波纹穿孔板吸声特性研究*

刘传洋^{1†} 王晓宇¹ 张光宇¹ 孙晓峰²

(1 北京航空航天大学航空发动机研究院 北京 102206)
 (2 北京航空航天大学能源与动力工程学院 北京 102206)
 2022年4月15日收到
 2022年8月12日定稿

摘要 研究了平面波垂直入射和掠入射两种情况下波纹穿孔板对声波的耗散作用,结果表明在这两种情况下波纹穿孔板的声 学特性都有别于平板穿孔板。在垂直入射条件下,通过"等效穿孔率"可以在中、低频率范围内使波纹穿孔板和平板穿孔板 的吸声特性"重合"。波纹穿孔板在高频范围会出现异于平板穿孔板的双尖峰现象,进一步研究发现这是由波纹板形状导致 的背腔深度的连续变化所引起的。在掠入射条件下,波纹穿孔板与平板穿孔板无法通过"等效穿孔率"替代。波纹穿孔板的 板高和板长对其声学性能都有明显影响,当波纹穿孔板夹角(板高与 1/4 板长对应的正切角)相同时,在板长小于 75 mm 范围 内波纹穿孔板有相似的声学性能。

关键词 波纹穿孔板,等效穿孔率,吸声特性,背腔深度

PACS 数 43.20, 43.28, 43.50

Research on sound absorption characteristics of corrugated perforated plate

LIU Chuanyang^{1†} WANG Xiaoyu¹ ZHANG Guangyu¹ SUN Xiaofeng²

 Research Institute of Aero-Engine, Beihang University Beijing 102206)
 School of Energy and Power Engineering, Beihang University Beijing 102206) Received Apr. 15, 2022 Revised Aug. 12, 2022

Abstract The dissipative effect of corrugated perforated plate on acoustic wave is studied in two cases of plane wave vertical incidence and grazing incidence in this paper. The results show that the acoustic performance of the corrugated perforated plate in both cases is different from that of the flat perforated plate. Under the condition of vertical incidence, the equivalent perforation rate can make the sound absorption coefficients of the corrugated perforated plate and the flat perforated plate coincide in the range of medium and low frequencies, but the corrugated perforated plate will have a double peak phenomenon that is different from the flat perforated plate at high frequencies. Further study reveals that it is due to the continuous change of the depth of the back cavity caused by the shape of the corrugated plate. Under the condition of grazing incidence, the corrugated perforated plate and flat perforated plate cannot be replaced by the equivalent perforation rate. The height and length of the corrugated perforated plate have obvious effects on its acoustic performance. When the angle of the corrugated plate is constant (the tangent angle corresponding to the plate height and a quarter of the plate length), the corrugated perforated plate with the plate length less than 75 mm has similar acoustic performance.

Keywords Corrugated perforated plate, Equivalent perforation rate, Absorption characteristics, Back cavity depth

引言

对于现代航空发动机而言,加力燃烧室的性能

水平至关重要。自20世纪中期,加力燃烧室在发动 机中出现之后,由于其封闭空间内高密度的热量释 放,在某些工况下会出现大幅度的燃烧振荡问题,严 重情况下,会引起燃烧室内部部件的烧蚀损坏,严重

^{*} 国家科技重大专项 (2017-II-003-0015) 和航空科学基金项目 (2019ZB051001) 资助

[†] 通讯作者:刘传洋, liuchuanyang@buaa.edu.cn

威胁着飞行的安全。此外,近年来,随着环境保护要 求的日益提高,燃气轮机的设计方面也对排放物的 限制越来越严格。因此,在燃烧室中一般采用贫油 预混燃烧方式来降低氮氧化物的排放,此种燃烧方 式通常是在贫油熄灭的边界进行的,然而燃油当量 比的轻微扰动会引起较明显的非定常热释放,这种 非定常热释放有时会引起结构的严重破坏。因此, 如何抑制燃烧不稳定一直是急需解决的问题^[1-2]。

