

文章编号: 1000-8055(2007)05-0797-06

新型斜波瓣超声速混合器设计研究 及其数值计算

韩 东^{1,2}, 李玉泉³

(1. 中国空气动力研究与发展中心, 绵阳 621000;

2. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016;

3. 南京农业大学 信息技术学院, 南京 210095)

摘 要: 根据超声速两股流掺混的特点, 在波瓣喷管的基础上提出了一种新的斜波瓣型超声速混合器设计方法, 设计的原则是在较小流动损失的前提下尽可能增加混合程度. 利用有限体积法对三维可压粘流 N-S 方程进行离散, 紊流模型为 $k-\varepsilon$ 模型, 分别对欠膨胀、接近完全膨胀和过膨胀 3 种工况进行了计算研究. 计算结果表明, 当内通道瓣腔顶端与外通道相交处成一定夹角, 射流产生鞍形激波和旋涡可以增加掺混效率, 混合器内两股超声速流的流态基本符合设计要求. 在欠膨胀、接近完全膨胀的工况, 效果是令人满意的, 但对严重过膨胀的工况, 到出口截面的混合效果不理想.

关 键 词: 航空、航天推进系统; 冲压发动机; 波瓣喷管; 混合器; 超声速

中图分类号: V231.3

文献标识码: A

Study and numerical calculation on the new design method for supersonic mixer of sloped lobed shape

HAN Dong^{1,2}, LI Yurquan³

(1. China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang 621000, China;

2. College of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Aeronautics and
Astronautics, Nanjing 210016, China;

3. Information Technology College, Nanjing Agriculture University, Nanjing 210095, China)

Abstract: According to the mixing feature of two supersonic flow streams, a new design method of supersonic mixer of sloped lobed shape was presented based on the concept of lobed nozzle. The principle of design is to achieve high efficient mixing at low flow loss. A finite volume method was used to solve the three dimensional compressible viscous Navier-Stokes equations, and the turbulence model was $k-\varepsilon$ model. The numerical simulation for under-expansion, optimum-expansion and over-expansion situation has been completed. The calculated results show that the vortex and saddle shape shock wave caused by the jet can improve the mixing efficiency at a special angle between the top of the inside passage and outside passage. The flow condition of the two supersonic flow streams in the mixer meets the design requirements. The result of under-expansion, optimum-expansion is satisfactory, but the result of over-expansion is not good enough.

Key words: aerospace propulsion system; scramjet; lobed nozzle; mixer; supersonic flow

收稿日期: 2006-04-18; 修订日期: 2006-07-08

作者简介: 韩 东(1968), 男, 河南南召县人, 南京航空航天大学能源与动力学院副教授, 中国空气动力研究与发展中心博士后流动站在岗博士后, 主要从事流动与传热研究.

双燃烧室亚燃超燃冲压发动机是高超声速吸气式发动机的一种重要模式. 由于具有亚声速燃烧室, 在以亚声速冲压燃烧为主的工作模态下, 其工作马赫数范围可延伸到 $Ma=3.0$ 左右, 而此时超声速燃烧室内的气体主要是与从亚声速燃烧室内出来的气体掺混后继续膨胀, 可有效增加推力; 在高超声速范围内, 亚声速冲压燃烧模态不能有效利用燃料释放的内能, 则转为以超声速燃烧为主的模态, 此时亚声速燃烧室充当预燃室的角色, 由于亚声速燃烧室内气流为亚声速, 温度较高, 易于点火, 且火焰可以驻留, 在亚声速燃烧室内燃烧后的高温气体可以充当超声速燃烧室的火源, 在超声速燃烧室内继续进行超声速燃烧^[1]. 通过控制燃料的供应点和供应量, 双燃烧室亚燃超燃冲压发动机可以方便地实现亚燃/超燃模态的过渡和转换.

