

文章编号: 1000-8055(2009)09-1952-07

爆震管壁面热负荷实验

宫继双¹, 范育新¹, 王家骅¹, 刘 鸿^{1,2}, 张靖周¹

(1. 南京航空航天大学 能源与动力学院 南京 210016;

2. 江苏工业学院 机械工程系, 常州 213016)

摘 要: 在一台内径 61 mm、长度 1140 mm 的气动阀式脉冲爆震发动机(PDE)上,进行了爆震管热负荷的测量计算,主要采用了两种换热模型:一是自然对流和热辐射模型;二是强迫对流模型。在两种方式下,爆震管的热负荷随频率的变化关系基本相同,即随频率升高而热负荷增大,但频率增加两倍热负荷增加却不止两倍。此外,在方式二的情况下,还得到煤油蒸发率随频率的变化关系,为 PDE 蒸发器设计提供参考。

关 键 词: 脉冲爆震发动机(PDE); 热负荷; 爆震管; 蒸发

中图分类号: V231.22

文献标识码: A

Experimental study on heat load of detonation tube

GONG Ji-shuang¹, FAN Yu-xin¹, WANG Jia-hua¹,

LIU Hong^{1,2}, ZHANG Jing-zhou¹

(1. College of Energy and Power Engineering,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

2. Department of Mechanical Engineering,

Jiangsu Polytechnic University, Changzhou 213016, China)

Abstract: A pulse detonation engine (PDE) with diameter and length of 61 mm and 1140 mm respectively, was used to get the heat loads of detonation tubes which were designed into two types. The first one is that its heat transfer was controlled by natural convection and thermal radiation, and the other one was mainly influenced by forced convection. The same relations between heat load and working frequency were acquired in two conditions, namely, the heat load increased along with the increase of working frequency. However, with the doubling of the frequency from 20 Hz to 40 Hz (or from 25 Hz to 50 Hz) of the detonation tube, the heat load increased more than 100 %. In addition, the vaporizing rate of kerosene was got at different frequencies, providing a reference for the design of PDE evaporator.

Key words: pulse detonation engine (PDE); heat load; detonation tube; evaporation

脉冲爆震发动机(pulse detonation engine, 简称 PDE)由于其较高的热力学性能和简单的结构,作为一种新概念发动机受到越来越多的国内外相关研究机构关注^[1-3]。NASA^[4]的研究人员已经研究了用爆震燃烧室取代传统发动机燃烧室的可行性,称之为混合涡轮喷气发动机。在这个发动

机中,燃烧室每秒钟要完成数百个近似等容的爆震燃烧循环,它的循环热效率要高于现行任何基于等压燃烧的发动机的效率。在一个循环过程中首先燃料和空气混合物向爆震室的充填和点火触发爆震波,可以观测到一个持续时间只有 0.1 ms 的峰值压力和峰值温度,而后是持续几个毫秒的

收稿日期:2008-09-04; 修订日期:2009-05-20

基金项目:国家自然科学基金(50876041)

作者简介:宫继双(1982-),男,河北承德人,博士生,主要从事发动机燃烧研究。

平台压力,最后压力下降到混气的充填压力,进入下个循环。

现今为止,任何的航空发动机都是基于高温高压燃气做功来产生推力的,燃烧室冷却技术是燃烧技术领域研究的热点和难点问题。PDE 燃烧室由于周期性的高压和高温作用,其壁面极容易发生机械疲劳和热疲劳^[5]。J. Kasahara 等^[6]针对 H_2 和 O_2 混合物的 PDE 进行研究表明燃烧放热量的 8%~11% 被爆震管和喷管吸收;而 John Hoke 等^[7]的研究结果显示爆震管的热负荷与混气和隔离段的填充长度、点火延迟、混气油气比、PDE 工作频率等因素有关,其中后两者因素影响最大。Kumud Ajmani^[8]将气膜冷却技术应用 PDE,得到了较好的效果。如何能够既冷却了燃烧室壁面又将热量加以利用,是我们关心的问题。本文通过实验方式,设计了两种爆震管:一种是仅一根钢管,记为爆震管 1;另一种同型号钢管外设计换热装置,记为爆震管 2。首先在连续稳定工作的 PDE 上测量各个频率下爆震管 1 壁面温度,获得其稳态温度分布特征,通过模型简化计算出各个频率下爆震管的热负荷,然后利用爆震管 2 通过测量换热物质(煤油和空气)的进出口温度和流量计算爆震管的热负荷,同时得到煤油蒸发性能,为 PDE 的工程应用提供参考。

