

带拐弯混合管对波瓣混合器性能的影响

叶宇琛^{1,2}, 黄 勇^{1,2}, 刘 磊^{1,2}, 魏福清^{1,2}

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院
航空发动机气动热力国家级重点实验室, 北京 100191;
2. 先进航空发动机协同创新中心, 北京 100191)

摘 要: 针对波瓣混合器进行了一系列的数值计算和模型实验研究,揭示了带拐弯混合管对波瓣混合器性能的影响。实验结果表明:混合管长径比小于2时,带拐弯混合管会造成高温气流在出口截面呈月牙形分布,月牙形包围着一个回流区,该回流现象对引射性能不利,计算结果则验证了该气流分布,认为带拐弯混合管降低了波瓣混合器的引射效率,为改善其引射性能,应该加长混合管使得混合管的长径比大于等于2。计算结果还发现了波瓣混合器的最佳长径比为2,且该值不随面积比变化,和最佳长径比为6的圆管混合器相比,波瓣混合器可以有效缩短混合管的长度。另外,进一步给出了引射比与长径比的拟合关系式。

关 键 词: 波瓣混合器; 带拐弯混合管; 引射比; 最佳长径比; 面积比

中图分类号: V231.3

文献标志码: A

Effects of turning mixing duct on lobed mixer performance

YE Yu-chen^{1,2}, HUANG Yong^{1,2}, LIU Lei^{1,2}, WEI Fu-qing^{1,2}

(1. National Key Laboratory of Science and Technology on Aero-Engine
Aero-thermodynamics, School of Energy and Power Engineering,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;
2. Collaborative Innovation Center of Advanced Aero-Engine, Beijing 100191, China)

Abstract: Based on a series of numerical computations and model experiments on the lobed mixer, the effects of turning mixing duct on the lobed mixer performance were revealed. The experimental results show that a crescent-shaped high temperature flow area is formed at the outlet cross section caused by turning mixing duct if the length-diameter ratio of mixing duct is less than 2. And a backflow zone is also found in the center of this area which is disadvantageous to the pumping performance. However, the numerical results not only verify the air flow distribution, but also show that the turning mixing duct lower the pumping efficiency of lobed mixer, and the mixer duct length should be increased for better pumping performance. To achieve a satisfied lobed mixer performance, the length-diameter ratio should not be less than 2. The numerical results also show that the optimum length-diameter ratio of lobed mixer is 2, which may not vary with the area ratio. Compared with pipe mixer whose optimum length-diameter ratio is 6, the lobed mixer could shorten the mixing duct effectively. Furthermore, fitting relations between the pumping ratio and length-diameter ratio are also presented.

Key words: lobed mixer; turning mixing duct; pumping ratio;
optimum length-diameter ratio; area ratio

波瓣混合器由于其特殊的几何结构,具有高效的引射掺混能力,在航空发动机上有着广泛的应用,可以起到降噪、增加推力、降低耗油率和抑制红外辐射的作用^[1-5].

目前,对波瓣混合器已经进行了大量的实验和数值研究,揭示了波瓣混合器的掺混机制和诸多参数的影响规律^[6-13].在以往的研究中,学者们更多地集中在对流向涡掺混机制的研究、对波瓣结构影响规律的研究,但对带拐弯混合管的研究仍然不够充分.在现有的研究中,张靖周等人给出了混合管拐弯后的混合管压力分布和混合管拐弯段的流场分布^[4],但混合管长度对引射性能的影响规律仍有待进一步研究.本文针对波瓣混合器进行了数值计算和模型实验研究,试图找出混合管拐弯后混合管长度对引射性能的影响,为设计波瓣混合器的混合管提供一个理论依据.

1 实验系统及模型

实验是在北京航空航天大学热动力工程研究所的红外隐身实验台上进行的,如图1所示.该系统主要由供气系统、供油系统、测试系统、风机及实验件5部分组成.实验台详细介绍见参考文献[14].实验条件如下:主流进口流量为0.7 kg/s,温度为853 K.

