

真实爆震载荷作用下爆震室等寿命设计方法

郑龙席, 李少华, 卢杰, 王凌羿
(西北工业大学 动力与能源学院, 西安 710129)

摘 要: 结合内径为 60 mm 的等壁厚爆震室, 建立其有限元模型并施加真实爆震载荷, 确定其疲劳载荷谱类型为周期性常幅谱。通过有限元模型和静态载荷作用下的解析模型分析得出爆震室壁厚和动力放大系数之间的相互影响关系, 壁厚通过动力放大系数对自身进行调整, 该过程中内壁的等效应力最大值逼近目标应力, 以此为基础提出爆震室等寿命设计方法。根据计算结果设计加工变壁厚爆震室试验段, 通过试验测量变壁厚爆震室外壁 3 个测点的应变, 并估算 3 个测点内壁处的疲劳寿命, 发现 3 个疲劳寿命最大误差为 8.82%, 考虑到试验与数值计算的工况误差可认为 3 个测点处寿命相同, 验证了爆震室等寿命设计方法的正确性。

关 键 词: 脉冲爆震发动机; 爆震室; 等寿命; 变壁厚; 结构强度

中图分类号: V231.9 **文献标志码:** A

Design method of equal life on detonation combustor under actual detonation loading

ZHENG Longxi, LI shaohua, LU jie, WANG lingyi

(School of Power and Energy, Northwest Polytechnical University, Xi'an 710129, China)

Abstract: According to the equal wall thickness detonation combustor of 60mm inner diameter, the finite element model was established and the real detonation load was applied. The fatigue load spectrum was confirmed as a constant amplitude spectrum. The relationship between the wall thickness and the dynamic magnification factor of detonation combustor was found by calculating analytical model under static loading and finite element model. The wall thickness adjusted itself through the dynamic magnification factor. In the process, target stress was approached by the equivalent stress of the inner wall. On this basis, the design method of equal life detonation combustor was presented. According to the calculation results, the test section of the variable wall detonation combustor was designed and processed. The strain of three measuring points on the outer wall of variable wall thickness was measured; the fatigue life of the inner wall of these three measuring points was estimated, and the maximum error of the fatigue life was 8.82%. Considering the working conditions' error between the test and numerical calculation, the life of these three measuring points was the same, proving the validity of the design method of equal life detonation combustor.

Key words: pulse detonation engine; detonation combustor; equal life; variable wall thickness; structural strength

作为新概念发动机, 脉冲爆震发动机 (pulse detonation engine, PDE) 具有结构简单、燃烧效率高等特点^[1], 受到航空界的广泛关注。在保证安全可靠的情况下, 减轻发动机整体质量是航空发动机

结构设计的主要任务。爆震室是 PDE 的主要零部件,其质量是决定整机重质的主要因素,优化爆震室的壁厚从而减轻爆震室的质量显得尤为重要。

爆震室工作环境恶劣,内部承受高温、高压、高速移动的高频爆震载荷。在爆震室强度分析和壁厚优化方面,国内外做过一些研究。美国密歇根大学的 Tang 提出了在移动的内部压力载荷作用下薄壁圆柱管壳的动态响应问题^[2],通过建立稳态模型计算了在内部冲击波载荷作用下无限长薄壁圆柱管壳的动态响应,发现该模型存在 4 种临界速度。美国加州理工学院的 Shepherd 与荷兰屯特大学的 Beltman 等对 Tang 的模型进行了改进,他们建立了针对有限长圆柱管壳的瞬态分析模型^[3-5],并忽略了剪切形变和转动惯量,在分析计算中引入了动力放大系数来衡量动载荷作用下结构响应与静载荷作用下结构响应的区别。Mirzaei 等建立了考虑剪切形变和转动惯量的瞬态模型^[6-9],提高了爆震室动态响应的计算精度。西北工业大学郑龙席等建立了考虑温度场的爆震室有限元模型^[10-12],分别使用数值模拟得到的爆震载荷和真实爆震载荷对爆震室进行了瞬态分析,分析了单次和多循环爆震载荷下爆震室动态响应规律,以及温度、壁厚、材料等因素对爆震动态响应的影响,并基于静态载荷对爆震室壁厚进行了等壁厚优化^[13-16]。

上述研究均是以等壁厚爆震室为研究对象,以爆震室最大应力小于许用应力为强度设计准则,该情况下除应力最大的位置外,其他位置的应力明显要比爆震室的许用应力小的多,在应力较小位置处强度储备过大,存在过剩寿命,这说明在减轻爆震室质量方面仍有很大的空间。本文通过有限元模型和静态载荷作用下的解析模型获得了爆震室壁厚和动力放大系数之间的相互影响关系,壁厚通过动力放大系数对自身进行调整,该过程中内壁的等效应力最大值逼近目标应力,以此为基础提出爆震室等寿命设计方法。根据计算结果设计加工变壁厚爆震室试验段,并对变壁厚爆震室 3 个测点的疲劳寿命是否相等进行了试验验证。