1 实验原理与计算模型

相关研究表明^[9]爆震管壁面温度在 PDE 稳定工作一段时间后总能达到稳定值。因此可以忽略复杂爆震循环各个阶段的影响,认为 PDE 整个循环向爆震管传递的净热量等于爆震管向外界环境传递的热量,因此,可以通过计算爆震管与环境的换热量来得到 PDE 工作过程中对爆震管的加热量。

1.1 爆震管 1 模型

在爆震管上等间距安装 N 个 K 型热电偶,爆震管对环境的散热量主要考虑两种因素——大空间自然对流及热辐射,计算按以下步骤^[10]进行:

1) 计两个温度平均数 $\bar{t}$ 和 $\bar{t^4}$

$$\bar{t} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N t_i \quad \bar{t^4} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N t_i^4$$

式中 t_i 为第 i 个热电偶测得的温度值,单位为 $^{\circ}\text{C}$

2) 计算格拉晓夫数 Gr ,判断自然对流的流动形态。

3) 根据 ①和 ②数值,选择参数计算出平均努

赛尔数 Nu_m

$$Nu_m = C(Gr Pr)^{\frac{n}{m}}$$

式中 Nu_m 为由平均表面传热系数组成的 Nu 数,下标 m 表示定性温度采用边界层的算术平均值 $t_m = (t_{\infty} + t)/2$, t_{∞} 为环境温度; Gr 数中的 Δt 为 t 与 t_{∞} 之差, $\alpha = 1/(t + 273.15)$; 常数 C 与 n 则根据 Gr 在文献[10]中查找。

4) 计算对流传热系数 h

$$h = Nu_m \frac{\lambda_m}{d_{\text{外}}}$$

式中 λ_m 为特征温度下的空气导热系数, $d_{\text{外}}$ 为爆震管外径。

5) 计算自然对流换热量

$$\Phi_1 = \pi d_{\text{外}} L h (\bar{t} - t_{\infty}),$$

式中 L 为爆震管长度。

6) 计算辐射换热量

$$\Phi_2 = \pi d_{\text{外}} L \varepsilon \sigma (\bar{t^4} - t_{\infty}^4),$$

式中 ε 为不锈钢发射率,取 0.8, σ 为黑体的辐射常数。

7) 计算爆震管与环境换热量

$$\psi = \Phi_1 + \Phi_2.$$

1.2 爆震管 2 模型

如图 1 所示,在爆震管外套装一个更大直径的钢管,向环形通道内通入换热流体,在平衡状态下换热流体吸收的热量等于 PDE 循环对爆震管传递的净热量。本文通入煤油和空气,在已知煤油和空气的流量以及进口的温度的情况下,通过实验测量出口的温度以及液体煤油的流量就可计算出换热量,即

$$\psi = \dot{m}_1 c_{p\text{气}} (t_{\text{出}} - t_{\text{进气}}) + \dot{m}_2 c_{p\text{油}} (t_{\text{出}} - t_{\text{进油}}) + \frac{(\dot{m}_2 T - m_3) \gamma}{T} \quad (1)$$

式中 $\dot{m}_1$ 和 $\dot{m}_2$ 分别为空气和煤油的流量, m_3 为经过 T 时间后收集的煤油量, $c_{p\text{气}}$ 和 $c_{p\text{油}}$ 分别为空气和煤油的比定压热容, t 为温度值,下标“出”和“进”分别为出口和进口参数。 γ 为煤油的汽化潜热。