燃烧不稳定性是非定常热释放和声波充分耦合的结果。当火焰处的声波与非定常热释放的相位充分一致时,就会使得非定常热释放的热能转化为声能,当系统的耗散不足以消耗这些转化的声能时,系统的声能不断积累,压力振荡幅度不断提高,最终在非线性机制下达到饱和,表现为极限环的燃烧不稳定现象^[3]。

对于燃烧不稳定的控制方法分为有源控制方法 和无源控制方法;但现有有源控制方案技术上的可 操作性不强,难以真正投入实际应用。目前,在工程 中已得到成熟应用的还是无源控制方法,比较典型的 无源控制手段包括穿孔板^[4-5]、Helmholtz 共鸣器^[6-8]、 1/4 波长和 1/2 波长管^[9] 以及防振屏^[10] 等。Helmholtz 共鸣器被广泛应用于燃烧系统内,主要针对低频的 不稳定性模态。而穿孔板声衬往往对高频的燃烧不 稳定性模态有较好的控制作用。但平板穿孔板往往 只针对某一频率下的声波耗散作用明显,而目前燃 烧室中经常存在多个燃烧不稳定频率,因此寻找对 多个频率都有作用的控制方法至关重要。

在实际的发动机加力燃烧室中,波纹穿孔板是 常用的抑制燃烧振荡的方法。相比于平板穿孔板, 波纹穿孔板因其特殊的几何形状可以有效避免热应 力集中,同时还可以通过增加声散射的方式达到抑 止燃烧不稳定性的效果。John等^[11]的发明专利中提 到周向波纹穿孔板对燃烧不稳定性存在较好的抑制 效果;Huang等^[12]通过有限元方法和实验方法对周 期性波纹波导管进行了研究,发现通过增加波导管 的曲折性可以增加波导管的等效密度同时还可以提 高多孔材料的低频吸声特性;Wang等^[13]基于建筑声 学的需求,研究了平面波在角度入射时大尺寸波纹 穿孔板的吸声特性,发现存在一定角度入射时的吸 声效果优于垂直入射时的吸声效果。波纹穿孔板具 有连续的曲率变化,同时针对于不同声波入射方式 和不同声模态入射时波纹穿孔板的吸声特性的细致 研究目前还是比较欠缺的。而且,随着加力燃烧室 能量密度的提升,加力燃烧室中声振荡的模态也变 得越来越复杂,因此,细致研究波纹穿孔板对不同入 射模态的吸声性能是非常有必要的。考虑到加力燃 烧室中经常发生径向振荡和纵向振荡,本文基于 COMSOL软件^[14],选取了两种不同的声波入射方式 (垂直入射和掠入射)来探究波纹穿孔板的声学性能, 并尝试通过与平板穿孔板的对比,来讨论波纹穿孔 板的等价特性,期望基于上述研究为工程设计提供 一定的指导。

1 理论模型

1.1 平面波垂直入射

根据研究需求,在 COMSOL 软件二维压力声学 物理接口中构建了如图 1 所示的平面波矩形管垂直 入射模型。

该模型由完美匹配层、背景压力场、传播管段、 穿孔板和背腔组成,通过求解直角坐标系下二维波 动方程^[15]得到管道内的声场。波动方程为

$$\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} = \frac{1}{c_0^2} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2},\tag{1}$$

式中, p为声压, t为时间, 声速 $c_0 = 340 \text{ m/s}$ 。其中壁面边界均为硬壁面边界条件:

$$(v_y)_{(y=0,a)} = 0, \ (v_x)_{(x=b)} = 0,$$
 (2)

式中, v_x, v_y分别为x, y方向的速度分量。

完美匹配层选用笛卡尔多项式坐标拉伸类型, 长度为 50 mm; 背景压力声场 *p*_i为平面波辐射, 沿 *x* 方向入射, 其表达式为

$$p_i = A_m \mathrm{e}^{\mathrm{i}wt},\tag{3}$$

式中,入射声压幅值A_m=1 Pa。

波纹穿孔板几何形状为正弦波形,通过波长*l*和 波高*h*两个参数确定,如图 2(a)所示。在模型中波纹



图 1 平面波垂直入射模型



图 2 波纹穿孔板示意图 (a) 几何结构示意图; (b) 声阻抗示意图

穿孔板由内部阻抗条件代替:

$$Z_1 = \frac{p}{\rho_0 c_0 \nu},\tag{4}$$

式中, Z_1 为声阻抗,v为声质点速度,空气密度 $\rho_0 = 1.2 \text{ kg/m}^3$ 。

穿孔板阻抗设置如图 2(b) 所示, 阻抗大小选用 无流动情况下的声阻抗模型^[16]:

$$Z_{1} = \frac{ik_{0}t}{1 - \Lambda(k_{v}d/2)} \frac{1}{\sigma} + \frac{2\sqrt{2\omega\nu}}{\sigma c_{0}} + (1 - 0.7\sqrt{\sigma})\frac{0.85ik_{0}d}{2\sigma},$$

$$k_{v} = \sqrt{-i\omega/\nu}, \ \Lambda(x) = \frac{2J_{1}(x)}{xJ_{0}(x)},$$
(5)

式中, $k_0 = \omega/c_0$, 声速 c_0 =340 m/s, 动力黏性系数 $\nu = 1.511 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$, σ , t, d分别为穿孔板的穿孔 率、板厚和孔径, J(·)表示贝塞尔函数。

传播管段长度L为300 mm,管道宽度a为25 mm, 由二维矩形管截止频率计算公式:

$$f_{n_y} = \frac{c_0}{2} \cdot \frac{m}{l_y},\tag{6}$$

其中, *l*,为管宽, *m*为y方向的模态数,可得到该模型 一阶截止频率为 6923 Hz。

本模型计算频率范围为 100~6500 Hz, 步长为 20 Hz。采用自由三角形网格, 最大尺寸为最小波长的 1/50。

1.2 平面波掠入射

根据研究需求,在 COMSOL 软件二维轴对称线 性势流物理接口中构建了如图 3 所示的平面波圆管 掠入射模型。

该模型由入口完美匹配层、声衬前段、声衬段、 声衬后段和出口完美匹配层组成,通过势流波动方 程对管道内的声场进行求解:

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial\phi}{\partial r}\right) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2\phi}{\partial\theta^2} + \frac{\partial^2\phi}{\partial z^2} = \frac{1}{c_0{}^2}\frac{\partial^2\phi}{\partial t^2}, \ \phi = \int \frac{p}{\rho_0} dt, \quad (7)$$

式中, ø为速度势。

其中,管道半径R = 100 mm,除声衬段外壁面边 界均为硬壁面边界条件。完美匹配层选用笛卡尔多 项式坐标拉伸类型,长度为2倍管道直径400 mm;截 面 O 为平面波入射截面,幅值为1 Pa;声衬前端和后 段长度均为3倍管道直径600 mm;声衬段长度为 L = 300 mm,穿孔板同样由内部阻抗条件代替,阻抗 方向沿穿孔板法向方向,阻抗大小选用同1.1节相同 的阻抗模型;通过圆管一阶截止频率计算公式得到 该模型的一阶截止频率为1014.2 Hz:

$$f_c = f_{10} = k_{10} \frac{c_0}{2\pi} = 1.84 \frac{c_0}{2\pi R},$$
(8)

式中, R为管道半径, 声速 c₀=340 m/s。

本模型计算频率范围 100~3000 Hz, 步长 10 Hz, 采用自由三角形网格, 最大尺寸为最小波长的 1/20。

2 模型验证

2.1 平面波垂直入射

为了验证平面波垂直入射时模型的有效性,对 比了穿孔板为平板时末端声衬吸声系数的解析解与 数值解。此时模型变为如图4所示的情形。

根据声阻抗率的定义计算声衬的吸声系数α的 解析解^[15]:

$$z_{a} = \frac{p}{v} = \left(\frac{1+|r_{p}|e^{i\sigma\pi}}{1-|r_{p}|e^{i\sigma\pi}}\right)\rho_{0}c_{0},$$
$$|r_{p}|e^{i\sigma\pi} = \frac{\frac{z_{a}}{\rho_{0}c_{0}}-1}{\frac{z_{a}}{\rho_{0}c_{0}}+1}, \quad \alpha = 1-|r_{p}|^{2}.$$
(9)

