

带加热偏流的声衬对热声不稳定性的控制方法

莫长彩, 徐亮亮, 王思睿, 王国情, 李磊

(上海交通大学 机械与动力工程学院, 上海 200240)

摘 要: 通过实验方法研究了热声不稳定性极其被动控制方法。搭建了水平放置的 Rijke 管热声不稳定性实验装置, 采用电加热的热丝作为热源。实验中发现加热功率及加热丝前后空气的温度比对热声不稳定性的发声强度有着一定的影响。实验中尝试了采用背腔和穿孔板结构的声衬对热声不稳定性进行控制。其中背腔中可以通入偏流空气, 且偏流空气的流量、温度均可以调节。实验发现: 背腔中通入偏流空气可以增强对不稳定性的抑制效果, 且随偏流速的增加, 控制效果变好。此外, 发现提高偏流空气的温度对提高声衬对热声不稳定性的控制效果作用不明显。

关 键 词: Rijke 管; 热声不稳定; 穿孔板背腔; 偏流; 被动控制

中图分类号: V231.2

文献标志码: A

Control method of thermoacoustic instability with sound lining with heating bias flow

MO Changcai, XU Liangliang, WANG Sirui, WANG Guoqing, LI Lei

(School of Mechanical Engineering,

Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: The passive control method of thermoacoustic instability was researched through experimental methods. A horizontally placed Rijke tube, a thermoacoustic instability experimental device, was set up; and an electrically heated hot gauze was used as a heat source in Rijke tube. It was found in the experiment that the temperature of the air before and behind the hot gauze had a crucial effect on the amplitude of the thermoacoustic oscillations. Moreover, sound linings with back cavity and perforated plate structures were used to control thermoacoustic instability. The bias air can be drained into the back chamber, and the flow and temperature of the bias air can be adjusted. It was also found that the biased air in the back cavity can enhance the inhibitory effect on the instability, and the effect became better with the increase of the bias flow rate; in addition, increasing the temperature of the biased air can not significantly increase the control effect of sound linings on thermoacoustic instability.

Key words: Rijke tube; thermoacoustic instability; perforated plate with back cavity; bias flow; passive control

收稿日期: 2018-12-24

基金项目: 国家自然科学基金(51676126)

作者简介: 莫长彩(1993—), 男, 硕士生, 主要从事热声不稳定性研究。

引用格式: 莫长彩, 徐亮亮, 王思睿, 等. 带加热偏流的声衬对热声不稳定性的控制方法[J]. 航空动力学报, 2019, 34(7): 1510-1518.
MO Changcai, XU Liangliang, WANG Sirui, et al. Control method of thermoacoustic instability with sound lining with heating bias flow[J]. Journal of Aerospace Power, 2019, 34(7): 1510-1518.

燃烧不稳定性是航空发动机和燃气轮机燃烧室等燃烧装置中经常会遇到的现象,它会给整个燃烧系统带来剧烈振荡,产生巨大噪声,使热负荷增高,加剧 NO_x 等污染物的产生。研究燃烧不稳定性的发生机理、规律及其控制方法具有重要意义^[1]。

燃烧不稳定性一般是由热和声波相互耦合导致,因此又称热声不稳定性。热声不稳定性是一个很复杂的现象,研究这个问题涉及到燃烧、流体、传热和声学等各个学科。其发生机理可以采用瑞利(Rayleigh)准则来描述:当燃烧室燃烧的热释放率的波动和燃烧室的声压波动相位一致时(实际上,相位差在 0°~90°即可),热声不稳定性就会产生,从而使声压波动增大;而增大的声压波动又会反过来增大热释放的波动,最终系统达到伴随着巨大的噪声的一个动态稳定状态。值得注意的是,当燃烧室燃烧的热释放率的波动和燃烧室的声压波动相位相差 0°~90°时,产生热声不稳定还需要满足的条件是,对系统注入的能量要大于系统中衰减和耗散的能量。

Rijke 管是一个典型的研究热声不稳定性的实验装置。1777 年 Higgins 将氢火焰放在两端开口的垂直管的适当位置,管中会激发声音,历史上称为“声焰”^[2]。这是热声效应的发现。此后,1850 年 Sondhauss 对连接玻璃球的中空玻璃管中发出的热声现象进行了定性研究,他认为 Higgins 管不是唯一可以激发热声振荡的管,并设计了一端开口一端封闭,且在封闭端加热可以激发热声振荡的 Sondhauss 管^[3]。1859 年,Rijke 使用热丝网作为热源发展了 Higgins 管,得到了很好的实验结果,发现 Rijke 管发声宏大,但并不是纯音,有很多泛音^[4]。之后关于 Rijke 型的燃烧器的热声不稳定研究非常多,Raun 等^[5]发表综述性文章归纳了 Rijke 管的发展历程及总结了 Rijke 管相关的研究方向:Rijke 型燃烧器的类型,以及不同热源方式、热源位置、化学当量比等对热声不稳定现象影响的研究。Matveev 等^[6-7]在 Rijke 管实验中将管道水平放置,用电加热丝作热源,通过控制功率和入口流速等测量了影响热声不稳定性的各系统参数并对加热丝的换热非线性进行了讨论。本文实验也采用电热丝做热源且水平放置的 Rijke 管。

在热声效应的理论研究上,瑞士苏黎士联邦技术研究所的 Rott^[8]发表的“Thermoacoustics”(热声学)一文中总结了他在 1969 年开始着手研

究热声理论所取得的成绩,并提出了热声振荡定量理论,这对奠定现代线性热声理论的基础具有十分重要的意义。基于一维线性小扰动模型,Heckl^[9]采用合适的热释放模型及合适的边界条件成功的预测了系统不稳定频率和不稳定边界。后来 Dowling^[10]的文章中,在一维线性化声学模型的基础上系统化的总结了热声不稳定系统共振频率的计算方法,且从理论计算上给出了系统各个参数,如有无流动、流动马赫数、热释放强度、温度分布等对系统共振频率的影响。

