

轴流风扇/压气机管道周向声模态的测量

王良锋, 乔渭阳, 纪 良, 余索远

(西北工业大学 动力与能源学院, 西安 710072)

摘 要: 利用管道内部周向均匀分布的麦克风阵列对某单级风扇在高背景噪声和较大硬壁反射条件下的管道周向声模态进行了实验测量. 利用与参考信号互相关(CC)模态分解技术和传统的方均根(RMS)模态分解技术得到了主要的周向声模态振幅. 通过与 Tyler 和 Sofrin 的理论分析对比, 发现在高背景噪声和较大硬壁反射条件下, 两种模态分解技术都能获得较为理想的模态分解结果; 并且发现 CC 模态分解技术获得的模态振幅较低, 初步分析这是由于和 RMS 模态分解技术相比, CC 模态分解技术可以降低随机噪声对模态振幅分解结果的影响. 此外, 周向麦克风个数大于所要分解周向声模态阶数的 4 倍时, 使用 CC 模态分解技术获得的模态振幅误差可以控制在 1 dB 之内.

关 键 词: 模态分解; 麦克风阵列; 互相关; 轴流风扇; 单音噪声

中图分类号: V232.4

文献标志码: A

In-duct circumferential acoustic mode measurement of axial fan/compressor

WANG Liang-feng, QIAO Wei-yang, JI Liang, YU Suo-yuan

(School of Power and Energy,

Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: In-duct circumferential acoustic mode of a single stage fan was measured using equidistant microphone array with high back ground noise and high rigid wall reflection. Primary circumferential acoustic mode amplitude was obtained by utilizing the cross-correlated (CC) reference channel mode detection technique and the conventional root mean square-averaging (RMS) mode detection technique. The results were compared with Tyler and Sofrin's duct mode theory, finding that both CC mode detection technique and RMS mode detection technique can obtain the ideal mode detection results with high back ground noise and high rigid wall reflection, and the mode amplitude of the former was lower than that of the latter. This is because CC mode detection technique decreases the impact of random noise on the mode amplitude. It is also found that the error of mode amplitude from CC mode detection technique is lower than 1 dB when the number of microphone in the circular microphone array is more than four times of the circumferential acoustic mode order.

Key words: mode detection; microphone array; cross-correlation; axial fan; tonal noise

商用飞机的噪声问题一直是社会关注的焦点, 而其中航空发动机噪声是主要的噪声源. 随着

航空发动机向大涵道比和超大涵道比发展, 喷流噪声得到了很大程度的抑制, 风扇和压气机噪声

收稿日期: 2013-01-24

基金项目: 国家自然科学基金(51276149)

作者简介: 王良锋(1986—), 男, 河南洛阳人, 博士生, 主要从事叶轮机械气动声学研究. E-mail: wlfzxlgnl@126.com

逐渐成为航空发动机噪声的主要来源^[1].因而,对于未来的低噪声航空发动机设计而言,掌握叶轮机械噪声的产生机制、声源位置、传播方式是很重要的,而声模态测量是识别叶轮机械噪声源物理机制、分辨主要噪声源位置以及分析噪声传播方式的一个重要方法^[2-4].

关于叶轮机械管道周向声模态的测量及其分解技术已经发展得比较完善^[5-7],针对航空发动机整机管道周向声模态测量所需麦克风数量太过庞大这个问题,研究者们改进了原有的模态测量装置^[8-11],利用改进的测量装置,可以使用较少的麦克风测量高阶周向声模态.为了减小背景噪声和反射噪声对测量结果的影响,噪声测量通常是在消声室或者自由场内进行,但是消声室的造价很高,而且需要专用的实验设备,自由场测量容易受天气以及现场设备的限制.因此,研究管道周向声模态分解技术在高背景噪声和较大硬壁反射条件下的有效性具有很大的现实意义.

本文在西北工业大学单级风扇气动声学实验台上分析风扇级噪声的频谱特性;通过与 Tyler 和 Sofrin 的理论分析进行对比,验证在高背景噪声和较大硬壁反射条件下 CC 模态分解技术和 RMS 模态分解技术在周向声模态分解上的有效性;对比两种模态分解技术来分析 CC 模态分解技术在降低干扰信号影响方面的优势;并且还研究了周向麦克风个数与管道周向声模态分解精度的相互关系.这些都为进一步研究噪声传播和叶轮机械降噪提供了一定的技术支撑.

1 实验设备

本实验是在西北工业大学单级风扇气动声学实验台(NPU-Fan)上进行的,实验台如图1所示,该设备的设计转速为3000 r/min,压比为1.02,直径为0.5 m,设计流量为6.3 kg/s,通过交流变频电动机驱动(功率为18.5 kW).风扇有19个转子叶片和18个静子叶片.

测量轴流风扇级噪声辐射的传感器为BSWA MPA401型号预极化自由场传声器,如图2(a)所示,该麦克风在自由场中的测量频率范围是20 Hz~70 kHz,测量的最大声压级为165 dB,传声器的灵敏度是5 mV/Pa.数据采集系统为Müller BBM MK II(如图2(b)所示),最大可同步采集32路传感器信号,最大采样频率可达102.4 kHz,系统通过以太网与移动计算机相连.