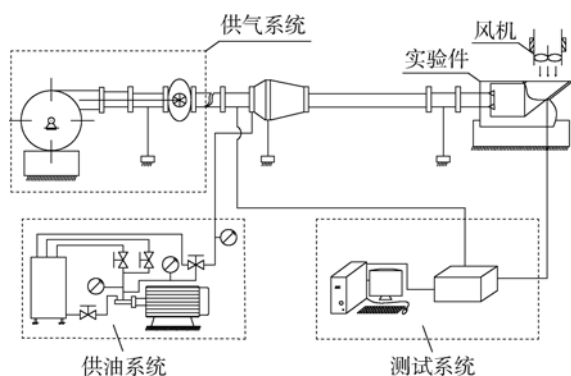


图1 实验系统示意图

Fig. 1 Schematics of experimental setups

波瓣混合器的实验模型示意图如图2所示,结构参数如下:波瓣宽度为19.26 mm,波峰直径为199.26 mm,波谷直径为101.69 mm;混合管的进口直径 D 为265.34 mm,混合管直段长度为157 mm,混合管长度 L (定义为混合管进口到混合管椭圆出口中心的轴线距离)为390 mm,则长径比 L/D 为1.47.

外套管出口测试截面的压力场和温度场由一

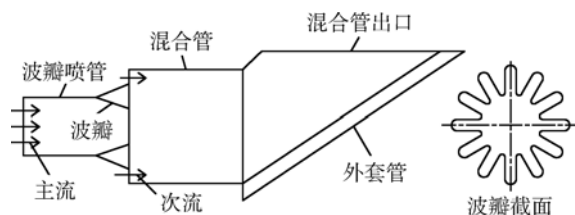


图2 实验模型示意图

Fig. 2 Schematic of experimental model

支测点间距为15.16 mm的12点测温测压耙(简称测量耙),沿出口测试截面通过位移机构按步长15 mm逐点测得.根据出口气流方向,测量耙的压力探针与混合管出口气流方向一致.外套管出口的尺寸约为425 mm×315 mm,测试网格精度为15.6 mm×15 mm,出口测试截面示意图见图3.

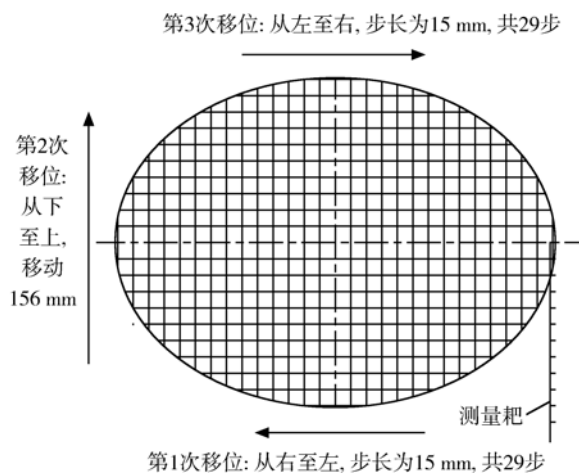


图3 出口测试截面示意图

Fig. 3 Schematic of outlet test plane

2 数值研究

2.1 实验模型的计算方法

实验模型如图2所示,虽然整个模型是平面对称结构,但是每个波瓣都会产生一对正反旋的流向涡对,因此必须计算整个模型.考虑到波瓣喷嘴的复杂型面,在计算中采用非结构网格,并在波瓣附近进行局部加密.

主流进口采用流量进口边界条件,流量为0.7 kg/s,温度为853 K;次流进口为压力进口边界条件,压力为101 325 Pa,温度设为环境温度296 K;混合管出口为压力出口边界条件,压力为101 325 Pa,温度为296 K.

计算中采用realizable $k-\epsilon$ 湍流模型,主流和次流进口的湍流耗散率设为3%^[10].近壁区采用标准壁面函数进行处理;流动控制和温度控制方

程采用2阶迎风差分格式,压力和速度耦合采用SIMPLE (semi-implicit method for pressure-linked equation)算法.待计算收敛后,对次流进口的流量进行积分,确定引射比 $C = \dot{m}_s / \dot{m}_p$,其中 $\dot{m}_s$ 为次流流量, $\dot{m}_p$ 为主流流量.