人们在研究热声不稳定性发生机理,其最终目的是找到有效抑制措施。在传统地面燃机的燃烧室和航空发动机燃烧室中,有效的控制热声不稳定现象对降低燃烧噪声、热负荷以及 NO_x 的生成尤为重要。热声不稳定性的控制方法主要分为主动控制和被动控制方法。热声不稳定的主动控制技术是指通过执行器控制燃烧系统的某些参数,从而破坏热释放脉动与声学扰动的耦合^[11]。Heckl^[12]利用扬声器作为执行机构,对 Rijke 管发声的主动控制,实验结果与理论计算吻合得较好。而被动控制是指通过重新设计燃烧器的结构和配风方式以降低燃烧过程对声扰动的敏感性,或通过增加消声部件来吸收声能,避免声波的增长^[13]。被动控制方法主要有采用安装亥姆霍兹共振器和穿孔板等方式。相比亥姆赫兹共振器,穿孔板具有结构相对紧凑,消声频带宽等优点。过去的研究中表明,穿孔板中偏流的存在,会大幅度增强声衬的控制效果^[14-15]。穿孔板吸声的机理在于,声波在小孔位置诱发射流,从而导致部分声能量转化为涡能量,进而耗散^[16]。而流体的黏性受到温度的影响,随温度升高,气体黏度会有明显增强。升高声衬中小孔处偏流温度,就有可能增强声能量的耗散,从而增加声衬对热声不稳定性的抑制效果。因此有必要开展背腔中偏流温度对控制效果影响的相关研究。

本文中研究了水平放置、电加热作热源的 Rijke 管产生热声不稳定性现象,采用穿孔板加背腔结构的声衬对热声不稳定性进行了控制研究。进一步的,对背腔中偏流气体进行了加温,研究了背腔中气体温度升高对控制效果的影响。

1 实验方法

1.1 实验装置

整个实验装置主要包括供气系统、水平放置的 Rijke 管及测量系统 3 部分,如图 1 所示。图

中左侧部分为 Rijke 管主体, 图示给出了带控制声衬的 Rijke 管; 图中右侧部分为供气系统包括空气压缩机气源、流量计、稳压箱等部分, 稳压箱的作用是消除进气扰动对实验的影响, 并提供上游边界条件^[17]。Rijke 管内主流空气及穿孔板声衬内偏流空气分别通过两个流量计控制, 进入 Rijke 管和穿孔板背腔; 测量系统中, 动态压力测量是采用的 CY-YD-200H 型号的压电式压力传感器测量, YE6270 动态信号测试分析采集器采集数据; 温度是采用 K 型热电偶及 ITCP-6505 热电偶温度采集模块采集, 具体安装位置为图 1 中 T1、T2、T3、T4 所示。压力与温度同步测量, 每次测量间隔 15 s。

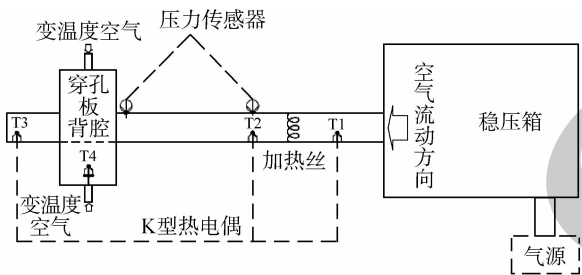


图 1 带声衬控制的 Rijke 管

Fig. 1 Rijke tube with sound lining control

Rijke 管主要由不锈钢管及热源组成。本实验中采用了两段式: 前段为加热段, 内布置有电热丝, 电热丝前后分别布置热电偶, 采集上下游的空气温度; 后段可更换, 分别可接硬壁管或者带穿孔板背腔管道, 两段长度和内径相同, 可进行硬壁管热声不稳定性发声实验以及针对热声不稳定性进行控制方法研究。Rijke 管总长为 1 m, 前段加热段及后段各 0.5 m, 管内直径为 76 mm, 壁厚为 2 mm。

实验中热源是直径为 0.6 mm 的镍铬加热丝绕刚玉陶瓷环绕制而成, 总长约为 3.2 m, 电阻为 12.8 Ω, 效果图如图 2 所示。实验过程中加热丝

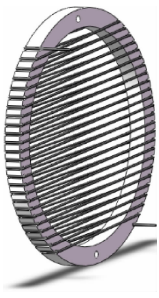


图 2 陶瓷环绕加热丝示意图

Fig. 2 Diagram of ceramic ring surround heating wire

在 Rijke 管中的位置是固定在管 1/4 处的, 即距 Rijke 管入口 0.25 m 处。加热丝电源采用德力西 TDGC2-3KVA 的单相调压器提供, 实验时给加热丝两端的电压共 80、85、90、95、100 这 5 档。

