

文章编号:1000-8055(2013)08-1736-08

波瓣高宽比对波瓣强迫混合排气系统性能影响

李 腾¹, 刘友宏¹, 谢 翌¹, 邵万仁², 吴 飞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. 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: 在保证波瓣强迫混合排气系统内外涵流道面积不变的情况下,建立了某型涡扇发动机不同波瓣高宽比波瓣强迫混合排气系统的几何模型,基于 Navier-Stokes 方程进行了数值模拟研究,得到了波瓣强迫混合排气系统中,在涵道比和内外涵面积不变的条件下,波瓣高宽比对波瓣强迫混合排气系统的流场、热混合效率、总压恢复系数和推力系数的影响规律. 结果表明:当涵道比不变时,在波瓣高宽比为 2~4.5 的变化范围内,在排气系统出口处,混合效率随波瓣高宽比的增加呈现出增大-减小-增大的趋势,其中波瓣高宽比为 3 和 3.21 分别为曲线的两个拐点. 而随着波瓣高宽比的增加,总压恢复系数、推力系数均不断减小.

关 键 词: 波瓣混合器; 波瓣高宽比; 热混合效率; 总压恢复系数; 推力系数

中图分类号: V231.3

文献标志码: A

Effect of ratio of height to width of lobe on performance of forced mixing exhaust system

LI Teng¹, LIU Yong-hong¹, XIE Yi¹, SHAO Wan-ren², WU Fei²

(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. Shenyang Engine Design and Research Institute,

Aviation Industry Corporation of China, Shenyang 110015, China)

Abstract: The effects of different ratios of height to width of lobe mixers on the flow field, thermal mixing efficiency, total-pressure recovery coefficient and thrust coefficient were studied when the areas of inner duct and outlet duct kept constant in turbofan aero-engine forced mixing exhaust system. Geometric models with various ratios of height to width of lobed mixer in turbofan aero-engine forced mixing exhaust system were built, and the numerical simulation methods based on Navier-Stokes equations were conducted. The results indicate that at the exit section, if the areas of inner duct and outlet duct keep constant, in a range of ratios of height to width of 2 to 4.5, the thermal efficiency of lobed mixer has the trend of increasing, decreasing and increasing again, and at last the inflection points of efficiency function curve are at 3 and 3.21. In addition, with the increase of ratio of height to width, the total-pressure recovery coefficient and thrust coefficient also decrease.

Key words: lobed mixer; ratio of height to width of lobe; thermal mixing efficiency; total-pressure recovery coefficient; thrust coefficient

收稿日期: 2012-07-27

网络出版地址: http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20130802.1224.201308.1736_008.html

作者简介: 李腾(1987—),男,北京人,硕士生,主要从事气动热力学研究.

波瓣混合器具有独特的几何形状. 主、次流的波瓣混合器利用独有的几何结构, 加大主、次流的初始剪切周长, 并在波瓣尾部位置产生出流向涡阵列, 其方向沿流动方向发展. 所以, 波瓣混合器可以使混合排气系统在短距离实现有效掺混. 因此, 波瓣混合器在航空发动机中应用广泛, 可以降低噪声、增加发动机推力以及减少排气系统的红外特征等^[1-3].

涡扇发动机中的强迫波瓣混合器的混合性能是通过主、次流来流参数和几何形面参数决定的. 在波瓣几何参数对波瓣混合器的影响方面, 国内外均进行了大量的实验和数值模拟, 但大部分侧重于混合机理方面的研究^[4-10]. 将波瓣混合器运用到实际的航空发动机排气系统中, 利用热混合效率和总压恢复系数等性能参数系统地研究波瓣结构对混合性能的影响规律的报告很少. 2011年谢翌、刘友宏^[11]曾经对波瓣长度和波瓣数目不变的情况下, 波瓣高度和宽度分别变化时, 波瓣高宽比对波瓣强迫混合排气系统性能的影响进行了研究. 但是在涡扇发动机波瓣强迫混合排气系统实际设计中, 除保证波瓣强迫混合排气系统落压比不变之外, 还要保证涵道比不变. 因此, 仅仅研究波瓣高度和宽度分别变化时, 波瓣高宽比对波瓣强迫混合排气系统性能的影响规律对实际波瓣混合器的设计是不够的, 还必须考虑当波瓣混合器尾缘处波瓣内、外涵流通面积与波瓣强迫混合排气系统入口处内、外涵流通面积保持相等时, 波瓣高宽比对波瓣混合排气系统气动热力性能的影响. 为此, 本文基于 Navier-Stokes(N-S)方程数值研究了某型涡扇发动机波瓣强迫混合排气系统在流动参数相同, 波瓣尾缘处内、外涵流通面积分别等于波瓣强迫混合排气系统入口处内、外涵流通面积, 波瓣高度和波瓣宽度同时变化时, 不同波瓣高宽比对波瓣强迫混合排气系统性能的影响, 得到了热混合效率、总压恢复系数、推力系数 3 个性能参数随波瓣高宽比的变化规律.

