

多级波瓣引射混合器气动性能数值研究

陈庚, 谭晓茗, 付俊, 张靖周

(南京航空航天大学 能源与动力学院 江苏省航空动力系统重点实验室, 南京 210016)

摘 要: 通过三维 CFD 计算,研究了在特定混合管长径比和截面比下,单、双级波瓣引射混合器性能随基本结构参数变化的规律和差异. 研究结果表明:双级波瓣引射混合器的引射系数随波瓣扩张角和主流速度的增加而增加,双级波瓣引射混合器的第 1 级引射系数要高于单级波瓣引射混合器,且总引射系数比单级波瓣引射混合器高出 100%;主流流速增加,流向涡强度和速度环量相应增大;单级波瓣引射混合器沿程流向涡峰值强度不断减弱,但速度环量先增加后减小;双级波瓣引射混合器沿程流向涡强度和速度环量则同时逐渐减小,且在 1 级引射中减小速度要快些;由于主流速度增加或扩张角增大造成的主流过早附壁使得热混合效率减小;尽管双级波瓣引射混合器混合管内热混合效率增加放缓,但与单级波瓣引射混合器相比,混合管出口处热混合效率还是有 6% 的增加.

关 键 词: 引射混合器; 双级波瓣喷管; 速度环量; 流向涡; 热混合效率

中图分类号: V231.3; V211.3

文献标志码: A

Numerical study on aerodynamic performance of multi-stage lobed mixer-ejector

CHEN Geng, TAN Xiao-ming, FU Jun, ZHANG Jin-zhou

(Jiangsu Province Key Laboratory of Aerospace Power System,
College of Energy and Power Engineering,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: Based on three dimensional CFD of single/double-stage lobed mixer-ejector with fixed mixing duct area ratio and length ratio, the effects of fundamental structure parameters on pumping performance were investigated. The results showed that the pumping ratio of double-stage lobed mixer-ejector increased when main stream velocity or lobe diffusion angle rose. The first stage pumping capacity for double-stage lobed mixer-ejector was stronger than single-stage lobed mixer-ejector, meanwhile the total pumping ratio of double-stage lobed mixer-ejector was 100% superior to that of single-stage one. Besides, the maximum vorticity and the velocity circulation became larger with the increase of primary flow velocity. In the direction of main stream, the maximum vorticity of single-stage mixer declined gradually, while the velocity circulation firstly increased and then decreased. However, in the double-stage lobed mixer-ejector, both maximum vorticity and velocity circulation decreased along main stream, with a much higher decreasing speed in the first stage nozzle. What's more, the thermal mixing efficiency declined as primary flow was attached to wall much earlier due to the increase of main stream velocity or lobe diffusion angle. For double-stage lobed mixer-ejector, the thermal mixing efficiency at mixing duct exit section was 6% superior in comparison with single-stage one, though the thermal mixing efficiency of doub-

le-stage lobed mixer-ejector rose at a low speed along mixing duct.

Key words: mixer-ejector; double-stage lobed nozzle; velocity circulation; streamwise vorticity; thermal mixing efficiency

直升机发动机排气系统的外露壁面和燃气尾焰是红外制导武器的主要探测和攻击目标,减少排气系统红外辐射的一个有效方法是使用排气系统红外抑制器.随着涡轴发动机功重比的提高,发动机热力循环的最高温度有较大幅度的提升,极大地加剧了排气系统的红外辐射能量,使涡轴发动机排气系统的红外抑制器设计面临更加苛刻的挑战.

目前,国内外在大多数武装直升机上采用的是波瓣喷管引射式红外抑制器,其利用排气的动量引射环境空气来实施混合降温^[1-3],达到降低排气系统红外辐射的目的.波瓣引射混合器结构简单、紧凑,具有高效的强化掺混能力,能使高温排气和低温的环境冷气在较短距离内得到较为充分的混合.波瓣引射混合器的几何结构参数对混合器性能影响很大,国内外学者通过实验和数值模拟开展了于此相关的大量研究工作^[4-10].为了更深层次的挖掘波瓣引射式红外抑制器的性能,Presz 和 Werle^[11]提出了多级引射混合器的概念;鲁盼等^[12]对一种两级二元波瓣引射混合器的面积比、波瓣张角影响进行了数值研究,研究结果表明在大引射面积比情况下,使用两级波瓣喷管可以提高引射及推力.鉴于多级引射器性能研究的工作还不多,且缺乏深入的分析.本文借助CFD(计算流体动力学)技术,对单级、双级波瓣引射混合器内三维流场进行了数值模拟,分析单、双级波瓣引射混合器内流动差异,用混合器中的涡量、速度环量、热混合效率和总压恢复系数等参数来系统分析主流速度和波瓣扩张角对单级和双级波瓣引射混合器气动性能的影响.

