

V 形槽喷管在分开式排气系统中的降噪实验

何敬玉¹, 邵万仁^{1,2}, 许影博¹, 李晓东¹

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191;

2. 中国航空工业集团公司 沈阳发动机设计研究所, 沈阳 110015)

摘 要: 利用位于全消声室中的喷流噪声实验台研究了 V 形槽喷管在分开式排气系统中的降噪特性, 比较了在剪切速度比为 0.92 工况下 V 形槽喷管的结构参数以及分布方式在冷喷流中对降噪效果的影响。结果表明: V 形槽喷管降低了低频段的喷流噪声并增大高频段的喷流噪声; 在喷管的下游方向有最好的低频段降噪效果, 并具有最小的高频段喷流噪声增加量; 增大 V 形槽喷管切入角可以增加低频段的降噪量, 其降噪量最高为 5 dB; 仅在外涵添加 V 形槽喷管可以增大低频段的降噪量并抑制高频段的喷流噪声的增加; V 形槽喷管齿数的变化对降噪效果有一定的影响, 但其影响远小于切入角的变化对降噪效果的影响; 另外 V 形槽喷管可以显著地降低喷管下游方向的声压级大小。

关 键 词: 喷流噪声; 分开式排气; V 形槽喷管; 切入角; 齿数

中图分类号: V231.1

文献标志码: A

Experiment of noise reduction in separate flow system using chevron nozzles

HE Jing-yu¹, SHAO Wan-ren^{1,2}, XU Ying-bo¹, LI Xiao-dong¹

(1. School of Energy and Power Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;

2. Shenyang Engine Design and Research Institute,

Aviation Industry Corporation of China, Shenyang 110015, China)

Abstract: The noise reduction characteristics of chevron nozzles was investigated in separate flow system. All the experiments were carried out on the jet noise rig in the anechoic chamber. The effect of the structural parameters and distribution of chevron nozzles on cold jet noise reduction was explored in which shear velocity ratio was 0.92. The results show that chevron nozzles reduce jet noise at low frequencies, but increase jet noise at high frequencies. Besides, chevron nozzles has a best low-frequency noise reduction at downstream with lowest high-frequency noise penalty. The noise is decreased at the low frequencies and the peak noise reduction is 5 dB when penetration angles of chevron nozzles are increased. The chevron nozzle only on fan has a good low frequency noise reduction and an ability of noise suppression at high frequencies. Although slight differences are observed with varying number of chevron, it seems that the effect is less significant than that of the penetration angles. The sound pressure level downstream is reduced significantly by chevron nozzles.

Key words: jet noise; separate flow; chevron nozzle; penetration angle; number of chevrons

收稿日期: 2013-11-17

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(2012CB720202)

作者简介: 何敬玉(1985—), 男, 山东济宁人, 博士生, 主要从事航空发动机排气系统噪声研究。

在过去的几十年内,随着大涵道比涡扇发动机的广泛应用与喷流噪声控制技术的进步,喷流噪声已经得到了很好的控制.但是近年来,随着航空业的发展与越来越严格的试航条例,喷流噪声在飞机噪声中,特别是发动机噪声中又凸显出来.在飞机起飞时,喷流噪声在低频段占据主导地位,是最主要的噪声源之一,甚至成为某些较高噪声飞机的飞行障碍.

喷流噪声主要由湍流混合噪声、宽带激波相关噪声和啸音组成^[1].其中后两者只存在于超声速喷流噪声中.湍流混合噪声主要是由喷流与周围流体的混合过程所形成的,高湍流度的剪切层发展迅速,直到喷管下游若干倍直径处才发展为充分的湍流结构.湍流混合噪声由两部分组成,即大尺度湍流噪声以及小尺度湍流噪声.其中,大尺度湍流噪声以马赫波辐射的形式出现,而小尺度湍流噪声则指向性较弱,在各方向趋于均匀^[2].总的来说,大尺度湍流噪声在下游方向占主导地位,而小尺度湍流噪声在上游和边线方向起主导作用.