1 等壁厚爆震室有限元模型及其疲劳载荷谱类型

在设计等寿命爆震室前,需要确定爆震室的有限元模型和疲劳载荷谱类型。变壁厚和等壁厚爆震室的内径相同,但两者沿轴向各位置处的外径不同,所以建立有限元模型的方法类似,区别在于等壁厚爆震室外半径沿轴向的变化是平行于轴

线的直线,变壁厚爆震室则是一条曲线。由于载荷谱类型与所受载荷的加载方式有关,可以通过等壁厚爆震室的疲劳载荷谱确定变壁厚爆震室的疲劳载荷谱类型。

1.1 等壁厚爆震室有限元模型

本文借鉴参考文献[12]中建立有限元模型的方法,根据爆震室和所受载荷的轴对称性,使用 ANSYS 软件中的平面轴对称单元 Plane 42,沿爆震室轴向剖面建立有限元模型,进气端施加轴对称约束,放气端自由膨胀,模型径向均匀划分 3 份,轴向均匀划分为 500 份,如图 1 所示,其中 p_1 、 p_2 表示该位置处的压力载荷。材料选取 1Cr18Ni9Ti,具体参数如表 1 所示。

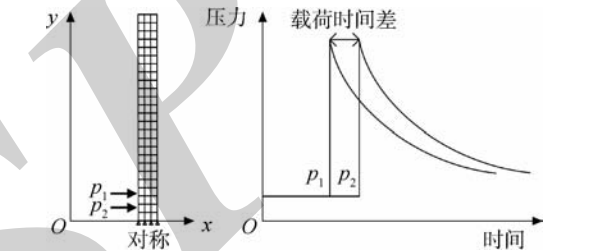


图 1 有限元模型和加载示意图
Fig. 1 Schematic of finite element model and application of load

表 1 有限元模型参数

Table 1 Parameters of finite element model	
参数	数值及详情
材料	1Cr18Ni9Ti
密度/(kg/m ³)	7 900
弹性模量/GPa	1.84
泊松比	0.3
外半径/m	0.034
内半径/m	0.030
长度/m	1.05

1.2 疲劳载荷谱

本文使用的 30 Hz 真实爆震载荷是参考文献[16]中的数据,其中包括温度场载荷与压力载荷。通过有限元法计算得到距爆震室出气口 0.525 m 处内壁的疲劳载荷谱如图 2 所示。

通过分析图 2 可知,爆震室内壁上的疲劳载荷谱是应力比 $R=0$ 且幅值大小不变的周期性常幅谱。脉冲爆震发动机工作稳定后沿爆震室轴向各个位置处的压力载荷随时间的变化趋势基本一致,不同位置处仅是载荷的幅值大小不同,所以沿爆震室轴向各个位置处的疲劳载荷谱均为周期性常幅谱。

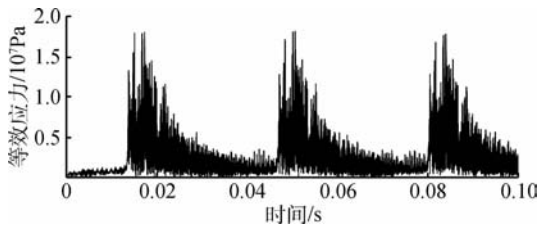


图 2 30 Hz 爆震载荷下距爆震室出气口 0.525 m 处等效应力

Fig. 2 Equivalent stress of the location 0.525 m from exit with time at 30 Hz detonation loading

金属材料的疲劳曲线是为了评估和计算材料的疲劳强度或疲劳寿命而建立的寿命和外载荷之间的关系。一个典型的疲劳曲线如图 3 所示。完整的疲劳曲线分为 3 段:低周疲劳区(LCF)、高周疲劳区(HCF)和亚疲劳区(SF),其中 σ_b 表示抗拉强度极限, σ_{RN} 表示应力比为 R , 疲劳寿命为 N 的应力, σ_R 表示应力比为 R 的疲劳极限, N_0 表示循环基数。

通过金属材料的疲劳曲线可知,疲劳载荷谱的最大应力值 σ_{max} 可由疲劳寿命 N 计算得到。爆震室疲劳寿命定为在 30 Hz 爆震载荷下工作 1 h, 故疲劳循环次数为 1.08×10^5 。根据本文中使用的 1Cr18Ni9Ti 的疲劳曲线,结合 Soderberg 直线模型和应力比 $R=0$ 确定爆震室所能承受的最大等效应力 σ_{max} 为 72 MPa,并把该应力值作为等寿命设计程序中的目标应力。