1 数值研究

1.1 计算模型

波瓣强迫混合排气系统的几何结构为周期性对称. 因此, 为减少计算规模, 可以采用包括一个完整涡扇发动机波瓣强迫混合排气系统的区域作为计算域, x, y, z 轴相互垂直, 如图 1 所示. x 轴为计算域的中心对称轴, y 轴方向为径向, 波瓣尾

缘位置为 $x=0$. 其中, 主流和次流入口形状均为环形. 波瓣入口处的机匣直径为 D , 外涵内径为 $0.734D$, 内涵外径为 $0.728D$, 中心锥直径为 $0.4525D$, 波瓣强迫混合排气系统出口直径为 $0.6903D$, 出口与入口的距离为 $0.7847D$. 为了维持波瓣混合内、外涵入口质量流量比不变, 需要波瓣出口处内、外涵面积不变(即波瓣尾缘处内、外涵面积分别等于波瓣喷管入口的面积). 在此条件下, 保持波瓣数 N_{lobe} 为 14, 波瓣长度为 $0.175D$, 同时改变波瓣高度和宽度, 使波瓣高宽比分别等于 2, 2.5, 3, 3.21, 3.5, 4, 4.5, 同时高宽的乘积为常数, 从而得到波瓣的详细几何参数, 对这一系列波瓣强迫混合排气系统进行了数值模拟研究.

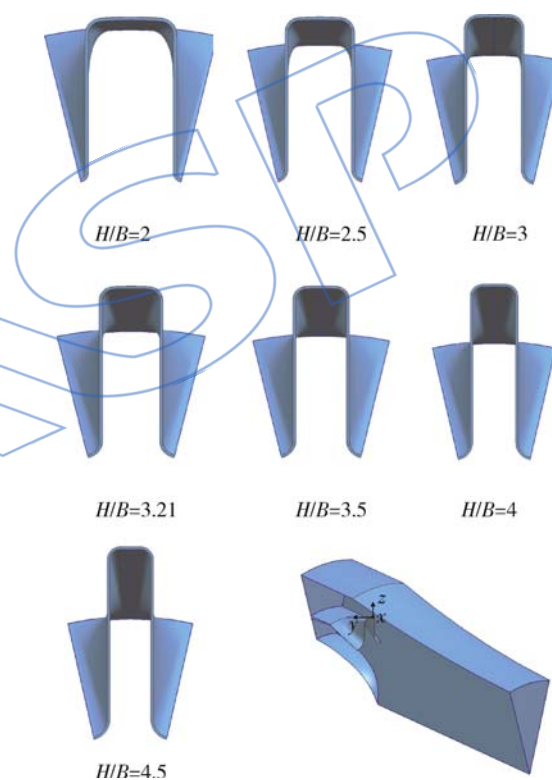


图1 计算区域及波瓣混合器结构

Fig. 1 Calculation domain and structure of lobed mixer

由于波瓣的结构复杂, 对计算域使用非结构化网格. 在波瓣面、中心锥和机匣处, 使用 5 层五棱柱网格加密, 并对波瓣尾缘附近局部加密, 加密后的第 1 层网格节点距离壁面的无量纲距离函数 y^+ 满足 realizable 两方程湍流模型标准壁面函数的要求, 划分结果如图 2 所示, 网格数目大约为 160 万.

1.2 边界条件及计算方法

波瓣强迫混合排气系统的内涵主流成分为燃

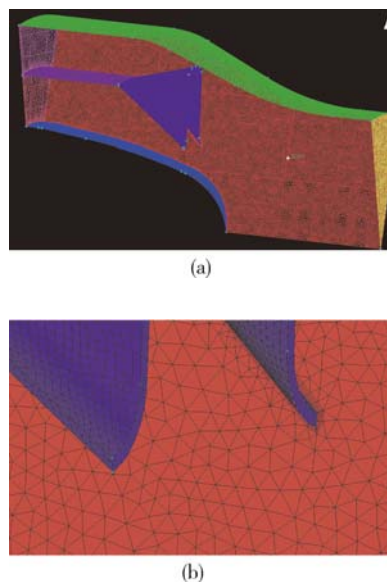


图 2 计算区域的三维网格及其局部放大图
Fig. 2 3-D mesh of calculational domain and enlarged view

气,外涵次流成分空气,燃气各组分的质量分数如表 1 所示.因为主流和次流的马赫数较大,气体可视为可压理想气体,在内、外涵入口处的边界条件为压力入口边界条件,出口处的边界条件为压力出口边界条件.由于计算模型为对称结构,两波谷纵截面可设为对称面边界条件.在波瓣、中心锥和内机匣壁面处,边界条件设为固壁边界条件.根据给定的入口参数进行计算.

表 1 燃气各组分的质量分数

Table 1 Mass fraction of gas components

组分	质量分数
O ₂	0.1594
N ₂	0.75261
CO ₂	0.0632
H ₂ O	0.2479

根据 Cooper 等人^[12]对某波瓣混合器粒子图像测速仪(PIV)流场测定数据,与在不同湍流模型下对该波瓣流场数值研究结果的对比可知:realizable $k-\epsilon$ 模型所得结果与实验值最为相近.故采用 realizable $k-\epsilon$ 湍流模型,在壁面附近选用标准壁面函数进行波瓣强迫混合排气系统的数值模拟研究.3 阶 MUSCL(monotone upstream-centred schemes for conservation laws)格式对非结构化网格具有更高的精度,所以流动方程对流项采用 3 阶 MUSCL 格式进行离散,压力项采用 2 阶格

式进行离散,其他方程对流项采用 1 阶迎风格式进行离散.流动和压力的耦合采用 SIMPLE(semi-implicit method for pressure linked equation)算法.收敛标准为 10^{-6} .