另外, 通过 Rijke 管的气流体积流量 (流速, 下文简称流量) 也是变化的, 本实验中采用了 40、50、60 L/min 三种工况。

1.2 穿孔板可变温空气的控制方法

在实验中, 采用的是带背腔和穿孔板结构的声衬来控制 Rijke 管的热声不稳定性, 其中穿孔板厚度 $h=2\text{ mm}$, 孔径 $R=2\text{ mm}$, 孔数目为 4 排 $\times$ 24 个, 孔间隔距 l 为 $10\text{ mm} \times 10.5\text{ mm}$, 背腔内长度 $L=50\text{ mm}$, 背腔内高 $R_p=36.5\text{ mm}$, 如图 3 所示。偏流通过背腔内小孔进入 Rijke 管内, 在背腔中偏流的存在, 可以加强声涡能量的转化从而增强声能量的耗散^[18]。其中连接背腔的进气管为金属长管, 外缠有加热带, 可以对偏流气体进行加热, 从而提高背腔内空气温度。因此, 实验中, 分别可以调节偏流的流量及温度, 可以研究不同流速、温度偏流的声衬对 Rijke 管热声不稳定性控制效果。

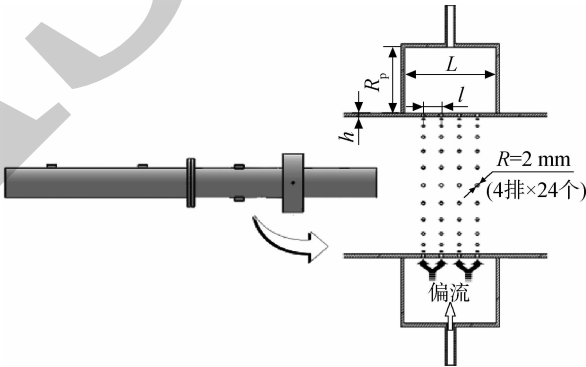


图 3 带穿孔板背腔 Rijke 管及穿孔板背腔半剖示意图
Fig. 3 Rijke tube with sound lining and cutaway view of the sound lining

2 实验结果与分析

2.1 数据采集及处理方法

动态压力 (声压) 信号的采集频率是 100 000 Hz, 每次持续采集 3 s 的信号, 每个采集信号间隔周期 15 s。图 4(a) 中给出了 Rijke 管空气流量为 40 L/min, 加热丝电压为 95 V 时, 1 s 的时间间隔测得的声压-时间信号。图 4(b) 为同工况的约 0.06 s 的时间间隔, 约 10 个周期的声压-时间信号。

得到信号数据后做快速傅里叶变换 (FFT) 分析后得到频谱图, 图 5 所示为图 4 所示信号经过

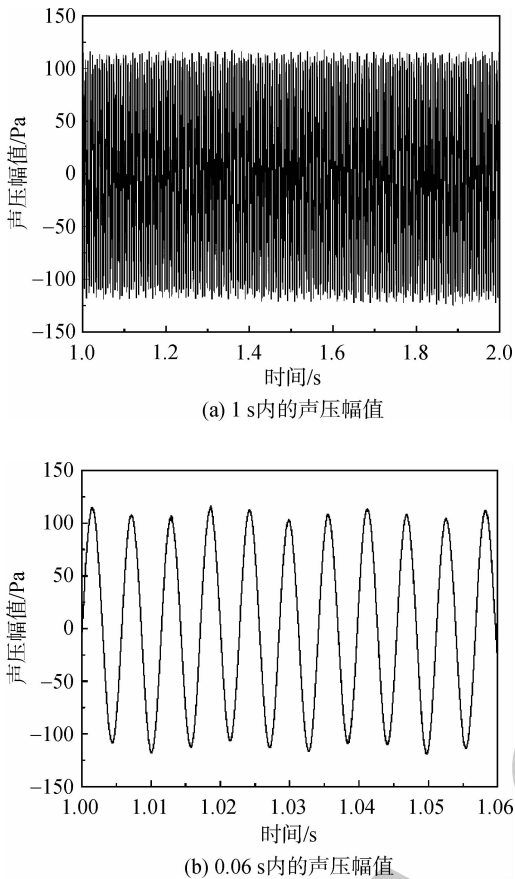


图 4 采集的声压幅值变化

Fig. 4 Variation of the collection sound pressure amplitude

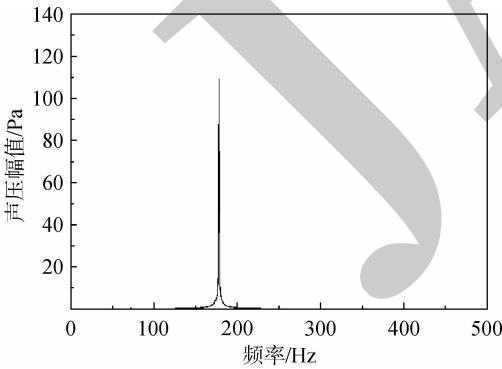


图 5 FFT 后的频谱图

Fig. 5 Spectrogram after FFT

FFT 后的频谱图。

2.2 硬壁 Rijke 管的热声不稳定性

在对 Rijke 管热声不稳定性的特性进行研究 中,首先对 Rijke 管的极限环振荡幅值大小与加 热丝功率大小关系进行了测量,实验中通过准静 态加电压方式进行功率调节,然后对每个电压下 稳态工况的声压幅值进行取均值处理,发现随着 加热丝功率的上升,Rijke 管声压极限环振荡的幅

值随之增大,如图 6 所示。可以看出每组工况下, Rijke 管内的空气流量不同,其起振的初始功率也 不一样;图中 4 种工况中,空气流量 30 L/min 时 Rijke 管的起振功率明显要大很多;且同样功率下 空气流量 30 L/min 时 Rijke 管的极限环振荡幅值 也明显要小很多,印证了热声不稳定性中热声耦合 时换热量大小跟 Rijke 管内空气流量大小有关。