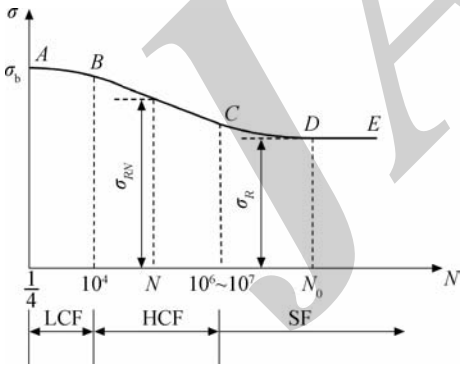


图 3 金属材料的疲劳曲线

Fig. 3 Fatigue curve of metallic material

2 爆震室壁厚计算结果和动力放大系数之间的相互影响

Shepherd 和 Beltman 等在建立瞬态分析模型时引入了动力放大系数的概念^[3-5]。数值计算和试验发现,在移动压力载荷作用下,薄壁圆柱管壳某一位置处的最大动态响应要比在相同幅值静态载荷下的响应大得多,因此引入动力放大系数的概念来描述该规律。

$$\Phi = \frac{\epsilon_{dynamic_max}}{\epsilon_{static}} = \frac{\sigma_{dynamic_max}}{\sigma_{static}} \quad (1)$$

动力放大系数定义为:结构在移动压力载荷作用下动态响应最大值与相同幅值静态载荷下的静态响应之比,如式(1)所示。

等寿命爆震室的设计是通过调整爆震室沿轴向不同位置处的壁厚使各处处在真实爆震载荷下的应力最大值(σ_{max})相同。所以为设计等寿命爆震室需要计算并分析爆震室壁厚和动力放大系数之间的相互影响关系。

2.1 爆震室壁厚和轴向位置对动力放大系数的影响

通过数值计算发现,壁厚 t 相同时,在爆震室不同轴向位置的动态放大系数不同;对同一轴向位置,壁厚不同,则爆震室的动力放大系数也不同。4 种等壁厚爆震室在 30 Hz 真实爆震载荷作用下不同轴向位置的放大系数如图 4 所示。

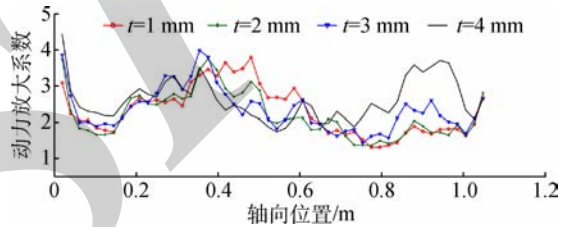


图 4 壁厚分别为 1,2,3,4 mm 的爆震室在 30 Hz 爆震载荷作用下的动力放大系数

Fig. 4 Dynamic magnification factor of detonation combustor with 1, 2, 3 and 4 mm wall thickness under 30 Hz detonation loading

由于 4 种等壁厚爆震室模型施加的是相同的爆震载荷,爆震波的传播速度相同,所以动力放大系数沿轴向的变化趋势基本一致。Tang 把管道临界速度表示为

$$v_{co} = \sqrt{\frac{Eh}{\rho R}} \left[\frac{1}{3(1-\nu^2)} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (2)$$

分析式(2)可知,由于不同壁厚爆震室的临界速度不同,所以放大系数的大小有所不同。

从图 4 可以看出爆震室壁厚和轴向位置对动力放大系数均有影响。对壁厚一定的爆震室而言,动力放大系数沿轴向位置变化较大;且在同一轴向位置,不同壁厚爆震室的动力放大系数也有差别,所以按照动力放大系数不变的原则对爆震室壁厚进行优化误差较大。

2.2 动力放大系数对壁厚的影响

2.2.1 静态载荷作用下爆震室解析模型

静态载荷作用下,爆震室可以简化为受到内外均布载荷作用的圆管模型,如图 5 所示。

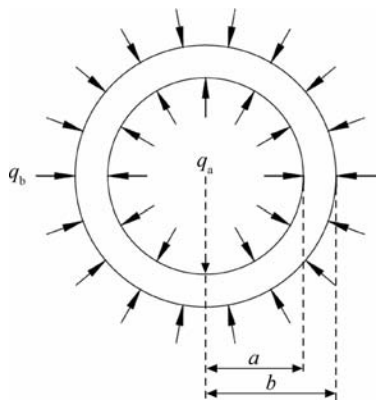


图 5 静载荷作用下的圆管模型

Fig. 5 Circular tube model under static loading

设轴对称的薄壁圆柱管壳模型内半径为 a ，外半径为 b ，内壁所受压力为 q_a ，外壁压力为 q_b ，该模型的应力解析解可由拉梅公式表示为

$$\begin{aligned} \sigma_r &= -\frac{\frac{b^2}{r^2}-1}{\frac{b^2}{a^2}-1}q_a - \frac{1-\frac{a^2}{r^2}}{1-\frac{a^2}{b^2}}q_b \\ \sigma_\theta &= \frac{\frac{b^2}{r^2}+1}{\frac{b^2}{a^2}-1}q_a - \frac{1+\frac{a^2}{r^2}}{1-\frac{a^2}{b^2}}q_b \end{aligned} \tag{3}$$

