

一种波瓣混合器超级燃烧室的 掺混特性

程晓军, 范育新, 蔡 迪, 王家骅

(南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016)

摘 要: 为了使涡轮基组合循环发动机超级燃烧室的涡扇涵道和冲压涵道两股气流具有高效低阻的掺混特性,设计了一种结构简单的方形波瓣混合器.用数值模拟方法对该方形波瓣混合器与常规混合器进行了比较分析,结果表明方形波瓣混合器具有与菊花型波瓣混合器相似的流向涡高效低阻掺混特性.进行混合器结构参数变化对掺混特性的影响研究发现扩张角对方形波瓣混合器的热混合效率的影响起主要作用,而出口高度的影响不大;当方形波瓣混合器的波长比为 1.0 时,方形波瓣混合器具有高效低阻的掺混特性.

关 键 词: 涡扇冲压组合发动机; 超级燃烧室; 波瓣混合器; 流向涡; 热混合效率; 总压恢复系数

中图分类号: V236

文献标志码: A

Mixing characteristics of hyperburner with a lobed mixer

CHENG Xiao-jun, FAN Yu-xin, CAI Di, WANG Jia-hua

(College of Energy and Power Engineering,

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

Abstract: A simple structure square lobed mixer with high mixing efficiency and low resistance was designed to turbofan by pass flow with ram bypass flow thoroughly in turbine based combined cycle engine hyperburner. Numerical simulation of square lobed mixer and comparative analysis with conventional mixer were made; the results indicate that square lobed mixer with high mixing efficiency and low resistance of the streamwise vortices of daisy lobed mixer. Numerical simulation results of various mixer structure parameters' influence on mixing characteristics show that expansion angle dominates the thermal mixing efficiency, and the export height of the mixer has little effect on it. The square lobed mixer has the characteristics of high mixing efficiency and low resistance when the wavelength ratio is 1.0.

Key words: turbine based combined cycle; hyperburner; lobed mixer; streamwise vortex; thermal mixing efficiency; total pressure recovery coefficient

涡轮基组合循环(turbine based combined cycle, TBCC)发动机作为一种吸气式发动机,以其宽广的飞行包线及有效工作范围,被认为是最有希望的高超声速飞行器的动力装置,受到越来越多的国家及科研机构的关注^[1-3].超级燃烧室在

涡扇冲压组合发动机的涡扇模式下作为加力燃烧室,而在冲压模式下作为冲压燃烧室.相比于常规的涡扇发动机加力燃烧室,超级燃烧室的工作范围更宽,在整个工作包线内涵道比变化非常大、流动状态变化也非常大,涡扇模式与冲压模式下是

收稿日期:2013-04-17

基金项目:江苏省普通高校研究生科研创新计划(CXZZ12_0167)

作者简介:程晓军(1986—),男,陕西宝鸡人,博士生,主要从事脉冲爆震发动机低阻起爆技术研究及涡扇冲压组合发动机燃烧室燃烧组织方面研究. E-mail:468759826@qq.com

完全不同的两种流动状态,因此对两股气流间的掺混提出更高的要求,如何在整个工作状态下实现短距离内的低阻高效掺混是超级燃烧室设计的一个关键技术。

波瓣混合器褶曲的尾缘型面产生独特的流向涡,在不带来较大阻力损失的情况下,对加强两股气流间的混合掺混效果明显。因其优越的流向涡技术,成为现代高性能航空发动机研究的热点。目前,国内外采用数值模拟与试验研究相结合的方法对波瓣后方流场的涡结构及流向涡的混合机理^[4-9]、波瓣的几何结构^[10-11]和波瓣在航空发动机内增推和红外抑制的应用^[12-14]上做出了大量的研究。但是从目前公开发表的文献看,对于波瓣的研究主要以菊花型的特殊几何外形作为研究对象。这种菊花型波瓣混合器虽然有很好的掺混特性,但是由于几何型面过于复杂,机械加工难度大,结构的刚性相对于常用的环形混合器差,实现工程应用难度较大。

本文针对涡扇冲压组合发动机内外涵道的流动特点,综合菊花型波瓣混合器的高效混合和环形混合器的结构刚性优点,设计了结构相对简单、满足 TBCC 超级燃烧室高效低阻混合要求的方形波瓣混合器模型^[15],采用数值模拟与试验验证相结合的方法对该混合器模型进行研究。在设计工况下,将方形波瓣混合器与菊花型波瓣混合器下游流场与波瓣掺混特性对比发现,方形波瓣混合器下游能产生与菊花型波瓣混合器下游相似的流向涡结构。数值研究结果表明:波瓣混合器出口高度对于热混合效率的影响不大,但出口高度增加,总压损失增大;热混合效率随波瓣混合器扩张角的增加而增加,同时也带来更大的总压损失;在设计工况下,增加方形波瓣混合器波长比,在相同的掺混距离下热混合效率降低,总压损失增加。本文所设计的方形波瓣混合器结构简单,掺混特性良好,具有一定的工程应用价值。

1 物理模型及计算方法

1.1 物理模型的设计

方形波瓣混合器物理模型如图1所示。方形波瓣混合器的形状区别于菊花型波瓣混合器,出口为方形,其设计思想是结合菊花型波瓣混合器流向涡的掺混技术机理,同时兼顾环形混合器具有良好刚性的优势。在分流环后方布置向外扩张的环形混合器与向内收缩的环形混合器,中间用