在双燃烧室亚燃超燃冲压发动机的两种工作模态中, 亚声速燃烧室和超声速燃烧室两股气流的混合对燃烧效率和推力性能都有重要的作用. 对混合器的设计要求是在总压损失尽可能小(熵增尽可能小)的条件下达到尽可能高的混合效率. 提高混合器效率的方法有很多, 主要是增加混合气流的接触面积和通过某些方法使需掺混的气流截面上产生强烈的剪切和旋涡, 但气流间的剪切和旋涡在增大混合效率的同时也会增加总压损失. 常规的混合器形式很多, 其中采用较多的是轴对称或非轴对称的波瓣式混合器(如图 1), 尤其是在对混合效率和减小总压损失要求都很高的场合几乎都是采用这种形式. 但常规的混合器多是

针对超声速两股流掺混的特点, 本文提出了一种新的斜波瓣型超声速混合器, 并对其进行了计算研究.

1 设计方案

确定设计方案的原则是在较小流动损失的前提下尽可能增加混合效率. 斜波瓣型超声速混合器设计方案如图 2 所示. 来自亚声速燃烧室矩形出口的气流, 经过若干个扩张瓣腔膨胀后, 在瓣腔顶端与来自超声速燃烧室进口(也是矩形截面)的气流相遇; 内通道的波瓣不突出到外通道中, 而是波瓣顶端与外通道下表面相贯, 形成椭圆形的内通道出口前缘; 内外通道相通后, 外通道下表面随即转向下方形成一个坡面.

1.1 增大混合效率的因素

内通道采用波瓣设计以增加内外两股气流掺混的接触面积; 内通道瓣腔顶端与外通道相交处成 10° 夹角, 射流前缘形状类似椭圆柱, 与外通道气流作用会使外流形成“鞍”形三维激波, 并在坡面上形成横向流动, 增加掺混效率; 内通道落压比大于在图 2 中 e_2 截面完全膨胀到与外通道压力相等对应的落压比, 内通道气流在 e_2 截面未完全膨胀, 则在坡面顶部会向上绕流继续膨胀, 增加穿入外通道气流中的深度, 增加掺混效率; 而在设计内通道瓣腔时, 使瓣腔在 e_2 截面的压力分布为从下方到上方逐渐减小, 即使外通道气流在与从内通道波瓣内喷出的气流掺混的同时, 沿一个小角度坡面导向下方, 以便进一步和内通道气流混合.

1.2 减小流动损失的措施

与外通道为亚声速流的情形相比, 由于内外通道均为超声速, 波瓣突出到外通道的部分会在气流中产生激波, 增加流动损失, 因此采用常规波瓣混合器引起的损失较高. 为此, 限制内通道波瓣不突出到外通道内, 不在外通道内形成物理斜坡, 减少激波损失^[2]; 而内通道气流在波瓣内膨胀到超声速, 产生一定推力, 然后与外通道气流成一定角度喷出, 两股气流的界面成一个气动斜坡, 在增加掺混效率的同时损失较小; 由熵分析可以知道, 混合时压力越高, 则产生的流动损失越小. 外通道内气流通过坡面导向下方时, 膨胀加速, 会增加气流混合损失, 因此坡面角度限制在 12° 以内, 外通道内气流在与从内通道波瓣内喷出的气流掺混时, 内通道波瓣内喷出的气流会逐渐挤占外通道面积, 因此沿外通道内气流沿一个小角度坡面导

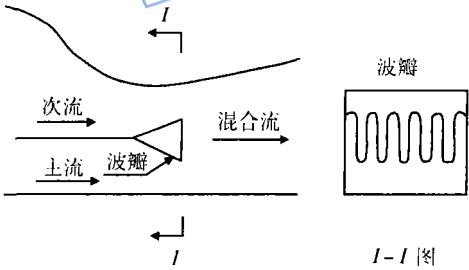


图 1 常规波瓣式混合器
Fig. 1 Normal lobed nozzle mixer

亚声速气流混合, 或亚声速气流和超声速气流混合, 而在双燃烧室亚燃超燃冲压发动机中, 从亚声速燃烧室出来的气流要先膨胀到超声速后再与超声速燃烧室内的超声速气流混合, 因此是两股超声速气流混合的问题, 不能直接采用常规的混合器形式, 需要更新的设计形式.