1.3 数值方法验证

本文在 Cooper 等人^[12]的基础上,使用上文所提到的计算方法对该波瓣混合器的流场进行模拟,如图 3、图 4 所示.在各个垂直于流动方向的截面上,将波瓣混合器下游流场的流向涡和正交涡计算所得的最大值和实验值对比,验证了本文算法的精确性与可行性.

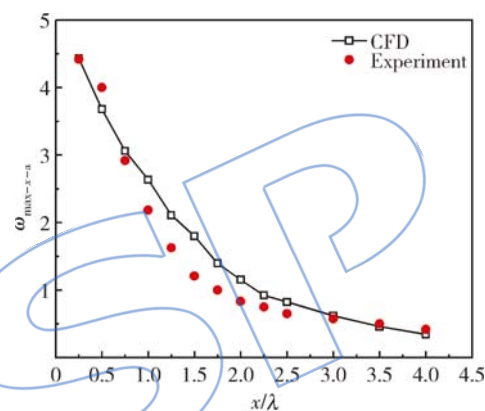


图 3 实验数据与 CFD 模拟的流向涡最大值的对比
Fig. 3 Comparison of the maximum streamwise vorticity between experimental data and CFD simulation

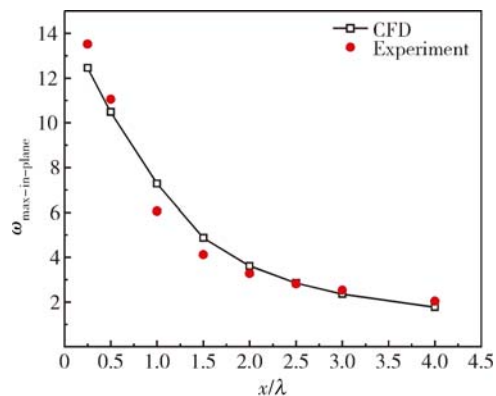


图 4 实验数据与 CFD 模拟的正交涡最大值的对比
Fig. 4 Comparison of the maximum normal vorticity between experimental data and CFD simulation

2 计算结果与分析

2.1 流场分析

波瓣强迫混合排气系统在波瓣出口截面面积

不变时,不同波瓣高宽比模型对称面流场分别如图5所示,为简洁起见,仅给出了波瓣高宽比分别为2,3,4下的结果.在图5中,随着波瓣高宽比的增加,喷管出口附近高速区在面积逐渐增大的同时,整个区域逐渐向喷管壁靠近.此外高速区的最高速度也在不断增加,这是因为随着波瓣高宽比的增加波瓣高度逐渐增大,造成主流逐渐向次流的侵入角不断增加.

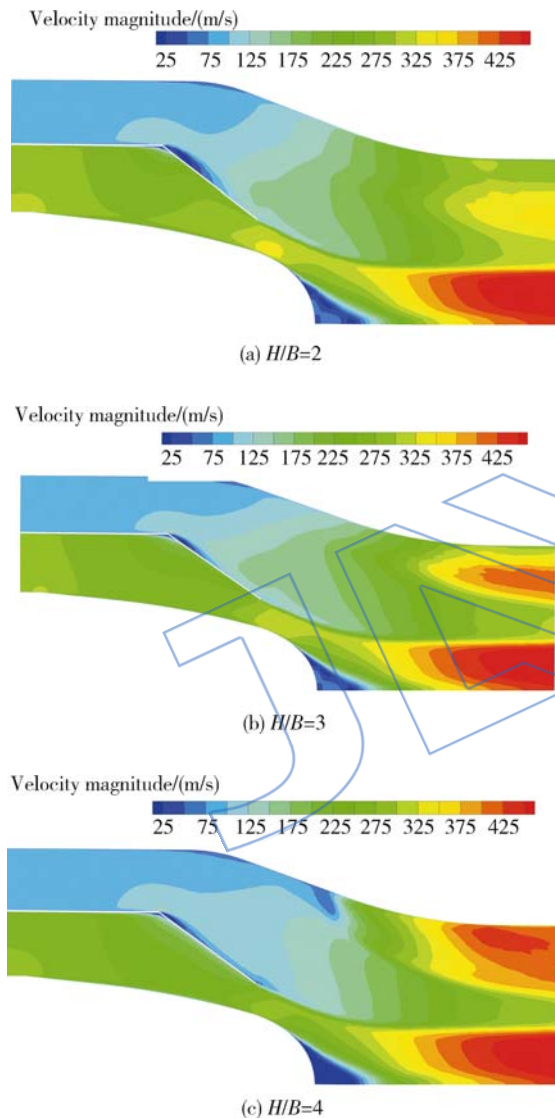


图5 对称面处波瓣强迫混合排气系统的速度分布
Fig. 5 Velocity distribution on symmetric planes of forced mixing exhaust system

各横截面无量纲流向涡(STV)的定义 ω_r 为^[8]

$$\omega_x = \frac{D}{U_0} \left(\frac{\partial \omega}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \right) \quad (1)$$

式中 U_0 为流体在波瓣混合器内涵出口的平均速度; v, ω 分别为在速度在 y 轴方向和 z 轴方向的分速度.