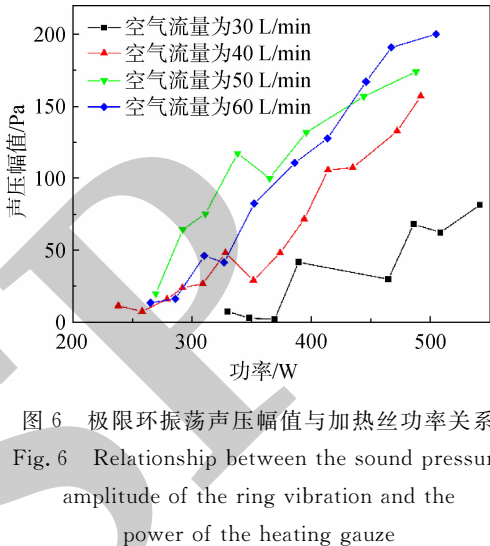


图 6 极限环振荡声压幅值与加热丝功率关系

Fig. 6 Relationship between the sound pressure amplitude of the ring vibration and the power of the heating gauze

加热丝前后的空气温度对 Rijke 管的热声不 稳定性发声幅值有着至关重要的影响。实验开始 后,由于壁面传热的影响,不锈钢壁面温度逐渐升 高,同时不锈钢金属壁面和来流空气(热丝上游) 进行换热,从而导致上游空气温度逐渐升高,由于 Rijke 管的温度场的变化会影响到热声不稳定性的 发声强度,因此实验过程中记录到的发声强度 随时间是变化的。对实验中加热丝前后的温度 (温度比)和发声声压同时记录。图 7(a)是 Rijke 管在空气流量为 40 L/min,加热丝电压为 100 V 时,加热丝上游下游空气温度的变化情况,图 7(b)是其加热丝后下游上游温度比随时间的变化。 实验开始后约 1 min 内,加热丝下游空气温度迅速 爬升而加热丝上游空气温度上升较慢,这时候会 出现一个温度比急剧上升期。1 min 之后,由于不 锈钢壁面的热传导以及加热丝热辐射传热效果,上 游空气温度上升幅度逐渐加快,从而导致下游上 游温度比逐渐下降。而随时间的增加,系统逐步 达到热平衡,从而加热丝前后空气温度趋于一个 稳定值。

图 8 所示为与图 7 工况相同的情况下压力传 感器测得的声压幅值随时间的变化情况。由图可 见,Rijke 管的发声强度随着实验的进行而下降, 当 Rijke 管内冷热两端的温度及温度比趋于稳定

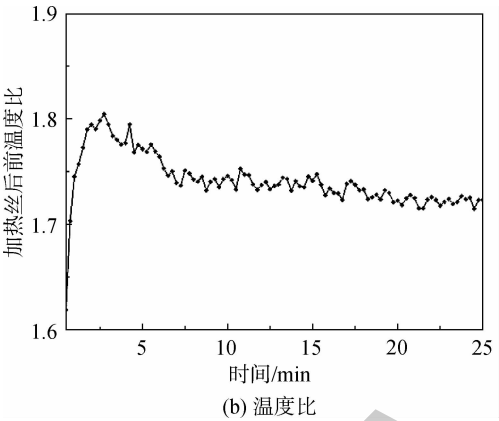
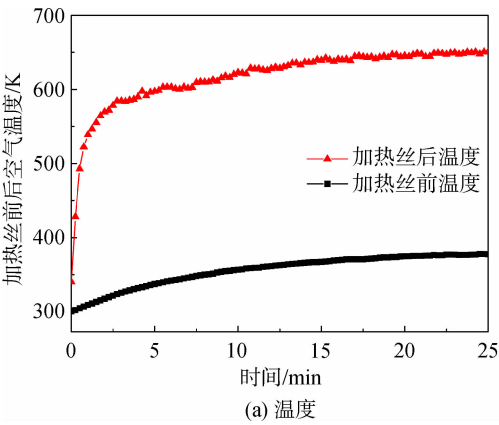


图 7 Rijke 管内加热丝前后空气温度随时间的变化情况
Fig. 7 Variation of air temperature before and behind the heating gauze with time in Rijke tube

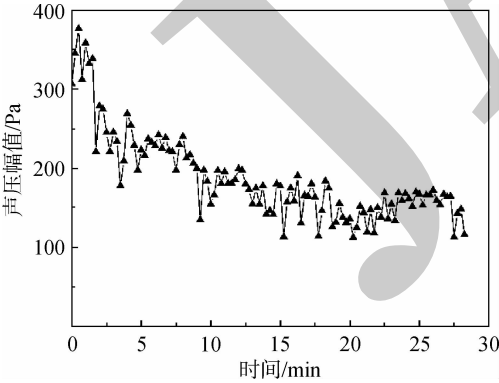


图 8 硬壁 Rijke 管声压幅值随时间的变化
Fig. 8 Variations of sound pressure amplitude of the rigid-wall Rijke tube with time

时,声压幅值也趋于动态稳定。

值得注意的是,当 Rijke 管的空气流量较小,以及电压较低时,随着实验的进行 Rijke 管发声强度下降的幅度更明显,且可能出现发声完全消失,即不稳定性消失的情况。如图 9 所示,为 Rijke 管内空气流量 30 L/min,加热丝电压为 75 V 时的声压幅值随时间的变化情况,当实验时间进行到

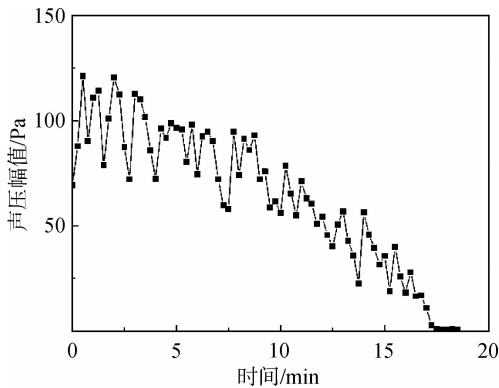


图 9 空气流量为 30 L/min,电压为 75 V 时的声压幅值变化

Fig. 9 Variations of sound pressure amplitude when the air volume flow rate is 30 L/min and the voltage is 75 V