2.2 基础数学模型及计算方法

为了进一步探讨带拐弯混合管对波瓣混合器引射性能的影响的一般性规律,本文基于文献[10]的模型做了一系列的数值计算研究.

2.2.1 不带拐弯混合管的数学模型

不带拐弯混合管的物理模型的进口尺寸与文献[10]中模型一致,波峰直径为62.37 mm,波谷直径为25 mm,波瓣宽度为7.02 mm,波瓣长度为20 mm.在本文中,计算了两个不同混合管进口尺寸的数学模型.其中一个混合管的进口直径为98 mm(其次流进口面积 A_s 与主流进口面积 A_p 之比 $A_s/A_p = 5$);另外一个混合管的进口直径为68.28 mm, $A_s/A_p = 2$.为了对比,本文还计算了 $A_s/A_p = 5$ 的圆管混合器.由于模型是中心对称结构,计算时只采用了1/6的计算模型.

2.2.2 带拐弯混合管的数学模型

带拐弯混合管通常用于抑制直升机发动机排气系统的红外辐射,使热气沿着带拐弯混合管朝上排出^[15].带拐弯混合管的数学模型是在 $A_s/A_p = 5$ 的波瓣混合器的基础上,在混合管末端加上一个向上倾斜角为 30° 的拐弯段,椭圆出口的长径为169.74 mm,短径为98 mm,混合管椭圆出口中心至混合管直段出口的轴线距离为99.63 mm.

2.2.3 计算方法

已有的实验研究表明引射比与主次流的温度比有关,主流为冷态的气动规律可以外推到主流为热态的情况下^[6,16].因此,在研究带拐弯混合管对引射性能的影响时,主流都是冷态的.

计算中所采用的边界条件方法与实验模型一致,主流进口流量为 0.0225 kg/s ^[10],若采用了1/6的计算模型,则主流进口流量为 0.00375 kg/s ,环境的压力为 101325 Pa ,温度为 300 K .

在计算中,通过改变混合管的长度 L 来研究混合管长径比 L/D 对引射性能的影响.

3 实验结果与分析

图4和图5给出了出口测试截面的温度分布及动压分布(蓝色为背景).从图中可以看出,高温气流主要分布在出口测试截面前端(y 轴负方

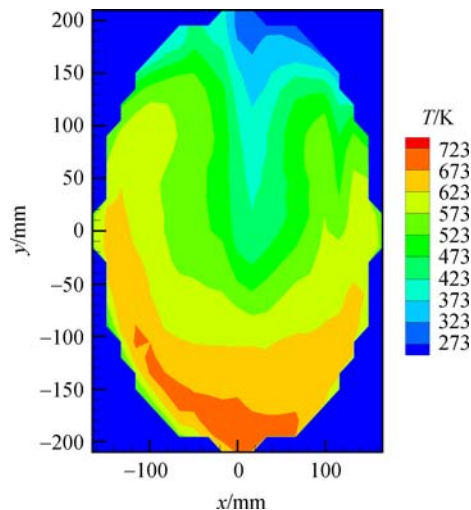


图4 出口测试截面的温度分布

Fig. 4 Temperature distribution on outlet test plane

图5 出口测试截面的动压分布

Fig. 5 Dynamic pressure distribution on outlet test plane

向),类似一个月牙形,月牙形包围的区域是一个负压区,即气流回流区.由于存在气流的回流,在实验中无法准确测量混合管出口的实际流量,只能准确测量正向流动的气体流量(与测温测压靶探针方向一致的气流),测试结果为 1.45 kg/s ,正向流动的引射比为1.07.

出口测试截面的月牙形气流分布是因为混合管拐弯后,位于中心的高温气流被弯管的二次流带着向外侧运动,在外壁的挤压下向短轴运动^[4].

出口测试截面的回流区,是由于混合管弯管内侧的静压比外侧低,造成外界的冷气被卷吸到混合管内侧与高温气流进行掺混.而实质的原因是混合管过短,主流还没触附混合管直段的壁面便进入混合管拐弯段,从而造成出口气流分布的不均匀.因此,要提高该波瓣混合器的引射性能,改善出口的气流分布,必须加长混合管的长度.