1.3 爆震管热损失模型

这里假设每个循环爆震管都充满混气,则在当量比为 1 情况下,理论燃烧放热量 L_0 为

$$L_0 = \frac{\pi d_{\text{内}}^2 L H_i}{4 \phi} \times f$$

这里 d_{in} 为爆震管内径, ρ 为空气密度, L 为爆震管长度, H_f 为燃料的低热值, ϕ 为燃料的理论空气量, f 为工作频率。

散热损失 η 为

$$\eta = \frac{\psi}{L_0} \quad (2)$$

2 实验系统及工况

2.1 实验系统

实验系统由供气系统、供油系统、控制系统、测量系统和实验 PDE 等组成,如图 2 所示。

供气系统是由一台罗茨风机(功率 132 kW)和相应的供气管路组成,在出口处表压约为 70 kPa,流量约为 1.5 kg/s;供油系统供油由两级泵组成,一级增压泵将油从油箱抽出后经高压泵(wp6 加力泵改装)再次增压后供给实验段的喷油嘴,供油压力由回油阀控制回油的多少来控制。

控制系统包括供油控制和点火控制。供油控制采用自适应供油,即当爆震管内压力小于供油压力时喷嘴喷油,当爆震管内压力大于供油压力时停止喷油。点火采用高频可控制器来控制高能电嘴点火频率,点火能量 0.5 J;测量系统主要测量爆震管内压力、爆震管壁面温度、换热流体的流量和温度。选用 NIPXF-6135 型同步采样多功能数据采集卡,最多采样通道 16 个,每个通道 1 MHz 采样频率,压力测量选用美国 PCB 公司的高频响动态压力传感器,将压力传感器安装在爆震管壁面上,采用水冷方式冷却传感器,保证安全准确地测量爆震室内压力值;温度测量使用 K 型热电偶经补偿导线接入多路温度巡检仪表采集,液体流量采用浮子流量计测量,气体流量通过 U

形管测量压力得到。

实验件 PDE 采用内径为 61 mm 的不锈钢管作为爆震管,整个 PDE 的长度为 1 140 mm,其中进气道、气动阀和点火装置之和为 260 mm,爆震管部分为 880 mm;点火电嘴前使用半 V 型钝体降低气流速度,设置凹槽加速点火;爆震管内部采用螺旋形紊流发生器(弹簧)和锥形激波反射器以增大紊流强度和激波聚焦的强度,达到缩短 DDT (deflagration to detonation transition) 距离的目的;爆震管分两种形式:爆震管 1 的外壁面点焊了热电偶以得到温度分布,在爆震管尾端等间距设置了 5 个压力传感器如图 2 所示;爆震管 2 是与 1 同径的圆管外面同轴套装一个直径为 80 mm 长约 700 mm 的管子,形成环形通道,通道内通入流向与爆震管内气流方向相反的煤油,为了防止煤油积碳结焦而通入空气,以测量换热效果,如图 1 所示。

2.2 试验方法

整个试验是建立在稳态传热基础上的,为了减少非稳态传热对试验结果的影响,试验时爆震管 1 监测了其中一个测点的温度,待该点温度稳定(温度在 1 °C 范围内波动),然后记录各个测点温度值,循环记录两次取平均;爆震管 2 监测了煤油蒸气和空气出口温度,待该点温度稳定,再计时收集煤油,并且保证收集过程中监测点温度稳定(1 °C 范围内波动)。

2.3 试验工况

设定 PDE 在 20, 25, 30, 40, 50, 62.5 Hz 的频率下工作。采用地面冲压进气,风机出口压力约 70 kPa,温度比环境温度约高 60 °C 左右。PDE 燃料采用液态汽油。换热液体使用煤油流量为 7.117 g/s,通入空气流量约为 37.85 g/s。