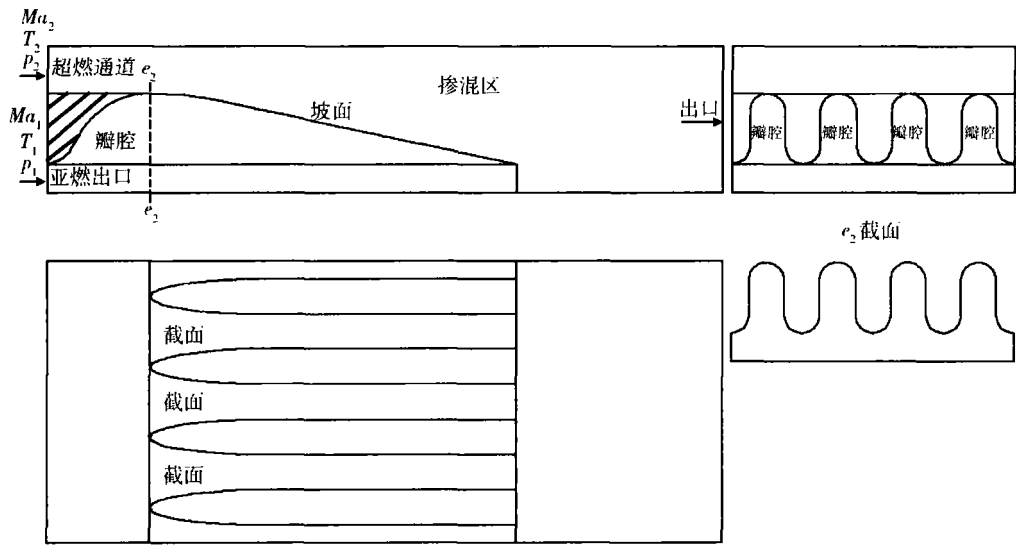


图 2 斜波瓣型超声速混合器方案

Fig. 2 Scheme of supersonic mixer with sloped lobed shape

向下方时, 膨胀的程度很小, 因而在增加掺混效率的同时损失较小.

2 数值计算及分析

表 1 计算工况对应参数

Table 1 Parameter of calculation conditions

	p_1^*/p_2	Ma_1	Ma_2	T_1^*/T_2^*
工况 1	19.606	1.0	3.071	1.3925
工况 2	10.672	1.0	2.712	2.8866
工况 3	5.939	1.0	2.270	1.2374

本文采用三维可压粘流 N-S 方程的有限体积解算器进行数值模拟, 紊流模型为 $k-\epsilon$ 模型, 选用典型参数进行了数值计算. 计算的模型主要几何参数为: 内通道出口在图 2 中 e_2 截面与内通道进口的面积比为 1.929, 对应的完全膨胀落压比为 9.98; 外通道与内通道进口面积比为 1.714, 混合区与内通道进口截面积之比为 4.571; 从进口截面到坡面末端长度与混合段高度之比为 3.574; 坡面末端到出口截面长度与混合段高度之比为 4.239. 仅取波瓣混合器的一个对称单元进行计算. 共计算了 3 种典型工况, 对应的参数见表 1. 其中, 工况 1, 2, 3 对应的分别是内通道气流在 e_2 截面欠膨胀、接近完全膨胀和过膨胀的情形. 计算未考虑变比热和燃烧的情况.

图 3~ 图 5 分别为混合器 3 个工况各截面的总温分布情况. 从各截面的总温分布特点来看, 基本上实现了设计意图. 波瓣设计使混合区两股气

流的截面形状变得狭长, 有效地增大了两股气流的接触面积; 两股气流间形成旋涡, 使高温气流和低温气流的核心相互嵌入, 加速了掺混过程. 在工况 1 和工况 2 (对应 e_2 截面欠膨胀或接近完全膨胀), 从坡面结束到出口仅 4 倍多高度的距离, 两股超声速气流已得到较有效的掺混. 但对于工况 3, 由于内通道气流在 e_2 截面严重过膨胀, 与外通道气流接触后通过一系列激波重新被压缩 (其波系分布情况在图 14 中可清楚地分辨出来), 波瓣使来自内通道的高温气流截面变狭长的效应明显减弱, 涡强度也减弱, 因此到出口截面的混合效果不理想.