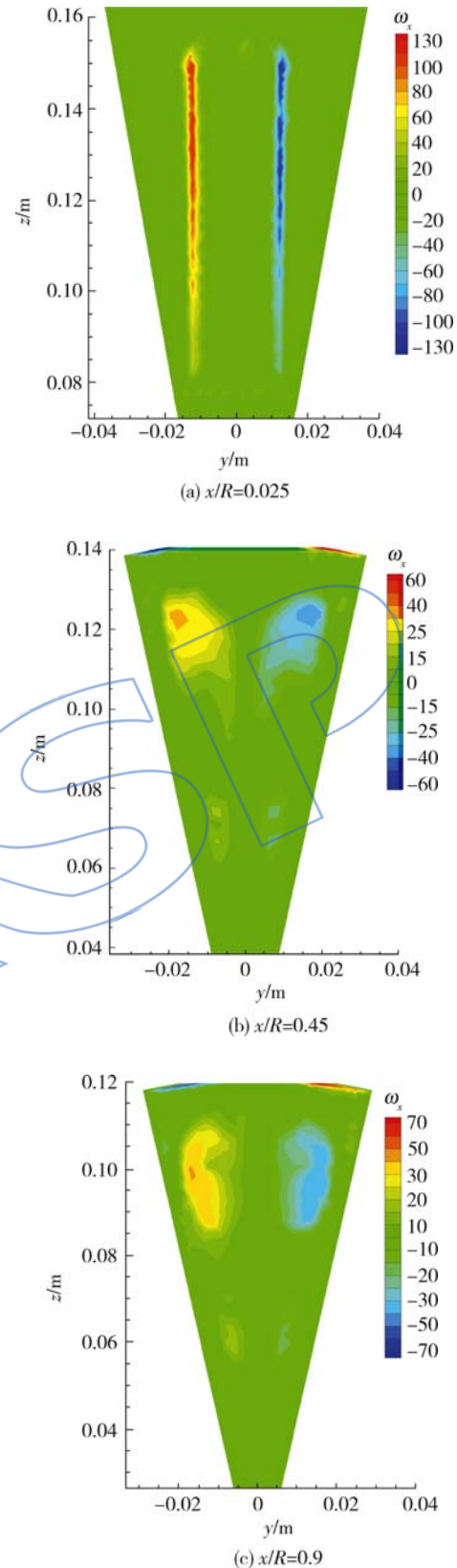


图6 $H/B=3$ 时流向涡的无量纲涡量分布
Fig. 6 Distribution of non-dimension streamwise vorticity for $H/B=3$

当波瓣出口面积不变时,以波瓣高宽比 $H/B=3$ 为例,流向涡的无量纲涡量分布如图6所示,波

瓣尾缘处($x/R=0$)的主流流体随着波峰向外流动,而次流流体随着波谷向内流动,因此在主流和次流之间形成了一对相互逆转且沿流动方向发展的旋涡,也就是流向涡。随着流体不断发展,流向涡也在不断变化,同时,每个截面的涡量也在不停地变化。根据图5,在波瓣附近的截面 $x/R=0.025$ 处,因为主、次流的外扩、内敛的速度也很大,主、次流之间形成了一对相互逆转的流向涡,除此之外,主流和次流的流动也受到波瓣的影响,所以,在该截面,流向涡的形状与波瓣相似,高度和波瓣高度相近,而且流向涡非常稳定。随着流动的不断发 展,主流和次流不间断地混合,速度也不断降低。主、次流的稳定性减弱,导致流向涡的破碎,形成很多的小流向涡,整体形状也从波瓣形状变为不规则的椭圆形($x/R=0.45$)。在靠近波瓣强迫混合排气系统出口附近,因为湍流继续耗散,并且由于流体黏性耗散,流场充斥着各种小尺度

涡和湍流结构,与此同时,流向涡继续破碎,此时的流向涡核心区范围很小,涡量很低。涡的形状变为较为规则的类椭圆形。根据图7所示的不同截面上($x/R=0.025, 0.45, 0.9$)其他波瓣模型(波瓣高宽比 $H/B=2, H/B=4$)流向涡的无量纲涡量分布,可以得到如下规律:随着波瓣高宽比的增加,波瓣内涵宽度逐渐减小,流向涡逐渐向波瓣中心偏移。此外,随着波瓣高宽比的增加,在波瓣初始截面处,流向涡涡量逐渐增加。这是由于波瓣高度的增加,使得流向涡之间的摩擦减少,使得流向涡得以充分发展,涡量增加。