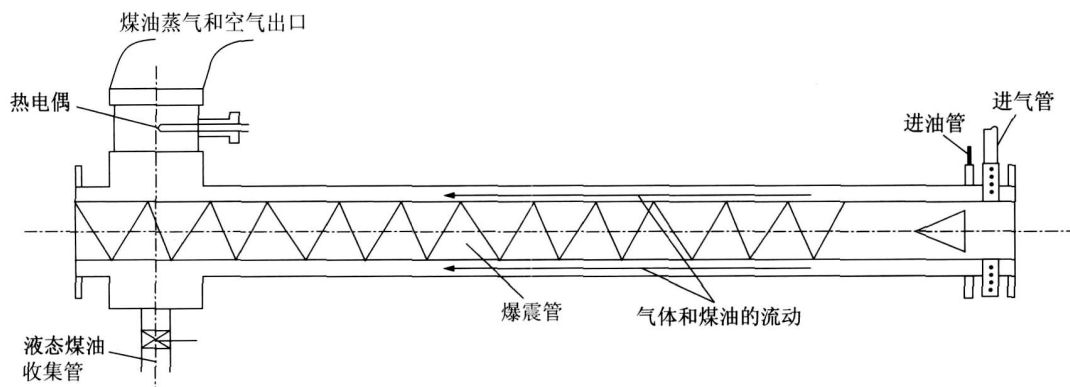


图 1 爆震管 2 结构简图

Fig. 1 Sketch map of letonation tube 2

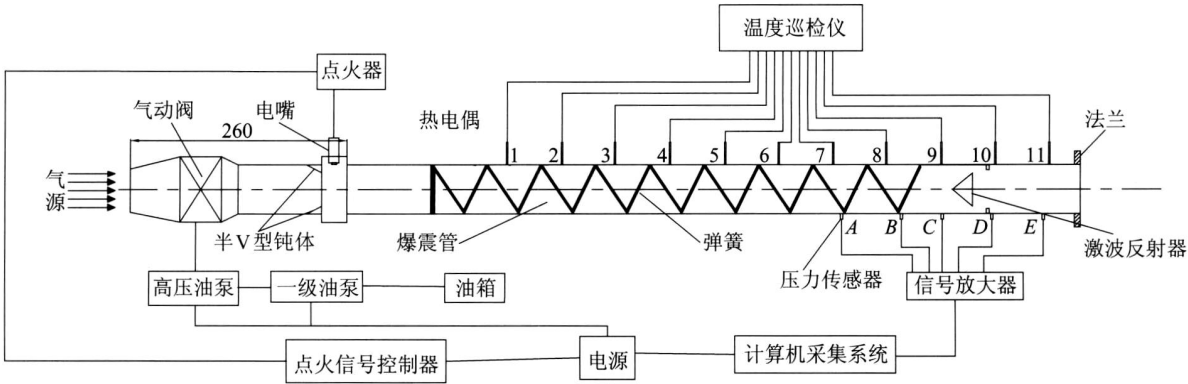


图 2 PDE 实验系统示意图

Fig. 2 Sketch map of experimental setup for PDE

3 实验结果及讨论

3.1 爆震管壁面温度分布特性

在爆震管尾端设置 5 个压力传感器, A, B 位于紊流发生器(弹簧)内部, C 位于激波反射器前端, D 位于激波反射器后端, E 位于处管内附近没有钝体的光滑段, 如图 1 所示. 图 3 是频率 40 Hz 时沿程各压力传感器测得的压力信号, 图 4 是光滑管 E 处的各个频率下的压力信号. 图 5 给出爆震管沿程温度分布特性, 由图可知:

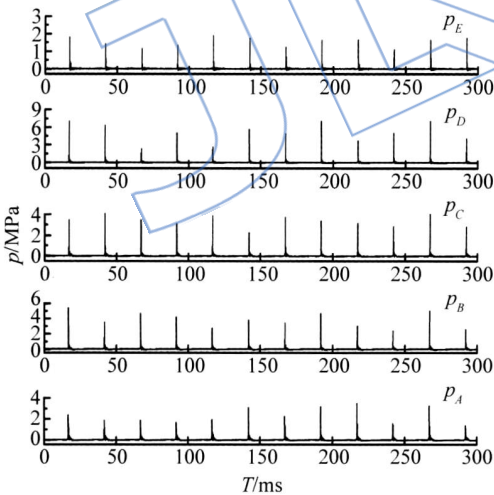


图 3 40 Hz 爆震管内测点压力时序图

Fig. 3 Pressure curve vs. time at different locations

1) 所设计的爆震管 50 Hz 以下各频率光滑管 E 处的压力均在 1.5 MPa, 即所设计的 PDE 能连续稳定工作到 50 Hz (点火周期 20 ms), 对于频率为 62.5 Hz (工作周期 16 ms) 的情况, E 处大部分压力在 1.0~1.5 MPa 之间, 并没有形成稳定发展的爆震波. 由于本文实验 PDE 长度为 1140 mm, 其中爆震管长度 880 mm, 进气道、气动阀及点火

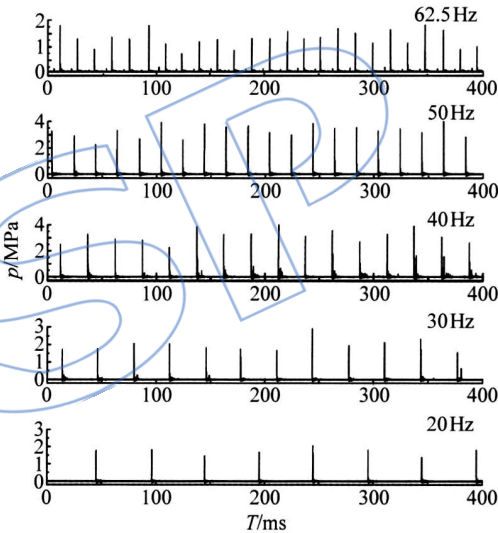


图 4 20~62.5 Hz 测点 E 处的压力时序图

Fig. 4 Pressure curve vs. time at location E (20~62.5 Hz)

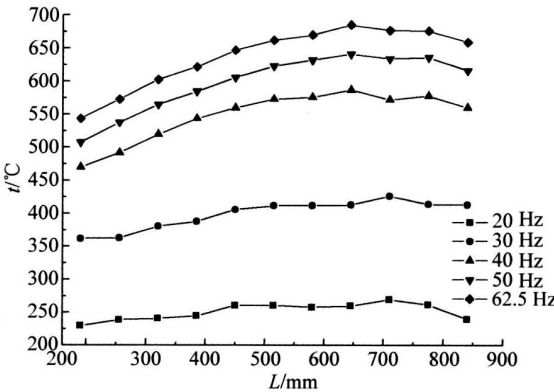


图 5 各频率下爆震管温度分布

Fig. 5 Temperature distribution at different positions of detonation tube

装置之和为 260 mm, 而 PDE 完成一个实际工作周期需时间 $T_{实}$ 可由下面公式^[11]计算:

$$T_{\text{实}} = T_f + T_i + T_{\text{DDT}} + T_{\text{DR}} = \frac{L_f}{v_f} + \frac{\Delta L_i}{v_i} + T_{\text{DDT}} + 10 \frac{L_i}{v_D} \quad (3)$$