17 min 以后,发声强度减小到零,即系统趋于稳定。

当然,其他工况下也有同样的实验结果,即随着实验时间的进行,Rijke 管硬壁管发出的声压会有降低的趋势,并最后达到一个动态稳定或者无声的状态,如图 10 所示为其他工况下声压幅值随时间的变化。图 10(a)工况为空气流量为 40 L/min 加热丝电压为 75 V;图 10(b)工况为空气流量为 40 L/min 加热丝电压为 80 V;图 10(c)工

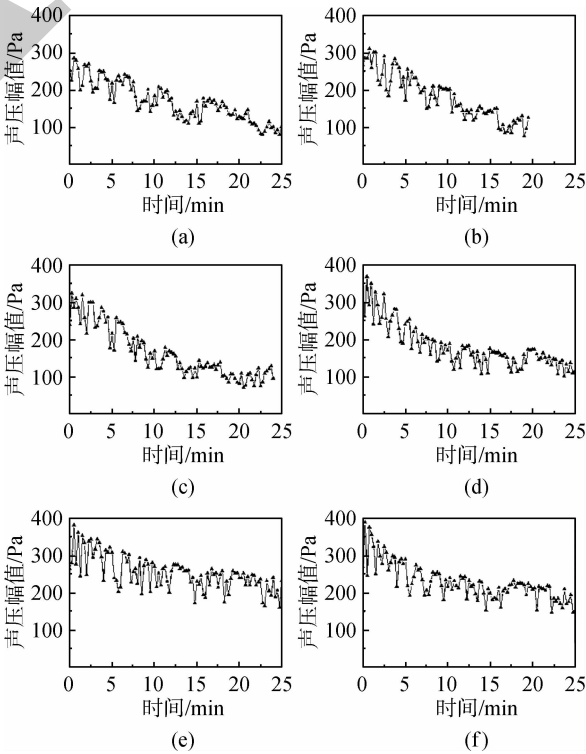


图 10 不同工况下声压幅值随时间的变化情况
Fig. 10 Variation of sound pressure amplitude with time under different operating conditions

况为空气流量为 40 L/min 加热丝电压为 85 V;图 10(d)工况为空气流量为 40 L/min 加热丝电压为 95 V;图 10(e)工况为空气流量为 50 L/min 加热丝电压为 95 V;图 10(f)工况为空气流量为 50 L/min 加热丝电压为 100 V。

2.3 热声不稳定性的控制方法

本文采用背腔和穿孔板结构的声衬对热声不稳定性进行控制。穿孔板声衬能极大的降低甚至是消除管内由热声不稳定性引起的噪声。如图 11 所示,当 Rijke 管内流量为 40 L/min、加热丝两端电压为 95 V 时,未加声衬前 Rijke 管内最大声压幅值是 187.3 Pa,稳定后的声压是 82.6 Pa 左右,而加声衬以后,最大声压幅值是 64.5 Pa,稳定后 Rijke 管内噪声消失。

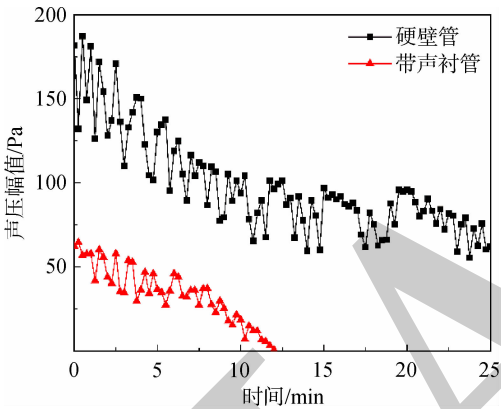
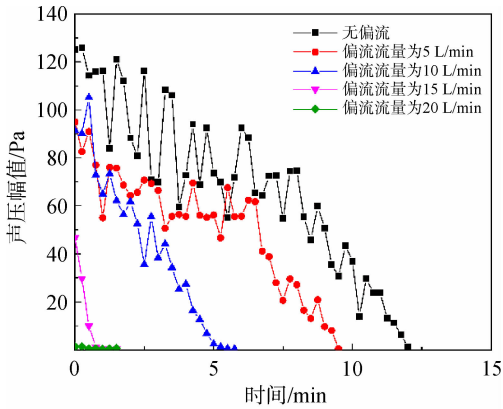


图 11 穿孔板声衬的控制效果

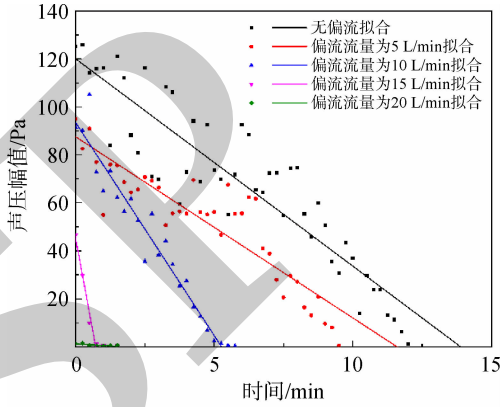
Fig. 11 Control effect of the sound lining of the perforated plate