1 数值研究

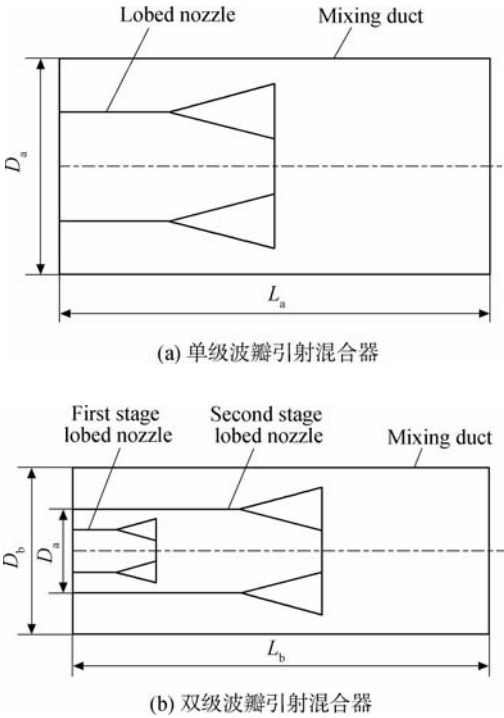
1.1 计算模型

单级、双级波瓣引射混合器物理模型如图 1 所示.波瓣引射混合器轴向为 x 方向.单级波瓣引射混合器中,波瓣喷管入口为主流入口,混合管入口为次流入口,主流通过波瓣喷管,抽吸外界环境气流,在混合管中充分混合之后,流出引射器.双级波瓣引射混合器中,波瓣喷管入口为主流入口,第 1 级波瓣喷管入口、混合管入口为次流入口,主流通过波瓣喷管,抽吸外界环境气流,在第

2 级波瓣喷管中掺混之后流出,又与混合管中引射气流在混合管中实现二次掺混后,流出引射器,进入外场空间.这里定义单级波瓣引射混合器混合管进口与双级波瓣引射混合器第 2 级波瓣喷管入口、混合管入口均处于敞开空间(简称敞开式进口),气流可以从外界环境中直接进入引射器.

波瓣喷管的结构参数如图 1(c)和图 1(d)所示,单级波瓣引射混合器喷管结构具体参数如表 1.波瓣喷管的 12 个波瓣沿周向均匀分布, α 为波瓣扩张角, R_{in} 为波瓣内直径, R_{out} 为波瓣外直径, b 为瓣宽, d 为喷管直径, l_1 为喷管直管段长度, l_2 为波瓣轴向长度.波瓣喷管外混合管的直径 D_a 和长度 L_a 固定不变,分别为 50 mm 和 100 mm,混合管长径比 $L_a/D_a=2$,混合管截面比 $\lambda_a=3.38$ (混合管入口面积与波瓣喷管出口面积比值).定义 $x=0$ mm 为主流入口截面,则 $x=50$ mm 为波瓣喷管出口截面, $x=100$ mm 为混合管出口截面.

双级波瓣引射混合器模型波瓣喷管结构参数见表 2,同一模型前后波瓣喷管的 12 个波瓣沿周向均匀分布且波瓣扩张角相等.波瓣喷管外混合管的直径 D_b 和长度 L_b 固定不变,分别为 100 mm 和 250 mm,混合管长径比 $L_b/D_b=2.5$,混合管截



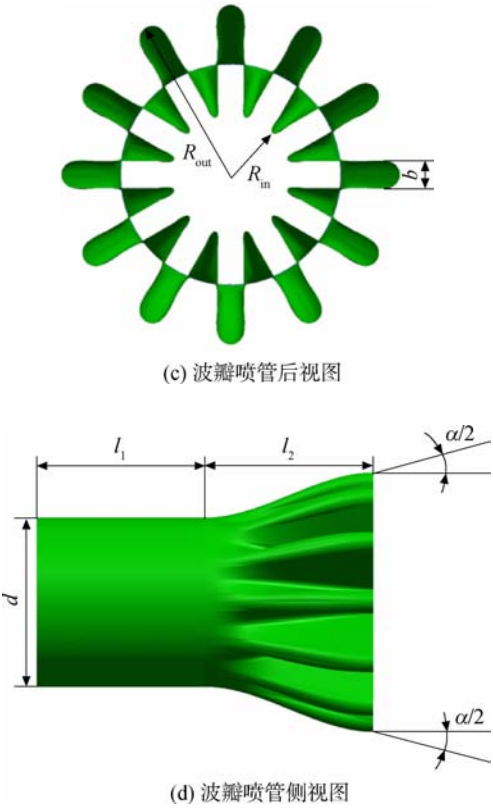


图 1 单、双级波瓣引射混合器物理模型
Fig.1 Simulation models of single/double-stage lobed mixer-ejector