这里 T_f 为混气的充填时间, T_i 隔离段的填充时间, T_{DDT} 为 DDT 时间, T_{DR} 为爆震波传播和膨胀时间, L_f 为充填长度, ΔL_i 为隔离段长度, v_D 为爆震波的传播速度. 成功获得爆震波的必要条件是点火器的点火周期 $T_{\text{点}} \geq T_{\text{实}}$, 而工作频率的提高意味着 $T_{\text{点}}$ 变短, 所以混气填充长度也随之变短. 对于实验 PDE 充填速度为 80 m/s , 取 $L_f = 880 \text{ mm}$, 根据文献[9]取 $T_{\text{DDT}} = 3 \text{ ms}$, $v_D = 1300 \text{ m/s}$, 可估算一个工作循环时间 T 约为 20 ms 左右, 实验也得到了 $T = 20 \text{ ms}$ (50 Hz) 的爆震波, 而 62.5 Hz 不能成功, 就是因为充填长度短, 没有完成 DDT 过程所至.

2) 爆震管的壁面温度随 PDE 的工作频率增加而增高, 最高可达 600°C 以上, 如图 5 所示. 这是由于频率增加了单位时间内点火次数增加, 放热量也增加, 因此壁温增加了, 但温度随频率增加的梯度却下降. 这是 PDE 循环过程对爆震管的传热主要以对流和辐射两种形式, 填充阶段主要是以对流形式对壁面冷却, DDT 和爆震波传播、膨胀过程主要是对壁面的加热. 值得一提的是, 不同的爆震频率下, DDT 过程和波震波传播及膨胀过程的特征参数基本是不变的^[11-12], 可以认为 T_{DDT} 与 T_{DR} 不随频率变化. 当频率同样增加 10 Hz , 可以看到从 20 Hz (周期 50 ms) 增加到 30 Hz (周期为 33 ms) 时, 填充时间缩短了 17 ms , 而频率从 30 Hz 到 40 Hz (或从 40 Hz 到 50 Hz) 时, 填充时间缩短了 8 ms (或 5 ms), 所以说冷却时间变短, 温度梯度变小.

3) 在一定的频率下, 爆震管壁面温度沿程先增加在靠近激波反射器前端附近达到最高随后降低. 这种分布由两个因素造成: 一是越是距离气动阀近的点充填过程对其冷却的时间越长, 二是由于存在 DDT 过程, 所以爆震管内越是距离气动阀近的点其燃烧剧烈程度越低, 燃料热能释放越慢, 对壁面加热量也就越少. 为了缩短 DDT 过程在爆震管内设置可弹簧和锥形激波反射器等装置, 由图 3 可知由 p_A , p_B 和 p_C 可以看出在它们起了明显的作用. 在 A 处就已经产生了局部爆炸, 压力大部分在 2 MPa 左右; C 处的平均压力是整个爆震管内压力最高的区域 (大于 3 MPa), 这是由于从弹簧内出来的复杂的激波经过激波反射器和爆震管壁面的反射作用, 在爆震管中心聚

焦, 形成强激波, 此时激波与火焰作用最强, 形成过驱爆震波, 爆震管壁面温度也在此处附近达到最大, 如图 5 所示. 靠近爆震管尾端沿程温度下降, 原因有两种: ①在爆震波传出爆震管后爆震管内燃气膨胀高速排出, 引射周围环境冷空气对壁面冷却; ②由于高速气流排出爆震管导致爆震管尾端低压, 即过膨胀状态, 周围环境中冷空气会从尾部倒流进入爆震管.

3.2 爆震管热负荷

3.2.1 爆震管 1 的热负荷

利用上述测得的各个频率下壁面温度, 计算平均值 $\bar{t}$ 和 t^4 , 将爆震管看作是维持该温度下的圆柱棒, 再根据实验时实验室内环境温度为 50°C , 考虑大空间自然对流和辐射传热, 可计算出各个频率下爆震管的热负荷, 如图 6 所示: 爆震管的热负荷随频率的增加而增大, 这是由于频率增加单位时间内燃烧放热量增加, 管壁储存的热量增加; 当频率增加一倍 (由 20 Hz 增加至 40 Hz), 爆震管热负荷增加却大于一倍关系, 这是因为爆震管的热负荷是在其内部进行的每个循环燃烧 (包括缓燃和爆震燃烧) 加热与填充过程 (包括隔离段填充和混气填充) 冷却以及爆震管与周围环境的换热等

