

文章编号: 1000-8055(2010)07-1471-07

# 脉冲爆震发动机旋流式气动阀的设计与实验

郑殿峰<sup>1</sup>, 杨义勇<sup>2</sup>, 王家骅<sup>3</sup>

- (1. 北京大学 工学院 能源与资源工程系, 北京 100084;
2. 中国地质大学(北京) 工程技术学院, 北京 100083;
3. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016)

**摘 要:** 为了研究大管径吸气式脉冲爆震发动机(PDE)的爆震性能, 设计了不同结构的旋流式气动阀, 由弯曲叶片构成气动阀推力壁“封闭”平面. 开展了气动阀阻力系数实验与工程计算方法研究, 不同气动阀的阻力系数差别很大, 实验结果与理论计算结果相符. 爆震燃烧实验证明, 阻力系数较大的气动阀能够产生爆震波, 要求气动阀阻力系数大于 10, 堵塞比大于 60%, 才能实现 PDE 的协调工作. 从而获得了气动阀设计一般原则与工程计算方法, 对于气动阀的优化设计有重要的参考价值.

**关 键 词:** 脉冲爆震发动机; 气动阀; 阻力系数; 旋流; 爆震燃烧

中图分类号: V235.22

文献标识码: A

## Design and experimental study on whirl aero valve for pulse detonation engine

ZHENG Dianfeng<sup>1</sup>, YANG Yiyong<sup>2</sup>, WANG Jiahua<sup>3</sup>

- (1. Department of Energy and Resources Engineering, College of Engineering, Peking University, Beijing 100084, China;
2. School of Engineering and Technology, China University of Geosciences (Beijing), Beijing 100083, China;
3. College of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

**Abstract:** In order to study the air breathing pulse detonation engine (PDE), whirl aero valves of different configurations were designed. The “closed” plane of aero valve thrust wall was constituted by the curved blade. The drag coefficients of different aero valves were obtained by experimental study and calculation using specific structural parameters, and the distinction of these drag coefficients was widely remarkable, showing consistency with theoretical calculations. The detonation combustion experiments show that the aero valve with a larger drag coefficient can produce detonation waves, and the pulse detonation engine can achieve coordinated action if the aero valve drag coefficient is bigger than 10, and blockage ratio more than 60 percent. The design principles and the theoretical calculation method about aero valve were obtained. These results are very useful for optimal design of aero valve.

**Key words:** pulse detonation engine(PDE); aero valve; drag coefficient; whirl blast; detonation combustion

收稿日期: 2009-05-21; 修订日期: 2010-01-04

作者简介: 郑殿峰(1966-), 男, 黑龙江富锦人, 助理研究员, 博士, 主要从事燃烧等方面研究工作.

通讯作者: 杨义勇(1966-), 男, 安徽合肥人, 教授, 博士, 主要从事机械动力学方面研究工作.

脉冲爆震发动机 (pulse detonation engine, 简称 PDE) 研究已经成为先进航空航天推进领域的研究热点, PDE 利用脉冲爆震原理工作<sup>[1]</sup>, 其性能优越、结构简单、成本低. PDE 主要由控制周期性进气的阀门、爆震室、扰流器、尾喷管及控制系统等部件组成. 对于吸气式 PDE 而言, 阀门主要有气动阀和机械阀两种结构, 由于机械阀结构复杂, 且需要外加动力进行驱动<sup>[2-3]</sup>, 所以研究者更热衷于气动阀的研究, 通过带有旋流器的气动阀结构的合理设计, 可以改善燃油的雾化、蒸发和掺混性能, 从而得到均匀的油气分布和爆震室内良好的流场特征, 对于提高点火性能, 缩短缓燃向爆震转捩 (deflagration to detonation transition, 简称 DDT) 距离和时间有促进作用. 然而气动阀在有效控制周期性充填混气的同时, 还必须具有良好的单向阀功能, 当爆震室混气起爆后可以起到很好的抑制压力及燃气的前传, 进而提高 PDE 系统的综合性能, 所以很有必要对气动阀的结构和性能参数开展设计与实验研究<sup>[4]</sup>.