测量在室内进行,受实验条件限制,室内墙壁

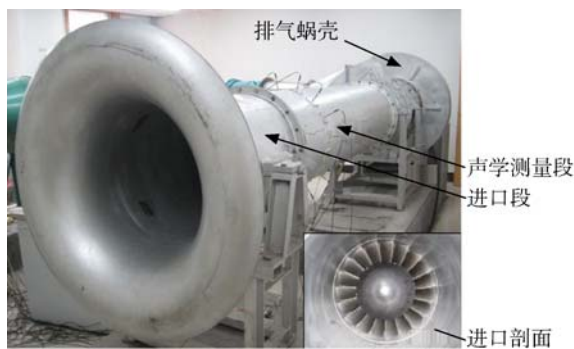


图1 单级风扇气动声学实验台

Fig. 1 Aeroacoustic experimental setup of single stage fan

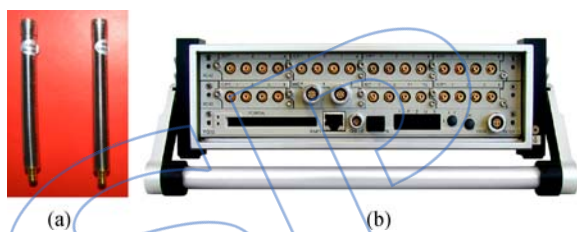


图2 麦克风与数据采集系统

Fig. 2 Microphone and data acquisition aystem

以及风扇进出口段没有进行声学处理,因而实验结果不可避免地受到较大背景噪声和硬壁反射的影响.考虑到背景噪声主要是由电动机转动、机械振动以及管道内部气流随机脉动产生,而叶轮机械单音噪声周向声模态具有特殊的产生机制,两者具有明显的频率差异和模态差异,因此背景噪声对模态分解的影响仅仅是对振幅绝对量的影响,对主要模态分布没有本质上的影响.本文的着重点在于验证采用的模态分解技术在高背景噪声和较大硬壁反射环境下的有效性,分析相比于传统的模态分解技术,CC模态分解技术在降低干扰信号影响上的优势,因而,对于噪声绝对值的测量要求不是很严格.

实验采用了周向均匀分布的麦克风阵列,麦克风阵列在实验台上的位置如图3所示.用于测量周向声模态的麦克风阵列位于风扇转子上游约1.9 m的位置,该阵列包括16个麦克风,采集参考信号的麦克风位于风扇转子上游约4 cm的位置.根据国外研究结论,为了得到较好的模态分解结果,参考麦克风一般放在距离声源较近的位置^[12].图4给出了实验中麦克风阵列以及麦克风编号示意图.

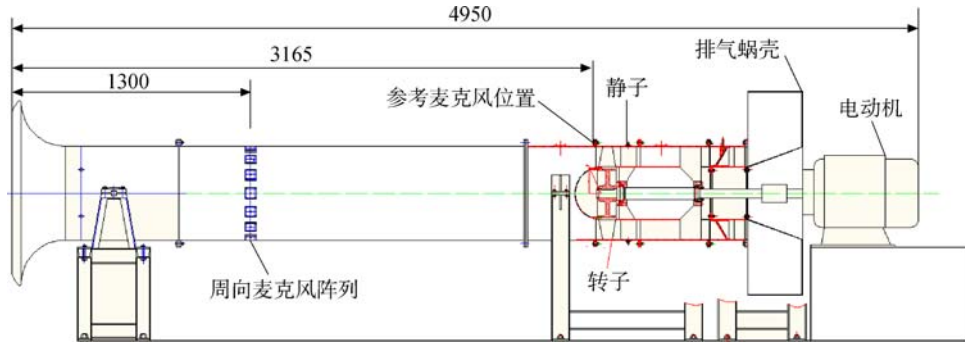


图3 麦克风阵列在实验台上的位置(单位:mm)

Fig. 3 Microphone array location on experimental setup (unit:mm)



图4 麦克风阵列及麦克风编号

Fig. 4 Microphone array and microphone serial number

2 模态分解技术

2.1 管道声学理论

在连续性、均匀流和无黏假设条件下,圆形管道内对流波动方程为^[13]

$$\frac{1}{c_0^2} \left(\frac{D}{Dt} \right)^2 p - \Delta p = 0 \quad (1)$$

其中 c_0 是当地声速, D/Dt 是圆柱坐标系下的随流导数, Δ 是圆柱坐标系中的拉普拉斯算子^[14].

波动方程(1)在某特定频率下的特解为

$$p_{mnf}(x, r, \theta, t) = A_{mnf} E_{mn}(\kappa_{mn} r) e^{i(2\pi f t + m\theta - \zeta_{mn} x)} \quad (2)$$

其中

$$E_{mn}(\kappa_{mn} r) = C_{mn} [J_m(\kappa_{mn} r) + Q_{mn} Y_m(\kappa_{mn} r)] \quad (3)$$

式中 A_{mnf} 是 (m, n) 阶声模态振幅; f 是频率; x 是轴向位置坐标; x, κ, r 都是管道半径 R 的无量纲量; ζ 是轴向波数; θ 是周向角度; κ 是硬壁圆形/环形管道贝塞尔函数特征值; m 和 n 分别是周向和径向模态阶数. C_{mn} 是归一化因子, J_m 和 Y_m 分别表示特征值为 κ_{mn} 和 Q_{mn} 的硬壁圆形/环形管道第一类和第二类 m 阶贝塞尔函数.

对所有模态下的波进行叠加就可以获得该频

率下的总声压为^[13]

$$p_f(x, r, \theta, t) = \sum_{m=-\infty}^{+\infty} \sum_{n=0}^{+\infty} A_{mnf} E_{mn}(\kappa_{mn} r) e^{i(2\pi f t + m\theta - \zeta_{mn} x)} \quad (4)$$

由于本文研究的只是周向声模态,上式可以简化为

$$p_f(\theta) = \sum_{m=-\infty}^{+\infty} a_{mf} e^{-im\theta} \quad (5)$$

2.2 模态分解理论

由式(5)可知,想要获得各个周向声模态对应的振幅,需要知道周向上的声学信息^[5]. 通常,这可以通过实验测量获得. 在实际实验中,由于实验条件的限制,只能测量周向有限位置上的声学信息. 假设测量点有 K 个(即 K 个麦克风),周向位置分别是 θ_k , 其中 $k=1, 2, \dots, K$. 模态振幅可以通过求解方程式(5)得到

$$a_{mf} = \frac{1}{K} \sum_{k=1}^K p_f(\theta_k) e^{im\theta_k} \quad (6)$$

假设周向只有一个模态,即 $p_f(\theta) = e^{-im\theta}$, 则对于一般的等间距麦克风阵列, $\theta_k = 2\pi k/K$, 其中 $k=1, 2, \dots, K$, 有

$$a_{mf} = \frac{1}{K} \sum_{k=1}^K e^{2\pi i(m-\mu)k/K} \quad (7)$$

分析式(7)可知当 $m = \mu + lK$ (其中 l 是整数)时, $a_{mf} = 1$, 此时会出现混淆现象; 而当 $m \neq \mu + lK$ 时, $a_{mf} = 0$, 此时没有旁瓣影响. 为了避免混淆现象的发生,一般情况下,用来测量周向声场信息的麦克风的个数至少是所要求解周向声模态阶数的2倍^[7].