末端声衬的声阻抗率 $z_a = (z_1 + z_2)\rho_0 c_0, z_1$ 为穿孔 板相对声阻抗率,如式 (5) 所示, z_2 为背腔相对声阻 抗率:

$$z_2 = -\mathrm{i}\cot(k_0 b),\tag{10}$$

式中, $i = \sqrt{-1}$, $k_0 = \omega/c_0$, b 为背腔深度。 在 COMSOL 中为了得到声衬吸声系数的数值



图 3 平面波掠入射模型



图 4 声波垂直入射示意图

解,采用双传声器法来计算,声压反射系数r_p为

 $r_{p} = \frac{p_{ar}}{p_{ai}} = \left| r_{p} \right| e^{i\sigma\pi} = \frac{p_{A}e^{-ik_{0}x_{2}} - p_{B}e^{-ik_{0}x_{1}}}{e^{ik_{0}(x_{1}-x_{2})} - e^{ik_{0}(x_{2}-x_{1})}} / \frac{p_{A}e^{ik_{0}x_{2}} - p_{B}e^{ik_{0}x_{1}}}{e^{ik_{0}(x_{2}-x_{1})} - e^{ik_{0}(x_{1}-x_{2})}},$ (11)

式中, *p_A*, *p_B*分别为测点 *A*, *B*处的声压, *x*₁, *x*₂分别为 测点 *A*, *B*的位置。再由式 (9) 便可得到吸声系数。

根据 GB/T 18696.2-2002 阻抗管中吸声系数和声 阻抗的测量^[17] 的要求,两个传声器之间的间距 *s* (m) 应满足:

$$f_u \cdot s < 0.45c_0, \tag{12}$$

式中, *f*_u为阻抗管工作频率上限, *f*_u根据避免出现非 平面波简正波模式的原则选取, 且传声器间距应大 于感兴趣的低频相应的波长的 5%, 对于 1000 Hz 此



值为 17.3 mm, 本模型中两测点间距为 20 mm, x₁=-220 mm, x₂=-200 mm, y 坐标均为 12.5 mm。

模型对比了如下声衬的解析解与数值解,其中 计算参数如表1所示,如无特殊说明,后文讨论垂直 入射时,孔板参数及腔深均采用表1中给出的数 值。解析解与数值解的计算结果如图5(a)所示;与 香港大学 Wang 等^[13]的实验结果和三维有限元计算 结果进行对比,结果如图5(b)所示。

表1 平板声衬结构参数

| 穿孔率 σ | 板厚 t (mm) | 孔径 d (mm) | 背腔深度 b (mm) |
|-------|-----------|-----------|-------------|
| 1% | 1 | 0.5 | 25 |

从图 5(a) 中可以看出, 平板穿孔板时 COMSOL 数值模拟结果与解析解的计算结果符合较好; 图 5(b) 也显示了本文二维 COMSOL 数值模拟结果与实验 结果、三维有限元计算结果较好的一致性, 从而验证 了本模型的有效性。



图 5 平面波垂直入射时末端声衬的吸声系数 (a) 平板穿孔板声衬; (b) 波纹穿孔板声衬

2.2 平面波掠入射

为了验证平面波掠入射时模型的有效性,同样 将波纹穿孔板退化为平板穿孔板,此时模型变为如 图 6 所示的情形。



图 6 声波掠入射示意图

声波掠入射情况下可以通过传递损失 TL 和吸 声系数α来评价声衬的声学特性。传递损失定义为 声衬上游z=z_u处管道截面声能量流与声衬下游z=z_d 处管道截面声能量流之比的声能量级表示形式:

$$TL = 10 \lg \left(\frac{W(z_u)}{W(z_d)} \right).$$
(13)

吸声系数定义为经过声衬辐射出的声能量与进 入声衬的入射声能量之比。模型中假设管道是无限 长的,即声衬下游截面不存在往上游传播的声波。

$$\alpha = 1 - \frac{W_r(z_u) + W_i(z_d)}{W_i(z_u)},$$
(14)