三角隔板隔开。这样外涵气流在波瓣混合器中具有沿径向向筒体中心的径向分速度,内涵的气流在波瓣混合器中具有向筒体壁面方向的径向分速度。两分速度的方向相反,从而在混合器后方形成一对逆转但流动方向一致的大尺度旋涡,即流向涡。该流向涡能加强两股气流之间的掺混。图1中 α 为方形波瓣混合器的扩张角; H 为方形波瓣混合器的出口高度; λ 为方形波瓣混合器每个波瓣的波长,这里将出口高度 H 无量纲化为 H/λ ; λ_{bp} 为波瓣冲压涵道所占波长; λ_{cp} 为波瓣涡扇涵道所占波长; $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 定义为方形波瓣混合器的波长比。本文中的下标 bp 表示冲压涵道参数, cp 表示涡扇涵道参数。

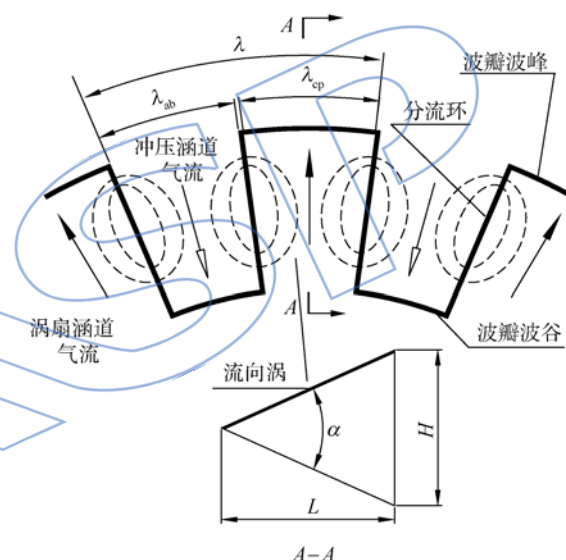


图1 方形波瓣混合器结构图

Fig. 1 Structural chart of square lobed mixer

1.2 计算域及算法的确定

如图2所示为方形波瓣混合器物理模型计算域示意图,计算域包括冲压涵道、涡扇涵道、中心锥、方形波瓣混合器以及冲压涵道调节阀。定

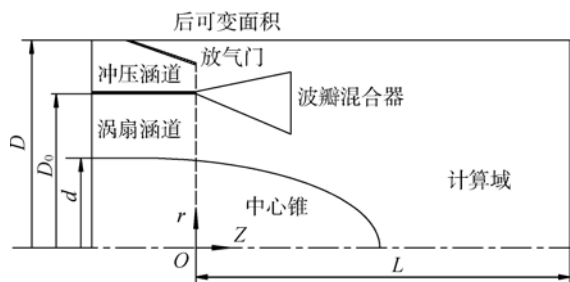


图2 方形波瓣混合器物理模型计算域示意图

Fig. 2 Schematic of square lobed mixer physical model computational domain

义方形波瓣混合器进口截面为坐标原点,下游轴线方向为 Z 正方向,径向由中心向外为 r 正方向. 方形波瓣混合器下游总掺混长度为 L ; D 为超级燃烧室筒体直径; d 为超级燃烧室进口中心锥直径; 分流环的直径为 D_0 . 取整个超级燃烧室筒体的 $1/6$ 作为计算域, 截面形状为 60° 扇形, 计算域中包含有两个波长的方形波瓣混合器. 为了研究方形波瓣混合器各结构参数对掺混特性的影响, 对以下几个方案进行了数值模拟研究: ①扩张角一定时 (30°), 无量纲出口高度分别为 $H/\lambda=0.5$, 0.65 和 0.8 ; ②无量纲出口高度一定 ($H/\lambda=0.5$) 时, 扩张角分别为 30° , 40° 和 50° , 方形波瓣混合器壁厚为 2 mm .

通过网格试验, 选用网格最小单元为 1.5 mm 的网格对计算区域进行分块划分, 采用六面体网格、四面体网格和三棱柱形网格相结合对计算区域离散, 方形波瓣混合器附近及下游区域进行网格加密. 扩张角为 30° ; 无量纲出口高度 $H/\lambda=0.5$ 的网格单元数为 256 万, 如图 3 所示为方形波瓣混合器附近网格图.

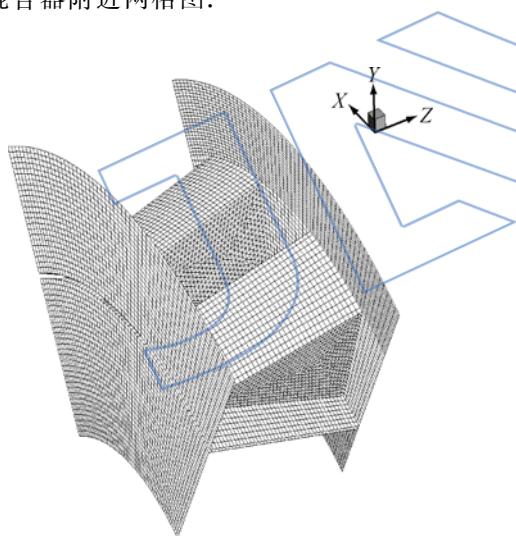


图3 方形波瓣混合器附近网格

Fig. 3 Grid near square lobe mixer near grid

1.3 算法和边界条件

方形波瓣混合器掺混特性模拟时的工况其涵道比为 1.5, 涡扇涵道模拟一定余气系数的高温燃气, 冲压涵道进口为新鲜空气, 两个涵道进口马赫数 Ma_{in} 在 0.3 左右. 计算中采用的边界条件包括: 涡扇涵道进口采用质量进口, 总温为 800 K , 通过气体成分给定高温燃气, O_2 的质量分数为 18% , CO_2 的质量分数为 4.52% , H_2O 的质量分数为 1.77% ; 冲压涵道进口采用质量流量进口,