表 1 单级波瓣引射混合器喷管结构参数
Table 1 Structure parameters of single-stage lobed mixer-ejector nozzle

$\alpha/(^{\circ})$	R_{in}/mm	R_{out}/mm	b/mm	d/mm	l_1/mm	l_2/mm
30	6.65	20.0	3	25	25	25
35	5.40	21.2	3	25	25	25
40	4.40	22.6	3	25	25	25

表 2 双级波瓣引射混合器喷管结构参数
Table 2 Structure parameters of double-stage lobed mixer-ejector nozzle

波瓣 喷管	$\alpha/$ $(^{\circ})$	$R_{in}/$ mm	$R_{out}/$ mm	$b/$ mm	$d/$ mm	$l_1/$ mm	$l_2/$ mm
第 1 级	30	6.65	20.0	3	25	25	25
第 2 级	30	13.3	40.0	6	50	100	50
第 1 级	35	5.4	21.2	3	25	25	25
第 2 级	35	10.8	42.4	6	50	100	50
第 1 级	40	4.4	22.6	3	25	25	25
第 2 级	40	8.8	45.2	6	50	100	50

面比 $\lambda_b=3.38$. 定义 $x=0\text{ mm}$ 为主流入口截面, 则 $x=50\text{ mm}$ 为第 1 级波瓣喷管出口截面, $x=150\text{ mm}$ 为第 2 级波瓣喷管出口截面, $x=250\text{ mm}$ 为混合管出口截面.

图 2 为双级波瓣引射混合器计算区域示意. 考虑到引射混合管排气出口压力不是外界环境大气压力, 且出口截面流动未充分发展, 为充分保证混合管出口截面流动情况不受计算域出口边界条件影响, 在模型外选取一个足够大的边界(长约为混合管直径的 10 倍, 直径约为混合管直径的 6 倍作为外场边界)作为模型出口外场边界.

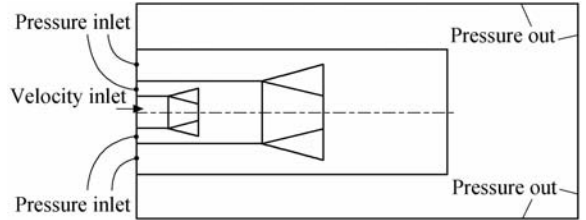


图 2 计算区域示意图
Fig.2 Schematic diagram of computational region

1.2 网格划分

采用 ICEM-CFD 软件进行网格划分, 在网格划分时, 采用结构化和非结构化混合的网格. 由于波瓣引射混合器内部波瓣喷管结构曲面较多, 结构复杂, 所以在波瓣喷管内部采用适应能力较强的非结构型网格, 并对壁面采用 5 层棱柱网格进行加密; 混合管和外场边界内结构简单, 结构变化均匀, 可以用结构性网格进行划分. 这样做在提高了网格对结构的适应性的同时, 降低了网格总数, 改善了计算的效率^[13]. 图 3 为单级波瓣引射混合器波瓣喷管壁面网格和对称面网格局部示意图. 为了确定计算模型的网格无关性以及最合适的网格计算数, 本文对整个双级波瓣引射混合器模型进行了网格独立性测试, 计算域内网格分别为 150 万、200 万、260 万、320 万、380 万和 450 万, 其网格的差异在于波瓣引射混合器内网格加密区

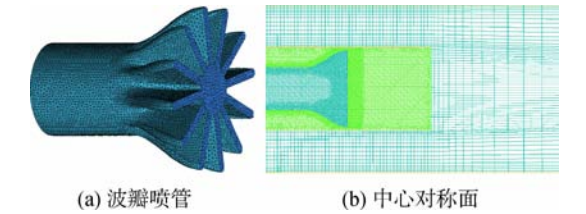


图 3 单级波瓣引射混合器波瓣喷管和对称面网格
Fig.3 Mesh of lobed nozzle and symmetrical face of single-stage lobed mixer-ejector

以及外场网格尺寸设置不同。当流动方向截面上温度、速度以及流向涡量无量纲随网格数变化小于2%时,可以计算结果与网格无关^[14]。通过计算比对,最终确定双级波瓣引射混合器网格数约为450万。

1.3 边界条件和计算方法

两种模型波瓣引射混合器边界条件设置为:主流入口边界条件:主流入口处采用速度进口边界,速度分别取20,35,50,75 m/s和100 m/s,温度为843 K。考虑到燃烧室出口气流的强湍流特性,主流湍流度设为5%。次流入口边界条件:设定为压力入口,由于引射气体来自大气,其总压即为环境大气压力101325 Pa,温度为环境温度300 K。固体壁面边界条件:采用无滑移固壁边界条件,内部壁面设定为流-固耦合面。外场边界条件:设定为压力出口,背压即为环境大气压力101325 Pa,环境温度为300 K。