传统脉动发动机气动阀主要起单向阀的功能<sup>[5]</sup>, 结构复杂, 体积和质量较大, 正向阻力小, 反向漏气阻力大. 如果将传统气动阀作为 PDE 气动阀使用, 其燃油的雾化、蒸发、掺混和油气分布质量很难达到产生爆震波的要求. 设计的 PDE 旋流式气动阀结构简单、体积小、质量轻, 而且应具有以下 3 个功能: ①起单向阀的功能, 其反向阻力系数大于正向阻力系数; ②喷嘴和气动阀一体化设计, 改善燃油雾化、蒸发和掺混功能; ③正向进气容易, 进气阻力小. 本文研究了旋流式气动阀<sup>[6-7]</sup>结构参数、阻力系数计算方法、实验测定阻力系数、爆震燃烧性能, 为 PDE 气动阀的优化设计提供了技术依据.

1 旋流式气动阀的设计原则

旋流式气动阀的设计原则主要是依据航空发动机高效旋流装置在改善雾化、蒸发和掺混性能方面的优点和传统脉动发动机气动阀的设计准则<sup>[8]</sup>.

1) 总体结构. 气动阀外廓为圆锥体, 进口直径大, 迎气流方向; 出口直径小, 与爆震室连接. 内部为旋流器, 采用收敛型通道, 中心安装喷嘴.

2) 单向阀功能. 气动阀进口面积大于出口面积, 倒流气体通道为扩张型, 扩压和转弯损失大, 减小漏气量, 传统气动阀要求进出口面积比为 4 左右.

3) 燃油雾化和掺混. 宜采用双级反向旋流器, 一级旋流数大于 1.0, 二级旋流数小于 1.0. 二级与一级旋流器出口面积比为 1.1~1.3, 旋流器出口安装文氏管.

4) 叶片参数. 叶片进口和出口为直段, 中间为转弯收敛型通道, 叶片间的遮盖度在 1.1~1.4 之间. 叶片安装角  $\beta$  增大, 阻力系数增大.

5) 气动阀长度. 使燃气在气动阀内的膨胀过程滞后, 有利于爆震波的产生和增加推力壁上力的作用时间.

6) 套筒. 利用套筒扩张角限制燃油雾化角大小及旋转气流沿径向扩张尺度, 扩张角为  $45^\circ$  左右, 径向气动阀布置了套筒.

2 旋流式气动阀的三种型式

旋流式气动阀合理设计的关键是速度场与油雾场合理匹配, 结构如图 1 所示, 气动阀进口内径 200 mm, 出口内径等于或小于爆震管内径 150 mm. 其出口可能产生回流区, 回流区有利于点火

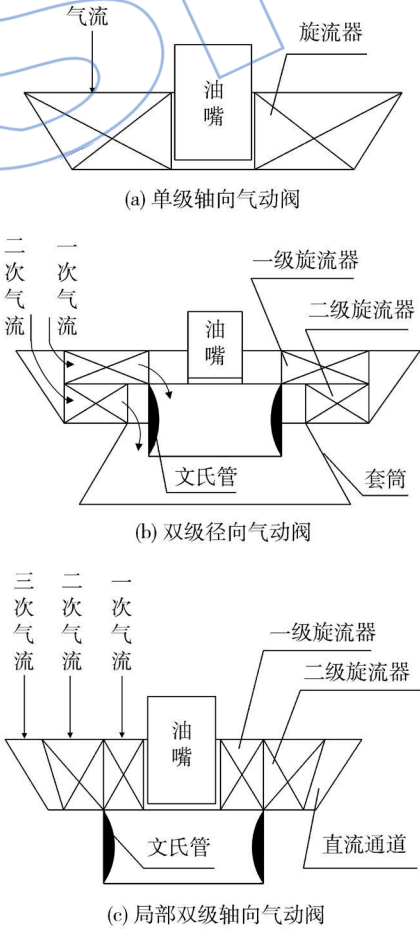


图 1 旋流式气动阀结构

Fig. 1 Structure of cyclone aerodynamic valve

和热气回流作用,但可能在填充过程中提前引燃油气混合物,而无法产生爆震波,为此,一般采用空气隔离段,使高温燃烧产物与新鲜燃油混气隔开. 以下为三种型式的结构参数.