总温为 350 K , O_2 的质量分数为 23.2% ; 计算域出口设为压力出口, 压力值为 0.16 MPa ; 60° 计算域两侧面定义为旋转周期性边界, 其他固体边界定义为无滑移壁面. 采用基于压力的 SIMPLE(压力耦合方程组的半隐式方法) 算法, 对于控制方程的各项采用 2 阶迎风格式进行离散, 湍流模型选用的 $realizable\ k-\epsilon$ 模型^[16-17], 壁面使用非平衡壁面函数进行处理, 各边界的湍动能 k 和湍动能耗散率 ϵ 按照经验公式给定

$$k = 0.03 u^2 \quad \epsilon = k^{3/2} / 0.005 C$$

式中 u 为边界处速度, C 为边界的当量直径. 计算结果的收敛以各方程的残差均下降 5 个数量级, 且计算模型的进口和出口质量流量恒定为准.

1.4 算法的试验验证

在 60° 扇形试验段通过试验对本文采用的计算方法进行试验验证, 由于试验条件的限制, 试验段出口压力为 10^5 Pa (验证时数值模拟与试验出口压力均为 10^5 Pa), 其他参数与上述边界条件一致. 试验时在掺混距离为 3λ 的截面, 波峰对应的半径和波谷对应的半径按等间距分别均匀布置 11 个测点如图 4 所示. 图 5 为试验与数值模拟沿半径方向温度分布对比曲线. 图中 r 为测点半径, O 表示超级燃烧室轴心. 将扩张角为 30° , 无量纲出口高度 $H/\lambda=0.65$ 的方形波瓣混合器数值模拟结果与试验结果进行对比.

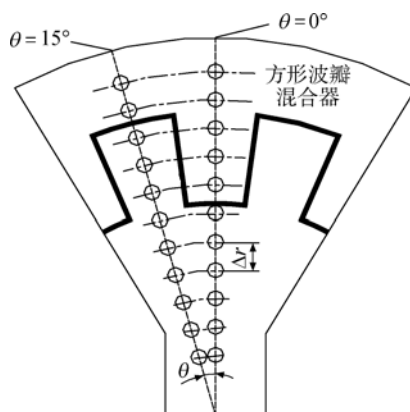


图4 热电偶位置

Fig. 4 Thermocouple positions

由图 5 可以看出, 波峰半径上和波谷半径上的 11 个测点的温度随着半径的增加都是先基本保持不变, 随后急剧降低, 降低到一定程度又缓慢的升高. 由于前 4 个热电偶位于涡扇涵道的气流中, 所测得的温度接近于涡扇涵道的燃气温度. 从图中可以看出第 5, 6 个热电偶从投影方向上看,

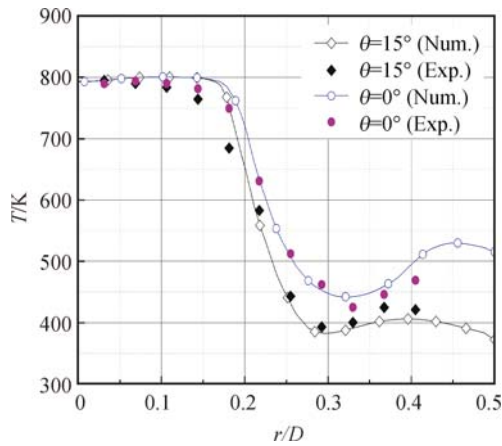


图5 试验与数值模拟沿半径方向温度分布对比曲线
Fig. 5 Contrast curves of experimental and numerical temperature distribution along radial

也处于波瓣下端的涡扇涵道,但是所测得的温度低于涡扇涵道的温度,第6个热电偶所测得的温度更低.这是因为该区域内两股气流进行热交换的结果.随着半径的增加,热电偶采集的温度急剧下降直到第8个热电偶所在位置.由此说明在掺混距离为 3λ 截面上,两个涵道气流在第5个到第8个热电偶之间的区域内的热交换明显,温度变化较大.在第9个热电偶后,热电偶采集的温度接近于冲压涵道气流温度,并基本不变.上述试验中测得的温度变化趋势与数值模拟沿半径方向上的温度分布变化规律一致.由图4中可以看出,无论波谷半径还是波峰半径,试验结果与数值模拟都存在一定的偏差,波峰半径上的最大偏差为30 K,偏差范围在4%以内;波谷位置的最大偏差为40 K,偏差范围在5.3%以内,偏差在可接受的误差范围内.由此可以结论,本文采用的计算方法与计算模型合理,数值模拟结果与试验数据吻合较好.

1.5 波瓣混合器掺混特性参数

1) 总压恢复系数

$$\sigma = \frac{p_{out}^*}{p_{in}^*}, \text{ 其中进口总压 } p_{in}^* = \frac{p_{cp}^* \dot{m}_{cp} + p_{bp}^* \dot{m}_{bp}}{\dot{m}_{cp} + \dot{m}_{bp}}$$

2) 热混合效率

$$\eta = \frac{\int \sqrt{T_i^*} d\dot{m} - \sqrt{T_{cp}^*} \dot{m}_{cp} - \sqrt{T_{bp}^*} \dot{m}_{bp}}{\sqrt{T_{mix}^*} (\dot{m}_{cp} + \dot{m}_{bp}) - \sqrt{T_{cp}^*} \dot{m}_{cp} - \sqrt{T_{bp}^*} \dot{m}_{bp}}$$

式中 $T_{mix}^* = \frac{T_{cp}^* \dot{m}_{cp} + T_{bp}^* \dot{m}_{bp}}{\dot{m}_{cp} + \dot{m}_{bp}}$, 为完全混合状态下的

混合总温, $\dot{m}$ 为质量流量. 热混合效率 $0 \leq \eta \leq 1$, 当 $\eta = 0$ 时, 表示内外涵气流没有混合; 当 $\eta = 1$ 时, 代表内外涵气流完全混合, 越接近于1混合度越高.