2.2 波瓣内外涵面积不变,波瓣高宽比对热混合效率的影响规律

标量混合效率是衡量波瓣混合性能的重要指标^[13],但在实际应用中,测量流体成分的难度很大,因此限制了该混合效率的使用。本文采用工程

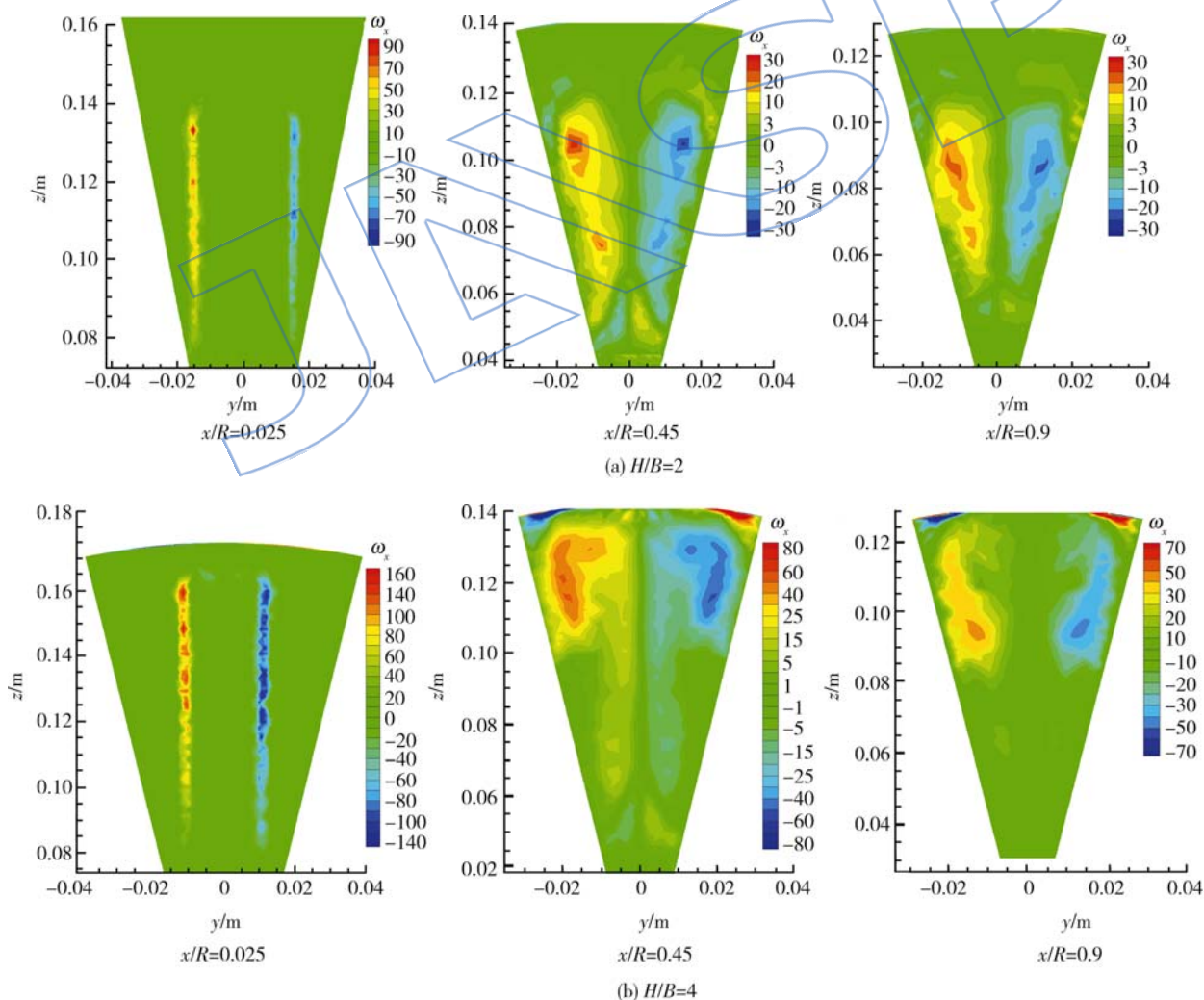


图7 不同波瓣高宽比模型流向涡的无量纲涡量分布

Fig. 7 Distribution of non-dimension streamwise vorticity for different ratios of height to width of lobe

中经常使用的热混合效率来衡量计算波瓣混合器在波瓣强迫混合排气系统中的性能. 由 Frost^[14] 的定义, 热混合效率 (简称混合效率) 公式如下:

$$\eta_t = \frac{\int T^{0.5} d\dot{m} - T_{\text{hot}}^{0.5} \dot{m}_{\text{hot}} - T_{\text{cold}}^{0.5} \dot{m}_{\text{cold}}}{T_{\text{mix}}^{0.5} (\dot{m}_{\text{hot}} + \dot{m}_{\text{cold}}) - T_{\text{hot}}^{0.5} \dot{m}_{\text{hot}} - T_{\text{cold}}^{0.5} \dot{m}_{\text{cold}}} \quad (2)$$

其中 T_{hot} 为内涵流体温度; T_{cold} 为外涵流体温度; $\dot{m}_{\text{hot}}$, $\dot{m}_{\text{cold}}$ 分别为内、外涵流体的质量流量; T_{mix} 为流体完全混合时的温度, 其定义为

$$T_{\text{mix}} = \frac{T_{\text{hot}} \dot{m}_{\text{hot}} + T_{\text{cold}} \dot{m}_{\text{cold}}}{\dot{m}_{\text{hot}} + \dot{m}_{\text{cold}}} \quad (3)$$