根据Cooper等^[15]对某型波瓣出口下流流场粒子图像测速仪(PIV)测量数据,与使用不同湍流模型数值模拟的波瓣流场进行对比,发现Realizable $k-\epsilon$ 模型与实验结果吻合最好,精度最高。所以本文采用Realizable $k-\epsilon$ 湍流模型,在壁面附近选用标准壁面函数进行波瓣引射混合排气系统的数值模拟。流动与传热的控制方程采用控制容积法进行离散,为了提高计算精度,连续方程、能量方程、紊流动能方程以及紊流耗散率方程均采用2阶迎风差分格式离散,流动和压力耦合采用SIMPLE (semi-implicit method for pressure linked equations)算法。速度、温度、 κ 和 ϵ 收敛精度都达到了 10^{-5} 。

2 计算结果与分析

2.1 引射性能分析

引射系数是衡量引射系统抽吸能力的重要指标,也是波瓣引射混合器的重要性能指标之一,本文定义为

$$\Phi = \sum m_{pi} / m_s \quad (1)$$

式中 m_s 表示主流质量流量, m_{pi} 表示各级引射次流质量流量。

图4为波瓣扩张角 α 从 $30^\circ \sim 40^\circ$,主流速度分别为20,35,50,75 m/s和100 m/s时,单级波瓣引射混合器引射系数的变化规律。图中横坐标 V 表示不同主流速度数值,纵坐标 Φ 表示引射系数。随着波瓣入口主流速度的增加,主流动能增

加,在波瓣出口处产生负压值增大,主流抽吸次流的能力加强,单级波瓣引射混合器的引射系数也是随之增加。扩张角对引射系数影响较大,单级波瓣引射混合器波瓣扩张角度从 30° 增加到 40° 引射系数提高了近28%,这是因为波瓣扩张角增大,主流径向向外的速度分量增大,波瓣喷管出口处低压范围增大,使得引射质量流量增加,这与单勇等^[16]所研究的结果一致。

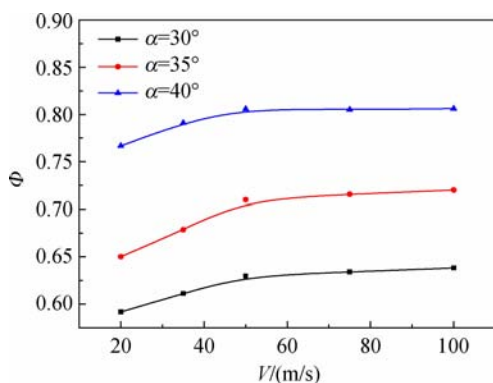


图4 单级波瓣引射混合器引射系数

Fig. 4 Pumping ratio of single-stage lobed mixer-ejector

图5和图6分别表示波瓣扩张角从 $30^\circ \sim 40^\circ$,双级波瓣引射混合器的第1级和总引射系数随主流速度变化曲线。由图可知:随着主流速度的增加,波瓣引射混合器的引射系数也是随之增加;扩张角对引射系数影响较大,当波瓣扩张角度从 30° 增加到 40° 波瓣引射混合器第1级引射系数提高了12%,总引射系数提高了57%;双级波瓣引射混合器总引射系数明显高于单级波瓣引射混合器,提高幅度超过了100%。一个值得注意的现象:双级波瓣引射混合器的第1级引射系数要比单级波瓣引射混合器的引射系数高出约30%,且

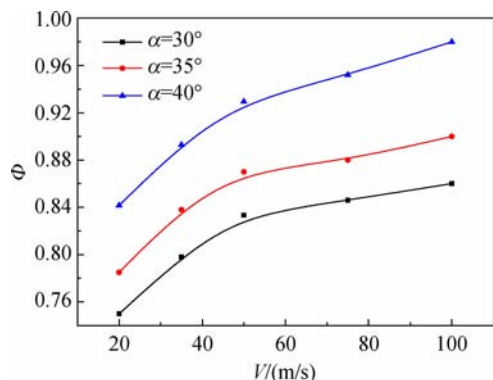


图5 双级波瓣引射混合器第1级引射系数

Fig. 5 First stage pumping ratio of double-stage lobed mixer-ejector

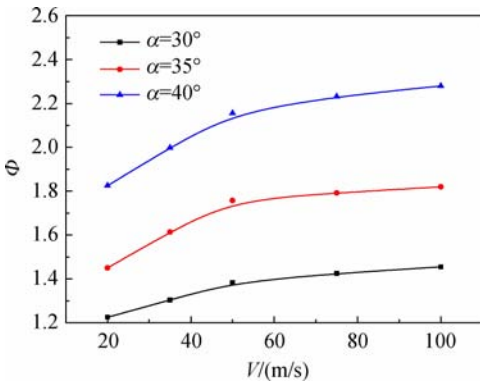


图 6 双级波瓣引射混合器总引射系数

Fig. 6 Total pumping ratio of double-stage lobed mixer-ejector

主流速度越高,增加的幅度越大.