在对喷流噪声的流体控制方面,研究人员做了大量的研究工作. Bradbury 和 Khadem^[3]首先提出了在喷管出口添加突片齿形的思想,在基本型喷管出口直接添加突片齿形可以大大降低喷流中心线速度,并降低核心区长度. Samimy 和 Zaman^[4]对突片齿形的降噪机理进行了进一步的研究,他们发现突片齿形在喷管尾缘产生的对旋涡可以增加剪切层的掺混作用. Salikuddin 等人^[5-6]对波瓣混合器进行了研究,他们认为波瓣的凹槽结构使得内外涵流体相互引入,导致了流体掺混作用的增强.但是这种掺混在降低低频段的喷流噪声的同时会导致高频段的喷流噪声的增加.除此之外,突片齿形^[7]往往会带来比较大的推力损失,波瓣混合器的结构复杂并对发动机质量的影响比较大,这些缺点限制了突片齿形和波瓣混合器在实际中的应用.

V形槽喷管^[8]在中、高涵道比涡扇发动机的排气系统降噪技术中具有代表性的地位.与其他的降噪技术相比,V形槽喷管不但可以有效地降低喷流噪声,而且对发动机的影响最小.在NASA已经公布的一组结果中^[9],优化后的V形槽喷管可以降低喷流噪声2~3 dB,并且在巡航状态时的推力损失在0.5%以内.单勇等人^[10]认为V形槽喷管不但对喷流噪声有较好的抑制作用,而且推力损失在1.7%以内.汪洋海、李晓东^[11]认

为V形槽喷管不但对啸音和湍流混合噪声有抑制作用,而且推力损失要小于突片齿形喷管.

V形槽喷管主要靠增加内外涵流体的掺混以及中心势能的减小来达到降低湍流混合噪声的目的.这种掺混不但与内外涵的速度差和喷管结构有关,而且还与V形槽喷管的分布方式有关^[12].本文主要通过实验的方法研究了剪切速度比为0.92的工况下,V形槽喷管的各种结构参数对喷流噪声远声场的影响,进一步分析V形槽喷管的分布方式、齿数、切入角等因素对降噪效果的影响.本文的研究表明:V形槽喷管的切入角和分布方式对低频段降噪效果的影响最为明显,齿数的变化对降噪效果的影响最小.本研究对低噪声发动机的设计有一定的指导意义.

1 实验方案

1.1 实验台

本文的喷流噪声实验是在北京航空航天大学流体与声学实验室的全消声室中进行的,全消声室净空间尺寸为8.9 m×6.8 m×4.65 m,截止频率为200 Hz.本实验设备为同轴喷流实验台,它可以精确地模拟分开式排气系统喷管在不同的喷管压比和剪切速度下的工况.对于目前一系列的实验测试结果,本实验台可以进行内外涵面积分别为639 mm²和2142 mm²的分开式排气系统喷管缩比模型的高亚声速喷流实验.

实验中,通过同轴暂冲式喷流噪声实验台,对内涵出口面积为639 mm²,外涵出口面积为2142 mm²的喷管进行了吹风实验;内外涵喷管的空气温度为常温;内涵出口压比为1.54,外涵出口压比为1.12;剪切速度比 $V_{\text{shear}}/V_{\text{mix}}$ 为0.92,其中 V_{shear} 为内外涵出口速度差, V_{mix} 为掺混速度^[13],即由流量计算出的平均速度.

喷流噪声实验台如图1所示,主要包括实验段、气流控制段以及气源3部分.实验段位于消声室内,用于安装各种实验件以及测量装置.气流控制段位于控制室内,通过气动压力阀,比例-积分-微分(PID)智能压力变送器或压力调节器控制实验中来流的压力.气源位于实验室外,用于提供喷流噪声实验所需要的干燥压缩空气.

1.2 V形槽喷管的选择

对于亚声速喷流,喷管唇口形状的变化对喷流流场的影响很大,通过对喷管唇口进行设计来改变出口形状可以改变出口不同尺度涡系结构的

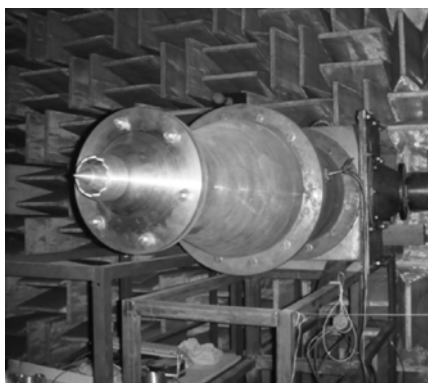


图1 喷流噪声实验台

Fig. 1 Jet noise rig

分布,从而改变其远声场特性达到降噪目的.不同的唇口结构对喷流噪声的抑制效果也不同.