式中, $W_i(z_u)$ 为入射声能量, $W_r(z_u)$ 为声衬前截面反 射声能量, $W_i(z_d)$ 为声衬后截面透射声能量。

文献 [18] 给出了平面波掠入射条件下非局域声 衬的解析解,该研究通过传递单元法对声场进行求 解,其中散射声场可通过等价分布源方法^[19]及阻抗 边界条件求得,再借助无流动或等截面时的界面匹 配条件,整个声场就可得到求解。

为了得到声衬的吸声系数和传递损失的数值解,

$$I(x, y, z) = \frac{1}{2} \operatorname{Re}(pu^*), \qquad (15)$$

式中, "*"表示共轭, Re 表示实部。则声能量流为

$$W(z) = \int_{s} I(x, y, z) ds = \int_{s} \frac{1}{2} \operatorname{Re}(pu^{*}) ds.$$
 (16)

与文献 [18] 中穿孔板为平板时的结果进行比较, 声衬段结构参数如表 2 所示。解析解与数值解的计 算结果如图 7 所示,可以看出, COMSOL 数值模拟结 果与解析解^[18]的计算结果符合较好,验证了本模型 的有效性。

表 2 声衬段结构参数



图 7 平面波掠入射时壁面平板声衬的传递损失和吸声系数

3 结果分析

3.1 平面波垂直入射

3.1.1 夹角θ的影响

本文主要研究在矩形管内波纹穿孔板形状对其 声学性能的影响,研究发现在低频时夹角 θ (tan θ = 4 h/λ)对波纹穿孔板的吸声特性有着较大的影响,当 该参数不变即波高h与波长 λ 的比值一定时,吸声系 数在低频段相同,如图 8 所示。穿孔板参数如表 1 所 示,此处穿孔率 σ 为孔的面积与波纹板面积的比值。 θ 一定时,波高h与波长 λ 的大小见表 3,此处波长 λ 与管宽同宽,即管道内波纹板只有一个完整周期,由 式 (6)可知,当管道宽度变小时,矩形管的一阶截止 频率随之增大,所以平面波假设依旧成立。



图 8 夹角 θ 相同时的吸声系数 (a) 夹角 θ = 10°; (b) 夹角 θ = 30°; (c) 夹角 θ = 50°

表 3 波纹穿孔板几何参数

| | 板长λ(mm) | 12.5 | 15 | 20 | 25 |
|-----------|-----------------------|------|------|------|------|
| | $\theta = 0^{\circ}$ | 0.55 | 0.66 | 0.88 | 1.10 |
| 板高 h (mm) | $\theta = 30^{\circ}$ | 1.80 | 2.17 | 2.89 | 3.61 |
| | $\theta = 50^{\circ}$ | 3.72 | 4.47 | 5.96 | 7.45 |

从图 8 中可以看出, 当夹角 θ 相同时, 在低频段 能够较好地重合, 但在高频时差别较大; 同时, 当波 纹穿孔板夹角较大时, 波纹穿孔板声衬的吸声系数 与平板时存在较大差异, 但当夹角较小时, 波纹穿孔 板声衬的吸声系数与平板时几乎没有区别。

图 9显示了当固定波长λ=12.5 mm (即波纹板



3期

存在两个完整波形),通过改变板高 h 来改变夹角 θ 时声衬吸声系数的变化,从图中可以看出波纹穿孔 板的最大吸声系数随夹角 θ 的增大而减小,且频率向 高频移动,当夹角 $\theta = 65°$ 时高频时会出现双尖锋 现象。

3.1.2 等效穿孔率与背腔

针对夹角相同时,吸声系数在低频时重合的现象,引入等效穿孔率的概念^[14]:

$$\sigma' = \frac{L_A}{L_D}\sigma,\tag{17}$$

其中, σ' 为波纹板等效穿孔率, σ 为波纹板实际穿孔 率, L_A 为波纹板面积, L_D 为波纹板垂直投影面积。 为便于研究, 设定等效穿孔率 $\sigma' = 1\%$, 计算波长 $\lambda = 12.5 \text{ mm}$ 时夹角 $\theta = 45^{\circ} \pi \theta = 65^{\circ}$ 所对应的实际穿 孔率, 分别为 0.684% 和 0.411%, 其吸声系数如图 10 所示, 可以看出, 低频时波纹板声衬的吸声系数能很 好地与等效穿孔率条件下的平板声衬的吸声系数重 合, 但高频时, 夹角 $\theta = 65^{\circ}$ 情况下曲线无法重合。故 平面波垂直入射时波纹穿孔板的低频吸声特性可用 等效穿孔率来解释。