因素的综合反映, 由公式 (3) 可知 $\frac{T_{\text{充}}}{T_{\text{实}}}$ 可表示为 $\frac{T_{\text{充}}}{T_{\text{实}}} =$

$1 - \frac{T_i + T_l}{T_{\text{实}}} = 1 - (T_i + T_l) \times f_{\text{实}}$, 可见频率越高充填时间占整个周期的时间越短, 即充填过程对爆震管的冷却效果越差, 由此说明虽然理论上由 20 Hz 增加到 40 Hz 燃烧放热量增加一倍, 但爆震管的热负荷却增加不止一倍.

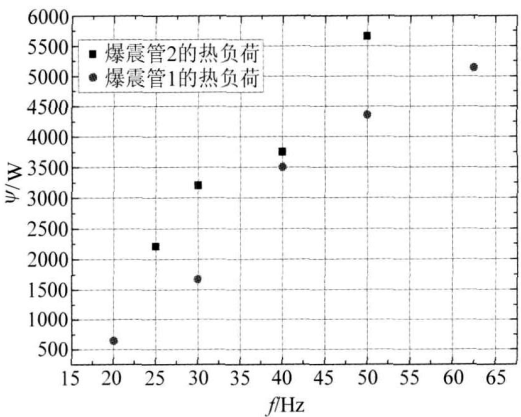


图 6 两种爆震管热负荷随频率的变化关系

Fig. 6 Heat loads relations of two tubes vs. working frequency

3.2.2 爆震管 2 热负荷

利用公式(1),可得到爆震管 2 的热负荷,这里进口煤油温度 25 °C,流量为 7.117 g/s;空气温度为 60 °C,流量约为 37.85 g/s. 计算结果如图 6 所示.

与爆震管 1 的热负荷类似,爆震管 2 的换热量随频率的增加而增加,但当频率增加一倍(由 25 Hz 增加至 50 Hz)时,换热量增加也不止一倍. 此外由图可以看出,爆震管 2 的吸热量大于爆震管 1 这是由于两个爆震管与外界环境的换热方式不同,爆震管 2 主要是强迫对流换热,而且伴随着煤油的相变情况,所以换热量很大.

3.3 爆震管热损失

利用公式(2)可计算出两种爆震管的热损失情况,如图 7 所示.

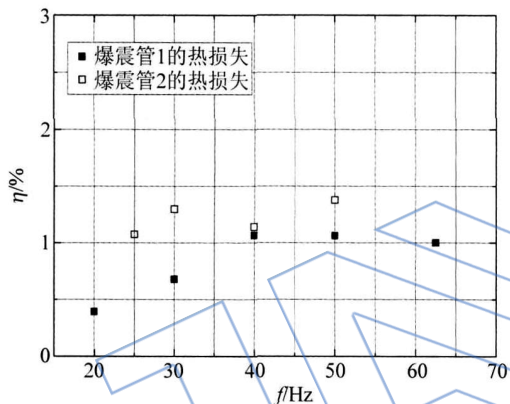


图 7 各频率下爆震管的热损失

Fig. 7 Heat loss of detonation tubes at different frequencies

可见两种爆震管的热损失均在 1.5 % 以下,因此可以认为本实验条件下热损失对 PDE 性能影响很小. 图 8 给出爆震管 2 中煤油的蒸发率随

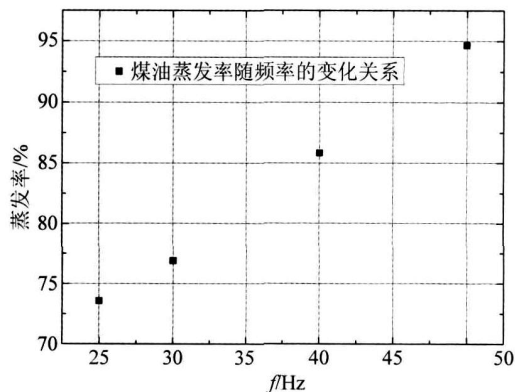


图 8 各频率下爆震管 2 中煤油蒸发率

Fig. 8 Kerosene vaporizing rate of detonation tube 2 at different frequencies

频率的变化,由图可见蒸发率随频率的增加而增加,最大可接近 95 %,如果将这部分煤油蒸汽设法引入 PDE 内参与爆震循环过程则可对 PDE 的性能产生有利的影响.