2.2.1 模态分解数据处理过程

假设周向均匀分布的麦克风阵列包含 K 个麦克风, 标记为 $k=1, \dots, K$, 用于采集参考信号的麦克风标记为 $k=0$. 用周向位置 θ_k 表示第 k

个麦克风的周向角度位置。

假定第 k 个麦克风测得的压力脉动信号为 $\chi_k(t)$, 则

$$\chi_k(t) = \chi_k(s\Delta t) \quad s = 1, 2, \dots, S$$

其中 S 为选取的采集数据的个数。

对其进行快速傅里叶变换可以得到复数压力脉动振幅 $p_{f_j}(\theta_k)$, 其中

$$f_j = j/(S\Delta t) \quad j = 1, 2, \dots, S/2 - 1$$

模态分解是在某一固定频率上进行的, 为了便于表达, 以下表达式中不再使用频率的下标 j 。从 Tyler 和 Sofrin 理论提出以来, 有很多种模态分解技术被提出, 如传统的方均根(RMS)法、对角线移除(DR)法、与参考信号互相关(CC)法以及主要部分分析(PC)法。根据相关实验分析可知, CC 法和 PC 法具有较好的模态分解效果; CC 法适用于管道内部模态分解, 而 PC 法适用于自由场内的模态分解^[12]。下面对 RMS 和 CC 两种模态分解技术进行详细的介绍。

2.2.2 RMS 模态分解技术

由测量获得的 K 个麦克风压力脉动频谱, 可以得到复数形式的模态振幅 a_{mf}

$$a_{mf} = \frac{1}{K} \sum_{k=1}^K p_f(\theta_k) e^{im\theta_k} \quad (8)$$

为了减小误差, 对采集信号进行快速傅里叶变换多次平均, 得到平均模态能量 Γ_{mf} 的表达式

$$\begin{aligned} \Gamma_{mf} &= \frac{1}{2} \langle |a_{mf}|^2 \rangle = \\ &= \frac{1}{2K^2} \left\langle \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^K p_f(\theta_k) e^{im\theta_k} p_f(\theta_l)^* e^{-im\theta_l} \right\rangle = \\ &= \frac{1}{K^2} \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^K e^{im\theta_k} \frac{1}{2} \langle p_f(\theta_k) p_f(\theta_l)^* \rangle e^{-im\theta_l} = \\ &= \frac{1}{K^2} \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^K e^{im\theta_k} C_{kl} e^{-im\theta_l} \quad (9) \end{aligned}$$

其中 C_{kl} 表示互相关函数, 可以写成 $C_{kl} = \langle p_f(\theta_k) \cdot p_f(\theta_l)^* \rangle / 2$, $*$ 表示复数的共轭, $\langle \rangle$ 表示取若干时间段上信号的平均值。

当麦克风信号 $p_f(\theta_k)$ 被随机噪声信号 ϵ_k 干扰时, 获得的模态能量 $\overline{\Gamma_{mf}}$ 就会与真实值 Γ_{mf} 之间存在偏差。事实上, 背景噪声本身会引起模态振幅误差

$$\delta_m = \frac{1}{K^2} \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^K e^{im\theta_k} \frac{1}{2} \langle \epsilon_k \epsilon_l^* \rangle e^{-im\theta_l} \quad (10)$$

经过多次平均, 可以得到

$$\begin{aligned} \overline{\Gamma_{mf}} &= \frac{1}{K^2} \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^K e^{im\theta_k} \frac{1}{2} \langle [p_f(\theta_k) + \epsilon_k] \cdot \\ &\quad [p_f(\theta_l) + \epsilon_l]^* \rangle e^{-im\theta_l} = \Gamma_{mf} + \delta_m \quad (11) \end{aligned}$$

在管道内部, 不同麦克风对应的(边界层)干扰噪声是互不相关的, 因而式(10)简化为

$$\delta_m = \frac{1}{K^2} \sum_{k=1}^K \frac{1}{2} \langle |\epsilon_k|^2 \rangle \quad (12)$$

假设各个麦克风的干扰噪声强度相同, 令 $\langle |\epsilon_k|^2 \rangle / 2 = Q$, 则式(12)变成

$$\delta_m = Q/K \quad (13)$$

因此, 为了减小干扰信号对模态分解结果的影响, 需要增加周向麦克风个数, 这就增加了实验成本。为了在麦克风个数一定条件下进一步减小干扰信号对模态分解的影响, 下面介绍一种改善的模态分解技术——CC 模态分解技术。

2.2.3 CC 模态分解技术

使用与参考通道 $k=0$ 信号互相关也可以获得复数形式的模态振幅

$$a_{mf} = \frac{1}{K} \sum_{k=1}^K p_f(\theta_k) p_f(\theta_0)^* e^{im\theta_k} / [p_f(\theta_0) p_f(\theta_0)^*]^{1/2} \quad (14)$$

直接对不同部分信号进行快速傅里叶变换获得的复数形式的模态振幅进行平均

$$\begin{aligned} \langle a_{mf} \rangle &= \\ &= \frac{1}{K} \sum_{k=1}^K e^{im\theta_k} \langle p_f(\theta_k) p_f(\theta_0)^* / [p_f(\theta_0) p_f(\theta_0)^*]^{1/2} \rangle \quad (15) \end{aligned}$$

假定上式中的分母是常数(不同部分的信号处理结果相同), 可以得到

$$\begin{aligned} \overline{\Gamma_{mf}} &= \frac{1}{2} \langle |a_{mf}|^2 \rangle = \frac{1}{K^2 C_{00}} \left| \sum_{k=1}^K e^{im\theta_k} C_{k0} \right|^2 \approx \\ &= \Gamma_{mf} + \frac{1}{N} \delta_m \quad (16) \end{aligned}$$