对于夹角较大时出现的双尖锋现象,本文通过 梯形板侧面验证了波纹板导致的背腔变化是双尖峰 产生的原因。图 2(b)的波纹板简化为如图 11 所示 的梯形板,其中h'为梯形板的板高,λ为梯形板一个 周期的长度,与波纹板相同;红色箭头表示声阻抗的 方向,其穿孔率为等效穿孔率,其他参数与波纹穿孔 板相同,黑色壁面则为刚性壁面。

图 12对比了λ = 12.5 mm, h' = 4.74 mm (此处



图 12 梯形板与波纹板吸声系数对比

 $h' = \sqrt{2}h/2, h \exists \theta = 65^{\circ}$ 时波纹板板高,但这一比值并 不存在普遍规律), $\sigma' = 0.411%$ 时梯形穿孔板与图 9 中 $\theta = 65^{\circ}$ 时波纹穿孔板的吸声系数。从图中可以清 楚地看出梯形板和波纹板的吸声系数不仅在低频时 能够重合,而且高频时的双峰也能够重合,但是其后 的峰值并未重合,说明波纹板的吸声系数在高频处 的双峰现象是由其腔深的连续变化而引起的。

3.2 平面波掠入射

在波纹穿孔板实际工作环境中, 声波并非只有 垂直入射情况, 还可能包含掠入射甚至是斜入射情 况。本节重点讨论声波掠入射时, 波纹穿孔板的吸 声特性。同样通过改变波纹板的形状来研究其引起 的变化, 同时由于非局域反应声衬在掠入射时的声 学性能与其轴向长度有关^[21], 本研究中固定声衬段 的长度 *L* = 300 mm, 通过改变声衬段中波纹的完整 周期数来调整波纹板的长度λ。

3.2.1 夹角θ的影响

首先研究掠入射时夹角 θ 对波纹穿孔板吸声特性的影响,分别选取夹角 θ =25°, θ =35°两种情况,穿 孔板参数为:穿孔率 σ =2%,板厚t=1 mm,孔径 d=1 mm,背腔深度b=25 mm,板高h和板宽 λ 见表4。 θ =25°,35°时不同波长波纹板的传递损失和吸声系 数分别如图 13 和图 14 所示。

表 4 波纹穿孔板几何参数

| | 板长 λ (mm) | 30 | 50 | 75 | 150 |
|-----------|-----------------------|------|------|-------|-------|
| 长古1() | $\theta = 25^{\circ}$ | 3.50 | 5.83 | 8.74 | 17.50 |
| 似向 h (mm) | $\theta = 35^{\circ}$ | 5.25 | 8.75 | 13.13 | 26.26 |

从图中可以看出, 夹角θ相同时, 波纹板有相似 的变化趋势, 在板高较小且低频时能够完全重合; 当 板高过大时, 差异变得明显。因此, 平面波掠入射时 波纹板形状并不能由夹角θ单独来表征, 这与垂直入 射时差异较大。



图 14 夹角 θ=35°时波纹穿孔板的声学特性 (a) 传递损失; (b) 吸声系数

3.2.2 板高 h 和板长 λ 的影响

为了进一步分析波纹板几何因素的影响,首先 研究了波纹板高度 h 的影响,选定波纹板长度 λ = 300 mm,即声衬段只存在一个完整波纹。分别选取 h = 5 mm, 15 mm, 25 mm, 35 mm (波 纹 板 夹 角 $\theta \le$ 25°),波纹板其他参数与 3.2.1 节相同。