2.1 单级轴向气动阀

由单级轴向旋流器和喷嘴组成,结构简单,但燃油雾化质量差,油气分布不均匀,如图 2 所示. 进出口面积比为 4.41,出口面积与爆震管面积比为 0.367,气动阀堵塞比 63.3%. 旋流数为 1.3,达到传统气动阀的设计要求.

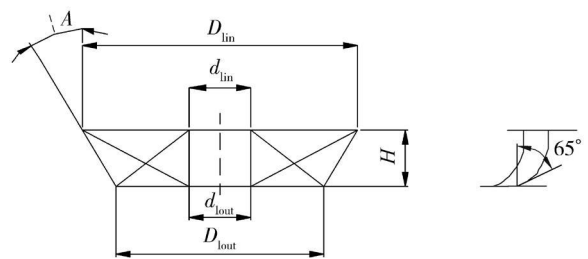


图 2 单级轴向气动阀结构

Fig. 2 Structure of single stage axial aer valve

2.2 双级径向气动阀

双级径向旋流器与喷嘴一体化设计,燃油雾化掺混性能好,漏气小,但 PDE 阻力较大,冷态填充速度低,如图 3 所示. 其进出口面积比为 2.7,出口面积与爆震管面积比为 0.345,气动阀堵塞比 65.5%. 一级旋流数为 1.39,二级旋流数为 0.71,其进出口面积比小于 4,没有达到传统气动阀的设计要求,而旋流数满足设计要求.

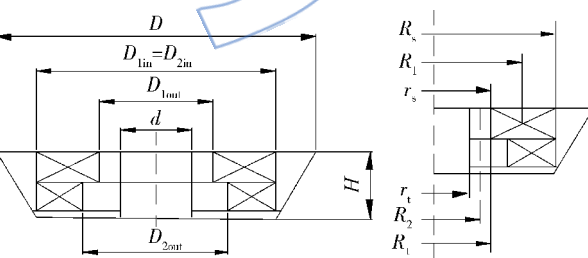


图 3 双级径向气动阀结构

Fig. 3 Structure of two stage radial aer valve

2.3 局部双级轴向气动阀

内环是双级轴向旋流器与喷嘴一体化设计,外环是收敛型直流通道,低堵塞比,阻力小,如图 4 所示. 其进出口面积比 2.4,出口面积与爆震管面积比为 0.642,气动阀堵塞比 35.8%. 一级旋流数为 0.79,二级旋流数为 0.49,其进出口面积比和旋流数没有达到传统气动阀的设计要求.

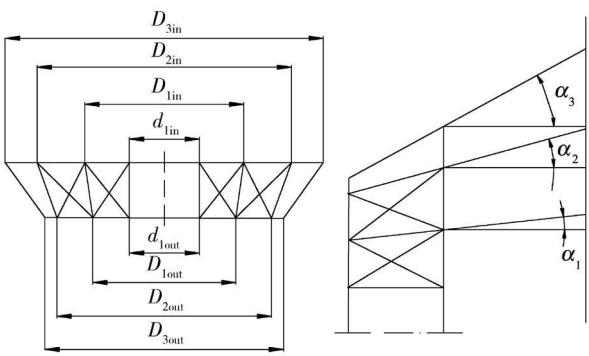


图 4 局部双级轴向气动阀结构

Fig. 4 Structure of local two stage axial aer valve

综上所述,气动阀叶片安装角大,堵塞比大,出口面积小,旋流数大,一般要求气动阀的旋流数大于 1,容易产生爆震波,反之,很难产生爆震波,但也与气动阀具体结构有关.