然而在采用该公式处理三维数值模拟数据结果时, 混合效率的后处理结果可能波动较大, 产生很大的误差, 甚至错误. 为此, 本课题组提出了刘-谢热混合效率公式^[15], 其表达式如(4)式所示

$$\eta_{\text{tr}} = 1 - \frac{\int (T - T_{\text{mix}})^2 d\dot{m}}{T_{\text{hot}}^2 \dot{m}_{\text{hot}} + T_{\text{cold}}^2 \dot{m}_{\text{cold}} - T_{\text{mix}}^2 (\dot{m}_{\text{hot}} + \dot{m}_{\text{cold}})} \quad (4)$$

根据式(4), 在不同波瓣高宽比下, 波瓣强迫混合排气系统沿流向的热混合效率变化规律曲线及其在喷管出口附近的局部放大图, 分别如图8、图9所示.

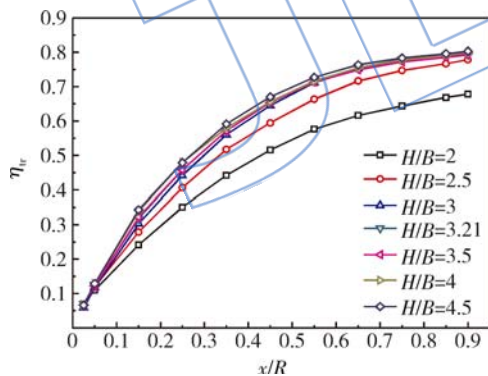


图8 波瓣内外涵出口面积不变时不同波瓣高宽比模型的热混合效率

Fig. 8 Thermal mixing efficiency of different ratios of height to width of lobe with constant areas of exit plane of lobed mixer

在图8中, H/B 在2~2.5变化时, 不同波瓣高宽比模型混合效率曲线之间间距较大, 而且热混合效率值较其他的波瓣高宽比模型小. 而 H/B 在3~4.5变化, 混合效率曲线之间的间距相对较小. 这是由于在波瓣高宽比为2~2.5时, 高度的限制使得流向涡涡量降低, 流向涡之间摩擦相对

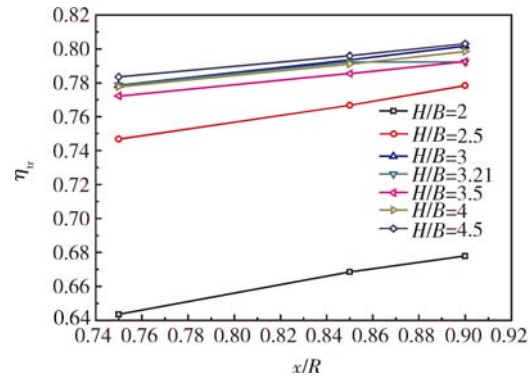


图9 喷管出口附近不同波瓣高宽比模型的热混合效率

Fig. 9 Thermal mixing efficiency of different ratios of height to width of lobe near exit plane of exhaust system

较大, 内、外涵流体之间的扩散换热相对于对流换热占有的比例较大, 混合效率因此降低, 而在波瓣高宽比 H/B 为3~4.5的情况下, 由于流向涡已经发展相对充分, 混合效率变化较小. 根据图10, 在波瓣强迫混合排气系统喷管出口处, 随着 H/B 的增加, 混合效率呈现出线性增加, 减小, 再增加的趋势, 其中混合效率在 $H/B=0.3$ 处达到极大值, 在 $H/B=4.5$ 处达到最大值, 其值分别为0.80163和0.80306. 这是由于随着波瓣高宽比的增加, 波瓣高度逐渐增加, 流向涡涡量逐渐增强, 强化混合的能力逐渐增加, 混合效率逐渐增大. 由于波瓣宽度逐渐减小, 流体之间的摩擦逐渐加剧, 流向涡涡量逐渐减小, 强化混合的能力逐渐减弱, 在 $H/B=3$ 情况下, 混合效率出现了极大值. 在 $H/B>3$ 情况下, 由波瓣高度增加引起的流向涡涡量增加大于由于流体之间的摩擦导致的流向涡涡量的减小, 故混合效率随 H/B 的增加而增加. 而在混合效率的变化中, 当 x/R 在0~0.05时, 不同波瓣高宽比的混合效率相差并不大, 但是 x/R 在0.05~0.3时, 由于主、次流的外扩, 内敛的速度大, 流向涡的涡量增加幅度较大, 所以混合效率增加很多, 而且由于波瓣高宽比的增加, 使得流向涡的涡量增幅随之增大, 使得对应的混合效率增幅加大. 而对于低波瓣高宽比的波瓣混合效率, 由于波瓣的低高度导致流向涡之间的摩擦较大, 导致涡量减小, 对流混和换热变为扩散换热, 使得热混合效率降低. 当 x/R 在0.3~1时, 由于湍流以及黏性耗散作用的影响, 主、次流速度逐渐减慢, 流向涡能量逐渐损耗, 流向涡逐渐破碎成为各种小尺度的旋涡, 这样流向涡对混合的强化逐渐