2 计算结果及分析

2.1 方形波瓣混合器与菊花型波瓣混合器掺混特性比较分析

把方形波瓣混合器与菊花型波瓣混合器进行对比, 两个波瓣混合器具有相同的扩张角(30°)与无量纲出口高度($H/\lambda = 0.5$). 图6为两种波瓣混合器下游总温 T^* 分布对比图. 图7为两种波瓣混合器下游 O_2 质量分数沿程变化对比图. 图8为两种波瓣混合器下游横截面下游流向涡速度 v 对比图. 选择截面分别为距波瓣混合器出口距离为 $\lambda, 2\lambda$ 和 5λ 处的截面.

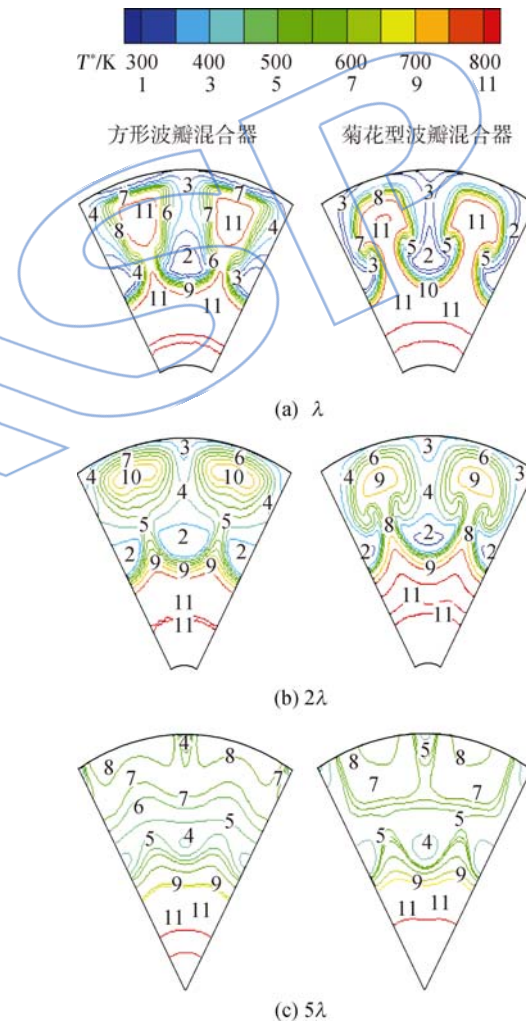


图6 两种波瓣混合器下游总温分布对比图
Fig. 6 Comparison chart of downstream total temperature distribution with two lobed mixers

由图6和图7可知, 两种波瓣混合器在掺混距离分别为 $\lambda, 2\lambda$ 和 5λ 的总温和 O_2 质量分数分布规律相似. 对于菊花型波瓣混合器, 混合器出口

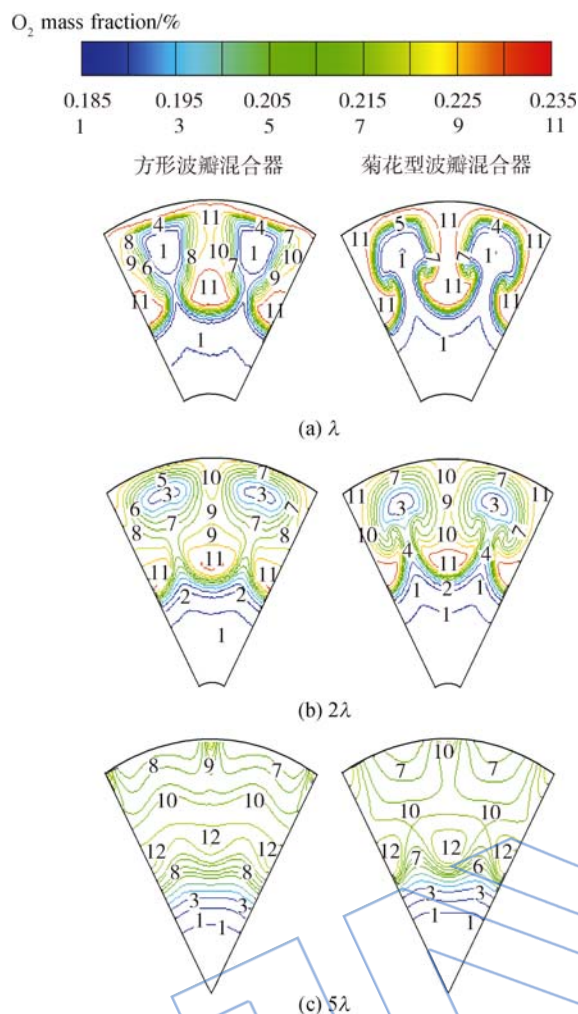


图 7 两种波瓣混合器下游 O_2 质量分数对比图
Fig. 7 Comparison chart of downstream O_2 mass fraction distribution with two lobed mixers