从图 15 中可以看出, 波纹穿孔板与平板穿孔板 的声学性能存在较大差异。传递损失在0~500 Hz 内与平板穿孔无异; 在 500~1000 Hz内优于平板穿 孔板且随板高增大而逐渐增大; 在1000~1500 Hz内 变化较为复杂, 呈现出随板高先减小后增大的趋势; 在 2000 Hz左右随板高增加会出现一个新的尖峰, 且 在 2500 Hz左右关峰频率随板高增加往高频移动。 对于吸声系数, 在 500 Hz之前已表现出与平板穿孔 板的差异, 并不同于传递损失所呈现的规律; 在 750 Hz左右吸声系数随板高的变化规律与传递损失 相反; 吸声系数双峰的频率随板高增大逐渐向高频 移动,且随板高的增加表现出更加优异的吸声效 果。为了进一步研究板长 λ 的影响,固定板高h= 10 mm,改变板长 λ =75 mm,50 mm,37.5 mm,30 mm (只选择了特征明显的参数),结果如图 16 所示。

从图中可以看出,波纹穿孔板的传递损失在 0~800 Hz内与平板相同,波纹穿孔板在平板双峰位 置的传递损失随波长变短逐渐降低,但波纹穿孔板 的双峰移到了1500~2000 Hz之间并随波长缩短出 现了双峰的左右尖峰交替占优的情况。对于吸声系 数,同样在低频时与平板穿孔板没有差异,双尖峰也 向高频移动,且在更高频率波纹穿孔板的吸声系数 要优于平板穿孔板。

3.2.3 等效参数研究

基于平面波垂直入射时的研究经验,同样研究 等效穿孔率的影响。随机选取了3组算例进行验证, 此处固定波纹穿孔板的穿孔率σ=2%,计算其对应 的等效穿孔率σ',对比波纹穿孔板与等效穿孔率条



图 15 不同板高时波纹穿孔板声学特性 (a) 传递损失; (b) 吸声系数



图 16 不同板长时波纹穿孔板声学特性 (a) 传递损失; (b) 吸声系数



图 17 等效穿孔率对比 (a) 传递损失; (b) 吸声系数

表 5 等效穿孔率验证参数

| 波纹板序 | 等 波纹板板长λ(| mm) 波纹板板高 h (n | nm) 波纹板穿孔率 σ (| (%) 等效穿孔率 σ' (%) |
|------|-----------|----------------|----------------|------------------|
| 波纹板 | 1 300 | 15 | 2 | 2.05 |
| 波纹板 | 2 100 | 10 | 2 | 2.18 |
| 波纹板 | 3 30 | 5 | 2 | 2.47 |

件下的平板穿孔板的区别,验证参数见表 5,结果如 图 17 所示。

从图 17 中可以看出,等效穿孔率后的平板穿孔 板与波纹穿孔板的声学性能存在较大差异,因此在 掠入射条件下,波纹穿孔板的吸声变化无法用等效 穿孔率解释。

从上述对掠入射声波的研究中不难发现,声波 入射方向对波纹穿孔板的吸声特性有较大影响,同 时,对于掠入射情况,波纹板很难等效成平板的参数 进行对比研究,可见,这种穿孔板在实际应用中的效 果需要精心设计。

4 结论

基于 COMSOL 软件, 通过数值模拟的方法对平 面波垂直入射和掠入射条件下波纹穿孔板的声学特 性进行了研究, 主要结论如下:

(1) 在平面波垂直入射情况下, 波纹穿孔板相对 于平板穿孔板吸声系数的主峰所对应的频率有所偏 移, 通过等效穿孔率替换, 发现在其他条件相同的情况下, 波纹穿孔板吸声系数的主峰可以与等效穿孔 率条件下的平板穿孔板的吸声系数相重合。但在高 频范围内,波纹穿孔板吸声系数会出现异于平板穿 孔板的双尖锋现象。通过梯形板改变背腔深度,发 现此现象是由穿孔板波纹形状引起的背腔深度连续 变化所导致的,并可以通过梯形板简化来近似地描 述波纹穿孔板的声学特性。