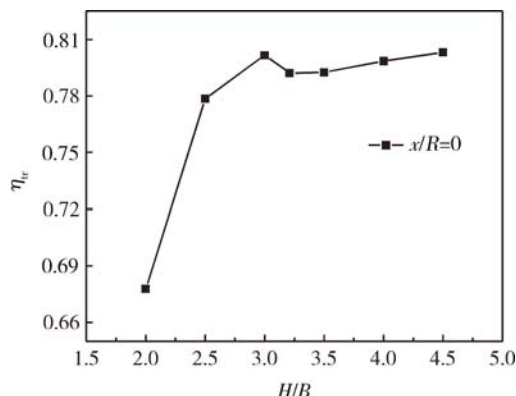


图 10 不同波瓣高宽比波瓣强迫混合排气系统出口处的热混合效率

Fig. 10 Thermal mixing efficiency of different ratios of height to width of lobe at exit plane of forced mixing exhaust system

减小,最终基本消失,混合动力转变为由剪切层所主导的主、次流之间扩散混合.在波瓣尾缘处,剪切层初始周长随着波瓣高宽比的增加而增加.随着流动的发展,流向涡作用范围逐渐增大,剪切层面积也随之增加,剪切层面积随着波瓣高宽比增大而增加,剪切层的扩散作用也随着波瓣高宽比的增加而增加.所以混合效率的增加速率随着波瓣高宽比的增加而增加.

2.3 流动损失

涡扇发动机波瓣强迫混合排气系统总压恢复系数定义为

$$\sigma = \frac{\frac{1}{\dot{m}_{\text{mix}}} \int p_{\text{mix}}^* d\dot{m}_{\text{mix}}}{\frac{1}{\dot{m}} \int p_{\text{in}}^* d\dot{m}_{\text{in}}} \quad (5)$$

式中 $\dot{m}$ 为质量流量, p^* 为总压,下标 in 表示该值为波瓣强迫混合排气系统入口处的值,即为内、外涵的质量平均值,下标 mix 表示该值为波瓣尾缘下游主、次流接触混合后,垂直于流向的横截面上的值.

根据式(5),可得波瓣出口面积不变,不同波瓣高宽比下的波瓣强迫混合排气系统总压恢复系数沿流向的变化规律,如图 11 所示,随着 H/B 的增加,总压恢复系数曲线从上到下依次排列,且各曲线间距明显.这是因为随着波瓣高的增加,流向涡涡量逐渐增加,随之产生的搅拌效应促使流体微团间的摩擦逐渐剧烈,此外波瓣宽度逐渐减小更加剧了这一现象.在波瓣强迫混合排气系统的出口处, $H/B=2$ 的总压恢复系数最大,其值为

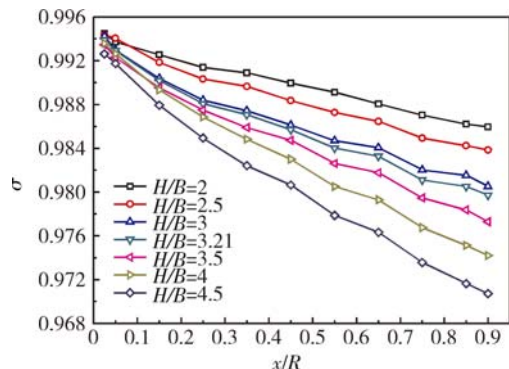


图 11 不同波瓣高宽比下的波瓣强迫混合排气系统总压恢复系数

Fig. 11 Total-pressure recovery factor of different ratios of height to width of lobe of forced mixing exhaust system

0.985 9.

在波瓣尾缘处 $x/R < 0.2$ 情况下,由于主、次流的外扩,内敛的速度较大,流向涡发展迅速,流体能量大,流动损失较大,而且由于 $H/B < 3$ 时,波瓣的高宽比对于流向涡的强度影响较大,使得涡量降低,能量损失减小.而在 H/B 为 3~4 情况下,由于波瓣的高度对流向涡的影响较小,流动损失相差不大. $H/B > 4$ 情况下,由于流向涡的涡量继续增大和波瓣宽度的减小,加剧了流体微团之间的摩擦,使得能量损失加大.在 $x/R > 0.2$ 情况下, H/B 等于 2 或 2.5,由于波瓣的高度限制使得流向涡之间相互摩擦,涡量减小,流动损失较小,总压恢复系数下降较慢.在 H/B 等于 3, 3.21, 4 或 4.5 情况下,由于剪切层掺混换热长度的增加,使得能量损失加大,随着波瓣高宽比的增加,总压恢复系数也随之降低.

2.4 推力系数

涡扇发动机波瓣强迫混合排气系统推力系数定义为

$$C_f = \frac{F}{F_{\text{id}}} \quad (6)$$

式中 C_f 为波瓣强迫混合排气系统出口处的推力系数, F 为排气系统出口处的实际推力, F_{id} 为排气系统出口处按一维等熵流动计算所得的理想推力.