形成蘑菇状的参数分布形式, 掺混距离为 λ 的截面, 该蘑菇状清晰可见; 随着掺混距离的增加, 蘑菇头向外扩散逐渐变大, 影响范围也变大, 掺混距离为 2λ 的截面, 两个相邻的蘑菇头沿周向基本相接; 随着掺混距离的进一步增加, 相邻的蘑菇头之间相互渗透, 总温和 O_2 质量分数分布梯度也逐渐减小, 最终趋于均匀。本文设计的方形波瓣混合器与菊花型波瓣混合器参数变化具有相似的发展变化趋势, 所不同的是, 菊花型波瓣混合器形成的蘑菇头边缘光滑, 而方形波瓣混合器形成的蘑菇头边缘并非光滑曲线, 呈方形且蘑菇头尺度较大。由图 8 的流向涡速度对比图可以看出, 两种波瓣混合器都在横截面产生大尺度的流向涡, 而且流向涡具有相似的发展规律。方形波瓣混合器相对于菊花型波瓣混合器形成的初始流向涡尺度稍大, 基本为侧板高度的尺度。随着流向涡向下游发展, 流向涡沿径向变长的同时沿周向扩散使其的

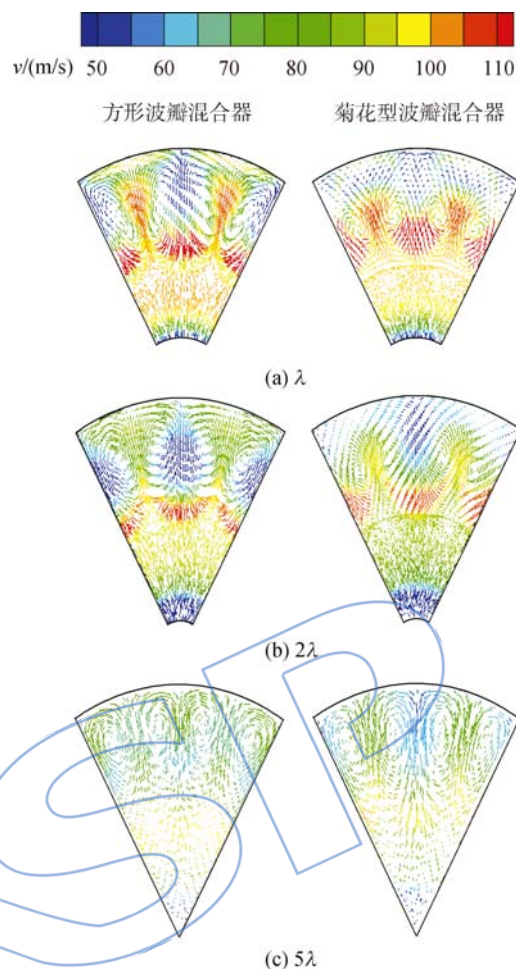


图 8 两种波瓣混合横截面下游流向涡速度对比图
Fig. 8 Comparison chart of down stream streamwise vortex velocity with two lobed mixers

影响区域变大, 当掺混距离为 2λ 时, 流向涡沿径向发展到超级燃烧室筒体, 沿周向两流向涡边缘相接。随着掺混距离的增加, 流向涡的影响范围继续扩大, 流向涡边缘的外涵气流速度增加, 内涵气流速度减小, 在流向涡的对流作用下, 内外涵速度区域均匀, 如图 7 中掺混距离为 5λ 的截面所示。由此可以得到结论: 方形波瓣混合器与菊花型波瓣混合器都能产生加强内外涵气流掺混的流向涡, 而且流向涡向下游的发展规律相似, 在流向涡的作用下各截面的参数分布规律相似, 并最终趋于均匀。

由以上分析可以看出, 本文设计的方形波瓣混合器与菊花型波瓣混合器具有相似的流动特征。在此基础上对方形波瓣混合器与菊花型波瓣混合器及环形混合器的热混合效率和阻力特性进行了比较, 图 9 为两种波瓣混合器与扩张角不同的环形混合器沿程热混合效率对比图。图中方框所示为波瓣混合器出口。环形混合器分别为向外

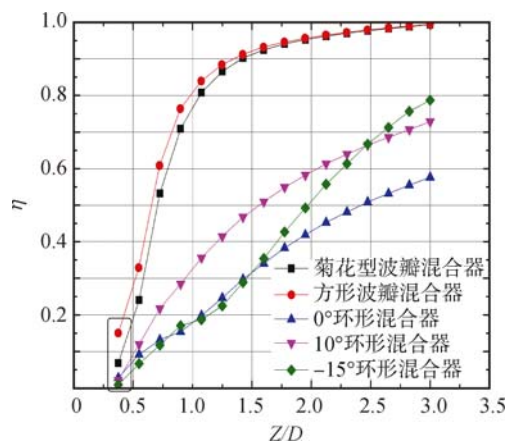


图9 几种不同混合器热混合效率对比图

Fig. 9 Thermal mixing efficiency for different mixers

涵方向扩张角为 15° , 向内涵扩张角为 15° 及平行进气的混合器. Z 表示波瓣混合器进口到下游某一截面的轴向距离.

由图9可以看出, 方形波瓣混合器具有与菊花型波瓣混合器相似的掺混特征, 比环形混合器的掺混特性好得多. 紧随波瓣混合器出口处沿程热混合效率随着掺混距离的增加迅速增加, 达到 $1D$ 距离后热混合效率随掺混距离的增加变化缓慢, 最后趋于1. 由图中可以看出, 在方形波瓣混合器出口处的热混合效率比菊花型波瓣混合器高, 这是因为方形波瓣混合器出口处形成的流向涡尺度比菊花型波瓣混合器大, 流向涡的作用范围大, 掺混效果明显. 在相同的掺混距离下, 方形波瓣混合器的热混合效率比菊花型波瓣混合器高, 随着掺混距离的增加, 两种波瓣混合器的热混合效率差距缩小. 由数值模拟的结果显示方形波瓣混合器的总压恢复系数为 97.7% , 菊花型波瓣混合器的总压恢复系数为 98.6% . 方形波瓣混合器的总压损失比菊花型波瓣混合器的多 0.9% . 这主要是因为流向涡的结构决定的, 菊花型波瓣混合器流向涡边缘比方形波瓣混合器光滑, 总压损失较小. 由此可以得到结论: 方形波瓣混合器具有菊花型波瓣混合器的掺混特性, 在相同的掺混距离下, 方形波瓣混合器较之菊花型波瓣混合器的热混合效率略高, 但同时也带来较大的阻力损失.