3 气动阀阻力系数计算<sup>[9 11]</sup>

3.1 单级轴向气动阀阻力系数验算

按爆震管面积计算的阻力系数  $\zeta_0$

$$\zeta_0 = \left( \frac{D_{1out}^2}{D_{1out}^2 - d_{1out}^2} \right)^2 \zeta$$

式中按旋流器轴向出口面积计算的阻力系数

$$\zeta = 2.5 \Omega$$

旋流强度

$$\Omega = \frac{2\pi r_{pj} \sin \beta \sqrt{D_{1out}^2 - d_{1out}^2}}{\epsilon n (D_{1out} - d_{1out})}$$

气流平均旋转半径

$$r_{pj} = \frac{1}{3} \times \frac{D_{1out}^3 - d_{1out}^3}{D_{1out}^2 - d_{1out}^2}$$

叶片出口最小截距

$$\epsilon = \frac{\pi (D_{1out} + d_{1out})}{2n} \cos \beta - \delta$$

3.2 双级径向气动阀阻力系数验算

按爆震管面积计算的阻力系数  $\zeta_0$

$$\zeta_0 = \frac{D_{2out}^2}{D_{2out}^2} \zeta$$

式中

$$\zeta = \frac{D_{2out}^4}{D_{1out}^4} \left( \frac{1}{1 + \varphi} \right)^2 \zeta_1$$

其中

$$\varphi = \frac{D_{2out}^2 - D_{1out}^2}{D_{1out}^2} \sqrt{\frac{\zeta_1}{\zeta_2}}$$

式中一、二级径向旋流器的阻力系数  $\zeta_1$  和  $\zeta_2$  计算公式如下:

$\zeta_1 = 1.1 \Omega_1 + 1.5$

$\zeta_2 = 1.1 \Omega_2 + 1.5$

式中一、二级径向旋流器的旋流强度  $\Omega_1$  和  $\Omega_2$  计算公式如下:

$$\Omega_1 = \frac{\pi D_{1out} \cos^2 \beta_1}{2n_1 h_1 \sin \frac{180}{n_1} \sin \left[ \beta_1 + \frac{180}{n_1} \right]}$$

$$\Omega_2 = \frac{\pi \sqrt{D_{2out}^2 - D_{1out}^2} \cos \beta_2}{2n_2 h_2 \sin \frac{180}{n_2} \sin \left[ \beta_2 + \frac{180}{n_2} \right]}$$

$\zeta$  为按旋流器轴向出口面积计算阻力系数,  $\varphi$  为系数,  $D_{1out}$  为一级径向旋流器爆震管直径,  $D_{2out}$  为二级径向旋流器爆震管直径.

3.3 局部双轴向旋流气动阀阻力系数验算

按爆震管面积计算的阻力系数  $\zeta_0$

$$\zeta_0 = \frac{D_{3out}^2}{D_{3out}^2 - d_{1out}^2} \frac{D_{3out}^4}{(D_{3out}^2 - D_{1out}^2)^2} \left( \frac{1}{1 + \varphi} \right)^2 \zeta_{23}$$

$$\Omega_{23} = \frac{M_0}{KL} = \frac{r_{pj} A_{2out} \cos^2 \left[ \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{2} \right] \sin \beta_2}{\left[ \cos \left[ \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{2} \right] A_{2out} + \cos \left[ \frac{\alpha_2 + \alpha_3}{2} \right] A_{3o} \right]^2} \times \frac{1}{4} \sqrt{D_{3out}^2 - D_{1out}^2}$$

式中气流通过二级旋流器叶片的平均旋转半径

$$r_{pj} = \frac{1}{3} \times \frac{D_{2out}^3 - d_{2out}^3}{D_{2out}^2 - d_{2out}^2}$$

二级旋流器叶片出口流通面积

$$A_{2out} = \frac{n_2 \varepsilon}{2} (D_{2out} - d_{2out})$$

外环直流通道出口面积

$$A_{3o} = \frac{\pi}{4} (D_{3out}^2 - d_{3out}^2)$$

二级旋流器和外环直流通道出口面积

$$A_{23o} = \frac{\pi}{4} (D_{3out}^2 - D_{1out}^2)$$

按三种气动阀的结构参数, 经计算得, 单级轴向气动阀、双径向气动阀、局部双轴向旋流气动阀的阻力系数  $\zeta_0$  分别为 8.62, 21.3 和 1.96.