根据式(6),波瓣出口面积不变情况下,可得不同波瓣高宽比下的波瓣强迫混合排气系统出口截面的推力系数沿流向的变化规律,如图 12 所示.由图可知,波瓣强迫混合排气系统出口处,推力系数随着波瓣高宽比的增加而减小,其中 $H/B=2$

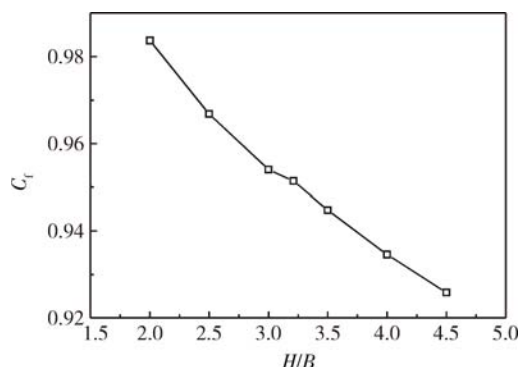


图12 不同波瓣高宽比下的波瓣强迫混合排气系统出口截面的推力系数

Fig. 12 Thrust coefficient of different ratios of height to width of lobe at exit plane of forced mixing exhaust system

的推力系数最大,其值为 0.9837。

随着波瓣高宽比的增加,流向涡的作用范围越来越大,因此剪切层面积也随之增加,剪切层的扩散作用也随之增加,能量损失加大,推力系数减小。

3 结 论

本文在涡扇发动机波瓣强迫混合排气系统内、外涵涵道比不变(面积也不变)的情况下,研究了不同波瓣高宽比关键参数 H/B (取为 2, 2.5, 3, 3.21, 4, 4.5) 对波瓣强迫混合排气系统气动热力学性能的影响。在本文所研究的范围内,得到了如下几点结论:

1) 在喷管出口处,混合效率随着波瓣高宽比的增加呈现出增大-减小-增大的趋势, $H/B=3$ 和 $H/B=3.21$ 分别为曲线的两个拐点。

2) 在波瓣尾缘后,随着波瓣宽高比的增加,流向涡涡量不断增加,并且排气系统混合长度越长,涡量衰减越大。

3) 在波瓣出口处,随着波瓣宽高比的增加,总压恢复系数、推力系数沿流向均不断降低。

参考文献:

[1] Presz W M. Mixer/ejector noise suppressors[R]. AIAA-91-2243, 1991.

[2] 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 Liguo, GAO Chao, et al. An experimental study on a lobed nozzle of an infrared suppression system[J]. Journal of Aerospace Power, 1997, 12(1): 212-214. (in Chinese)

[3] Presz W M, McCormick D C. Thrust augment using mixer-ejector-diffuser systems[R]. AIAA-94-0020, 1994.

[4] 刘友宏, 陈镭, 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 Liguo. 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)

[5] 刘友宏, 李立国. 有无中心锥圆排波瓣喷管射器内流场模拟与比较[J]. 航空动力学报, 2002, 17(3): 280-286.

LIU Youhong, LI Liguo. Numerical simulation of flow field in circularly lobed exhaust-ejector mixer with/without a central plug[J]. Journal of Aerospace Power, 2002, 17(3): 280-286. (in Chinese)

[6] LIU Youhong. Experimental and numerical research on high pumping performance mechanism of lobed exhaust-ejector[J]. International Communication of Heat and Mass Transfer, 2007, 34(2): 197-209.

[7] Waitz I A, Qiu Q J, Manning T A, et al. Enhanced mixing with streamwise vorticity[J]. Progress in Aerospace Sciences, 1997, 33(5/6): 323-351.

[8] LIU Youhong. Experimental and numerical investigation of circularly lobed ejector with bend mixer[J]. Heat Transfer Asian Research, 2007, 36(7): 387-397.

[9] Skebe S A, Paterson R W, Barber T J. Experimental investigation of three-dimensional forced mixer lobed flow fields[R]. AIAA-88-3785, 1988.

[10] 刘友宏, 李立国. 直排波瓣喷管射器流场计算 $k-\epsilon$ 模型的选择[J]. 空气动力学学报, 2002, 20(3): 343-350.

LIU Youhong, LI Liguo. Numerical study of $k-\epsilon$ turbulent models for flow with a straightly lobed nozzle[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2002, 20(3): 343-350. (in Chinese)

[11] 谢翌, 刘友宏. 波瓣高宽比对波瓣强迫混合排气系统性能影响[J]. 航空动力学报, 2010, 25(12): 2787-2794.

XIE Yi, LIU Youhong. Effect of ration of height to width of lobe on the performance of a lobed mixer in a forced mixing exhaust system[J]. Journal of Aerospace Power, 2010, 25(12): 2787-2794. (in Chinese)

[12] Cooper N J, Merati P, Hu H. Numerical simulation of the vortical structures in a lobed jet mixing flow[R]. AIAA 2005-635, 2005.

[13] 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)

[14] Frost T H. Practical bypass mixing systems for fan jet aero-engines[J]. Aeronautical Quarterly, 1966, 17: 141-160.

[15] XIE Yi, LIU Youhong. A modified thermal mixing efficiency and its application to lobed mixer nozzle for aero-engines[J]. Heat Transfer Research, 2011, 42(4): 317-335.