为了研究在剪切速度比为 0.92 的亚声速工况下不同 V 形槽喷管对降噪效果的影响,本实验共研究了 10 种不同齿数、切入角和分布方式的 V 形槽喷管及其组合,其具体参数如表 1 所示.图 2 给出了不同喷管组合的实物图.

表 1 V 形槽喷管参数
Table 1 Parameters of chevron nozzles

喷管名称	内涵齿数	内涵切入角/(°)	外涵齿数	外涵切入角/(°)
S-000	0		0	
S-001	12	18	0	
S-002	8	18	0	
S-003	0		12	18
S-004	0		8	18
S-005	12	18	12	18
S-006	8	11	8	11
S-007	8	18	8	18
S-008	8	22	8	22
S-009	12	18	12	18

1.3 测量方案

本文对 10 种不同的 V 形槽喷管进行了远声场的声学测量.在声学测量中所采用传声器为 1/4 inch (6.35 mm) 的 B&K4939 系列电容麦克风,信号放大器型号为 2690-AS04,采集卡为 64 通道的 NI-PXI4496 动态信号数据采集卡.在信号采集中的声学数据都是以二进制的时域信号接收和存储的,后处理系统是采用定制开发的 Lab-

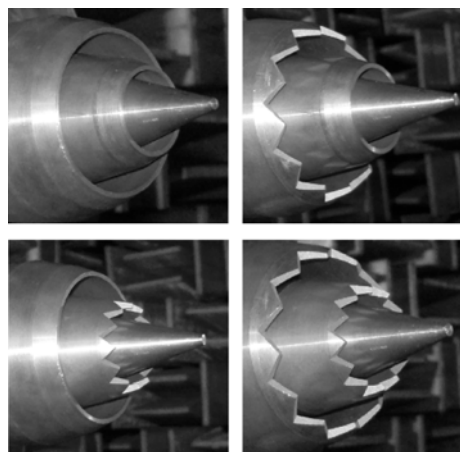


图2 不同喷管组合的实物图

Fig. 2 Physical diagram of different combinations of nozzles

View 程序.

远声场测量的主要目的是研究喷流噪声的声场指向性,以及喷流噪声各成分的幅值和频率特性.通过在远声场布置多支传声器来研究分开式排气系统的远声场声学特性.根据喷流噪声各成分的传播特点以及实验室现有测量条件,远声场测量方案采用在远声场布置传声器阵列的方法,如图 3 所示.在以内涵喷流出口中心处为圆心,测量半径为 64 倍内涵直径的水平面圆弧上,以喷流来流方向 45°为起点,150°为终点,每隔 15°布置一个传声器,组成 8 传声器阵列.

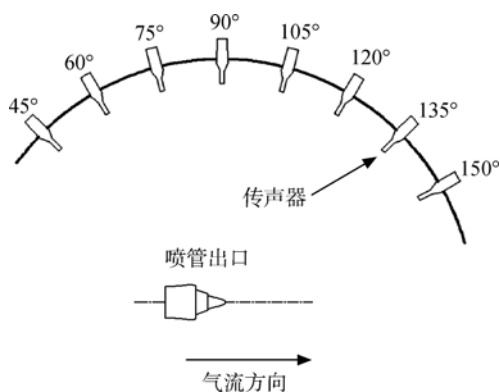


图3 远声场测量方案

Fig. 3 Far sound field measurement scheme

2 实验结果分析

对于亚声速喷流来说^[13],V 形槽喷管作为比较典型的降噪方案,它改变了射流的形状并使得喷流流场内引入了更多的流向涡,从而增加了流场的掺混作用并降低了远声场的湍流混合噪声.