该模型中的应力只有径向应力 σ_r 和环向应力 σ_θ ，没有轴向应力，属于二应力状态，根据第 4 强度理论可计算等效应力 σ_{eqv} 。分析真实爆震载荷压力数据可知，爆震载荷峰值压力比外界大气压力大得多，外壁压力（大气压力） q_b 可以忽略，继而得到的等效应力的表达式为

$$\sigma_{eqv} = \frac{a^2 q_a}{b^2 - a^2} \sqrt{3 + \frac{b^4}{r^4}} \tag{4}$$

2.2.2 引入计算压力的概念

在计算爆震室壁厚时引入计算压力的概念。爆震室轴向某一位置的计算压力 p_{cal_i} 为该位置处的动力放大系数 Φ_i 和该位置处的爆震压力载荷峰值 p_{max_i} 的乘积，表示为

$$p_{cal_i} = p_{max_i} \cdot \Phi_i \tag{5}$$

同样，爆震室轴向各个位置的计算压力 p_{cal} 、动力放大系数 Φ 、压力载荷峰值 p_{max} 均可用数组表示，三者之间的关系可使用 MATLAB 中数组间的点乘（.×）运算表示为

$$p_{cal} = \Phi \cdot p_{max} \tag{6}$$

2.2.3 动力放大系数对壁厚计算结果的影响

把爆震室沿轴向各个位置的目标应力均定为 72MPa，并记为数组 σ_{obj} ，则式(4)可以用数组表示。

令

$$\sigma_{eqv} = \sigma_{obj}, p_a = p_{cal} \tag{7}$$

则，把式(6)和式(7)代入式(4)得

$$\sigma_{obj} = \frac{a^2 \Phi \cdot p_{max}}{b^2 - a^2} \sqrt{3 + \frac{b^4}{a^4}} \tag{8}$$

使用 MATLAB 软件求解式(8)可得到爆震室外半径数值 b 。通过分析式(8)可知，动力放大系数 Φ 对外半径 b 的计算结果有影响，继而对爆震室的壁厚计算结果产生影响。

总之，爆震室壁厚计算结果和动力放大系数之间存在相互影响关系。

3 爆震室等寿命设计方法与实现途径

3.1 爆震室等寿命设计方法

爆震室的壁厚计算结果和动力放大系数之间相互影响关系如图 6 所示。根据图 6 从壁厚开始逆时针循环一周可知，壁厚的变化通过动力放大系数对壁厚自身产生影响。

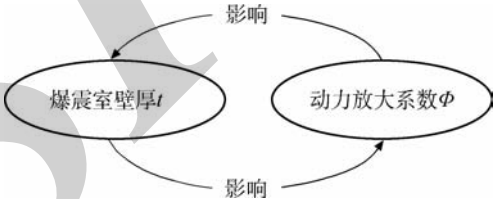


图 6 壁厚和动力放大系数之间的相互影响关系

Fig. 6 Interaction between wall thickness and the dynamic magnification factor

通过数值计算发现，壁厚通过动力放大系数对自身产生的影响对爆震室沿轴向各处的最大应力收敛到目标应力是有利的，故可以根据两者的相互影响关系设计计算程序，程序流程图如图 7 所示。

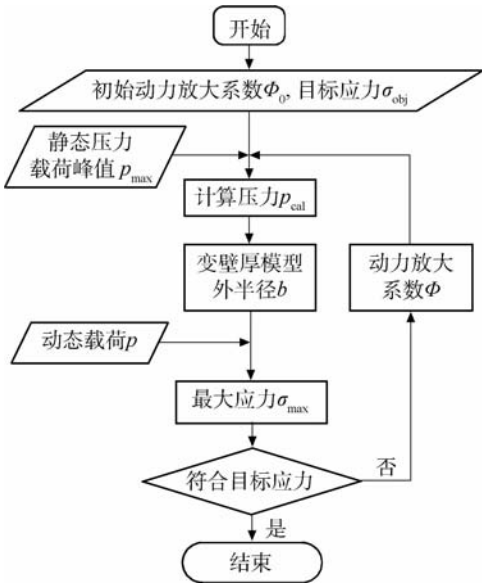


图 7 计算程序流程图

Fig. 7 Calculation program flow chart

因为在计算程序完成一个循环之前并没有变壁厚爆震室的动力放大系数可用,可以把 4 mm 等壁厚爆震室计算的得到的动力放大系数作为初始动力放大系数 Φ_0 ,通过计算分析可知初始动力放大系数的选择对是否符合目标应力是没有影响的,并不影响计算程序的收敛性。

