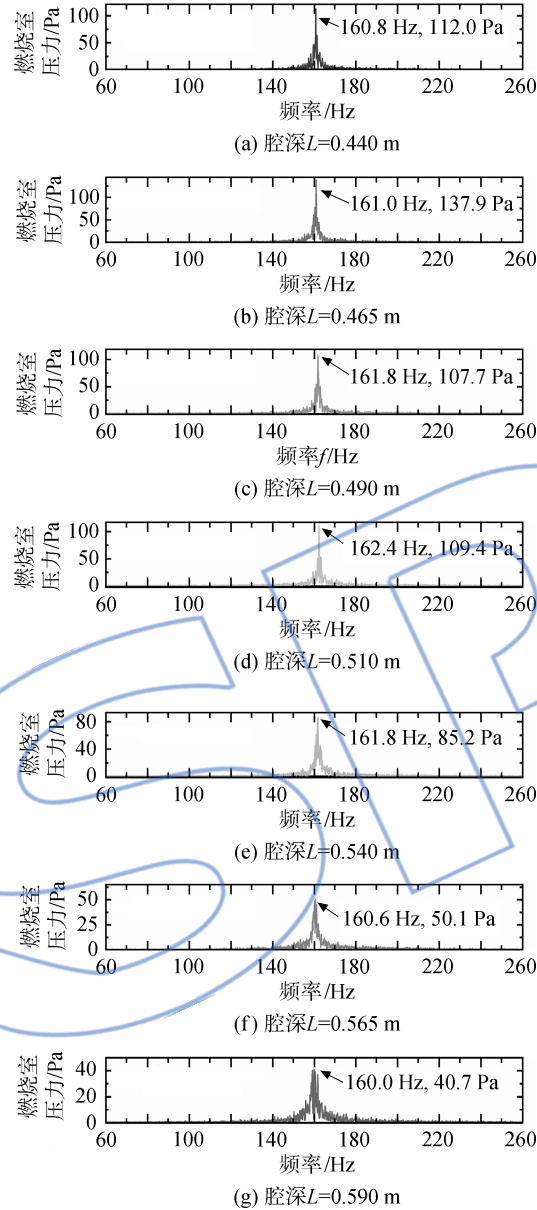


图 14 3#穿孔板控制后,不同腔深下燃烧室的压力频谱
Fig.14 Controlled by perforated plate 3#, the pressure spectrum of the chamber at different cavity depths

现气室内的脉动压力幅值略有增长(控制前为 17.0 Pa,控制后为 19.2 Pa)。燃烧室内脉动压力则下降了 210 Pa,降幅达 76%。由 PMT 测得的燃烧室内的 CH^+ 化学发光强度脉动量峰值由无控制的 211 下降到 27,降幅达 87%,表明热释放变得稳定。安装 2#穿孔板后,调节腔深 $L=0.545$ m。气室内的脉动压力由 17 Pa 下降到 13 Pa。燃烧室压力下降 231 Pa,降幅为 84%,脉动 CH^+ 化学发光强度下降了 158,降幅为 75%。

安装 3#穿孔板后,调节腔深 $L=0.545$ m,气室内的脉动压力由 17 Pa 下降到 10 Pa。燃烧室内的脉动压力下降到 47 Pa,降幅为 83%,脉动

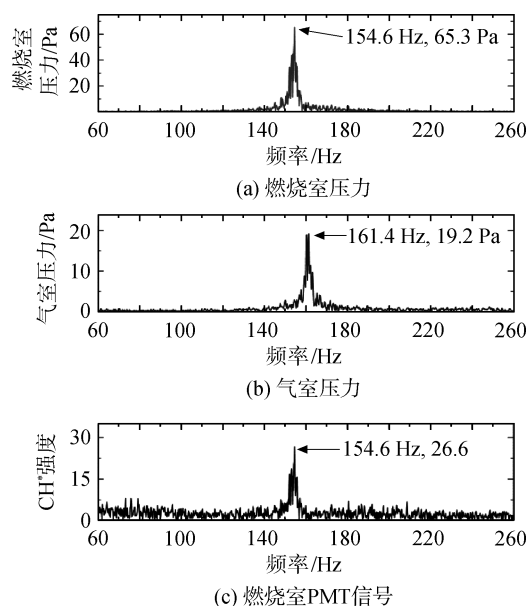


图15 1#穿孔板控制后的燃烧室压力、气室压力、CH*信号($L=0.545$ m)