由于篇幅限制,本文只给出了部分观测角的实验结果。

图4给出了分别在内外涵带有V形槽喷管与基本型喷管的频谱图(90°位置)。内外涵V形槽喷管采用相同的结构参数12齿18°,以便于比较V形槽喷管在不同的内外涵组合位置对降噪效果的影响。从图中可以看出,在90°位置V形槽喷管可以有效降低低频段喷流噪声(以下简称低频噪声),但是会引起高频段喷流噪声(以下简称高频噪声)的增加。这主要是因为^[14]由V形槽喷管产生的流向涡增加了喷流剪切层内的掺混作用,使得喷流流场内大尺度的涡向小尺度的涡转化,而大尺度的涡是产生低频噪声的主要原因,高频噪声主要由小尺度的涡所产生,因此V形槽喷管降低了低频噪声却导致高频噪声的增加。

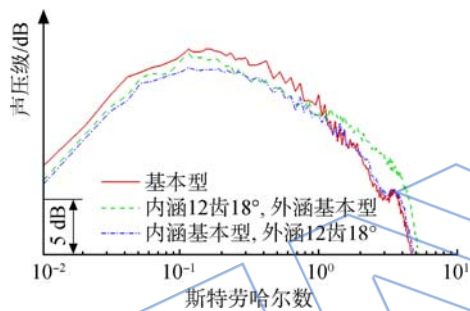


图4 内外涵带有V形槽喷管与基本型喷管在90°位置时的频谱图

Fig. 4 Frequency spectrum of chevron nozzle on both fan and core and standard nozzle at 90° position

另外从图4中的虚线和点画线的比较还可以看出,内涵基本型外涵12齿18°喷管可以进一步降低低频噪声,但是高频噪声的增加却明显降低,最高仅为0.8 dB。这主要是因为外涵的V形槽喷管在增加掺混的同时改变了与周围空气混合的形状,增大了喷流与周围空气的掺混面积,从而导致了低频噪声进一步的降低,并抑制了高频噪声的增加。因此在此工况下,与在内涵添加V形槽喷管相比,在外涵添加V形槽喷管不仅可以降低低频噪声,还可以有效地抑制高频噪声的增加。

图5~图7给出了外涵带有V形槽喷管分别在喷管出口的上、中、下游3个方向与基本型喷管对比的频谱图。通过3幅图的比较可以看出,V形槽喷管在喷管的上、中、下游各个方向都对低频噪声具有一定的降噪效果,并引起高频噪声一定程度的增加。与其他方向的观测角相比,在60°位置

带有V形槽喷管在低频段的降噪量最低,同时高频噪声增加也最为明显,其增量最高可达2 dB。而在喷管的下游方向即150°位置,V形槽喷管在低频段的降噪量最高可达到3 dB,但是高频噪声却得到了很好地抑制。在90°位置,其降噪量最高可达1.7 dB,介于喷管的上游和下游之间,高频噪声

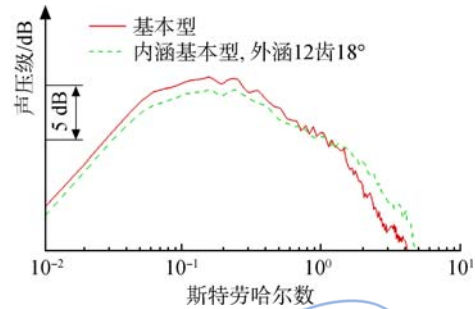


图5 外涵带有V形槽喷管与基本型喷管在60°位置时的频谱图

Fig. 5 Frequency spectrum of chevron nozzle on fan and standard nozzle at 60° position

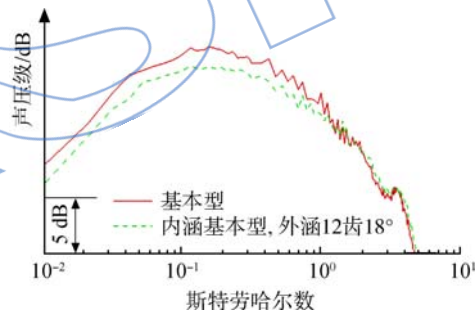


图6 外涵带有V形槽喷管与基本型喷管在90°位置时的频谱图

Fig. 6 Frequency spectrum of chevron nozzle on fan and standard nozzle at 90° position

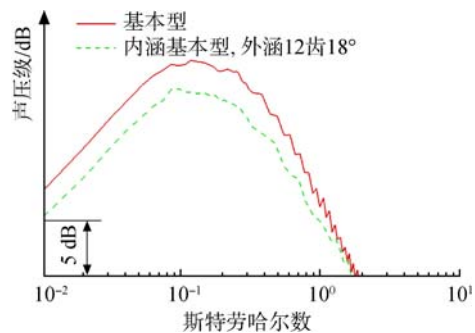


图7 外涵带有V形槽喷管与基本型喷管在150°位置时的频谱图

Fig. 7 Frequency spectrum of chevron nozzle on fan and standard nozzle at 150° position