4 计算结果与分析

4.1 实验模型的计算结果与分析

从前面的实验结果可知,在出口测试截面存在一个回流区,图6给出了计算结果的出口速度(V_z 定义为气流速度垂直于出口测试截面的分量)分布,从图中可以看出出口气流呈月牙形分布,月牙形包围着一个负速度区(即回流区),这与前面的实验结果一致.所不同的是计算结果的回流区要小于了实验结果,主要是由实验件的加工误差和安装误差造成的.出口正向流动的气体流量为1.32 kg/s,正向流动的引射比为0.89,与实验结果的相对误差为17%.

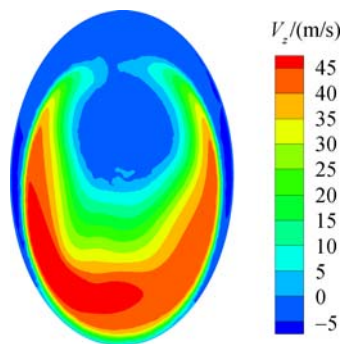


图6 出口测试截面的速度分布

Fig. 6 Velocity distribution on the test plane

4.2 基础模型的计算结果与分析

4.2.1 计算方法与数值验证

在计算基础模型之前,本文先验证了算法的可靠性,验证的模型是按照文献[16]建立的,并在冷态工况下计算出不同面积比下的引射比.图7给出了数值计算的结果.

与实验值相比,计算值偏高于实验结果.偏高的原因可能在于:影响实际引射混合过程的因素在计算中未能充分考虑,如引射气流进口型面、流道结构、混合管壁面的表面粗糙度以及实验段之间联结等对气流引射混合特性有一定的影响^[17].但是,总的来说,两者之间的相对误差在8%以内,采用本文提出的计算方法对引射比的预测是令人满意的.下文中基础模型的数值计算将在此计算方法上进行.

4.2.2 不同喷管结构下的引射比与长径比

圆管和波瓣混合器都属于射流的范畴,主流气体通过动量的横向传递,卷吸、掺混次流气体^[18].图8、图9给出了 $A_s/A_p=5$ 的圆管和波瓣

混合器的引射比与长径比之间的关系.

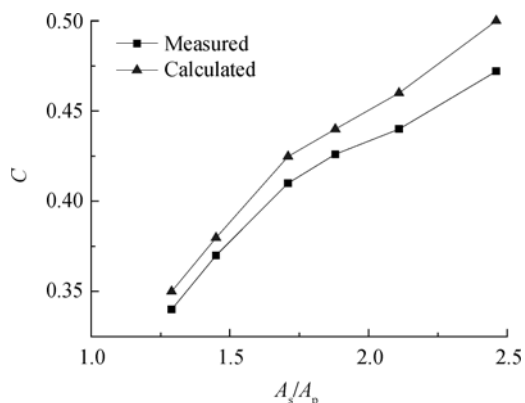


图7 波瓣混合器的引射比与面积比

Fig. 7 Pumping ratio and area ratio of lobed mixer

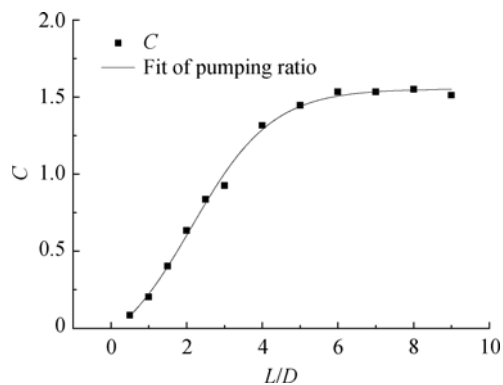


图8 圆管混合器引射比与长径比的变化关系

($A_s/A_p=5$)

Fig. 8 Variation of pipe mixer pumping ratio with length-diameter ratio ($A_s/A_p=5$)