2.2 混合特性分析

由于波瓣出口向内向外都存在一定的径向扩张角,使得主、次流产生互为相反的径向分速度,在波瓣尾缘处产生一组互相逆转并与流动方向一致的旋涡,即流向涡.流向涡定义为

$$\Omega_s = \Omega_x = \partial v / \partial z - \partial w / \partial y \quad (2)$$

式中 v 、 w 分别为径向 y 、周向 z 的速度分量.

图 7 表示单级波瓣引射混合器 ($\alpha = 40^\circ$, $L_a/D_a = 2.0$, $\lambda_a = 3.38$),沿主流流向(x 方向),混合管内各截面流向涡涡量峰值随速度变化曲线.由图可知:流向涡的强度与主流流速相关,流速增加意味着径向速度分量增加,速度偏导数就会增加,从而流向涡强度增强;流向涡在向下游发展的过程中,由于流体黏性作用,流向涡不断耗散减弱.

图 8 表示双级波瓣引射混合器 ($\alpha = 40^\circ$,

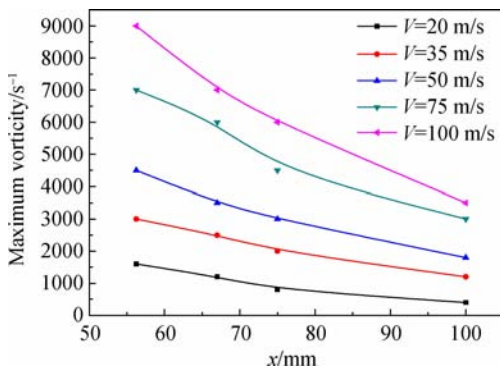


图 7 单级波瓣引射混合器沿程涡量峰值

($\alpha = 40^\circ$, $L_a/D_a = 2.0$, $\lambda_a = 3.38$)

Fig. 7 Maximum streamwise vorticities along single-stage lobed mixer-ejector

($\alpha = 40^\circ$, $L_a/D_a = 2.0$, $\lambda_a = 3.38$)

$L_b/D_b = 2.5$, $\lambda_b = 3.38$),沿主流流向(x 方向),第 2 级波瓣喷管和混合管内流向涡涡量峰值随速度变化曲线.由图 8 可知:混合管形成的流向涡强度要比第 2 级波瓣喷管内小得多,这是因为主流和第 1 级引射气流在第 2 级波瓣喷管内混合后,混合流速度降低,对第 2 级波瓣喷管来讲,主流的引射能力下降.因此,第 2 级引射流向涡强度要明显弱于第 1 级引射.

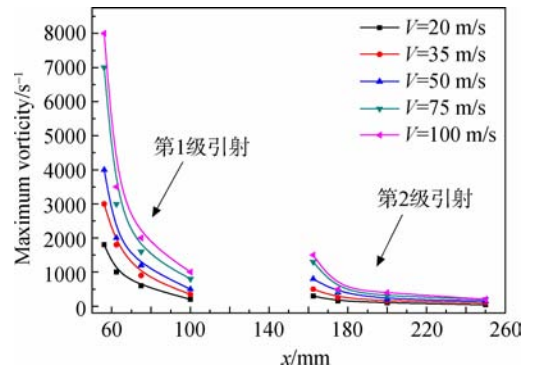


图 8 双级波瓣引射混合器内各截面涡量峰值

($\alpha = 40^\circ$, $L_b/D_b = 2.5$, $\lambda_b = 3.38$)

Fig. 8 Maximum streamwise vorticities of each section in double-stage lobed mixer-ejector

($\alpha = 40^\circ$, $L_b/D_b = 2.5$, $\lambda_b = 3.38$)

波瓣引射混合器混合管中某截面的混合性能不能单一的用流向涡峰值评价.本文用速度环量这一参数去表征在流向涡的作用下整个混合管截面上的混合能力.速度环量定义为

$$\Gamma = \oint_c \mathbf{V} ds \quad (3)$$

式中 c 为计算区域中的封闭曲线, $\mathbf{V}$ 为与积分曲线相切的速度矢量.根据环量定理

$$\Gamma = \oint_c \mathbf{V} ds = \oint_A \Omega_x dA \quad (4)$$

式中 Ω_x 为积分曲线中流向涡涡量, A 为积分曲线所围成的面积,即速度环量等于流向涡涡量在封闭曲线所围成面积内的面积分.