3.2 爆震室等寿命计算程序的实现途径

作为工程软件,MATLAB 和 ANSYS 各有优势,MATLAB 具有强大的数据处理和分析能力,虽然 MATLAB 也具有一定的编程功能,但使用其编写有限元计算程序较困难,而 ANSYS 具有成熟的有限元分析能力但不具备成熟的数据后处理功能。所以需要把两者的优势结合在一起共同完成爆震室等寿命的程序设计,且两者都具有的文件操作功能,为本文实现 MATLAB 调用 ANSYS 提供了条件。

MATLAB 调用 ANSYS 需要两者之间有确定的传递过程,根据计算程序流程图(图 7)可知 MATLAB 和 ANSYS 的数据传递过程表示如图 8 所示。MATLAB 使用 ANSYS 提供的批处理功能,在程序中调用 ANSYS,并对 ANSYS 生成的数据进行后处理。

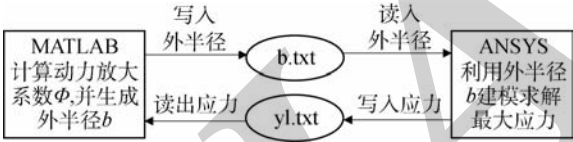


图 8 MATLAB 和 ANSYS 之间的数据传递
Fig. 8 Data transfer between ANSYS and MATLAB

4 数值计算结果及试验验证

4.1 数值计算结果

使用上述设计方法得到变壁厚爆震室壁厚沿轴向的分布如图 9 中的蓝线所示,数值计算得到的爆震室壁厚沿轴向非光滑变化,某些位置处存在应力集中且不利于机械加工,所以需要对其进行修正拟合处理。修正拟合后壁厚沿轴向变化如图 9 中的红线所示。对修正拟合后的爆震室施加真实爆震载荷,计算沿轴向均匀分布的 21 个位置处的等效应力最大值,并与优化之前的 4 mm 等壁厚爆震室各位置处的等效应力最大值相比较,结果如图 10 所示。从图 10 可以看出,优化后爆震室轴向各位置处的等效应力最大值分布在 72 MPa 左右范围内,21 个计算点的等效应力最大值与目标应力的平均绝对误差在 4.8% 以内。根据

金属材料的疲劳曲线可知,若等效应力最大值相同,则疲劳寿命相同。所以爆震室沿轴向 21 个计算点的疲劳寿命相同。由于前段壁厚的大幅度减小,因而爆震室质量也大幅度减小,爆震室质量随迭代次数的变化如图 11 所示,最终优化得到的爆震室质量仅为原来的 20.37%,所以达到了减轻爆震室质量的目的。

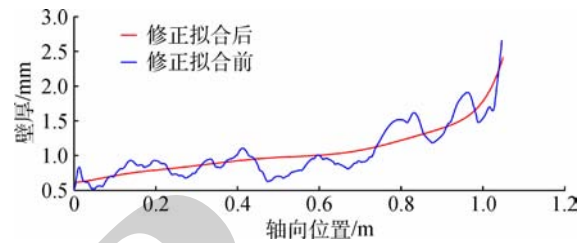


图 9 数值计算得到的壁厚在修正拟合前后沿轴向变化
Fig. 9 Wall thickness variation along axial direction before and after optimizing

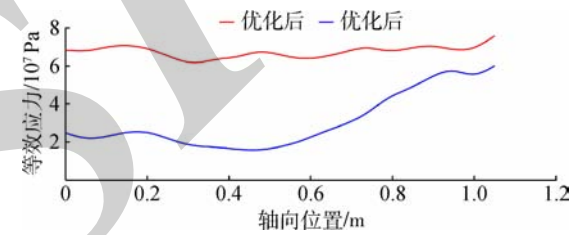


图 10 优化前后爆震室沿轴向各处的最大应力
Fig. 10 The maximum stress along the axial direction of the detonation combustor before and after optimizing

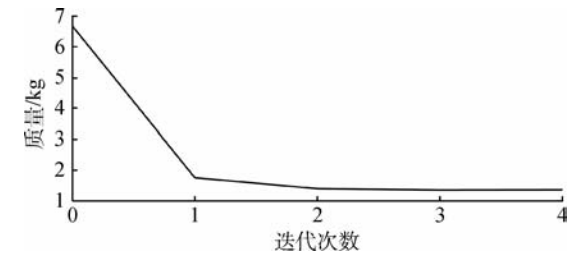


图 11 爆震室质量随迭代次数的变化
Fig. 11 Changes of quality of detonation combustor with the number of iterations