其中 N 表示取平均的次数, 这样, 经过多次平均之后就可以减小干扰信号对模态分解结果的影响。由式(11)和式(16)可知, 对于相同的干扰噪声而言, 使用 CC 模态分解技术经过多次平均之后可以有效降低干扰噪声对模态分解结果的影响, 因此, 从理论上说, 这种方法得到的模态振幅要比使用传统的 RMS 法要小。从第 3 节可以看出实验结果与理论分析是相符的。

3 结果分析

本文分别在 40%~100% 设计转速下对该风

扇级的噪声特性进行了测量. 使用 CC 模态分解技术以及传统的 RMS 模态分解技术得到了不同工况下的周向声模态振幅. 实验中, 麦克风采集信号的频率是 16 384 Hz, 采集稳态信号的时间是 6 s, 快速傅里叶变换采用的点数为 32 768 个, 平均次数是 10 次, 分析的频率范围为 20 ~ 8 000 Hz, 频率分辨率为 0.5 Hz. 本节主要分析该风扇级的噪声频谱特性、风扇级管道周向声模态分解结果以及周向麦克风个数对模态分解结果的影响.

3.1 频谱特性

根据 Tyler 和 Sofrin 的模态分析理论^[15], 实验台在 1 倍叶片通过频率(简称为 1 BPF, 叶片通过频率的量符号记为 f_{bp})下会产生 $m=1$ 的周向声模态, 通过计算分析, 该单音噪声模态在转速小于 40% 设计转速(即 1 200 r/min)时会被截止, 噪声频谱会有明显的变化. 图 5 给出了 100% 设计转速下麦克风 Mic # 1 测量得到的声压频谱图. 图 5 的横坐标是频率(frequency), 纵坐标是声压级(SPL, 量符号记为 L_{sp}).

从图 5 可以看出, 在 20 Hz ~ 8 kHz 的频率范围内, 离散单音噪声是该风扇级的主要声源, 最大声压级出现在 1 BPF, 其他单音谐波依次减小, 但都明显高于附近的宽频噪声, 这与对风扇级噪声特性的认知是相符的. 需要注意的是, 在 1 kHz 以内的低频范围存在着数个明显的单音噪声, 分析频谱特征发现, 它们都在 49.6 Hz(电动机实际运行频率)的倍频上, 因此可以推断这些单音部分是由带动转子旋转的电动机造成的, 因为量级上的差异, 它们的存在并不影响对风扇级单音噪声的分析. 此外, 在 20 Hz ~ 1 kHz 低频范围内的宽频噪声, 由于频率上的差异, 也不影响对风扇级单音噪声的分析.

图 6(a) 和图 6(b) 分别给出了 Mic # 1 在 40% 和 50% 设计转速下的声压频谱图. 从图 6(a) 可知, 1 BPF 的声压级明显低于 2 BPF, 且量级与电动机产生的单音相当. 这是由于该转速下实验台 1 BPF 单声部分被截止, 这与理论分析结果吻合; 从图 6(b) 可知, 50% 设计转速下 1 BPF 单音开始表现出传播特性, 1 BPF 单音噪声成为风扇级的主要噪声, 这与理论分析结果也是相符的.

由此可知, 实验过程中的背景噪声和硬壁反射对风扇级单音噪声的测量没有产生本质的影响. 至于背景噪声对风扇级噪声测量结果量级上的影响, 还需要在消声室内进行深入的研究分析.

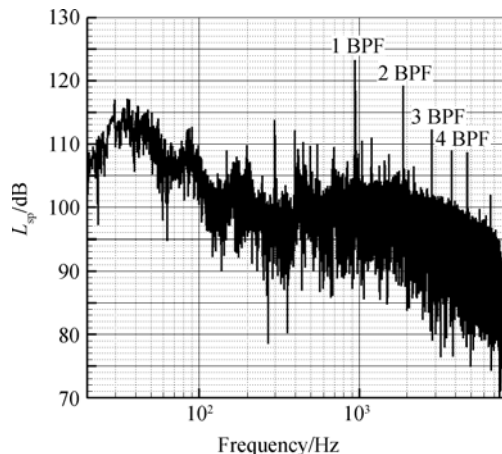
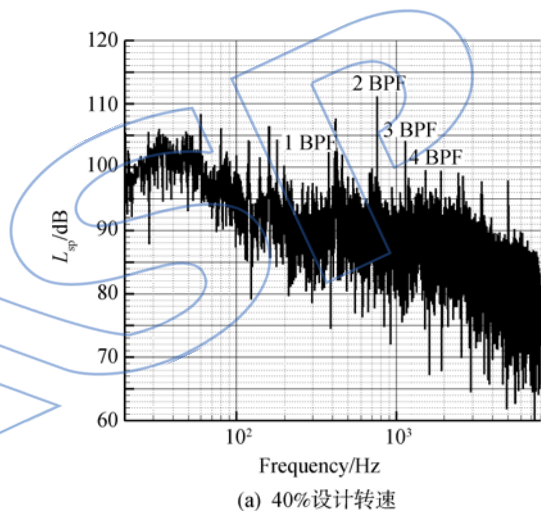
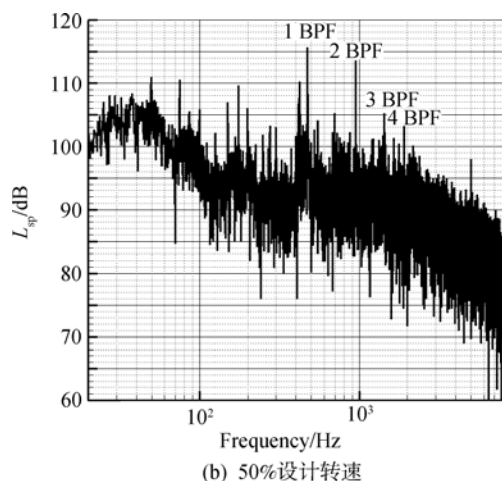