图 9 给出了单级波瓣引射混合器 ($\alpha = 40^\circ$, $L_a/D_a = 2.0$, $\lambda_a = 3.38$) 速度环量 Γ 曲线.可以看出:主流速度越大,各截面速度环量越大,这是因为主流速度越大,涡量值越大,导致环量增大.值得注意的是:在混合管中,沿主流流向环量值先增加后减小.导致这种现象原因是:在主流刚从波瓣喷管出口流出时,流向涡的峰值虽然高,但是流向涡在周向还未充分发展,作用范围较小,流体温度和速度梯度很大;随着流向涡向下游发展,流向涡

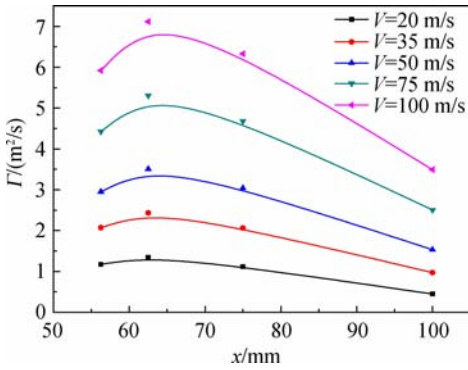


图 9 单级波瓣引射混合器沿程速度环量
($\alpha=40^\circ$, $L_a=D_a=2.0$, $\lambda_a=3.38$)

Fig. 9 Streamwise circulation along single-stage lobed mixer-ejector
($\alpha=40^\circ$, $L_a=D_a=2.0$, $\lambda_a=3.38$)

的最大峰值强度虽然减小,但是其作用范围迅速扩张,导致速度环量略有升高;再随后,流向涡进入耗散阶段,涡强减大幅度明显高于作用范围增加幅度,此时可以看到环量逐渐降低。

图 10 是双级波瓣引射混合器 ($\alpha=40^\circ$, $L_b/D_b=2.5$, $\lambda_b=3.38$) 速度环量分布. 从图中可以看出:第 2 级波瓣喷管内部和混合管内,沿流向速度环量逐渐减小,速度环量随主流速度增加而增加,这与涡量峰值变化趋势一致;当主流流入混合管时,环量值有明显上升,一方面是因为主流进入混合管产生了新的流向涡阵列,另一方面是由于环量积分面积的增加。

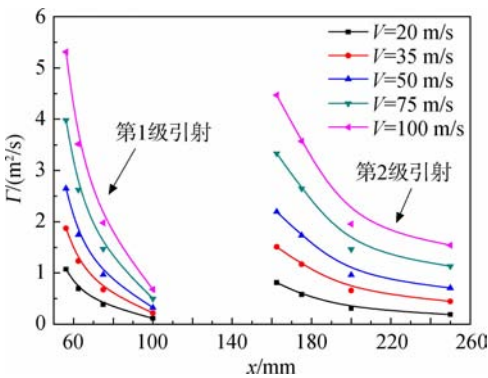


图 10 双级波瓣引射混合器内各截面速度环量
($\alpha=40^\circ$, $L_b=D_b=2.5$, $\lambda_b=3.38$)

Fig. 10 Streamwise circulation of each section in double-stage lobed mixer-ejector
($\alpha=40^\circ$, $L_b=D_b=2.5$, $\lambda_b=3.38$)

2.3 热混合效率分析

流体热混合效率是衡量波瓣混合性能的重要指标,表示主流和引射气流的混合均匀程度,本文

引用刘友宏等^[17]改进的热混合效率公式,将其定义为

$$\eta = 1 - \frac{\int (T - T_{\text{mix}})^2 d\dot{m}}{T_{\text{hot}}^2 \dot{m}_{\text{hot}} + T_{\text{cold1}}^2 \dot{m}_{\text{cold1}} + T_{\text{cold2}}^2 \dot{m}_{\text{cold2}} - T_{\text{mix}}^2 (\dot{m}_{\text{hot}} + \dot{m}_{\text{cold1}} + \dot{m}_{\text{cold2}})} \quad (5)$$

式中 T_{hot} 为主流温度, T_{cold1} 为第 1 级引射次流温度, T_{cold2} 为第 2 级引射次流温度, $\dot{m}_{\text{hot}}$ 为主流质量流量, $\dot{m}_{\text{cold1}}$ 为第 1 级引射次流质量流量, $\dot{m}_{\text{cold2}}$ 为第 2 级引射次流质量流量(对于单级波瓣引射混合器, $\dot{m}_{\text{cold2}}$ 取为 0), T_{mix} 为主、次流完全混合后的温度,它的定义为

$$T_{\text{mix}} = \frac{T_{\text{hot}} \dot{m}_{\text{hot}} + T_{\text{cold1}} \dot{m}_{\text{cold1}} + T_{\text{cold2}} \dot{m}_{\text{cold2}}}{\dot{m}_{\text{hot}} + \dot{m}_{\text{cold1}} + \dot{m}_{\text{cold2}}} \quad (6)$$