2.2 方形波瓣混合器结构参数对掺混特性的影响

2.2.1 出口高度对掺混特性的影响

方形波瓣混合器扩张角为 30° 不变, 通过数值模拟研究无量纲出口高度为 $H/\lambda = 0.5, 0.65$ 和 0.8 时掺混特性的变化.

图10为方形混合器扩张角为 30° , 出口高度不同时的沿程热混合效率变化, 图10、图12、图14中方框所示为方形波瓣混合器出口. 图11为方形波瓣混合器扩张角为 30° , 出口高度不同时的总压恢复系数变化.

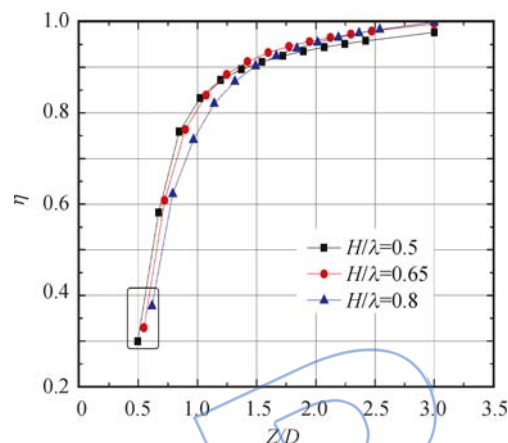


图10 方形波瓣混合器出口高度不同时热混合效率变化

Fig. 10 Thermal mixing efficiency varying with export height of square lobed mixer

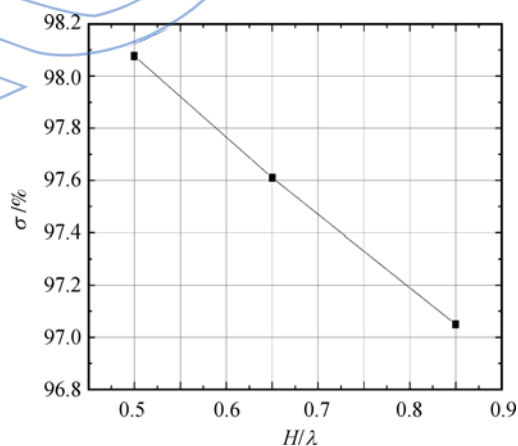


图11 方形波瓣混合器出口高度不同时总压恢复系数变化

Fig. 11 Total pressure recovery coefficient varying with export height of square lobed mixer

由图10可以看出, 出口高度不同对沿程热混合效率的影响不大, 曲线基本接近, 变化规律相近, 掺混距离较小时, 出口高度较小的方形波瓣混合器热混合效率稍大于出口高度大的方形波瓣混合器, 随着掺混距离的增加, 热混合效率之间的差距缩小. 分析认为, 方形波瓣混合器的沿程热混合效率由波瓣混合器后方初始流向涡强度(尺度大小和流向涡边缘速度)和掺混距离共同决定. 扩张

角一定,产生流向涡的径向分速度一定,流向涡的边缘速度一定.出口高度大的方形波瓣混合器流向涡的初始尺度也较大,方形波瓣混合器出口的热混合效率也较大.在扩张角为 30° 一定的情况下,出口高度相对大的方形波瓣混合器长度较长,下游的掺混距离也相应地变短,虽然出口高度大的混合器初始流向涡尺度较大,但是此时掺混距离对于热混合效率起主导作用,由于掺混距离小,所以在相同的截面上的热混合效率相对较低.由图 11 可以看出,总压恢复系数随出口高度的增加而减小,分析认为,方形波瓣混合器出口的流向涡尺度越大,流向涡的耗散作用越明显,机械能损失也较大,总压恢复系数越小.由此可以得到结论,出口高度对于方形波瓣混合器的热混合效率的影响不大,在超级燃烧室结构尺寸固定的情况下,选择出口高度较小的方形波瓣混合器在热混合效率、总压恢复系数及结构上都具有一定的优势.

2.2.2 扩张角对掺混特性的影响

方形波瓣混合器的无量纲出口高度 $H/\lambda = 0.5$ 时,通过数值模拟研究扩张角分别为 30° , 40° 和 50° 时的掺混特性.图 12 为出口高度一定扩张角不同时沿程热混合效率变化图.图 13 为出口高度一定扩张角不同时总压恢复系数变化图.