4 三种气动阀阻力系数实验验证

4.1 实验系统及测试方法<sup>[12]</sup>

实验系统如图 5 所示. 气源由 2 台空气压缩

式中系数

$$\varphi = \frac{D_{3out}^2 - D_{1out}^2}{D_{1out}^2 - d_{1out}^2} \sqrt{\frac{\zeta_1}{\zeta_{23}}}$$

一级旋流器的阻力系数

$$\zeta_1 = 2.5 \Omega_1$$

旋流强度

$$\Omega_1 = \frac{2\pi r_{pj} \sin \beta_1 \sqrt{D_{1out}^2 - d_{1out}^2}}{\varepsilon n_1 (D_{1out} - d_{1out})}$$

气流通过一级旋流器叶片的平均旋转半径

$$r_{pj} = \frac{1}{3} \times \frac{D_{1out}^3 - d_{1out}^3}{D_{1out}^2 - d_{1out}^2}$$

一级旋流器叶片出口最小截距

$$\varepsilon = \frac{\pi (D_{1out} + d_{1out})}{2n_1} \cos \beta_1 - \delta$$

二级旋流器和三级直流通道的阻力系数

$$\zeta_{23} = 2.5 \Omega_{23}$$

旋流强度

机提供, 每台流量为 0.45 kg/s, 压气机来气经储气罐、油水分离器、孔板流量计、实验段, 通过排气室进入大气. 实验段由长 4 m、直径  $\phi 200$  mm 和长 3 m、直径  $\phi 150$  mm 两直段组成. 用孔板流量计测量空气流量, 气动阀进出口总压用两只 5 点总压耙来测量.

根据冷态空气流量  $G$ 、爆震管面积  $A$ 、气动阀进出口压差  $\Delta p^*$ , 计算爆震管填充速度  $V_2$  和  $\zeta$

$$V_2 = \frac{G}{\rho A}; \quad \zeta = \frac{\Delta p^*}{(1/2) \rho V_2^2}$$

4.2 实验结果

图 6 为 PDE 气动阀阻力系数  $\zeta$  随流量  $G$  (速度) 变化曲线. 从图可知, 随流量 (速度) 的变化, 每种气动阀流动阻力系数  $\zeta$  基本为常数. 不同气动阀的阻力系数差别很大, 双级径向气动阀阻力系数最大 22.7, 单级轴向气动阀为 9.56, 局部双级轴向气动阀最小 2.20. 此实验结果与理论计算结果相符, 证实了旋流气动阀结构设计原则和工程计算的正确性与合理性.