4.2 等寿命设计方法的试验验证

等寿命设计方法是否正确需要通过试验进行验证,试验在脉冲爆震发动机的试验样机上完成,试验装置如图 12 所示。

由于现阶段脉冲爆震发动机样机没有较好的冷却手段,高频(30 Hz)爆震载荷产生的温度较高,不利于试验过程中应变的测量,所以以脉冲爆震发动机处于 5 Hz 工作频率为例对爆震室等寿

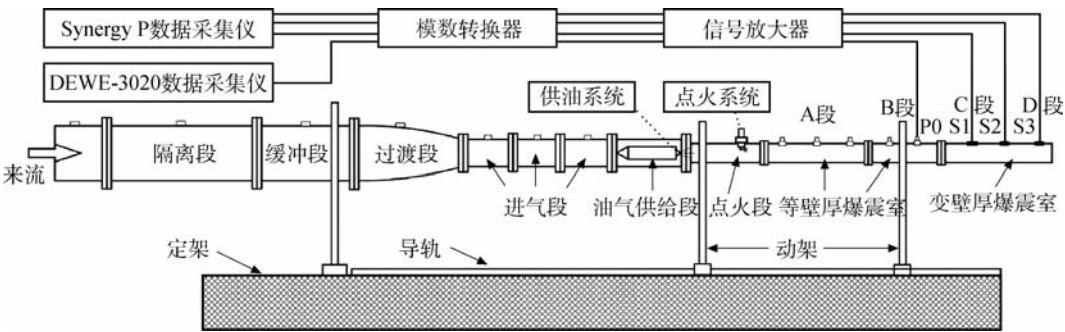


图 12 用于应变测量的发动机结构示意图

Fig. 12 Schematic diagram of the structure engine used to measure strain

命设计方法进行试验验证。

首先,爆震室的疲劳寿命仍定为承受 1.08×10^5 次爆震循环。其次,根据参考文献[16]提供的 5 Hz 真实爆震载荷使用爆震室等寿命设计方法计算得到爆震室壁厚沿轴向分布,如图 13 所示。对比图 9 与图 13 可知 5 Hz 爆震载荷下等寿命爆震室壁厚要比 30 Hz 下的爆震室壁厚要厚,原因是两者寿命相同但 5 Hz 爆震压力载荷峰值比 30 Hz 的要大^[15]。再者,因为只需要验证变壁厚的爆震室不同位置处的疲劳寿命是否相同,没有必要加工整个变壁厚爆震室。从图 13 可知爆震室后段的壁厚沿轴向近乎线性变化,且通过数值计算发现,壁厚呈线性变化的爆震室和壁厚经修正拟合后的爆震室相比,两者的动态响应误差在 10% 以内。所以取后端长度为 300 mm 爆震室用于试验验证。最后,为了便于测量壁厚为 2,2.3 mm 和 2.5 mm 处的应变,把爆震室加工为 2 mm 等壁厚(C 段)和 2~4 mm 线性变壁厚爆震室(D 段)。用以应变测量的变壁厚爆震室结构示意图如图 14 所示。

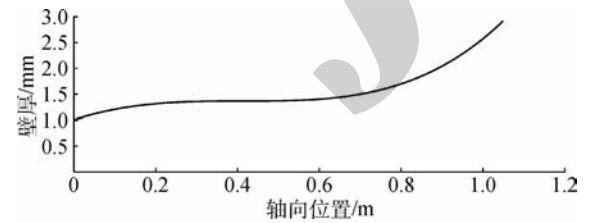


图 13 5 Hz 爆震载荷下等寿命爆震室壁厚沿轴向分布
Fig. 13 Wall thickness of equal life detonation combustor along the axial distribution under 5 Hz detonation loading

试验过程中采集了 100 个工作循环的数据,在某 3 个循环周期内压力测点 P0 和应变测点 S1,S2,S3 的动态响应分别如图 15 和图 16 所示。对某个工作循环的压力和应变响应图进行局部放大后如图 17 和图 18 所示。从图 17 中可以

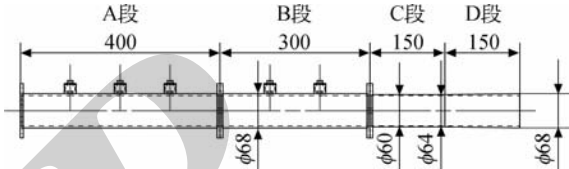


图 14 线性变壁厚爆震室结构示意图(单位:mm)
Fig. 14 Schematic diagram of the structure of linear variable wall thickness detonation combustor (unit:mm)