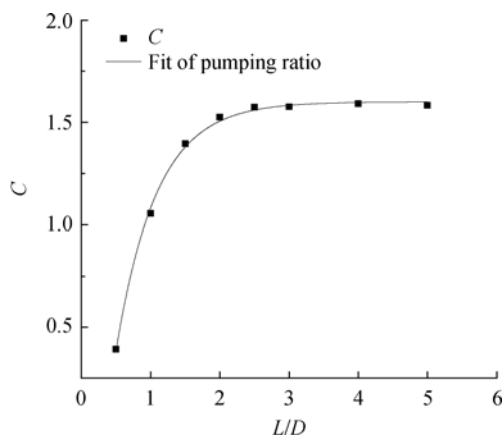


图9 波瓣混合器引射比与长径比的变化关系

($A_s/A_p=5$)

Fig. 9 Variation of lobed mixer pumping ratio with length-diameter ratio ($A_s/A_p=5$)

从图8、图9中可以看出只要混合管够长($L/D > 6$),圆管混合器通过黏性剪切作用也能使主次流掺混均匀,引射比也能达到令人满意的程度;而波瓣混合器达到理想的引射比所需要的混合管长度较短($L/D=2$),这说明波瓣混合器掺混效率比圆管混合器要高,主要有以下几方面原因:①波瓣的褶皱结构增加了主次流的接触面积;②波瓣的尾缘能够诱发产生周向阵列的流向涡对,加强了主次流的掺混;③展向涡与流向涡的相互作用强化了主次流的掺混^[8]。

值得注意的是:当 $0 < L/D < 2$ 时,波瓣混合器的引射比随着长径比的增加而迅速增加。这是因为此时的混合管过短,主流从喷管出来之后尚未充分发展便流出混合管,限制了主流引射次流的流通面积。随着混合管的加长,引射流量不断增加,当 $L/D=2$ 时,即最佳长径比时,引射比达到最大值,此时主次流在混合管内得到充分掺混。当 $L/D > 2$ 时,混合管长度的加长并未引起引射比的变化。

此外,为了定量分析引射比与长径比的关系,本文对 $A_s/A_p=5$ 的圆管和波瓣混合器的计算结果进行了拟合。圆管混合器的拟合公式如式(1)所示,拟合相关度为0.9955,波瓣混合器的拟合公式如式(2)所示,拟合相关度为0.9977。

$$C = -0.24 + \frac{1.78}{1 + 10^{0.87 - 0.41(L/D)}} \quad (1)$$

$$= 1.6 - 2.85e^{-1.7/L/D} \quad (2)$$

4.2.3 不同面积比下的引射比与长径比

$A_s/A_p=2$ 的波瓣混合器的计算结果如图10所示,与图9相比可知,波瓣混合器在不同面积比下,引射比随混合管长径比的变化规律是一致的,最佳的混合管长径比也为2。因此,在设计波瓣混合器时,应尽量使混合管的长径比为2。

从图9、图10中还可以看出 $A_s/A_p=2$ 的波瓣混合器的引射比为0.72,明显低于 $A_s/A_p=5$ 的波瓣混合器的引射比为1.5,这是因为次流的面积减小,主流从喷管流出之后尚未充分发展便触附在混合管的壁面,限制了引射通道的流通面积,同时还造成较大的黏性损失,与文献[12]中的规律相符。

同样, $A_s/A_p=2$ 的波瓣混合器的拟合公式如式(3)所示,拟合相关度为0.9904。

$$C = 0.72 - 1.37e^{-2.42L/D} \quad (3)$$

4.2.4 带拐弯混合管的引射比与长径比

图11给出了混合管拐弯的计算结果,从图中

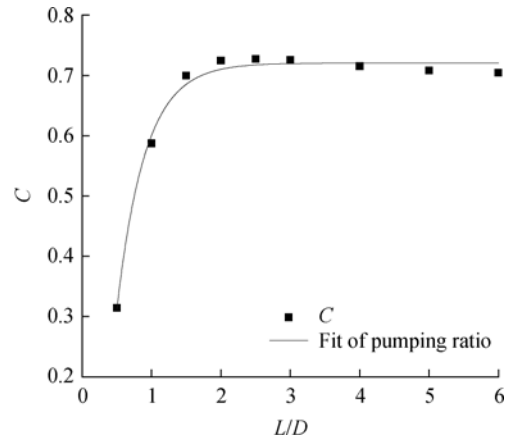


图10 波瓣混合器引射比与长径比的变化关系
($A_s/A_p=2$)