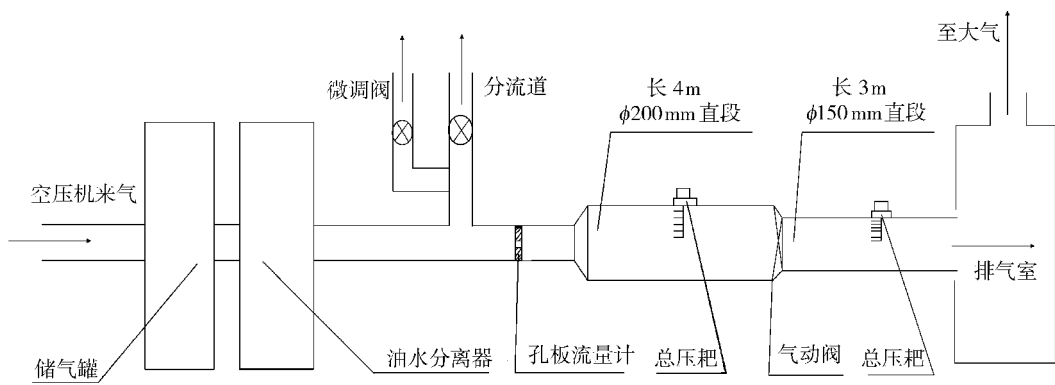


图 5 PDE 阻力特性实验系统

Fig. 5 Experiment setup on PDE drag characteristics

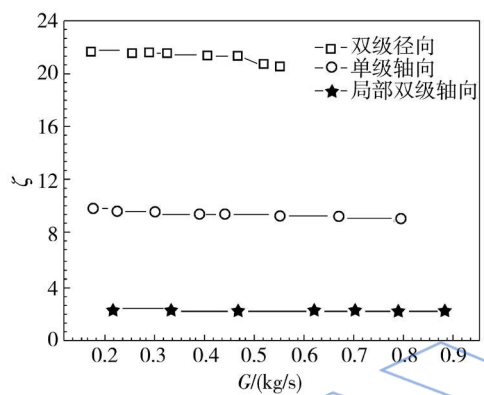


图 6 PDE 气动阀阻力系数  $\zeta$  与流量  $G$  曲线

Fig. 6 Curve for drag coefficient of PDE aerodynamic valve and flow

5 三种气动阀爆震燃烧实验

5.1 实验系统

图 7 为 PDE 燃烧实验系统, 其由 PDE 样机、供气系统、供油系统、点火系统、采集系统组成。PDE 长 2 m, 爆震管内径  $\phi 150$  mm, 采用冲压进

气, 爆震管填充速度为 10~ 45 m/s, 爆震波压力值由动态压力传感器(XTE-190-50) 测量。爆震管内安装气动阀、燃烧强化装置和堵塞比为 40% 的圆环型扰流器。

5.2 实验结果

图 8 为三种气动阀的爆震波特性曲线, 压力传感器测量位置在气动阀下游 1.5 m 处。从图可知: PDE 的工作周期 130 ms, 频率 7.7 Hz, 不同气动阀产生的压力波峰值压力不同, 单级轴向气动阀的压力波峰值压力可达 1.8 MPa, 说明该气动阀能够产生爆震波; 双级径向气动阀的压力波峰值压力可达 2.4 MPa, 说明该气动阀能够产生较强的爆震波; 局部双级轴向气动阀的压力波峰值压力可达 0.6 MPa, 说明该气动阀没有产生爆震波。而对应三种气动阀的阻力系数分别为 9.56, 22.7 和 2.20, 堵塞比分别为 63.3%, 65.5% 和 35.8%。从而得出, 要使气动阀产生良好的爆震波, 其阻力系数应大于 10, 堵塞比大于 60%。阻力系数大, 爆震效果越好, 但进入爆震管的空气量

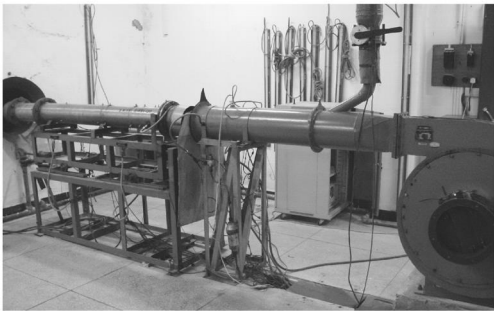
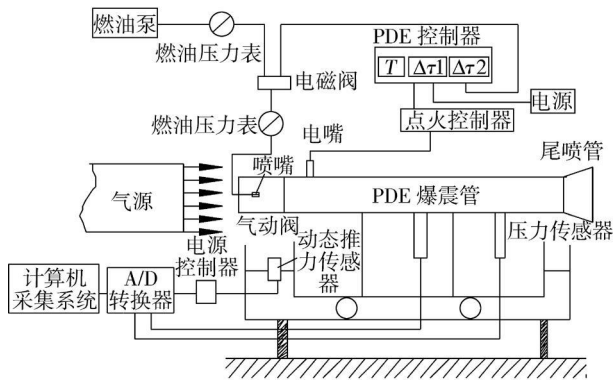


图 7 PDE 燃烧实验系统

Fig. 7 Experiment setup for PDE

少,爆震管的气流填充速度低,从而 PDE 的爆震频率低.