图 5 Mic # 1 在 100% 设计转速下的声压频谱图

Fig. 5 Sound pressure spectra of Mic # 1 at 100% design rotating speed



(a) 40%设计转速



(b) 50%设计转速

图 6 Mic # 1 在不同转速下的声压频谱图

Fig. 6 Sound pressure spectra of Mic # 1 at different rotating speed

3.2 模态分解结果

利用第 2 节介绍的模态分解技术, 可以获得

各转速下不同周向声模态的噪声强度. 受周向麦克风个数的限制, 该麦克风阵列只能对 $|m| < 8$ 的周向声模态进行分解. 根据 Tyler 和 Sofrin 的模态分析理论以及相应的管道声学计算公式可以得到该风扇级的转静干涉模态以及每个周向和径向模态对应的轴向波数. 进而得到不同状态下各周向声模态的截止率. 表 1 给出了 50%~100% 设计转速下各个处于“截通”状态的周向声模态阶数. 由于 4 BPF 单音部分已经不太突出, 不是重点研究对象, 表 1 只给出了 1 BPF, 2 BPF 和 3 BPF 对应的周向声模态阶数(其中 B 为转子叶片数, V 为静子叶片数, n_1 和 k_1 为系数).

表 1 管道周向模态分析

Table 1 In-duct circumferential mode analysis

谐波数 n	BPF	转静干涉	
		k_1	$m = n_1 B + k_1 V$
1	1	-2	-17
		-1	1
		0	19
2	2	-3	-16
		-2	2
		-1	20
3	3	-4	-15
		-3	3
		-2	21

从表 1 可以看出, 利用实验中的周向麦克风阵列能够捕获到的周向声模态只有 1 BPF 下的 $m=1, 2$ BPF 下的 $m=2, 3$ BPF 下的 $m=3$. 利用第 2 节介绍的两种模态分解技术, 可以得到不同转速条件下各个噪声模态的振幅. 图 7、图 8 和图 9 分别给出了 100% 和 80% 设计转速在 1 BPF, 2 BPF 和 3 BPF 下风扇级的主要噪声模态振幅(横坐标是周向声模态阶数, 纵坐标是声压级. 同时, 为了更加全面地分析不同转速下两种模态分解技术获得的模态振幅分解结果, 表 2~表 5 分别给出了 90%, 70%, 60% 和 50% 设计转速下利用两种模态分解技术获得的主要噪声模态振幅.

分析图 7、图 8 和图 9, 将模态分解结果和模态理论分析结果进行对比可知, 利用 CC 模态分解技术和 RMS 模态分解技术在高背景噪声和较大硬壁反射条件下都能分解出管道内的主要周向声模态. 此外, 对比两种模态分解技术得到的模态振幅可知, 利用 CC 模态分解技术得到的模态振幅比利用 RMS 模态分解技术得到的模态振幅小. 对照表 2~表 5 可知, 其他转速条件下可以得到相似的模态分解结果. 初步推断, 这是由于 CC 模态分解技术经过对若干时间段内的信号分解结果进行多次平均之后, 可以有效降低干扰信号对真实模态振幅的影响. 这一特征使得 CC 模态分解技术更适用于背景噪声较高的实验环境中. 此外, 从现有的数据可以看出, 背景噪声对不同模态振幅的影响没有特定的规律, 两种模态分解技术得到的模态振幅, 除了个别模态相差较大之外, 大部分的模态振幅具有相似的变化趋势.