当声衬背腔中引入偏流后,首先对穿孔板背腔声衬内流量对热声不稳定性的影响进行了研究。如图 12 所示,主管道空气流量为 50 L/min,加热丝两端电压为 100 V 时,背腔不通偏流、通 5 L/min 的偏流流量、通 10 L/min 的流量、通 15 L/min 的流量、通 20 L/min 的流量时的 Rijke 管内热声不稳定性声压幅值进行了对比。为了更为直观地展示单个工况的控制效果,对热声振荡幅值和实验进行时间进行线性拟合。图 12(a)工况下的拟合结果如图 12(b)所示。由拟合曲线可以看出,随着偏流流量的增加,拟合的直线的斜率(绝对值)越来越大,而且声压幅值的初始幅值也越来越小,噪声持续时间越来越短。

对实验中其他组偏流流量的实验数据进行同样的拟合,并且每组实验中出现热声不稳定性的最大声压幅值(拟合函数与 Y 轴交点)和持续时



(a) 不同偏流流量的控制效果



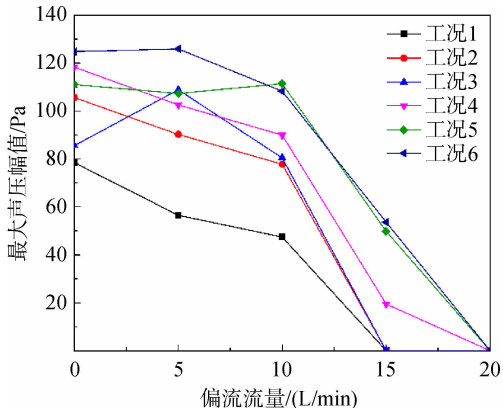
(b) 不同偏流流量的控制效果拟合

图 12 不同偏流流量的控制效果

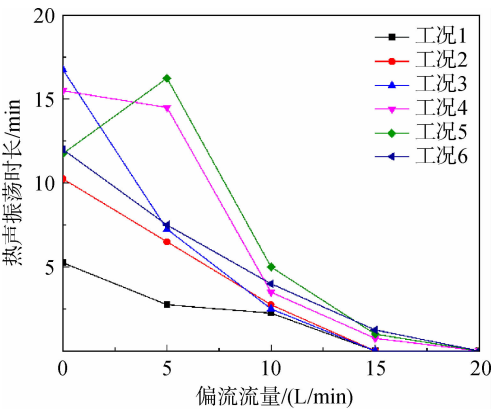
Fig. 12 Control effect of different volume flow rate of bias flow

间(拟合函数和 X 轴交点)随着偏流流量变化的情况进行对比,得到如图 13 所示的结果,图中声衬偏流温度为常温,Rijke 管空气流量 40 L/min,加热丝电压:工况 1 为 75 V,工况 2 为 80 V,工况 3 为 85 V,工况 4 为 90 V,工况 5 为 95 V,工况 6 为 100 V。

由图 12 和图 13 可以看出每个工况下随着偏流流量的增加,Rijke 管的发声的最大幅值和振荡持续时间都越来越小,即偏流流量越大,穿孔板声衬的控制效果越好。



(a) 偏流流量与最大声压幅值的关系图



(b) 偏流流量与热声振荡时长的关系图

图 13 不同工况下,偏流流量的热声不稳定性控制效果对比

Fig. 13 Comparison of thermoacoustic instability control effects for different volume flow rates of bias flow under different conditions

实验中对偏流温度对热声不稳定性控制效果的影响也进行了相关研究。在 Rijke 管空气流量为 50 L/min,电压为 100 V,且背腔内偏流流量为 10 L/min 时,分别对偏流温度设置 373、473、573 K 三个温度(注意不同温度设置并非指偏流温度能够达到此数值,不同温度设置表明针对偏流加热能力不同)。此时背腔中 4 组实验的偏流空气温度的变化如图 14 所示。

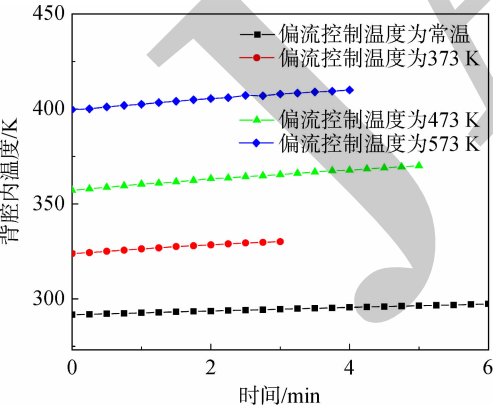


图 14 不同偏流加热温度下 Rijke 管背腔空气的温度变化

Fig. 14 Temperature variation of the back cavity of Rijke tube in different bias flow heating conditions

背腔内空气温度随时间呈线性增长的趋势,且对应每个偏流设置温度背腔内空气温度有一定的初始梯度,其对应的 Rijke 管声压幅值的变化如图 15 所示。可以看出同时间段,常温时的发声声压会稍高于偏流加温以后的声压。同时可以看出,在通偏流控制温度在控制 373、473 K 和 573 K