4 结 论

1) 在 PDE 原理样机上,测得了各个频率下爆震管壁面温度分布规律,在激波反射器前端温度最高,50 Hz 时最高温度大于 600 °C,对于更高频率的 PDE 温度会更高. 不带喷管的 PDE 尾部温度分布受燃气引射冷空气和过膨胀后冷空气倒流作用而沿程降低.

2) 计算了不采取冷却方式时(即文中爆震管 1)爆震管的热负荷,得出爆震管热负荷随频率增加而增加.

3) 设计了一台以空气和煤油作为介质的蒸发器形式的爆震管(即文中爆震管 2),通过计算换热流体的换热量得到各个频率下爆震管热负荷,同时得到蒸发率随 PDE 工作频率的增加而增加.

参考文献:

- [1] Goracke D B, Levack D J H. Tripropellant engine drive cycle considerations for the SSTO application [R]. AIAA 95-2950.
- [2] Manski D, Goertz C, Sassnick H, et al. Cycles for earth-to-orbit propulsion [J]. Journal of Propulsion and Power, 1998, 14(5): 588-604.
- [3] Mawid M, Park T, Sekar B. Performance analysis of a pulse detonation device as an afterburner [R]. AIAA 2000-3474.
- [4] Louis J G, Zhu D M. Thermal barrier and protective coatings to improve the durability of combustor under a pulse detonation engine environment [R]. AIAA 2007-2070, 2007.
- [5] 严传俊, 范玮. 脉冲爆震发动机原理及关键技术[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2005, 10: 277-280.
- [6] Kasahara J, Takazawa K, Arai T. Experimental study of impulse and heat transfer on pulse detonation engines [R]. AIAA 2002-4071, 2002.
- [7] Hoke J, Bradley R. Heat transfer and thermal management in a pulse detonation engine [R]. AIAA 2003-6486, 2003.
- [8] Ajmani K, Breisacher K. Numerical and experiment studies of a film cooled pulsed detonation tube [R]. AIAA 2005-3509, 2005.
- [9] 郑龙席, 严传俊, 范玮, 等. 脉冲爆震发动机模型机爆震室壁温分布实验研究[J]. 燃料科学与技术, 2003, 9(4): 344-347.

ZHENG Longxi , YAN Chuanjun , FAN Wei , et al. Experimental investigation on outer wall temperature distribution of a pulse detonation engine model[J]. Journal of Combustion Science and Technology , 2003 , 9 (4) : 344-347. (in Chinese)

[10] 杨世铭,陶文铨. 传热学 [M]. 3 版. 北京: 高等教育出版社,2006.

[11] 张义宁. 提高两项脉冲爆震发动机工作频率的研究[D]. 南京:南京航空航天大学,2007.

ZANG Yining. Investigation on increasing operating frequency of two-phase pulse detonation engine [D]. Nan-jing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics , 2007. (in Chinese)

[12] 郑龙席,严传俊,李牧. 多循环 PDE 模型机爆震室壁温分布数值模拟 [J]. 燃料科学与技术, 2007, 13 (5) : 413-420.

ZHENG Longxi , YAN Chuanjun ,LI Mu. Numerical simulation on detonation chamber wall temperature distribution of a muti-cycle pulse detonation engine model [J]. Journal of Combustion Science and Technology , 2007 , 13 (5) : 413-420. (in Chinese)

JASR