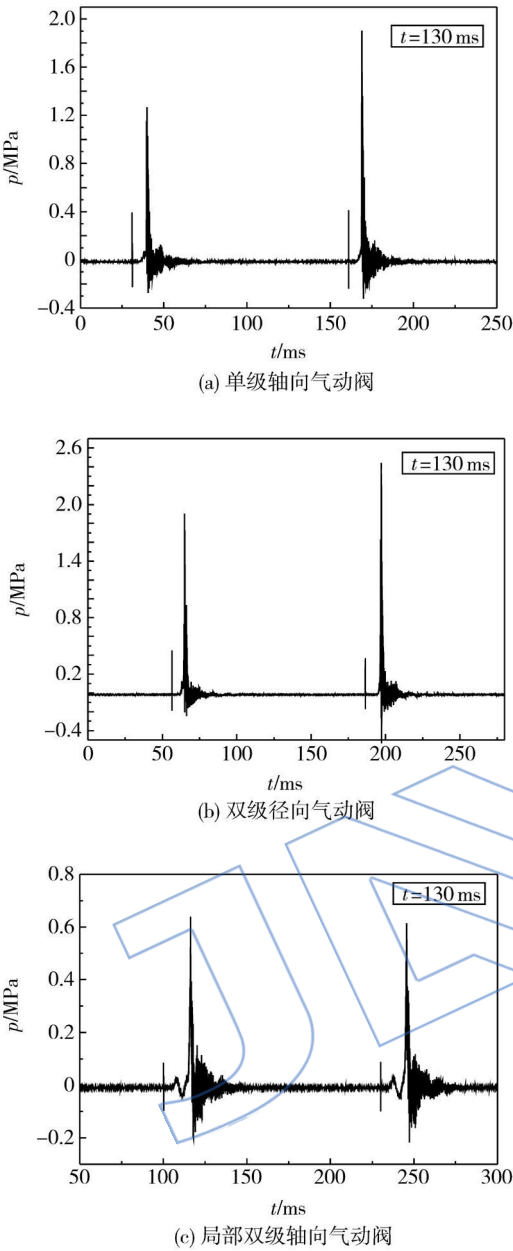


图 8 气动阀的爆震波特型曲线  
Fig. 8 Detonation wave characteristic curve  
in aerodynamic valve

旋流式气动阀防止爆震波前传主要是通过由弯曲叶片构成推力壁“封闭”平面,在推力壁附近形成激波,减小漏气,提高爆震强度. 在气动阀设计时,要求气动阀出口面积与爆震室面积比小于 40%,堵塞比大于 60%,阻力系数大于 10. 阻力系数和堵塞比小的气动阀是不能产生爆震波的,即使是具有一定压力的燃烧波在前传时,也不能在气动阀推力壁附近形成激波,不能产生理想的压力  $p_3$ ,不能起到防止压力波前传的作用,因而不

能作为 PDE 的气动阀.  
PDE 气动阀必须具有一定的堵塞比,只有减小气动阀喉道面积,才能防止爆震波前传,减小反向漏气,增加有效推力. 增加气动阀堵塞比,必然增加 PDE 阻力,因此,气动阀既要防止爆震波前传,又要减小正向阻力是矛盾的. 在保证能够产生良好爆震波的前提下,适当减小气动阀堵塞比,既而减小正向阻力是可行的,但对减阻作用不大. 对于外廓尺寸较大的气动阀,其外阻比内阻大的多,而增加气动阀堵塞比所带来的阻力比外阻小的多,所以,减小气动阀正向阻力主要是减小外阻.