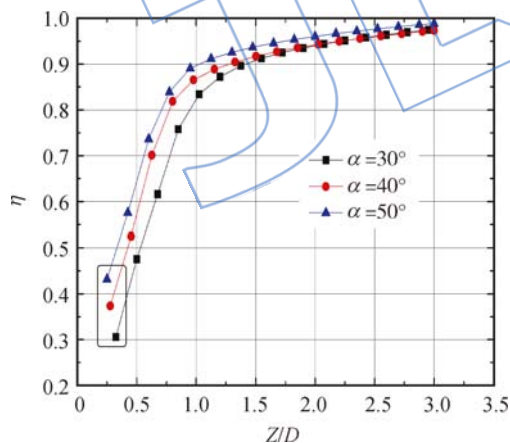


图 12 热混合效率随扩张角变化

Fig. 12 Thermal mixing efficiency varying with expansion angles

由图 12 可以看出,在不同的扩张角下,热混合效率变化规律一致,都是先随着掺混距离的增加迅速增加再缓慢增加并趋于 1. 随着方形波瓣混合器扩张角的变大,热混合效率相对增加.扩张角大的方形波瓣混合器出口初始热混合效率也相对于扩张角小的方形波瓣混合器大,随着掺混距离的增加,差距逐渐缩小.分析认为,一方面方形

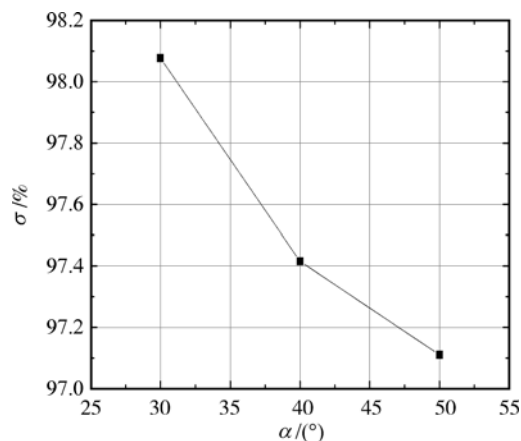


图 13 总压恢复系数随扩张角变化

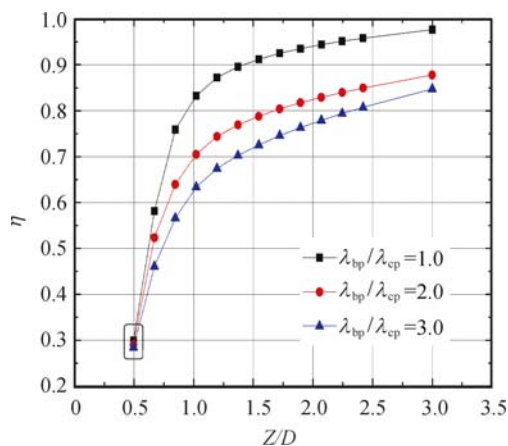
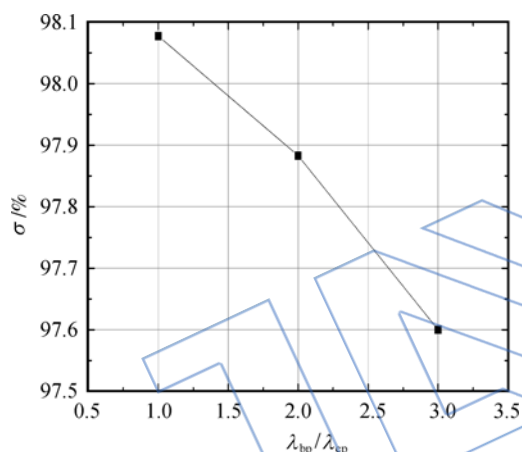
Fig. 13 Total pressure recovery coefficient varying with expansion angle

波瓣混合器出口高度一定时,方形波瓣混合器后方的流向涡尺度相同,但是扩张角大的方形波瓣混合器径向分速度相对较大,流向涡的强度也越大,热混合效率较高;另一方面,高度一定,方形波瓣混合器的扩张角大的掺混距离也相对较长,这对于热混合效率也非常有利.由图 13 可以看出,总压恢复系数随着扩张角的增大而减小.这是因为扩张角大的方形波瓣混合器形成的初始流向涡的强度大,流向涡的耗散作用明显,带来的损失大.由此得到结论,方形波瓣混合器扩张角对于热混合效率的影响明显,主要影响方形波瓣混合器的初始流向涡的强度,扩张角大的方形波瓣混合器具有良好的热混合效率,但同时也会带来较大的总压损失.在超级燃烧室的设计中要兼顾总压损失及热混合效率两方面的因素对扩张角选择.

2.2.3 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 对掺混特性的影响

固定扩张角为 30° ,无量纲出口高度为 $H/\lambda = 0.5$ 的方形波瓣混合器,通过数值模拟研究混合器波长比 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 不同时的波瓣混合器掺混特性.图 14 为波长比 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 不同时的方形波瓣混合器的沿程热混合效率变化图.图 15 为波长比 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 不同时的方形波瓣混合器的总压恢复系数变化图.

由图 14 可以看出,方形波瓣混合器在涡扇涵道所占波长与冲压涵道所占波长之比对于混合器沿程热混合效率的影响较大,为达到相同的热混合效率, $\lambda_{bp}/\lambda_{cp} = 1.0$ 的方形波瓣混合器比 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp} = 3.0$ 方形波瓣混合器需要的掺混距离小得多.如当达到 80% 热混合效率时, $\lambda_{bp}/\lambda_{cp} = 1.0$ 的掺混距离约为 $1D$,而 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp} = 3.0$ 的混合需要 $2.5D$ 的掺混距离.分析认为,方形波瓣混合器扩张角与出口高度一定时,方形波瓣混合器的初始

图 14 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 不同时热混合效率变化Fig. 14 Thermal mixing efficiency varying with different $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 图 15 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 不同时总压恢复系数变化Fig. 15 Total pressure recovery coefficient varying with different $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$