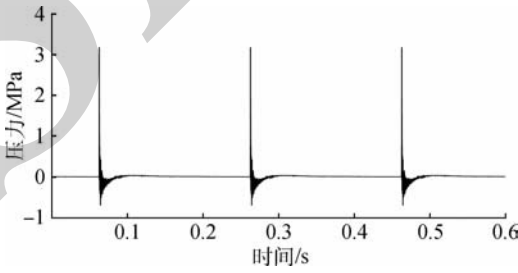


图 15 测点 P0 压力动态响应
Fig. 15 Dynamic response of measuring point P0 pressure

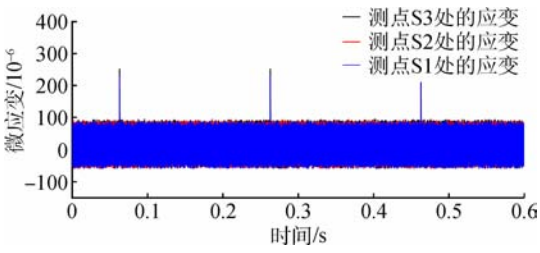


图 16 测点 S1,S2,S3 处应变动态响应
Fig. 16 Dynamic response of measuring points S1,S2,S3 strain

看到诱导激波、爆震中心等爆震波特有的结构,可知燃气在 P0 位置处已经形成爆震波。根据图 18 中应变峰值出现时间差,结合测点 S1,S2 和 S3 之间的距离求得爆震波传播的速度为 1354 m/s。对 100 个工作循环中测点 S1,S2,S3 处的应变峰值求平均值,结果如表 2 所示。本文使用传

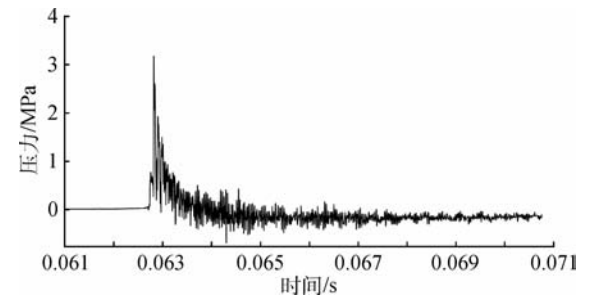


图 17 5 Hz 爆震载荷下 P0 处压力载荷变化放大图
Fig. 17 Enlarged drawing of pressure load at measuring point P0 under 5 Hz detonation loading

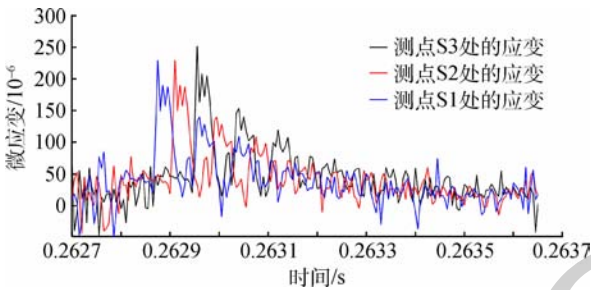


图 18 5 Hz 爆震载荷下测点 S1,S2,S3 位置处应变变化局部放大图
Fig. 18 Enlarged drawing of strain at measuring points S1,S2,S3 under 5 Hz detonation loading

统名义应力法对爆震室 3 个测点对应内壁处的疲劳寿命进行估算,求得 S1,S2,S3 处的疲劳循环次数为 $N_1 = 2.48 \times 10^5$, $N_2 = 2.65 \times 10^5$, $N_3 = 2.72 \times 10^5$ 。

表 2 100 个工作循环中测点 S1,S2,S3 处应变峰值的平均值和对应内壁和外壁处的应力

Table 2 Average value of the strain peak value of measuring points S1, S2, S3 in the 100 working cycles and the stress on the inner wall and outer wall

参数	测点		
	S1	S2	S3
应变峰值的平均值/ 10^{-6}	252.1	241.3	229.8
对应外壁的应力/MPa	45.4	43.4	41.3
对应内壁的应力/MPa	68.7	66.5	63.8

3 个测点对应内壁处的疲劳寿命均比设定的目标寿命要长,主要原因是试验时间较短,爆震室内外壁并未达到热平衡状态,测量出的应变要比数值计算得到的小,所以 3 个测点估算出的疲劳寿命要比设定的疲劳寿命大,但 3 个测点处的疲劳寿命相差在 8.82% 以内,考虑到试验和计算过程中的误差可以认为 3 个测点处的疲劳寿命相

同,验证了爆震室等寿命设计方法的正确性。

5 结 论

- 1) 脉冲爆震发动机爆震室在真实爆震载荷作用下的疲劳载荷谱是周期性常幅谱,因此,可以在给定爆震室疲劳寿命的情况下,根据金属材料的疲劳曲线和 Soderberg 直线模型可以确定爆震室的目标应力大小。
- 2) 爆震室壁厚计算结果和动力放大系数之间相互影响,且壁厚通过动力放大系数对自身的影响有利于爆震室沿轴向各处的最大等效应力接近目标应力,可根据两者相互影响关系设计计算程序。
- 3) 把 MATLAB 强大的数据处理能力和 ANSYS 成熟的有限元分析能力相结合,可通过 MATLAB 调用 ANSYS 的方法,实现爆震室的等寿命设计。
- 4) 通过试验验证变壁厚爆震室 3 个测点的疲劳寿命在误差允许的范围内是一致的,可以认为爆震室是等寿命结构,验证了爆震室等寿命设计方法的正确性,且对 30 Hz 爆震载荷作用下的爆震室而言,其质量从 4 mm 等壁厚的 6.8 kg 减小到变壁厚的 1.39 kg,质量减轻了 79.63%,爆震室质量有大幅度的减轻。

参考文献:

[1] 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.