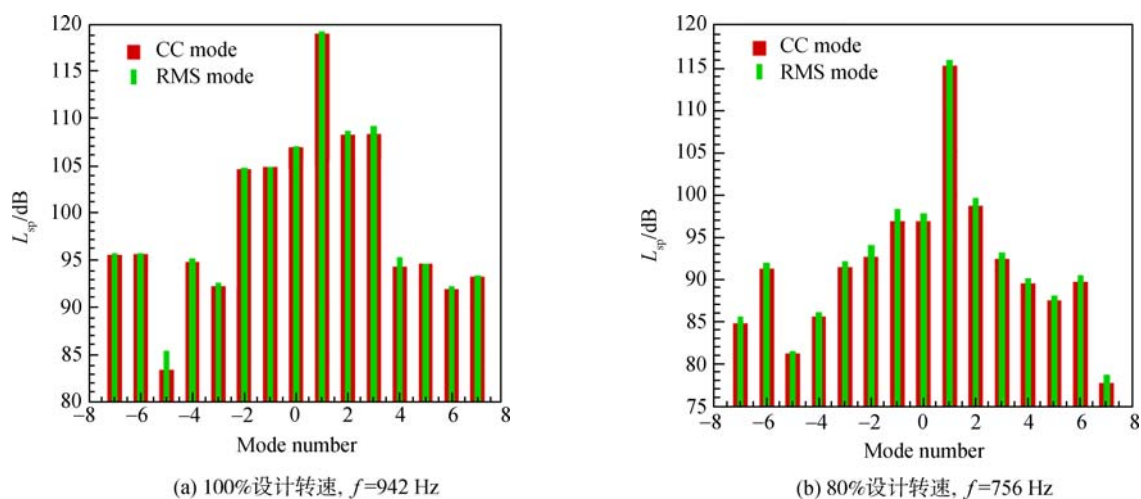


图 7 不同转速下 1 BPF 对应的噪声模态振幅

Fig. 7 Mode amplitude of noise at 1 BPF with different rotating speeds

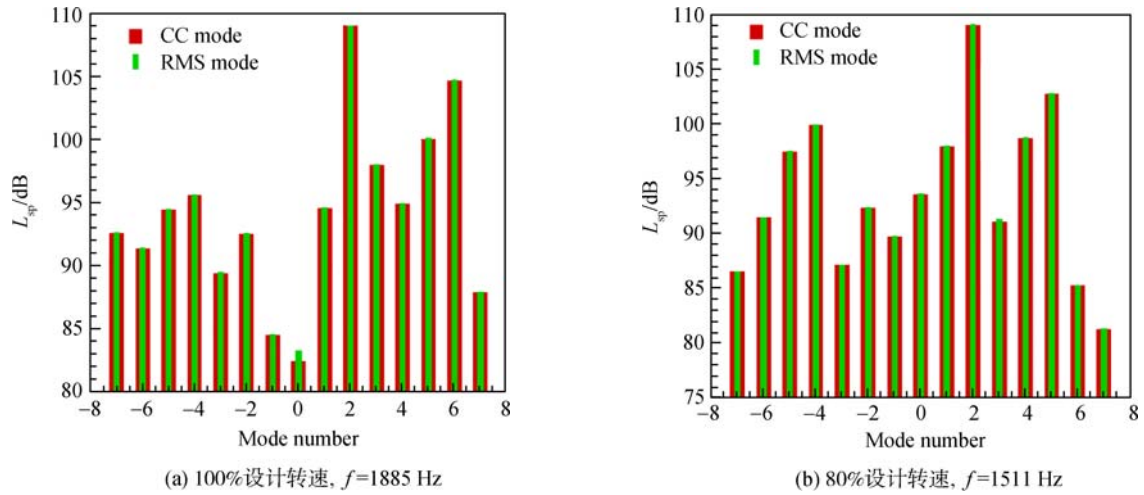


图8 不同转速下2 BPF对应的噪声模态振幅

Fig. 8 Mode amplitude of noise at 2 BPF with different rotating speeds

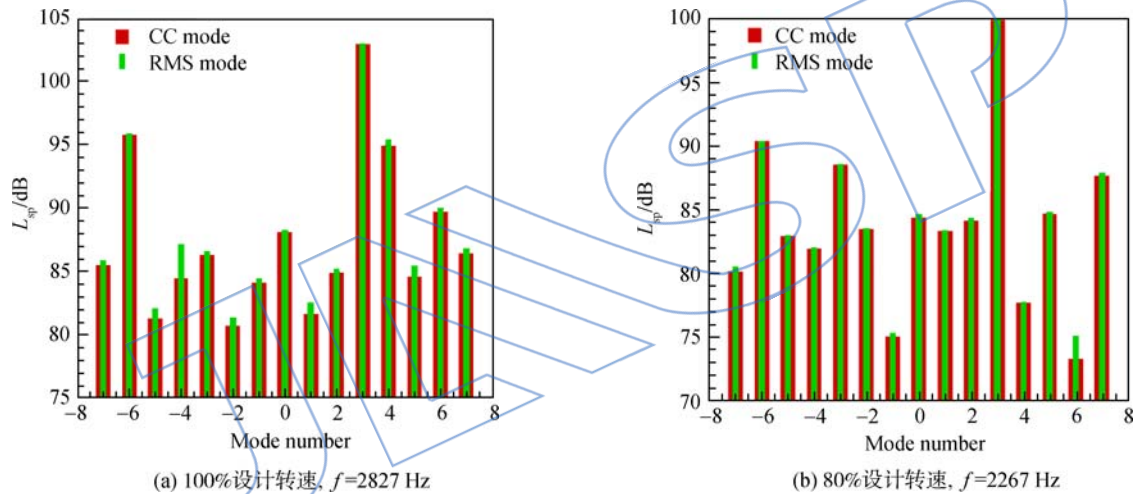


图9 不同转速下3 BPF对应的噪声模态振幅

Fig. 9 Mode amplitude of noise at 3 BPF with different rotating speeds

表2 90%设计转速下主要噪声模态振幅(单位: dB)

Table 2 Primary mode amplitude of noise at 90% design rotating speed (unit: dB)

模态		模态数													
		−6	−5	−4	−3	−2	−1	0	1	2	3	4	5	6	
1 BPF	CC	87.0	82.7	82.5	87.2	94.3	96.1	92.9	111.3	103.6	91.2	87.1	97.1	78.7	
	RMS	87.2	83.0	83.0	87.3	95.6	96.9	93.1	111.6	104.1	91.6	87.5	97.3	79.1	
2 BPF	CC	87.5	81.3	96.9	82.8	90.2	90.0	92.5	83.4	107.5	86.5	96.8	100.8	97.3	
	RMS	87.8	83.0	97.0	82.9	90.3	90.0	92.6	83.8	107.6	87.0	96.9	100.9	97.3	
3 BPF	CC	90.8	91.2	78.2	82.5	84.6	86.5	83.3	87.7	90.4	103.6	93.1	92.1	80.3	
	RMS	90.8	91.2	78.2	82.6	84.7	86.5	83.4	87.8	90.4	103.7	93.2	92.2	80.9	

表 3 70%设计转速下主要噪声模态振幅(单位: dB)

Table 3 Primary mode amplitude of noise at 70% design rotating speed (unit: dB)

模态		模态数												
		-6	-5	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4	5	6
1 BPF	CC	88.9	79.5	83.1	87.7	91.6	91.7	97.5	112.8	98.4	91.4	86.3	88.0	83.3
	RMS	89.1	79.8	83.4	88.2	91.9	92.0	97.9	113.0	98.6	91.8	86.5	88.2	83.5
2 BPF	CC	79.0	79.0	88.0	78.6	81.3	88.3	82.0	73.7	103.9	96.4	96.7	87.2	68.5
	RMS	79.0	80.6	90.1	79.1	81.5	88.3	82.0	74.6	103.9	96.5	96.7	87.2	69.3
3 BPF	CC	85.8	85.2	83.4	87.2	83.5	85.6	86.6	79.0	74.5	97.4	81.4	77.8	81.9
	RMS	85.9	85.2	83.5	87.2	83.5	85.6	86.3	79.4	74.8	97.5	81.7	78.3	82.0

表 4 60%设计转速下主要噪声模态振幅(单位: dB)

Table 4 Primary mode amplitude of noise at 60% design rotating speed (unit: dB)

模态		模态数												
		-6	-5	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4	5	6
1 BPF	CC	90.6	77.1	85.3	90.1	92.0	97.2	100.5	114.3	98.6	92.4	89.7	88.3	87.1
	RMS	90.6	77.1	85.3	90.1	92.0	97.3	100.5	114.3	98.6	92.4	89.7	88.3	87.1
2 BPF	CC	74.0	73.3	78.3	84.8	77.5	83.1	87.8	84.8	99.9	90.8	75.8	76.3	74.7
	RMS	75.6	74.8	79.3	85.6	78.2	84.6	89.1	85.7	101.1	92.0	76.7	77.6	75.9
3 BPF	CC	73.2	74.7	75.6	68.1	69.3	70.1	56.1	70.5	73.2	87.3	68.0	82.0	80.6
	RMS	74.9	74.8	75.7	68.4	69.4	70.2	59.7	71.0	73.8	87.6	70.3	82.2	80.8