的增加也不明显且明显低于上游方向高频噪声的增加。

这主要是因为亚声速喷流噪声主要是湍流混合噪声. Tam^[2]认为湍流混合噪声主要由大尺度涡系结构所生成的低频噪声和小尺度涡系结构所生成的高频噪声组成. 而由大尺度涡系结构所生成的低频噪声主要向下游传播, 由小尺度涡系结构所生成的高频噪声主要在边线和上游方向占据主导地位. V形槽喷管使得喷流中更多的大尺度涡系结构向着小尺度方向转移, 这种涡系结构的转变导致了喷管下游方向的低频噪声得到了很好的控制, 并且高频噪声的增加也最低. 而由小尺度涡系结构所生成的高频噪声向喷管的上游传播, 因此会导致喷管上游方向的高频噪声增加最为明显, 低频段的降噪量也最小。

图8给出了内外涵带有V形槽喷管的频谱图(90°位置). 其中内涵为12齿18°, 外涵为12齿18°. 从图中可以看出, 内外涵带有V形槽喷管组合与仅在外涵添加V形槽喷管相比, 低频噪声会得到进一步的降低. 这主要是因为^[15]在内涵添加V形槽结构可以使得剪切层内引入了流向涡, 增加了内外涵羽流的相互作用, 降低了喷流的核心区长度. 而外涵的V形槽结构可以改变与外部气流掺混的射流形状, 抑制了大涡结构的形成, 因此会导致低频噪声的进一步降低. 同时也使得高频噪声比仅在外涵添加V形槽喷管时的要高一些, 但是比仅在内涵添加V形槽喷管的增加量要低。

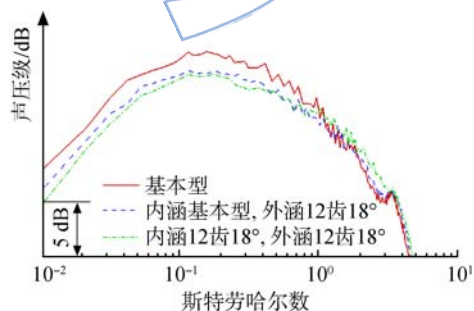


图8 内外涵带有V形槽喷管与基本型喷管在90°位置时的频谱图(外涵14齿18°)

Fig. 8 Frequency spectrum of chevron nozzles on both fan and core and standard nozzle at 90° position (number of chevron of 12 and 18° on fan)

图9给出了不同切入角V形槽喷管的频谱图. 图中内外涵的V形槽喷管齿数相同, 通过比较切入角逐渐增大时的频谱图来观察切入角对降噪效果的影响. 从图中可以看出V形槽喷管在低

频段都有很好的降噪效果, 并且随着切入角的增大, 低频段的降噪量也随之增大. 当内外涵切入角都为22°时有最好的降噪效果, 频谱上降噪量最高可以达到5 dB. 但是随着切入角的增加, 高频噪声的增量也会随着增加, 但是与低频段的降噪量相比, 高频噪声的增加量要小。

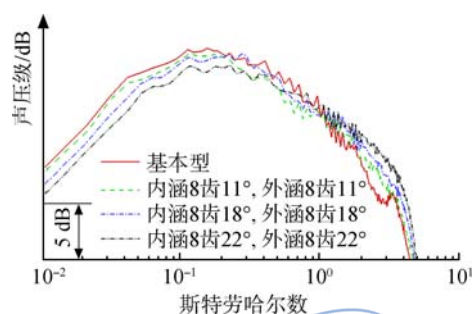


图9 不同切入角V形槽喷管与基本型喷管在90°位置的频谱图

Fig. 9 Frequency spectrum of different penetration angles chevron nozzles and standard nozzle at 90° position

另外, 通过图中各曲线之间的对比还可以看出切入角的增大对低频段降噪量的影响最为明显, 这主要是因为^[16-18]随着V形槽喷管切入角的增大, V形槽齿尖深入喷流流场的切入度也随之增大. 切入度对低频段降噪效果的影响最大, 因为切入度的增加增大了V形槽齿尖对流场的干扰程度, 在V形槽间形成了更多的小尺度的涡系结构并抑制了大尺度涡系结构的生成, 从而使得低频噪声降低与高频噪声提高. 另外切入度的增加可以大大降低喷流核心区长度. 由于喷流噪声的主要噪声源位于核心区的尾部位置, 因此降低核心区长度则降低了低频噪声^[19].