Fig. 10 Variation of lobed mixer pumping ratio with length-diameter ratio ($A_s/A_p=2$)

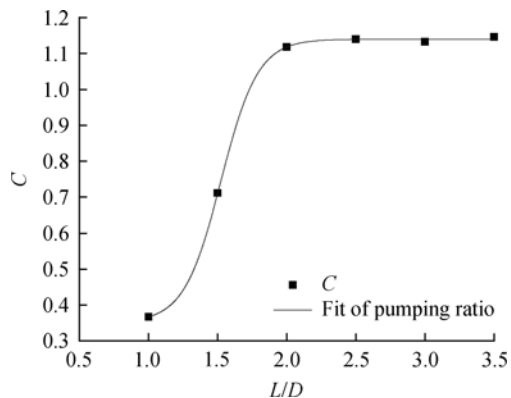


图11 带拐弯混合管的波瓣混合器引射比与长径比的变化关系

Fig. 11 Variation of turning-duct lobed mixer pumping ratio with length-diameter ratio

看出,带拐弯混合管引射比随长径比的变化规律与不带拐弯的波瓣混合器类似,最佳长径比亦为2。当 $L/D < 2$ 时,在混合管出口会出现一定回流现象,即混合管拐弯处的内侧压力将低于外界的大气压力,造成外界的气体被卷吸进入混合管内参与掺混,与文献[4]中的规律相符。因此,在设计波瓣混合器时,不管混合管拐不拐弯,都应保证混合管的 $L/D=2$,才能使其引射性能达到最优。

带拐弯的波瓣混合器的拟合公式如式(4)所示,拟合相关度为0.9996。

$$C = 0.35 + \frac{0.79}{1 + 10^{4.94 - 3.24(L/D)}} \quad (4)$$

值得注意的是:混合管拐弯后,其最佳引射比从1.5下降到1.1,说明混合管的拐弯对波瓣混合器的引射性能是不利的。造成的原因是混合管

拐弯后,高速的主流对壁面形成冲击后会使混合管拐弯处的静压升高,最终导致气流在混合管内流动不畅。

图12给出了带与不带拐弯混合管的引射效率与长径比的关系图。从图中可以看出,引射效率随着长径比的增加而增加,到一定值之后将不再增加,两者之间是一个指数的关系。同时还可以看出,混合管加拐弯后,同一长径比的引射效率下降20%以上,最佳引射效率(实际引射比与理论引射比^[9]之比)从88%下降到65%。

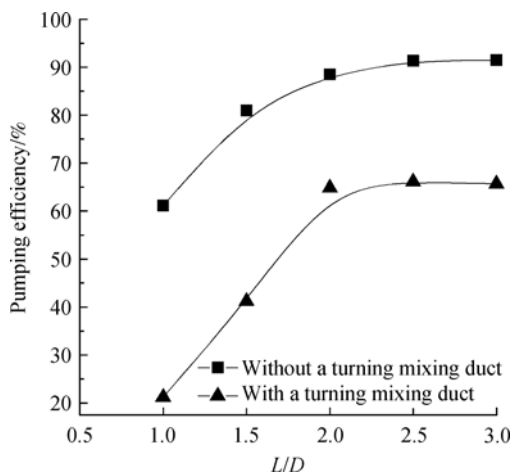


图12 波瓣混合器引射效率与长径比的变化关系

Fig. 12 Variation of lobed mixer pumping efficiency and length-diameter ratio

5 结 论

1) 带拐弯混合管长径比小于2时,出口截面的气流分布呈月牙形,该月牙形包围一个回流区。数值计算也验证了此气流分布,该回流区对引射性能不利,为改善引射性能应该加长混合管使得混合管长径比大于等于2。

2) 波瓣混合器的最佳长径比为2,且不随面积比变化,和最佳长径比为6的圆管混合器相比,波瓣混合器可以有效地缩短混合管的长度。

3) 带拐弯混合管会导致气流在混合管拐弯处流动不畅,降低波瓣混合器的引射效率。该引射效率随着长径比的增加而增加,到一定值之后将不再增加,两者之间是一个指数关系。

4) 此外,本文进一步给出了引射比和混合管长径比的拟合关系式,两者之间也是指数关系。

参考文献:

[1] Crouch R W, Coughlin C L, Paynter G C. Nozzle exit flow profile shaping for jet noise reduction[J]. Journal of Air-

craft, 1977, 14(9): 860-867.