[2] TANG S C. Dynamic response of a thin-walled cylindrical tube under internal moving pressure[D]. Ann Arbor, Michigan:University of Michigan,1963.

[3] SHEPHERD J E. Pressure load and structural response of the high-temperature detonation tube[R]. Prepared for the U. S. Nuclear Regulatory Commission, No. DE-AC02-76CH00016,1992.

[4] BELTMAN W M, SHEPHERD J E. Linear elastic response of tubes to internal detonation loading[J]. Journal of Sound and Vibration,2002,252(4):617-655.

[5] BELTMAN W M,BURCSU E N,SHEPHERD J E,et al. The structural response of cylindrical shells to internal shock loading[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1999,121(3):315-322.

[6] MIRZAEI M, BIGLARI H, SLAVATIAN M. Analytical and numerical modeling of the transient elasto-dynamic response of a cylindrical tube to internal gaseous detonation [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2006,83(7):106-122.

[7] MAZAHERI K,MIRZAEI M,BIGLARI H. Transient dynamic response of tubes to internal detonation Loading [J]. Journal of Sound and Vibration,2006 297(1/2):106-

122

[8] MIRZAEI M. On amplification of stress waves in cylindrical tubes under internal dynamic pressures[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2008, 50(8): 1292-1303.

[9] MIRZAEI M, MAZAHERI K, BIGLARI H. Analytical modeling of the elastic structural response of tube to internal detonation loading[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2005, 82(12): 883-895.

[10] 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]. 燃烧科学与技术, 2007, 13(5): 414-420.

ZHENG Longxi, YAN Chuanjun, LI Mu. Numerical simulation on detonation chamber wall temperature distribution of a multi-cycle pulse detonation engine mode[J]. Journal of Combustion Science and Technology, 2007, 13(5): 414-420. (in Chinese)

[11] 姜宏伟, 郑龙席. 单次爆震载荷作用下爆震室结构响应的数值研究[J]. 机械科学与技术, 2011, 30(10): 1635-1640.

JIANG Hongwei, ZHENG Longxi. Numerical analysis on the structural response of the detonation combustor to single detonation loading[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2011, 30(10): 1635-1640. (in Chinese)

[12] 姜宏伟. 脉冲爆震载荷作用下爆震室强度计算与分析[D]. 西安: 西北工业大学, 2011.

JIANG Hongwei. The strength calculation and analysis of detonation combustor to detonation loading[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2011. (in Chinese)

[13] 郑龙席, 姜宏伟, 严传俊, 等. 多循环脉冲爆震载荷作用下爆震室强度分析与结构优化[J]. 航空动力学报, 2011, 26(12): 2777-2782

ZHENG Longxi, JIANG Hongwei, YAN Chuanjun, et al. Strength analysis and structural optimization of detonation combustor to multi-cycle pulse detonation loading[J]. Journal of Aerospace Power, 2011, 26(12): 2777-2782. (in Chinese)

[14] 陈景彬, 郑龙席, 黄希桥, 等. 多循环脉冲爆震发动机爆震室内压力分布实验研究[J]. 实验流体力学, 2013, 27(3): 41-46

CHEN Jingbin, ZHENG Longxi, HUANG Xiqiao, et al. Experimental studies on the internal pressure distribution in the detonation combustor of multi-cycle pulse detonation engine[J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2013, 27(3): 41-46. (in Chinese)

[15] 郑龙席, 陈景彬, 黄希桥, 等. 真实爆震载荷作用下爆震室动态响应分析与壁厚优化[J]. 航空动力学报, 2013, 28(11): 2579-2586

ZHENG Longxi, CHEN Jingbin, HUANG Xiqiao, et al. Dynamic response analysis and wall thickness optimization of detonation combustor under actual detonation loading[J]. Journal of Aerospace Power, 2013, 28(11): 2579-2586 (in Chinese)

[16] 陈景彬. 多循环爆震载荷作用下爆震室强度理论与试验研究[D]. 西安: 西北工业大学, 2013

CHEN Jingbin Theoretical and experimental investigation on detonation chamber strength under multi-cycle detonation loads[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2013. (in Chinese)

(编辑: 王碧琚)