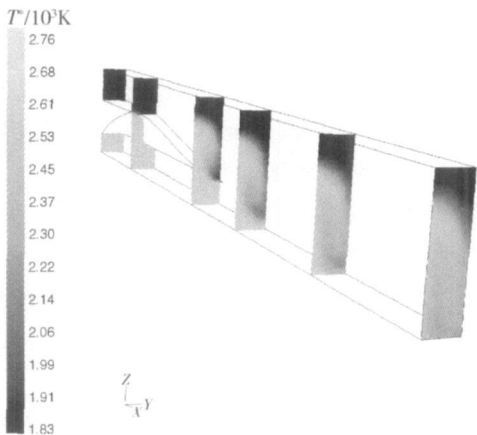


图 3 混合器各截面总温分布(工况 1)

Fig. 3 Total temperature distribution of various sections of mixer (condition 1)

图 6~ 图 8 分别为混合器 3 个工况坡面顶端典型截面静压分布情况, 工况 1 和工况 2 显示出

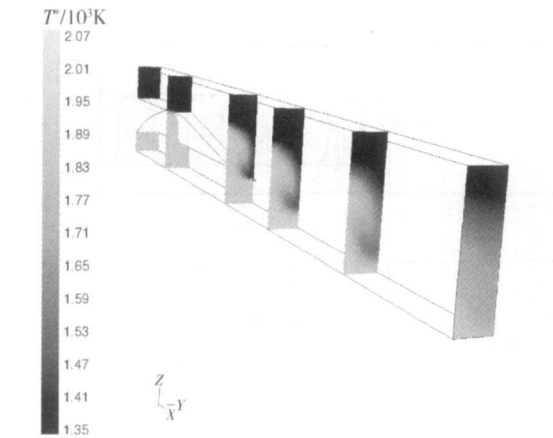


图 4 混合器各截面总温分布(工况 2)

Fig. 4 Total temperature distribution of various sections of mixer (condition 2)

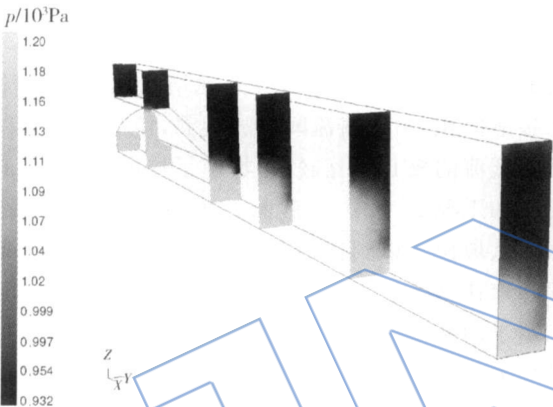


图 5 混合器各截面总温分布(工况 3)

Fig. 5 Total temperature distribution of various sections of mixer (condition 3)

有明显的向上凸的鞍形激波,而工况 3 则显示出向上的膨胀波和向下的斜激波,阻止了两股气流的相互嵌入.工况 1 和工况 2 在瓣腔顶端显示出有明显的相对高压区,因而在 e_2 截面接近完全膨胀的状态同样形成较强的鞍形激波.

图 9 为工况 1 坡面顶端典型截面速度矢量,显示有明显的旋涡.

图 10 和图 11 分别为工况 1、2 混合器各截面静温分布.在出口截面,除了部分角区外,存在旋流的核心区静温分布已相当均匀.

图 12~ 图 14 分别为混合器 3 个工况混合器对称截面静压分布,可以看出工况 1、2 中,由于受到来自内通道气流的挤压,外通道的气流沿坡面导向下方时,基本上没有明显的膨胀,整个混合区沿程压力还有所升高,因此减小了气流损失.