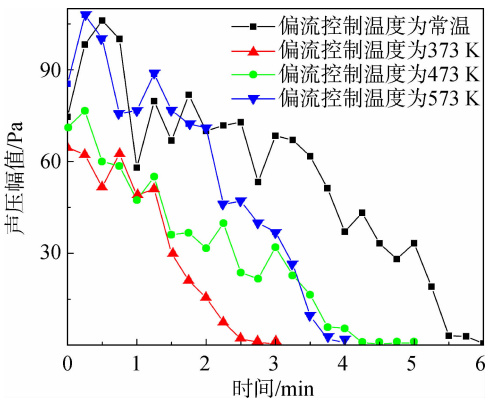


图 15 同工况下声压幅值随时间的变化

Fig. 15 Variation of sound pressure amplitude with time in same conditions

时虽然背腔内空气温度存在梯度,但是对 Rijke 管发声抑制效果的影响并没有很显著。

同时对其他工况下偏流温度对声衬控制效果影响的结果进行拟合并取其最大幅值和热声振荡持续时间进行结果对比,其结果如图 16 所示,图中实验声衬偏流流量为 5 L/min,Rijke 管内的空气流量和加热丝两端电压分别为:工况 1 为 40 L/min、95 V;工况 2 为 40 L/min、90 V;工况 3 为 40 L/min、100 V;工况 4 为 50 L/min、95 V;工况 5 为 50 L/min、90 V;工况 6 为 50 L/min、100 V。可以发现,偏流温度并没有达到预期的影响。可能的原因是,偏流温度增高,一方面能提高声能量耗散,增强了声衬对不稳定性的抑制效果,另一方面,偏流温度增加,系统通过壁面传热损失导致的声能量耗散减小,两种相反的效果叠加,导致加热偏流对不稳定性控制并不明显。

可以看出,偏流流量对于声衬控制效果的影响很显著,但是偏流温度对控制效果的影响要小很多。图 16 中也可以看出,整体变化趋势类似“V”字型,即在温度较低时,加热偏流时对声衬的控制效果有一定的增强,Rijke 管内的最大声压幅值和热声振荡的持续时间均有所减少。但是随着加热偏流的温度的升高控制效果有所减弱,Rijke 管内的最大声压幅值和热声振荡的持续时间均有所增加。总体效果来看提高偏流温度对增强穿孔板声衬的控制效果并不是很明显。

2.4 实验各工况的声压变化总结

表 1 给出的是整个实验工况下,在实验过程中系统有无发声的统计图,其中“1”表示有发声,“0”表示无发声,可以清晰看到出现发声的工况主要集中在表格左下方三角形内。表格右上方则是

Rijke 管没有发声的一些工况,而表格左下的工况为功率大,控制偏流小的区域,Rijke 管更易激发热声不稳定性;相反表格右上为功率小,控制偏流大区域,Rijke管难发生热声不稳定性。图 17 给

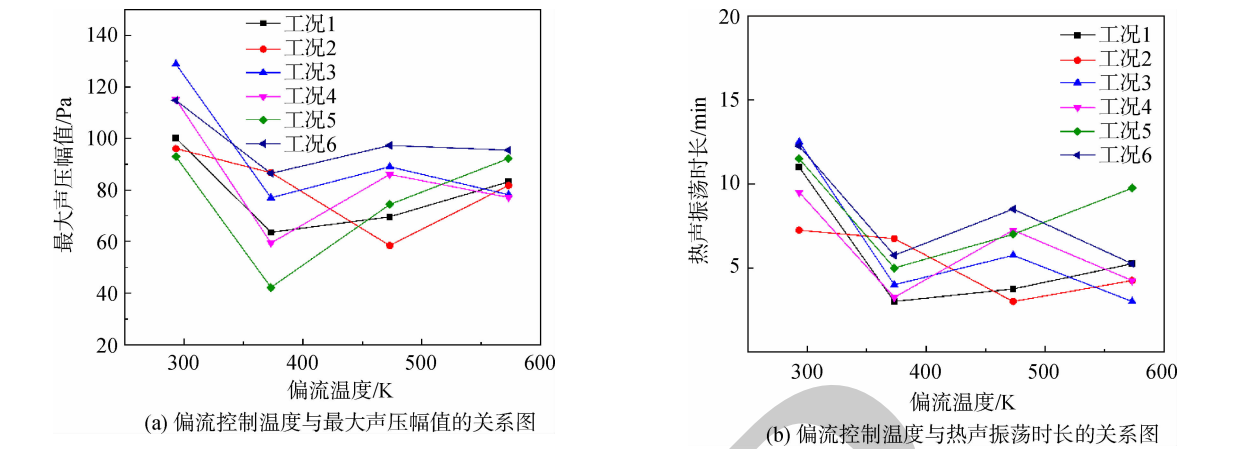


图 16 不同工况下,偏流控制温度的热声不稳定性控制效果对比

Fig. 16 Comparison of thermoacoustic instability control effects for different control temperature of bias flow under different conditions

表 1 各工况 Rijke 管有无发声情况对比
Table 1 Comparison of noise of Rijke tube in various conditions

电压/ V	空气流量/ (L/min)	T_1 (无 偏流)	偏流流量为 5 L/min				偏流流量为 10 L/min				偏流流量为 15 L/min				偏流流量为 20 L/min			
			T_1	T_2	T_3	T_4	T_1	T_2	T_3	T_4	T_1	T_2	T_3	T_4	T_1	T_2	T_3	T_4
75	40	1	1	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	50	1	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	60	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
80	40	1	1	1	1	1	1	1	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0
	50	1	1	1	1	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	60	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
85	40	1	1	1	1	1	1	1	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0
	50	1	1	1	1	1	1	0	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0
	60	1	1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
90	40	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	1	0	0	0	0
	50	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0
	60	1	1	1	1	1	1	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0
95	40	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	1	0	0	0	0
	50	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	0
	60	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	1	0	0	0	0
100	40	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	0
	50	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	1
	60	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	1	0	0	0	0

注:表中 T_1 、 T_2 、 T_3 、 T_4 表示偏流控制温度分别为 293、373、473、573 K;“1”表示此工况下 Rijke 管有噪声;“0”表示此工况下 Rijke 管无噪声。