Fig.15 Controlled by perforated plate 1#, the pressure in chamber and plenum, and controlled CH* signal ($L=0.545$ m)

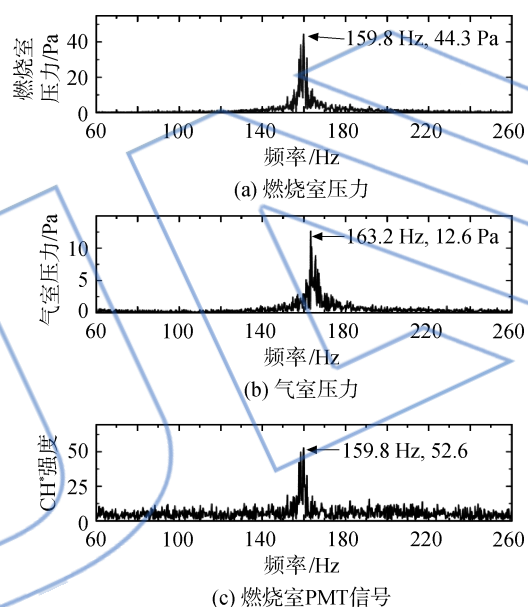


图16 2#穿孔板控制后的燃烧室压力、气室压力、CH*信号($L=0.545$ m)

Fig.16 Controlled by perforated plate 2#, the pressure in chamber and plenum, and controlled CH* signal ($L=0.545$ m)

CH*化学发光强度下降了128,降幅为47%。1#穿孔板和3#穿孔板在0.590 m处的吸声效果显著增强,主要是此时的腔深接近于吸收160 Hz声波的最优腔深,吸声效果较好。

以上研究表明多孔径穿孔板能有效地降低燃

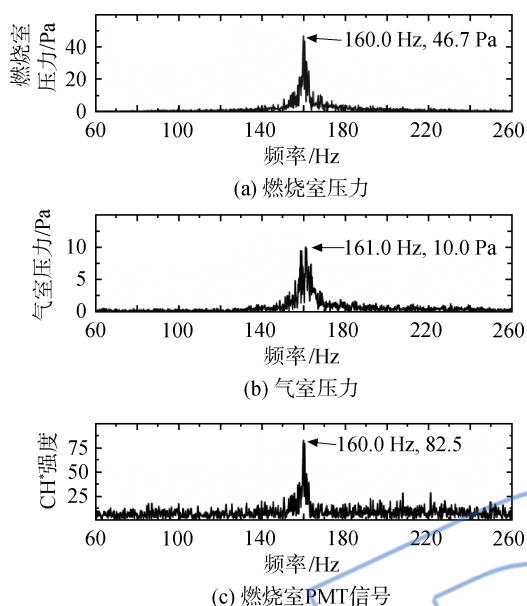


图17 3#穿孔板控制后的燃烧室压力、气室压力、CH*信号($L=0.585$ m)

Fig.17 Controlled by perforated plate 3#, the pressure in chamber and plenum, and controlled CH* signal ($L=0.585$ m)

烧室、气室内的压力波动,同时降低热释放率的波动。主要因为微孔有效地将声能转换为孔边缘脱落的动能,有效地消除了腔体内的声波。同时进气段的穿孔板有效遏制了一次风供应量的脉动,因此抑制了局部当量比的脉动。因此,腔室内的压力脉动被抑制。因为动态压力与热释放率的耦合关系,热释放率波动也被抑制。