采用文献 [3] 的混合效率定义

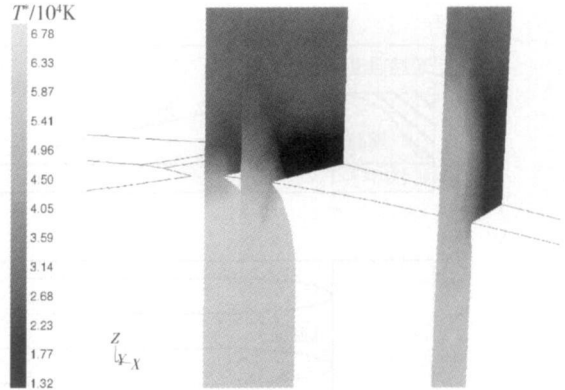


图 6 坡面顶端典型截面静压分布(工况 1)

Fig. 6 Static pressure distribution of various sections of mixer (condition 1)

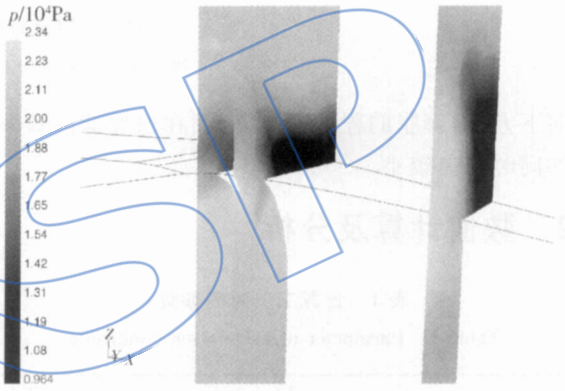


图 7 坡面顶端典型截面静压分布(工况 2)

Fig. 7 Static pressure distribution of section of slope top (condition 2)

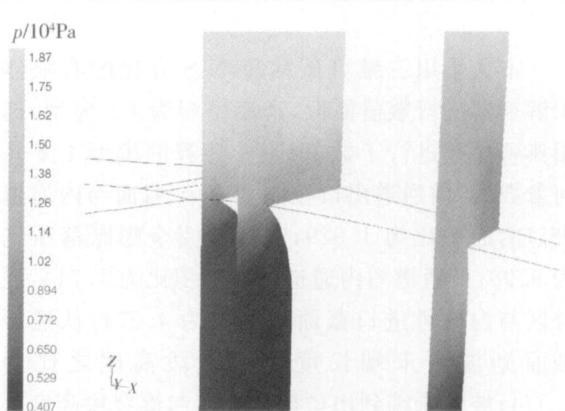


图 8 坡面顶端典型截面静压分布(工况 3)

Fig. 8 Static pressure distribution of section of slope top (condition 3)

$$\eta = \frac{\int T^{0.5} dm - T_1^{0.5} m_1 - T_2^{0.5} m_2}{T_{\text{mix}}^{0.5} (m_1 + m_2) - T_1^{0.5} m_1 - T_2^{0.5} m_2} \quad (1)$$

式中, m_1 和 m_2 分别为初始两股气流流量, T_{mix} 为

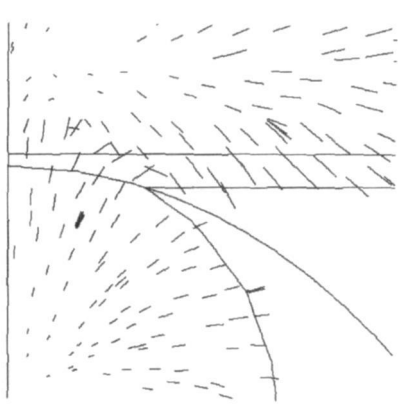


图 9 坡面顶端典型截面速度矢量(工况 1)

Fig. 9 Velocity vectors of section of slope top (condition 1)