表 5 50%设计转速下主要噪声模态振幅(单位: dB)

Table 5 Primary mode amplitude of noise at 50% design rotating speed (unit: dB)

模态		模态数												
		-6	-5	-4	-3	-2	-1	0	1	2	3	4	5	6
1 BPF	CC	87.5	80.3	81.9	88.9	89.8	91.9	96.7	111.7	96.3	90.3	87.2	86.8	81.8
	RMS	87.5	80.3	82.0	89.0	89.9	92.1	96.7	111.7	96.3	90.3	87.2	86.9	81.9
2 BPF	CC	72.9	78.3	68.7	83.1	85.5	85.2	81.6	86.8	99.6	85.6	70.6	78.4	76.1
	RMS	72.9	78.4	68.8	83.1	85.6	95.3	81.6	86.9	99.7	85.7	70.9	78.4	76.1
3 BPF	CC	59.8	65.0	79.2	72.9	70.6	71.8	67.6	72.8	80.0	89.3	66.6	68.0	66.6
	RMS	60.0	65.4	79.4	73.0	70.7	71.9	67.7	72.9	80.0	89.3	71.1	68.0	66.6

需要指出的是,通过第 2 节的理论分析可知,CC 模态分解技术之所以能够降低干扰信号对模态分解结果的影响,其前提条件是各个周向麦克风信号的干扰信号是互不相关的,这对于管道内是有效的,但是对于管道外部的模态测量是无效的。

3.3 周向麦克风个数对模态分解结果的影响

从模态分解理论可以看出,周向麦克风的个

数不仅影响可以分解的周向声模态阶数,而且也是影响模态分解结果的一个重要因素。因此,本小节针对该风扇级的主要周向声模态,研究了使用 CC 模态分解技术,不同周向麦克风个数对模态分解结果的影响。

由于本文使用周向均匀分布的麦克风阵列来分解周向声模态,受实验装置的限制,能够满足均匀分布的麦克风个数为 4、8 和 16 个。因此,为了

能够更加充分地研究麦克风个数对管道周向声模态分解结果的影响,还需要专门的实验装置对其进行更为深入的研究。

为了叙述方便,根据图 4 中的麦克风分布编号,表 6 给出了不同麦克风阵列的表示符号.从第 2 小节中的管道声学理论可知,对于相同阶数的周向声模态而言,周向麦克风个数越多,得到的周向声学信息就越完整,模态分解结果就越准确.因此,本文选用周向具有 16 个麦克风的阵列(表 6 中的 M16)获得的模态分解结果作为基准值,研究不同麦克风个数对模态分解结果的影响。

表 7~表 9 分别给出了不同麦克风阵列下得到的 1 阶、2 阶和 3 阶周向声模态的分解结果.在 M4A,M4B,M4C 和 M4D 麦克风阵列条件下,只能准确地对 1 阶周向声模态进行分解,因此,对于这 4 种情况下的麦克风阵列,只对比 1 阶周向声

模态的分解结果.表中的相对转速是指实际转速与设计转速的比值。

表 6 麦克风阵列表示符号
Table 6 Symbol of microphone array

阵列表示符号	模态分解使用的麦克风编号
M16	Mic # 1~Mic # 16
M8A	Mic # 1, Mic # 3, Mic # 5, Mic # 7, Mic # 9, Mic # 11, Mic # 13, Mic # 15
M8B	Mic # 2, Mic # 4, Mic # 6, Mic # 8, Mic # 10, Mic # 12, Mic # 14, Mic # 16
M4A	Mic # 1, Mic # 5, Mic # 9, Mic # 13
M4B	Mic # 2, Mic # 6, Mic # 10, Mic # 14
M4C	Mic # 3, Mic # 7, Mic # 11, Mic # 15
M4D	Mic # 4, Mic # 8, Mic # 12, Mic # 16

表 7 不同麦克风阵列获得的 1BPF 下的 1 阶周向声模态振幅 (单位: dB)
Table 7 1-order circumferential acoustic mode amplitude at 1 BPF obtained using different microphone arrays (unit: dB)

相对转速/%	M16	M8A	M8B	M4A	M4B	M4C	M4D
100	118.9	119.3/0.4	118.7/-0.2	120.0/1.1	117.8/-1.1	118.9/-0.0	119.2/0.3
90	111.3	111.6/0.3	110.9/-0.4	110.9/-0.4	110.0/-1.3	110.9/-0.4	111.8/0.5
80	115.2	115.4/0.2	114.9/-0.3	114.7/-0.5	114.4/-0.8	114.4/-0.8	115.4/0.2
70	112.8	113.0/0.2	112.6/-0.2	112.2/-0.6	112.0/-0.8	112.2/-0.6	113.2/0.4
60	114.3	114.5/0.2	114.0/-0.3	113.8/-0.5	113.3/-1.0	113.8/-0.5	114.6/0.3
50	111.7	112.0/0.3	111.4/-0.3	111.1/-0.6	110.6/-1.1	111.1/-0.6	112.1/0.4

注:表中“/”符号左边表示使用对应麦克风阵列得到的周向模态振幅,右边表示与标准幅值之间的差值。

从表 7 可以看出,相对于 M16 的模态振幅分解结果,其他 6 种麦克风阵列得到的 1 阶周向声模态振幅绝大部分都能将振幅变化控制在 1 dB 之内,其中振幅变化超过 1 dB 的情况都出现在麦克风阵列只有 4 个麦克风的情况下.这就表明,周向麦克风个数不仅限制着最大的可分解周向声模态阶数,而且对模态分解结果的精度也有很大的影响.当周向麦克风个数大于所要分解周向声模态阶数的 2 倍时,就可以分解出相应的周向声模态阶数,但是要想获得较为精确的模态振幅,需要更多的周向麦克风个数。