- [2] Presz W M. Thrust augmentation with mixer/ejector systems[R]. AIAA 94-0200, 1994.
- [3] Power G D, McClure M D, Vinh D. Advanced IR suppressor or design using a combined CFD/test approach[R]. AIAA 94-3215, 1994.
- [4] 张靖周, 单勇, 李立国. 直升机排气系统用波瓣喷管混合器引射-混合式红外抑制器研究[J]. 航空学报, 2007, 28(1): 32-36.
ZHANG Jingzhou, SHAN Yong, LI Ligu. Investigation on lobed nozzle mixer-ejector infrared suppressor for helicopter exhaust system[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2007, 28(1): 32-36. (in Chinese)
- [5] Presz W M. Mixer/ejector noise suppressors[R]. AIAA 91-2243, 1991.
- [6] Presz W M, Gousy R G, Morin B L. Forced mixer lobes in ejector designs[R]. AIAA 86-1614, 1986.
- [7] Skebe S A, Paterson R W, Barber T J. Experimental investigation of three-dimensional forced mixer lobe flow fields[R]. AIAA 88-3785, 1988.
- [8] Belovich V M, Samimy M. Mixing process in a coaxial geometry with a central lobed mixer-nozzle[R]. AIAA 96-0118, 1996.
- [9] Presz W M, Werle M. Multi-stage mixer/ejector systems[R]. AIAA-2002-4064, 2002.
- [10] Cooper N J, Merati P. Numerical simulation of the vortical structures in a lobed jet mixing flow[R]. AIAA-2005-635, 2005.
- [11] Presz W M, Morin B L, Blinn R F. Short efficient ejector systems[R]. AIAA 87-1837, 1987.
- [12] Yu S C M, Xu G X. Turbulent mixing of coaxial nozzle flows with a central-lobed mixer[J]. Journal of Propulsion and Power, 1997, 13(4): 517-523.
- [13] Mickelsen J, Yarrington C, Bons J, et al. The effect of core flow turbulence on planar lobed-mixer nozzle effectiveness[R]. AIAA-2006-18, 2006.
- [14] 路玉霞, 吴寿生, 黄勇. 红外抑制器地面模拟试验研究[R]. 江西景德镇: 602所科研报告, KT-01-13, 2002.
- [15] 张靖周, 李立国, 高潮. 直升机排气系统红外抑制器的模型实验研究[J]. 红外与毫米波学报, 2005, 24(2): 125-129.
ZHANG Jingzhou, LI Ligu, GAO Chao. Model experiments of infrared suppressor for helicopter exhaust system [J]. Journal of Infrared Milim Waves, 2005, 24(2): 125-129. (in Chinese)
- [16] 刘友宏, 陈锵, 李立国. 圆排波瓣圆柱混合管的气动特性实验研究[J]. 南京航空航天大学学报, 2000, 32(4): 375-380.
LIU Youhong, CHEN Qiang, LI Ligu. Experimental investigation of internal aerodynamics of periodically axis-symmetry lobed exhaust-ejector mixers [J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2000, 32(4): 375-380. (in Chinese)
- [17] 单勇, 张靖周. 波瓣喷管引射-混合器的数值研究与验证[J]. 推进技术, 2004, 25(4): 320-324.
SHAN Yong, ZHANG Jingzhou. Numerical computation and examination of a lobed mixer-ejector [J]. Journal of Propulsion Technology, 2004, 25(4): 320-324. (in Chinese)
- [18] 陈懋章. 粘性流体力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2002.