图 11 表示单级波瓣引射混合器 ($\alpha=30^\circ$, $L_a/D_a=2.0$, $\lambda_a=3.38$), 在不同主流速度下,混合管沿程热混合效率变化,比较可知:在流向涡的作用下,混合管中沿程流向各截面热混合效率逐渐升高;初始阶段,流向涡涡强较大,热混合效率变化得较快,随着掺混进行,涡强减小,热混合效率增加速度变慢;对于本文的计算模型,主流速度增高,相同截面的热混合效率反而降低,这是因为当主流速度达到一定数值后,主流从喷管流出后尚未完全发展便触附混合管壁面,造成了较大的黏性损失,主流速度越大,主流附壁越提前,流动损失越大,热混合效率越低,这一特征与文献[18]所得出结论是一致的。

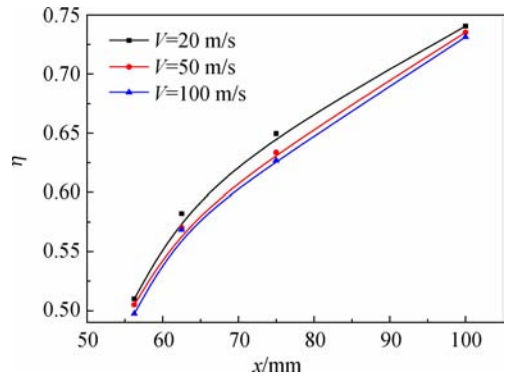


图 11 单级波瓣引射混合器沿程热混合效率
($\alpha=30^\circ$, $L_b=D_b=2.0$, $\lambda_b=3.38$)

Fig. 11 Thermal mixing efficiency along single-stage lobed mixer-ejector
($\alpha=30^\circ$, $L_b=D_b=2.0$, $\lambda_b=3.38$)

图 12 表示双级波瓣引射混合器 ($\alpha=30^\circ$,

$L_b/D_b=2.5, \lambda_b=3.38$), 在不同主流速度下, 各截面热混合效率分布. 通过比较可知: 第1级波瓣喷管下游的热混合效率的增速要显著高于第2级波瓣喷管, 这一方面是因为第1级波瓣喷管下游的流向涡强度大, 另一方面是在1级引射气流与主流还未完全混合的状态下引入第2级引射气流, 从而混合效率增幅放缓. 但是与单级波瓣引射混合器相比, 混合管出口处的热混合效率还是有6%的增加.

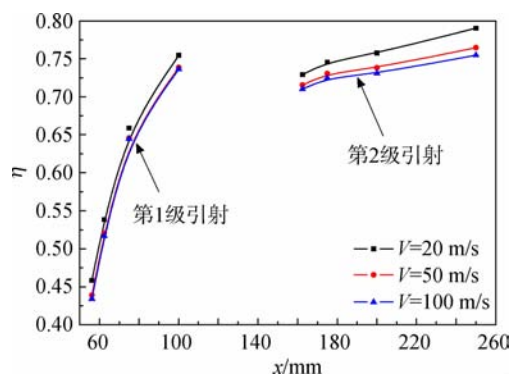


图12 双级波瓣引射混合器内各截面热混合效率
($\alpha=30^\circ, L_b/D_b=2.5, \lambda_b=3.38$)

Fig. 12 Thermal mixing efficiency of each section in double-stage lobed mixer-ejector
($\alpha=30^\circ, L_b/D_b=2.5, \lambda_b=3.38$)

3 结 论

本文分别对单、双级波瓣引射混合器进行数值模拟, 通过引射系数、涡量、速度环量和热混合效率等参数, 揭示了单、双级波瓣引射混合器性能差异和参数的影响规律. 在本文研究参数范围内, 得到了以下结论:

1) 单、双级波瓣引射混合器引射系数随波瓣扩张角、主流速度增加而增加, 双级波瓣引射混合器的第1级引射系数要比单级波瓣引射混合器的引射系数高出约30%, 总引射系数明显高于单级波瓣引射混合器, 提高幅度超过了100%.

2) 流速增加, 流向涡强度增强; 流向涡在向下游发展的过程中, 不断耗散减弱. 双级波瓣引射混合器中, 第2级引射流向涡强度较第1级引射明显减弱.

3) 单、双级波瓣引射混合器速度环量随主流速度增加而增加, 双级波瓣引射混合器内沿程速度环量与涡量峰值变化趋势一致, 但单级波瓣引射混合器内沿程速度环量则先增加后减小.