(2) 在平面波掠入射条件下, 波纹穿孔板的传递 损失和吸声系数同样与平板穿孔板存在差异, 但并 不存在类似于垂直入射条件下的等效参数。改变波 纹穿孔板的板高和板长对波纹穿孔板的声学性能有 明显的影响。当波纹穿孔板夹角θ相同时, 在板长小 于 75 mm 范围内波纹穿孔板的声学特性近似。

参考文献

- Lieuwen T C, Yang V. Combustion instabilities in gas turbine engines: Operational experience, fundamental mechanisms, and modeling. Alexander Bell Drive, VA: American Institute of Aeronautics and Astronautics, University of Nottingham, 2005: 3—24
- 2 Culick F E. Unsteady motions in combustion chambers for propulsion systems. Neuilly, NATO: The Research and Technology Organisation of NATO, 2006: 5–17
- 3 Poinsot T. Prediction and control of combustion instabilities in

real engines. Proc. Combust. Inst., 2017; 36(1): 1-28

- Lahiri C, Bake F. A review of bias flow liners for acoustic damping in gas turbine combustors. J. Sound Vib., 2017; 400: 564-605
- 5 Gullaud E, Nicoud F. Effect of perforated plates on the acoustics of annular combustors. *AIAA J.*, 2012; **50**(12): 2629–2642
- 6 Bellucci V, Flohr P, Paschereit C, *et al.* On the use of Helmholtz resonators for damping acoustic pulsations in industrial gas turbines. *J. Eng. Gas Turbines Power*, 2004; **126**(2): 271–275
- Dupere I D, Dowling A P. The use of Helmholtz resonators in a practical combustor. *J. Eng. Gas Turbines Power*, 2005; **127**(2): 268–275
- 8 Bothien M R, Noiray N, Schuermans B. A novel damping device for broadband attenuation of low-frequency combustion pulsations in gas turbines. *J. Eng. Gas Turbines Power*, 2014; **136**(4): 041504
- 9 Sohn C H, Ju H P. A comparative study on acoustic damping induced by half-wave, quarter-wave, and Helmholtz resonators. *Aerosp. Sci. Technol.*, 2011; **15**(8): 606–614
- 10 Zhao D, Li X Y. A review of acoustic dampers applied to combustion chambers in aerospace industry. *Prog. Aerosp. Sci.*, 2015; 74: 114–130
- 11 Carlton T J, Thinkham N R. Means for eliminating screech in jet propulsion systems: US 3041836 A. 1962-07-03

- 12 Jiang C Y, Huang L X. Characterization of low-frequency acoustic wave propagation through a periodic corrugated waveguide. J Sound Vib., 2018; 418: 79—99
- 13 Wang C Q, Liu X. Investigation of the acoustic properties of corrugated micro-perforated panel backed by a rigid wall. *Mech. Syst. Signal Process.*, 2020; 140: 106699
- 14 COMSOL AB, Stockholm, Sweden. COMSOL Multiphysics® v. 5.1. https://cn.comsol.com
- 15 杜功焕,朱哲民,龚秀芬. 声学基础. 第3版. 南京:南京大学出版 社, 2012: 183—185
- 16 辛博. 切向流对声衬声阻抗的影响及声衬表面非稳定波机理的 研究. 博士学位论文, 北京: 北京航空航天大学, 2019: 79—81
- 17 全国声学标准化委员会. 声学 阻抗管中吸声系数和声阻抗的 测量, 第2部分 传递函数法: GB/T 18696.2-2002. 北京: 中国标 准出版社, 2002: 8—9
- 18 王晓宇. 传递单元方法及其在航空发动机短舱声学问题中的应用. 博士学位论文, 北京: 北京航空航天大学, 2010: 54—55
- 19 Namba M, Fukushige K. Application of the equivalent surface source method to the acoustics of duct systems with non-uniform wall impedance. *Prog. Aerosp. Sci.*, 1980; 73(1): 125–146
- 20 Morfey C L. Sound transmission and generation in ducts with flow. *J Sound Vib.*, 1971; 14(1): 37–55
- 21 Allam S, Abom M. A new type of muffler based on microperforated tubes. J. Vib. Acoust., 2011; 133(3): 031005