图10~图11给出了内外涵齿数变化时V形槽喷管对降噪效果的影响. 从图中可以看出, 增加内外涵的齿数不会明显增大低频段的降噪量. 但是高频噪声却有一定程度的增加, 增加量与在低频段的降低量相当. 这主要是因为^[10]随着齿数的增加, 虽然流场中被引入流向涡的数量增加, 但是涡核的中心强度减小, 削弱了流向涡数量上带来的掺混作用. 因此内外涵齿数的变化对降噪效果的影响并不大。

图12给出了V形槽喷管与基本型喷管的远声场指向性. 从图中可以看出V形槽喷管在喷管的下游方向具有较好的降噪效果, 但是会使得上游的声压级有所升高, 而垂直方向的声压级变化

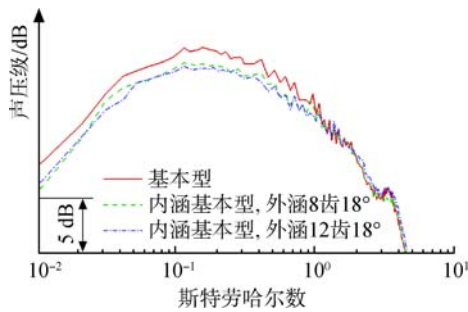


图10 不同外涵齿数 V 形槽喷管与基本型喷管在 90° 位置的频谱图

Fig. 10 Frequency spectrum of chevron fan nozzles with different numbers of chevron and standard nozzle at 90° position

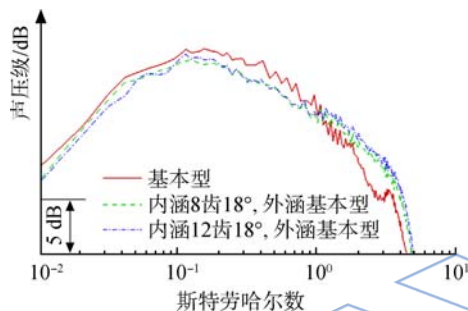


图11 不同内涵齿数 V 形槽喷管与基本型喷管在 90° 位置的频谱图

Fig. 11 Frequency spectrum of chevron core nozzles with different numbers of chevron and standard nozzle at 90° position

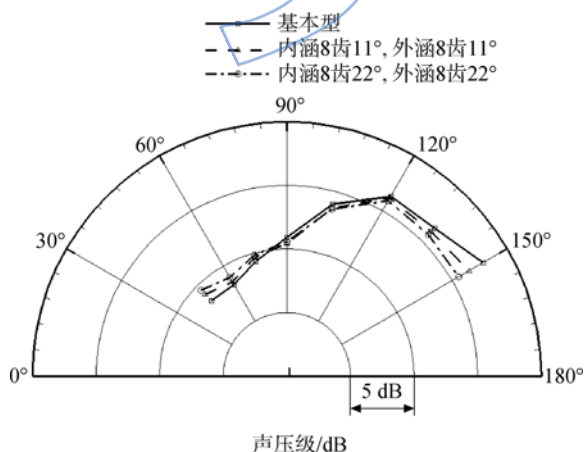


图12 不同喷管的远声场指向性

Fig. 12 Far sound field directivities of different nozzles

不大. V 形槽喷管使得喷流剪切层内引入了更多的流向涡, 增加了流体的湍动能与掺混作用. 而高湍流度的流体会导致大尺度的涡向小尺度的涡转变, 即会将大尺度的涡撕碎. 因此向下游传播的由

大尺度涡系结构产生的低频噪声得到抑制; 向上游传播的由小尺度涡系结构产生的高频噪声会增加. 如图 5~图 7 所示, V 形槽喷管在指向性上表现出在下游方向声压级有所降低, 但是上游方向的声压级会有所升高.

3 结 论

本文主要研究了 V 形槽喷管在剪切速度比为 0.92 工况下的降噪特性, 比较了不同 V 形槽喷管结构参数和分布方式对远声场降噪效果的影响, 其结果如下:

1) V 形槽喷管在喷管下游方向具有最好的低频段降噪效果, 降噪量最高可达 5 dB, 并具有最小的高频噪声增加量.