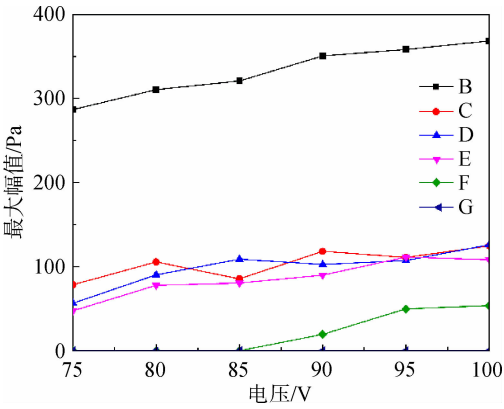


图 17 各偏流流量工况下的最大幅值随电压的变化
Fig. 17 Variations of maximum amplitude with voltage for each volume flow rate condition of bias flow

出了实验中不同偏流流量的工况下 Rijke 管的声压最大幅值与电压的关系,图中工况 B 表示无声衬硬壁管,C 表示声衬偏流流量为 0 L/min,D 表示偏流流量为 5 L/min,E 表示偏流流量为 10 L/min,F 表示偏流流量为 15 L/min,G 表示偏流流量为 20 L/min;可以看出,声压幅值随电压的增大而增大;而随着偏流流量的增大而减小,特别当偏流流量从 10 L/min 变为 15 L/min 时变化幅度最大,同时也可以看出,就偏流流量对声衬的声压抑制的影响效果来看,当偏流流量较小时效果不是很显著,而大流量偏流的声压抑制效果很显著。

3 结 论

通过对采用电加热丝作为热源的水平放置 Rijke 管的热声不稳定及其控制方法研究,可以发现加热丝功率和加热丝前后空气的温度比对 Rijke 管发声声压幅值的影响,从实验结果来看加热丝功率越大,Rijke 管内声压越大。

在对热声不稳定性的控制方法进行的研究中发现,带背腔的穿孔板声衬对热声不稳定性有着较好的控制效果,且当在穿孔板声衬中通入偏流时,偏流对控制效果有着极大的提高,当偏流流量越大时,控制效果越好。同时研究了偏流温度对控制效果的影响,结果表明偏流的温度升高对穿孔板声衬的控制效果有一定的增强,但总体效果来看提高偏流温度对增强穿孔板声衬的控制效果并不是很显著。造成这种现象的原因可能是偏流温度增高一方面能提高穿孔板小孔处声涡能量转换使控制效果增强;另一方面偏流温度增加使得系统通过壁面传热损失而导致的声能量耗散减小,两种相反的效果叠加,导致加热偏流对不稳定

性控制并不明显。

参考文献:

[1] MCMANUS K R,POINSOT T,CANDEL S M. A review of active control of combustion instabilities[J]. Progress in Energy and Combustion Science,1993,19(1):1-29.

[2] STRUTT J W,RAYLEIGH B. The theory of sound[M]. New York:Dover Publications,1945.

[3] FELDMAN K T. Review of the literature on Sondhauss thermoacoustic phenomena[J]. Journal of Sound and Vibration,1968,7(1):71-82.

[4] 马大猷. 现代声学理论基础[M]. 北京:科学出版社,2004.

[5] RAUN R L,BECKSTEAD M W,FINLINSON J C,et al. A review of Rijke tubes,Rijke burners and related devices [J]. Progress in Energy and Combustion Science,1993,19 (4),313-364.

[6] MATVEEV K I,CULICK F E C. A study of the transition to instability in a Rijke tube with axial temperature gradient [J]. Journal of Sound and Vibration,2003,264(3):689-706.

[7] MATVEEV K I. Energy consideration of the nonlinear effects in a Rijke tube[J]. Journal of Fluids and Structures,2004,18(6):783-794.

[8] ROTT N. Thermoacoustics[J]. Advances in Applied Mechanics,1980,20:135-175.

[9] HECKL M A. Active control of the noise from a Rijke tube [J]. Journal of Sound and Vibration,1988,124(1):117-133.

[10] DOWLING A P. The calculation of thermoacoustic oscillations [J]. Journal of Sound and Vibration,1995,180(4):557-581.

[11] MAGRI L,JUNIPER M P. A theoretical approach for passive control of thermoacoustic oscillations: application to ducted flames[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power,2013,135(9):091604. 1-091604. 9.

[12] HECKL M A. Active control of the noise from a Rijke tube [J]. Journal of Sound and Vibration,1988,124(1):117-133.

[13] SCHADOW K C,GUTMARK E. Combustion instability related to vortex shedding in dump combustors and their passive control [J]. Progress in Energy and Combustion Science,1992,18(2):117-132.

[14] ELDREDGE J D,DOWLING A P. The absorption of axial acoustic waves by a perforated liner with bias flow[J]. Journal of Fluid Mechanics,2003,485:307-335.

[15] ELDREDGE J D. On the interaction of higher duct modes with a perforated liner system with bias flow[J]. Journal of Fluid Mechanics,2004,510:303-331.

[16] HOWE M S. Attenuation of sound in a low Mach number nozzle flow[J]. Journal of Fluid Mechanics,1979,91(2):209-229.

[17] 郭志辉,李磊,张澄宇,等. 关于热声不稳定性现象的一种控制方法[J]. 工程热物理学报,2008,29(6):947-950.

GUO Zhihui,LI Lei,ZHANG Chengyu,et al. A control method for the suppression of thermoacoustic instability [J]. Journal of Engineering Thermophysics,2008,29(6): 947-950. (in Chinese)

[18] JING Xiaodong,SUN Xiaofeng. Experimental investigations of perforated liners with bias flow[J]. Journal of the Acoustical Society of America,1999,106(5):2436-2441.

(编辑:王碧珺)