4) 由于主流附壁, 主流速度增大, 热混合效率反而减小; 尽管双级波瓣引射混合器混合管内热混合效率增加放缓, 但与单级波瓣引射混合器相比, 混合管出口处热混合效率还是有6%的增加.

参考文献:

- [1] Francois T. Internal aerodynamics of infrared suppressors for helicopter engines[J]. Journal of the American Helicopter Society, 1988, 33(4): 4-14.
- [2] Power G D, McClure M D, Vinh D. Advanced IR suppressor design using a combined CFD/test approach[R]. AIAA 94-3215, 1994.
- [3] Ponton T, Warnes G. Helicopter IRS engine integration for the "first" technology demonstrator programme[R]. ASME Paper GT2007-27408, 2007.
- [4] Salman H, Page G J, McGuirk J J. Prediction of lobed mixer vortical structures with a $k-\epsilon$ turbulence model[J]. AIAA Journal, 2003, 41(5): 878-887.
- [5] Skebe S, McCormick D, Presz W. Parameter effects on mixer-ejector pumping performance[R]. AIAA 88-7018, 1988.
- [6] Ooba Y, Kodama N, Nakamura Y. Large eddy simulation analysis of a 18-lobe convoluted mixer nozzle[R]. AIAA-2002-0717, 2002.
- [7] 张靖周, 李立国, 高潮, 等. 波瓣喷管红外抑制系统的实验研究[J]. 航空动力学报, 1997, 12(2): 212-214.
ZHANG Jingzhou, LI Ligu, GAO Chao, et al. An experimental study on a lobed nozzle of an infrared suppression system[J]. Journal of Aerospace Power, 1997, 12(2): 212-214. (in Chinese)
- [8] 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(2): 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(2): 375-380. (in Chinese)
- [9] ZHANG Jingzhou, SHAN Yong, LI Ligu. Computation and validation of parameter effects on lobed mixer-ejector performances[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2005, 18(3): 193-198.
- [10] LIU Youhong. Experimental and numerical research on high pumping performance mechanism of lobed exhauster-ejector[J]. Communication of Heat and Mass Transfer, 2007, 34(2): 197-209.
- [11] Presz W M, Werle M. Multi-stage mixer/ejector system[R]. AIAA-2002-4064, 2002.
- [12] 鲁盼, 黄勇, 王方, 等. 面积比、波瓣张角对多级波瓣喷管性能的影响研究[J]. 航空发动机, 2010, 36(6): 12-17.
LU Pan, HUANG Yong, WANG Fang, et al. Area ration

and lobe angle influence on the performance of multistage lobed nozzles[J]. Aeroengine,2010,36(6):12-17. (in Chinese)

[13] 潘丞雄,张靖周,单勇,等. 引射/强迫式波瓣混合器开设通气狭缝的流动分离控制[J]. 航空动力学报,2013,28(2):331-337.

PAN Chenxiong,ZHANG Jingzhou,SHAN Yong,et al. Flow separation control of lobed ejector/forced mixer by ventilation[J]. Journal of Aerospace Power,2013,28(2):331-337. (in Chinese)

[14] 谢翌,刘友宏. 中心锥对波瓣强迫混合排气系统气动热力性能的影响[J]. 航空动力学报,2012,27(7):1523-1531.

XIE Yi,LIU Youhong. Effect of central plug on performance of forced mixing exhaust system[J]. Journal of Aerospace Power,2012,27(7):1523-1531. (in Chinese)

[15] Cooper N J,Merati P,Hu H. Numerical simulation of the vortical structures in a lobed jet mixing flow[R]. AIAA-2005-0635,2005.

[16] 单勇,张靖周. 波瓣喷管结构参数对引射混合器性能影响的数值研究[J]. 航空动力学报,2005,20(6):973-977.

SHAN Yong,ZHANG Jingzhou. Numerical investigation on the effects of lobe nozzle geometric parameters on mixer-ejector performance[J]. Journal of Aerospace Power,2005,20(6):973-977. (in Chinese)

[17] 刘友宏,谢翌. 菊花形混合器混合效率理论计算[J]. 航空动力学报,2009,24(4):740-745.

LIU Youhong,XIE Yi. Analytical solution of mixing efficiency of lobed mixer[J]. Journal of Aerospace Power,2009,24(4):740-745. (in Chinese)

[18] 单勇,张靖周. 波瓣喷管引射-混合器的数值研究与验证[J]. 燃气涡轮试验与研究,2004,17(3):40-43.

SHAN Yong,ZHANG Jingzhou. Numerical computation and examination of a lobed mixer-ejector[J]. Gas Turbine Experiment and Research,2004,17(3):40-43. (in Chinese)

(编辑:叶 青)