6 结 论

PDE 旋流式气动阀能够产生连续的爆震波,起到抑制爆震室压力前传的作用. 不同结构的旋流式气动阀,阻力系数的计算方法不同,其阻力系数差别很大,单级轴向气动阀、双径向气动阀、局部双轴向旋流气动阀的阻力系数分别为 8.62, 21.3 和 1.96,相应的实验结果分别为 9.56, 22.7 和 2.20,堵塞比分别为 63.3%, 65.5% 和 35.8%. 要产生良好的爆震波,气动阀的阻力系数大于 10,堵塞比大于 60%,证实了旋流式气动阀设计原则和工程计算的正确性与合理性. 该研究对气动阀的优化设计有重要的参考价值.

参考文献:

[ 1 ] Kailasanath K. A review of PDE research performance estimates[ R]. AIAA 2001-0474, 2001.  
[ 2 ] Bussing T R. A rotary valve multiple pulse detonation engine(RVMPDE)[ R]. AIAA 95-2577, 1995.  
[ 3 ] Bratkovich T E. An introduction to pulse detonation rocket engines(PDRES)[ R]. AIAA 97-2742, 1997.  
[ 4 ] Cooper M, Jackson S, Austin J M, et al. Direct experimental impulse measurements for detonations and deflagrations [ R]. AIAA 2001-3812, 2001.  
[ 5 ] 郑殿峰. 吸气式汽油/空气脉冲爆震发动机关键技术研究 [ D]. 北京: 清华大学, 2004.  
ZHENG Dianfeng. Investigation on some key problems of air breathing gasoline air pulse denotation engine[ D]. Beijing: Tsinghua University, 2004. ( in Chinese)  
[ 6 ] 郑殿峰, 张会强, 王家骅. 气动阀型式对脉冲爆震发动机爆震特性的影响[ J]. 南京航空航天大学学报, 2009, 41( 2): 187-191.  
ZHENG Dianfeng, ZHANG Huiqiang, WANG Jiahua. Effects of aerovale structure on performance of pulse detonation engine[ J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2009, 41(2): 187-191. ( in Chinese)

- [ 7 ] 李建中, 王家骅, 范育新, 等. 煤油/ 空气气动阀式脉冲爆震发动机试验[ J ]. 航空动力学报, 2005, 20( 5 ): 802-806.  
LI Jianzhong, WANG Jiahua, FAN Yuxin, et al. Experimental investigation on kerosene/ air pneumatic valve pulse detonation engine[ J ]. Journal of Aerospace Power, 2005, 20( 5 ): 802-806. ( in Chinese )
- [ 8 ] 《航空发动机设计手册》总编委会. 航空发动机设计手册: 第 9 册[ M ]. 北京: 航空工业出版社, 2000.
- [ 9 ] 徐通模. 锅炉燃烧设备[ M ]. 西安: 西安交通大学出版社, 1990.
- [ 10 ] 马春元, 徐夕仁, 吴少华, 等. 旋流燃烧器轴向旋流叶片的优化设计[ J ]. 电站系统工程, 1996, 12( 5 ): 72-78.  
MA Chunyan, XU Xiren, WU Shaohua, et al. A optimal design for axle cyclone vanes of cyclone burner[ J ]. Power System Engineering, 1996, 12( 5 ): 72-78. ( in Chinese )
- [ 11 ] 郑殿峰, 王家骅, 王波, 等. 脉冲爆震发动机旋流式气动阀工作机理和扰流器阻力特性的实验研究[ J ]. 南京航空航天大学学报, 2005, 37( 1 ): 101-105.  
ZHENG Dianfeng, WANG Jiahua, WANG Bo, et al. Experimental investigation on mechanism of swirling aerovalve and drag coefficient of turbulence generation in PDE [ J ]. Journal of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2005, 37( 1 ): 101-105. ( in Chinese )
- [ 12 ] 郑殿峰, 王家骅, 王波, 等. 脉冲爆震发动机阻力特性研究[ J ]. 推进技术, 2004, 25( 2 ): 152-155.  
ZHENG Dianfeng, WANG Jiahua, WANG Bo, et al. Resistance characteristic of aerovalve of pulse detonation engine[ J ]. Journal of Propulsion Technology, 2004, 25( 2 ): 152-155. ( in Chinese )