此外,孔径差异越大,频谱上CH*化学发光强度的脉动量峰值越大,这表明孔径差异大的穿孔板对热释放率波动的抑制效果越不明显。从冷态声学实验中(图7、图9)也可见孔径差异较大的4#穿孔板吸声性能较差,声反射系数模数均超过0.2。综上,偏流下的1#~3#穿孔板均能降低噪声并稳定燃烧。

2.3 火焰稳定性分析

图18对比了振荡控制前后的火焰形态。图中的 $0, \pi/4, \pi/2, 3\pi/4$ 代表指的是将压力波动视为极限环振荡时的瞬时相位。

无控制的火焰形态显得比较扭曲,火焰根部较短且呈S形,火焰边缘虚化,可以在尾部观察到脱落的火焰涡团。这表明火焰有周期性的涡脱现象,反应物迅速卷起、分离并猝熄。

使用1#~3#穿孔板控制后的火焰则相对稳定,火焰没有明显的扭曲变形,在一个振荡周期内的火焰形态基本相同。受控火焰较连续,这表明在

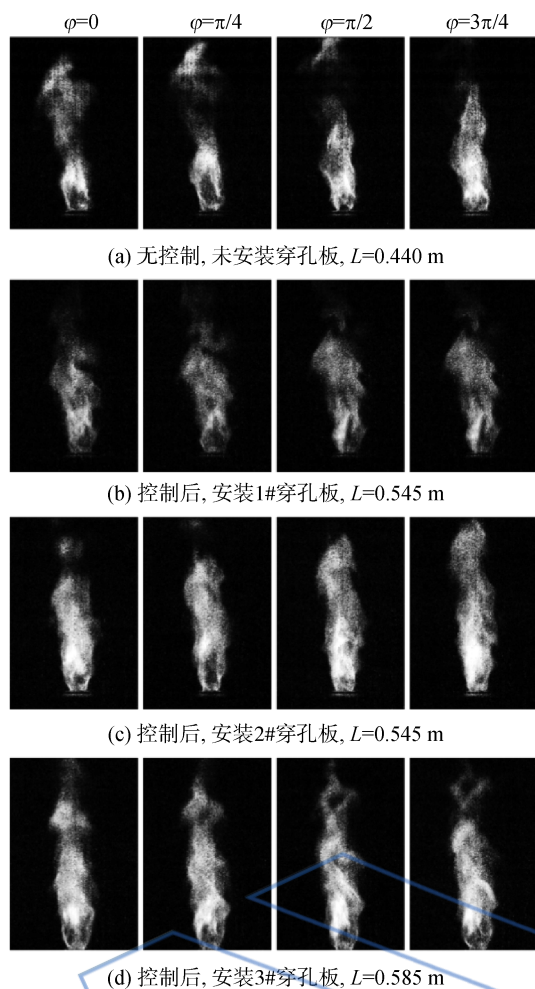


图18 控制前后的瞬时液雾火焰照片

Fig.18 Instantaneous liquid fuel spray flame images before and after control

进气段安装穿孔板后,火焰更加稳定,主要是抑噪后热声耦合减弱所致。

3 结论

研究了声频、腔深、入射声强度对四种多孔径的穿孔板吸声特性的影响及穿孔板对液雾燃烧器内热声振荡的实际控制效果,穿孔板在最优偏流下工作且孔隙率都相同。

研究发现,除孔径差异很大的4#穿孔板外,多孔径穿孔板对不稳定的液雾燃烧普遍具有良好的控制效果。安装穿孔板后,热声振荡频率几乎不会改变。燃烧室脉动压力下降59%~84%,气室内的脉动压力也有所下降,燃烧室内振荡频率对应的脉动CH₄发光强度下降了47%~87%。表明多孔径穿孔板对稳定燃烧室内的压力波动及热释放波动有良好的控制效果。

进一步的研究表明,多孔径穿孔板的安装有效

干预了热释放与声压耦合的过程,通过降低压力波动有效遏制了热释放波动,从而缓解了燃烧不稳定。这也表明多孔径穿孔板在声源处起到消声减振的作用。对比控制前后的瞬时火焰图像,发现多孔径穿孔板控制后的火焰相比控制前更加稳定。

参考文献:

- [1] 严宇,王延涛,李佳明,等.有声腔燃烧室的声学特性实验[J].航空动力学报,2016,31(7):1785-1792.
YAN Yu, WANG Yantao, LI Jiaming, et al. Experiment on acoustic characteristic of combustion chamber with acoustic resonator[J]. Journal of Aerospace Power, 2016, 31(7):1785-1792. (in Chinese)
- [2] 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.
- [3] POINSOT T. Prediction and control of combustion instabilities in real engines[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2017, 36(1):1-28.
- [4] RAYLEIGH L. The explanation of certain acoustical phenomena[J]. Nature, 1878, 18(455):319-321.
- [5] 王明晓,邓凯,管清强,等.不同当量比下氢气体积分数对甲烷-氢混合气预混火焰燃烧不稳定性的影响[J].航空动力学报,2018,33(12):2851-2858.
WANG Mingxiao, DENG Kai, GUAN Qingqiang, et al. Effect of hydrogen volume fraction on combustion instability of hydrogen/methane premixed flame under different equivalence rate[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(12):2851-2858. (in Chinese)
- [6] 汪广旭,谭永华,陈建华,等.液体火箭发动机非稳态燃烧过程对其稳定性的影响[J].航空动力学报,2019,34(4):929-936.
WANG Guangxu, TAN Yonghua, CHEN Jianhua, et al. Effects of unsteady combustion process on combustion instability of liquid rocket engine[J]. Journal of Aerospace Power, 2019, 34(4):929-936. (in Chinese)
- [7] 汪广旭,谭永华,庄逢辰,等.自燃推进剂模型燃烧室高频纵向燃烧不稳定性[J].航空动力学报,2020,35(8):1578-1585.
WANG Guangxu, TAN Yonghua, ZHUANG Fengchen, et al. High frequency longitudinal combustion instability of modeled hypergolic propellants combustor[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(8):1578-1585. (in Chinese)
- [8] DE LA CRUZ GARCÍA M, MASTORAKOS E, DOWLING A P. Investigations on the self-excited oscillations in a kerosene spray flame[J]. Combustion and Flame, 2009, 156(2):374-384.
- [9] AHN B, LEE J, JUNG S, et al. Low-frequency combustion instabilities of an airblast swirl injector in a liquid-fuel combustor[J]. Combustion and Flame, 2018, 196:424-438.
- [10] 谢法,张珊珊,蒋洪德.入口流动参数脉动对燃气轮机燃烧室燃烧不稳定的影响[J].航空动力学报,2015,30(7):1561-1565.
XIE Fa, ZHANG Shanshan, JIANG Hongde. Effects of inlet