分析表 8 可以看出 M8A 和 M8B 两种麦克风阵列对 2 阶周向声模态振幅的分解结果,只有 M8B 在 100%设计转速下得到的模态振幅变化超过了 1 dB,其他的结果误差都小于 1 dB.但是对于 3 阶周向声模态振幅而言,周向只有 8 个麦克风时,从表 9

表 8 不同麦克风阵列获得的 2BPF 下的 2 阶周向声模态振幅 (单位: dB)

Table 8 2-order circumferential acoustic mode amplitude at 2 BPF obtained using different microphone arrays (unit: dB)

相对转速/%	M16	M8A	M8B
100	109.0	110.0/1.0	108.0/-1.0
90	107.5	108.0/0.5	107.1/-0.4
80	109.0	109.8/0.8	108.3/-0.7
70	103.9	104.2/0.3	103.7/-0.2
60	99.9	100.3/0.4	99.5/-0.4
50	99.6	100.0/0.4	99.2/-0.4

注:表中“/”符号左边表示使用对应麦克风阵列得到的周向模态振幅,右边表示与标准幅值之间的差值。

的数据可以看出模态分解得到的振幅变化大部分都超过了1 dB,最大振幅变化超过了2 dB.

对比表7~表9中的模态振幅分解结果,可以得知,在相同的实验环境下,使用CC模态分解技术,为了将 m 阶周向声模态振幅进行较为准确的分解,使其模态振幅误差控制在1 dB之内,周向麦克风个数至少为4 m .

表9 不同麦克风阵列获得的3 BPF下的3阶周向声模态振幅(单位: dB)

Table 9 3-order circumferential acoustic mode amplitude at 3 BPF obtained using different microphone arrays (unit: dB)

相对转速/%	M16	M8A	M8B
100	103.5	104.2/0.7	102.8/-0.7
90	103.6	105.5/1.9	101.3/-2.3
80	99.8	101.0/1.2	98.5/-1.3
70	97.4	96.0/-1.4	98.9/1.5
60	87.7	89.2/1.5	85.7/-2.0
50	89.3	89.6/0.3	89.0/-0.3

注:表中“/”符号左边表示使用对应麦克风阵列得到的周向模态振幅,右边表示与标准幅值之间的差值.

4 结 论

本文利用管道内部周向均匀分布的麦克风阵列对西北工业大学单级风扇气动声学实验台在不同转速下的周向声模态进行了实验测量,通过与Tyler和Sofrin模态理论分析结果进行对照分析,验证了高背景噪声和较大硬壁反射条件下周向声模态分解技术的有效性;并且研究了相比于传统的方均根模态分解技术,与参考信号互相关模态分解技术在高背景噪声和较大硬壁反射条件下在模态分解上的优势;此外,针对周向麦克风个数对模态振幅分解结果的影响,本文对比分析了不同周向麦克风个数情况下得到的主要噪声模态振幅.

通过对实验结果的研究分析,本文可以得到以下结论:

1) 在高背景噪声和较大硬壁反射条件下,使用与参考信号互相关模态分解技术与传统的方均根模态分解技术都能有效地捕获管道内部主要声模态.

2) 相比于传统的方均根模态分解技术,与参考信号互相关模态分解技术得到的管道周向声模态振幅较低,初步分析,这是由于与参考信号互相

关模态分解技术有效地降低了随机噪声对模态振幅分解结果的影响.

3) 从目前得到的实验数据可知,当周向麦克风个数大于所要分解周向声模态阶数的4倍时,使用与参考信号互相关模态分解技术,管道周向声模态的振幅分解误差可以控制在1 dB之内.至于确定能够满足管道周向声模态分解误差的最少麦克风个数,还需要进一步的研究分析.

参考文献:

- [1] 乔渭阳. 航空发动机气动声学[M]. 北京:北京航空航天大学出版社,2010.
- [2] Joppa P D. Acoustic mode measurements in the inlet of a turbofan engine[J]. Journal of Aircraft, 1987, 24(9): 557-593.
- [3] Meyer H D, Envia E. Aeroacoustic analysis of turbofan noise generation[R]. NASA CR-4745, 1996.
- [4] Pickett G F, Sofrin T G, Wells R A. Method of fan sound mode structure determination; final report[R]. NASA CR-135293, 1977.
- [5] Moore C J. Measurement of radial and circumferential modes in annular and circular fan ducts[J]. Journal of Sound and Vibration, 1979, 62(2): 235-256.
- [6] Sarin S L, Rademaker E R. In-flight acoustic mode measurements in the turbofan engine inlet of Fokker 100 aircraft[R]. AIAA 93-4414, 1993.
- [7] Rademaker E D, Sijtsma P, Tester B J. Mode detection with an optimized array in a model turbofan engine intake at varying shaft speeds[R]. AIAA-2001-2181, 2001.
- [8] Joppa P D. An acoustic mode measurement technique[R]. AIAA 84-2337, 1984.
- [9] Cicon D E, Sofrin T G, Mathews D C. Investigation of continuously traversing microphone system for mode measurement[R]. NASA CR-168040, 1982.
- [10] Hall D G, Heidelberg L J, Konno K. Acoustic mode measurements in the inlet of a model turbofan using a continuously rotating rake: data collection/analysis techniques [R]. AIAA 93-0599, 1993.
- [11] Sutliff D L. Turbofan duct mode measurements using a continuously rotating microphone rake[J]. Aeroacoustics, 2007, 6(2): 147-170.
- [12] Sijtsma P, Zillmann J. In-duct and far-field mode detection techniques[R]. AIAA-2007-3439, 2007.
- [13] Morse P M, Ingard U K. Theoretical acoustics[M]. New York: McGraw-Hill Book Company, 1968.
- [14] Munjal M L. Acoustics of ducts and mufflers with application to exhaust and ventilation system design[M]. Hoboken, US: John Wiley & Sons, 1987.
- [15] Tyler J M, Sofrin T G. Axial flow compressor noise studies [J]. Transactions of the Society of Automotive Engineers, 1962, 70: 309-332.