流向涡的边缘速度与径向尺度大小一定. 但是 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 越大, 涡扇涵道面积减小而冲压涵道面积变大, 波瓣混合器出口形成的流向涡之间的周向间距较大, 流向涡向下游发展, 周向相接需要的发展距离也越大, 掺混效果下降. 虽然出口热混合效率接近, 但是往下游发展过程中, $\lambda_{bp}/\lambda_{cp} = 1.0$ 的方形波瓣混合器流向涡之间能很快地相接并相互渗透, 而 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp} = 3.0$ 需要更长的掺混距离, 所以 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 较小的方形波瓣混合器掺混效果较好. 由图 15 可以看出, 随着 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 的增加, 方形波瓣混合器的总压恢复系数降低, 但降幅较小. 分析认为, 在一定 Ma_{in} 下, 涡扇涵道面积缩小, 势必使涡扇涵道的 Ma_{in} 变大, 方形波瓣混合器壁面对于涡扇涵道气流的摩擦作用也增大, 造成总压损失. 所以随着 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp}$ 的增大, 方形波瓣混合器的总压恢

复系数略有下降. 由此得到结论: 在一定进口条件下, $\lambda_{bp}/\lambda_{cp} = 1.0$ 的方形波瓣混合器在较小的总压损失下具有良好的热混合效率.

3 结 论

本文通过数值模拟揭示了所设计的方形波瓣混合器的掺混特性, 模拟结果表明方形波瓣混合器具有与菊花型波瓣混合器相同的流向涡混合机理, 通过对方形波瓣混合器在 TBCC 地面工作状态下的数值计算, 获得了方形波瓣混合器结构参数对掺混特性的影响规律. 主要有以下几点:

1) 方形波瓣混合器对于内外涵的掺混主要是混合器产生的流向涡作用的结果. 流向涡首先产生于波瓣的侧壁面, 在向下游发展过程中, 流向涡向壁面和轴心两个方向拉伸, 流向涡的影响区域也逐步扩大. 流向涡的这种作用促使内外涵气流的总温与 O_2 的质量分数掺混均匀.

2) 方形波瓣混合器扩张角一定时, 方形波瓣混合器的沿程热混合效率随着出口高度的增加基本不变, 但是出口高度的增加会带来较大的总压损失. 因此考虑到方形波瓣混合器低速高效设计要求, 出口高度不宜过大.

3) 方形波瓣混合器出口高度一定时, 方形波瓣混合器的沿程热混合效率随着扩张角的增加而增加, 总压损失也增加. 因此扩张角的选择要兼顾方形波瓣混合器热混合效率和总压损失两方面因素.

4) 在一定进口条件下 $\lambda_{bp}/\lambda_{cp} = 1.0$ 时, 方形波瓣混合器具有高效低阻的掺混特性.

参考文献:

- [1] 刘大响, 金捷. 21 世纪世界航空动力技术发展趋势与展望[J]. 中国工程科学, 2004, 6(9): 1-8.
LIU Daxiang, JIN Jie. The development trends and prospect of world aeropropulsion technology in the 21st century[J]. Engineering Science, 2004, 6(9): 1-8. (in Chinese)
- [2] Lee J, Winslow R, Buehrle R L. The GE-NASA RTA hyperburner design and development[R]. NASA/TM 2005-213803, 2005.
- [3] Saunders J D, Stueber T J, Thomas S R, et al. Testing of the NASA hypersonics project's combined cycle engine large scale inlet mode transition experiment (CCELIMX)[R]. NASA/TM-2012-217217, 2012.
- [4] Bridges J, Wernet M P. Cross-stream PIV measurements of jets with internal lobed mixers[R]. AIAA-2004-2896, 2004.
- [5] McCormick D C, Bennett J C, Jr. Vortical and turbulent

- structure of a lobed mixer free shear layer[J]. *AIAA Journal*, 1999, 37(9): 1852-1859.
- [6] Cooper N J, Merati P. Numerical simulation of the vortical structures in a lobed jet mixing flow[R]. AIAA-2005-635, 2005.
- [7] LIU Youhong. Experimental and numerical investigation of circularly lobed nozzle with/without central plug[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2002, 45(12): 2577-2585.
- [8] 岳巍, 雷志军, 苏尚美, 等. 波瓣混合器涡系结构及射流掺混机理的数值研究[J]. *航空动力学报*, 2013, 28(2): 338-346.
- YUE Wei, LEI Zhijun, SU Shangmei, et al. Numerical investigation on vortex structure and jet mixing mechanism in lobed mixer[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2013, 28(2): 338-346. (in Chinese)
- [9] 李立国, 张靖周. 航空用引射混合器[M]. 北京: 国防工业出版社, 2007.
- [10] Mao R, Yu S C M, Chua L P. On the vorticity characteristics of lobe-forced mixer at different configurations[J]. *Experiments in Fluids*, 2009, 46(6): 1049-1066.
- [11] Abolfadl A, Metwally M A, El-Messiry A M, et al. Experimental investigation of lobed mixer performance[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2001, 17(5): 1109-1116.
- [12] SHAN Yong, ZHANG Jingzhou. Numerical investigation of flow mixture enhancement and infrared radiation shield by lobed forced mixer[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2009, 29(17/18): 3687-3695.
- [13] Wellner J, Rober T, Tranb P. On the development and application of a hybrid approach to the simulation of broadband noise in a lobed mixer[R]. AIAA-2011-2799, 2011.
- [14] LI Ping, LI Wenlong, HE Guoqiang. Research on turbulent mixing of the bypass and core flows for air-turbo-rocket [J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2012, 35(1): 47-52.
- [15] Majamaki A J, Smith O I, Karagozian A R. Passive mixing control via lobed injectors in high-speed flow[J]. *AIAA Journal*, 2003, 41(4): 623-632.
- [16] XIE Yi, LIU Youhong. Numerical investigation of lobe spacing ratio on performance of forced mixer nozzle[J]. *Heat Transfer Asian Research*, 2011, 40(7): 593-607.
- [17] 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.