- flow parameters oscillation on combustion instability of gas turbine combustor[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2015, 30(7):1561-1565. (in Chinese)
- [11] HAN X, LAERA D, MORGANS A S, et al. The effect of stratification ratio on the macrostructure of stratified swirl flames: experimental and numerical study[R]. ASME Paper GT2018-77155, 2018.
- [12] HAN X, LAERA D, MORGANS A S, et al. Flame macrostructures and thermoacoustic instabilities in stratified swirling flames[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2019, 37(4):5377-5384.
- [13] KRAUS C, SELLE L, POINSOT T. Coupling heat transfer and large eddy simulation for combustion instability prediction in a swirl burner[J]. *Combustion and Flame*, 2018, 191: 239-251.
- [14] TEMIZ M A, TOURNADRE J, ARTEAGA I L, et al. Non-linear acoustic transfer impedance of micro-perforated plates with circular orifices[J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2016, 366:418-428.
- [15] LAWN C. The acoustic impedance of perforated plates under various flow conditions relating to combustion chamber liners[J]. *Applied Acoustics*, 2016, 106:144-154.
- [16] YI T, SANTAVICCA D A. Combustion instability and flame structure of turbulent swirl-stabilized liquid-fueled combustion[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2012, 28(5):1000-1014.
- [17] TRAN N, DUCRUIX S, SCHULLER T. Damping combustion instabilities with perforates at the premixer inlet of a swirled burner[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2009, 32(2):2917-2924.
- [18] TRAN N, DUCRUIX S, SCHULLER T. Passive control of the inlet acoustic boundary of a swirled burner at high amplitude combustion instabilities[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2009, 131(5):51502.1-51502.7.
- [19] LAMRAOUI A, RICHECOEUR F, SCHULLER T, et al. Impact of acoustic boundary conditions on confined combustion noise[J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 2008, 123(5):2731-2736.
- [20] OH S, SHIN Y, KIM Y. Stabilization effects of perforated plates on the combustion instability in a lean premixed combustor[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2016, 107:508-515.
- [21] OH S, JI H, KIM Y. FDF-based combustion instability analysis for stabilization effects of a slotted plate in a multiple flame combustor[J]. *Aerospace Science and Technology*, 2017, 70:95-107.
- [22] KWON M, OH S, KIM Y. Numerical analysis for attenuation effects of perforated plates on thermoacoustic instability in the multiple flame combustor[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2018, 132:321-332.
- [23] LAHIRI C, BAKE F. A review of bias flow liners for acoustic damping in gas turbine combustors[J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2017, 400:564-605.
- [24] CHEN Z, JI Z, HUANG H. Acoustic impedance of perforated plates in the presence of bias flow[J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2019, 446:159-175.
- [25] WANG J, RUBINI P, QIN Q. Application of a porous media model for the acoustic damping of perforated plate absorbers[J]. *Applied Acoustics*, 2017, 127:324-335.
- [26] MENG S, ZHOU H, CEN K. Application of the perforated plate in passive control of the nonpremixed swirl combustion instability under acoustic excitation[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2019, 141(9):91007.1-91007.12.
- [27] 孟晟, 周昊, 陶成飞, 等. 入口段长度变化对于非预混火焰声场响应的影响及其被动控制[J]. *中国电机工程学报*, 2019, 39(1):212-218.
- MENG Sheng, ZHOU Hao, TAO Chengfei, et al. Study of the burner inlet length variation effect on non-premixed flame response under forced acoustic excitation and passive control[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2019, 39(1):212-218. (in Chinese)
- [28] JING X, SUN X. Experimental investigations of perforated liners with bias flow[J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1999, 106(5):2436-2441.
- [29] LU C, CHEN W, ZHU Y, et al. Comparison analysis and optimization of composite micro-perforated absorbers in sound absorption bandwidth[J]. *Acoustics Australia*, 2018, 46(3):305-315.
- [30] 杨亚晶, 李晓亚, 谢伟. 贫预混燃烧室燃烧稳定性的数值研究[J]. *推进技术*, 2017, 38(11):2562-2571.
- YANG Yajing, LI Xiaoya, XIE Wei. Numerical study on combustion stability in a lean premixed combustor[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2017, 38(11):2562-2571. (in Chinese)
- [31] HUGHES I J, DOWLING A P. The absorption of sound by perforated linings[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1990, 218: 299-335.
- [32] HOWE M S, SCOTT M I, SIPCIC S R. The influence of tangential mean flow on the Rayleigh conductivity of an aperture[J]. *Proceedings of the Royal Society: A Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 1996, 452(1953):2303-2317.
- [33] LUONG T, HOWE M S, MCGOWAN R S. On the Rayleigh conductivity of a bias-flow aperture[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2005, 21(8):769-778.
- [34] CUMMINGS A. Transient and multiple frequency sound transmission through perforated plates at high amplitude[J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1986, 79(4):942-951.
- [35] MENDEZ S, ELDREDGE J D. Acoustic modeling of perforated plates with bias flow for large-eddy simulations[J]. *Journal of Computational Physics*, 2009, 228(13):4757-4772.
- [36] CHUNG J Y, BLASER D A. Transfer function method of measuring in-duct acoustic properties: I theory[J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1980, 68(3):907-913.
- [37] CHUNG J Y, BLASER D A. Transfer function method of measuring in-duct acoustic properties: II experiment[J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1980, 68(3): 914-921.

(编辑:陈越)