2) 仅在外涵添加 V 形槽喷管不但可以降低低频噪声, 而且可以抑制高频噪声的增加, 增加量最高仅为 0.8 dB.

3) 在内外涵同时添加 V 形槽喷管可以进一步降低低频噪声, 并且不会引起高频噪声的显著增加.

4) V 形槽喷管的切入角对降噪效果的影响最大, 增加 V 形槽喷管切入角会进一步降低低频噪声并引起高频噪声的增加. 与切入角相比, V 形槽喷管的齿数对降噪效果的影响不大.

参考文献:

- [1] Tam C K W. Jet noise; since 1952 [J]. Theoretical and Computational Fluid Dynamics, 1998, 10 (1/2/3/4): 393-405.
- [2] Tam C K W. The sources of jet noise: experimental evidence [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2008, 615: 253-292.
- [3] Bradbury L J S, Khadem A H. The distortion of a jet by tabs [J]. Journal of Fluid Mechanics, 1975, 70 (4): 801-813.
- [4] Samimy M, Zaman K B M Q. Effect of tabs on the flow and noise field of an axisymmetric jet [J]. AIAA Journal, 1993, 31 (3): 609-619.
- [5] Salikuddin M, Martens S, Janardan B A, et al. Experimental study for multi-lobed mixer high bypass exhaust systems for subsonic jet noise reduction; Part 2 acoustic results [R]. AIAA 99-1988, 1999.
- [6] Gliebe P R, Brausch J F, Majjigi R K, et al. Jet noise suppression [J]. Journal of Acoustical Society of America, 1995, 1 (2): 207-269.
- [7] Krothapalli A, King C J. The role of streamwise vortices on sound generation of a supersonic [R]. AIAA 93-4320, 1993.
- [8] Callender B, Gutmark E. Far-field acoustic investigation in-

- to chevron nozzle mechanisms and trends[J]. *AIAA Journal*, 2005, 43(1): 87-95.
- [9] Saiyed N, Mikkelsen K L. Acoustics and thrust of separate-flow exhaust nozzles with mixing devices for high-bypass-ratio engines[R]. AIAA 61-2000, 1961.
- [10] 单勇, 张靖周, 邵万仁, 等. 冠状喷口抑制涡扇发动机喷流噪声试验和数值研究[J]. *航空学报*, 2013, 34(5): 1046-1056.
- SHAN Yong, ZHANG Jingzhou, SHAO Wanren, et al. Experimental and numerical research on jet noise suppression with chevron nozzle for turbofan engines[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2013, 34(5): 1046-1056. (in Chinese)
- [11] 汪洋海, 李晓东. 超声速喷流啸声的控制方法[J]. *推进技术*, 2007, 28(2): 211-215.
- WANG Yanghai, LI Xiaodong. Control methods for supersonic jet screech tones[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2007, 28(2): 211-215. (in Chinese)
- [12] Callender B, Gutmark E. Near-field investigation of chevron nozzle mechanisms[J]. *AIAA Journal*, 2008, 46(1): 36-45.
- [13] Brown C A, Bridges J. Acoustic efficiency of azimuthal modes in jet noise using chevron nozzles[R]. AIAA-2006-2654, 2006.
- [14] Xia H, Tucker P G. Large-eddy simulations of chevron jet flows with noise predictions[J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2009, 30(6): 1067-1079.
- [15] Doty M J, Henderson B S, Kinzie K W. Turbulent flow field measurements of separate flow round and chevron nozzles with pylon interaction using particle image velocimetry[R]. AIAA-2004-2826, 2004.
- [16] Calkins F T, Butler G W. Subsonic jet noise reduction variable geometry chevron[R]. AIAA-2004-190, 2004.
- [17] Bridges J, Brown C A. Parametric testing of chevrons on single flow hot jets[R]. AIAA-2004-2824, 2004.
- [18] Anthony B O, Mark P W. Chevron nozzle performance characterization using stereoscopic DPIV[R]. AIAA-2005-444, 2005.
- [19] Chu W T, Kaplan R E. Use of a spherical concave reflector for jet noise source distribution diagnosis[J]. *Acoustical Society of America*, 1976, 59(5): 1268-1277.