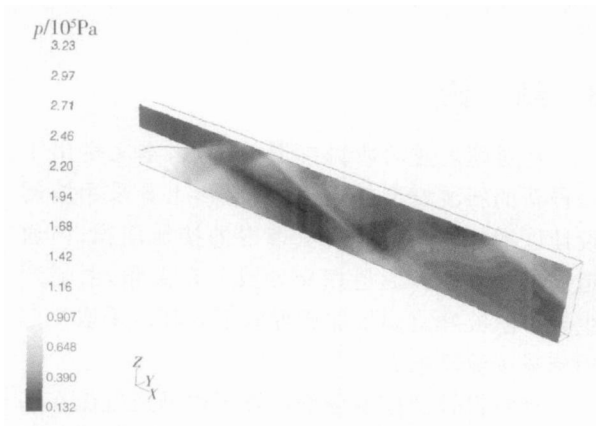


图 12 混合器对称截面静压分布(工况 1)

Fig. 12 Static pressure distribution of symmetrical section of mixer (condition 1)

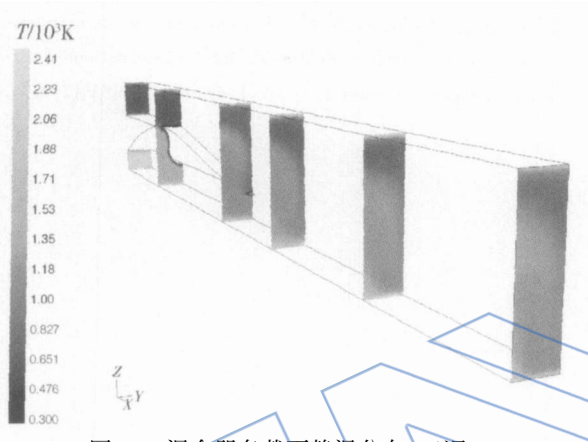


图 10 混合器各截面静温分布(工况 1)

Fig. 10 Static temperature distribution of various sections of mixer (condition 1)

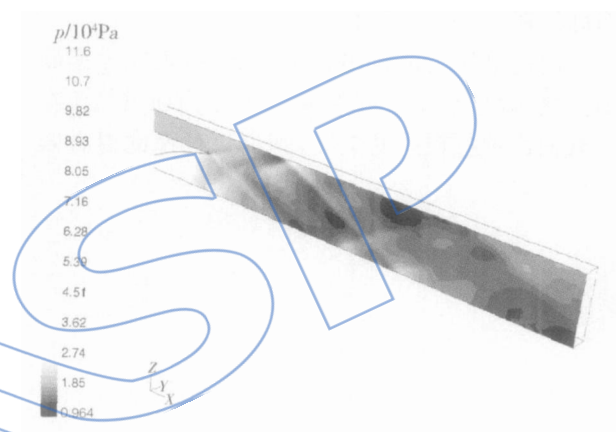


图 13 混合器对称截面静压分布(工况 2)

Fig. 13 Static pressure distribution of symmetrical section of mixer (condition 2)

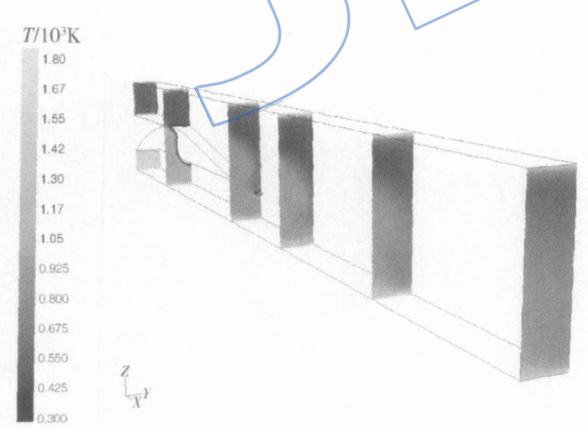


图 11 混合器各截面静温分布(工况 2)

Fig. 11 Static temperature distribution of various sections of mixer (condition 2)

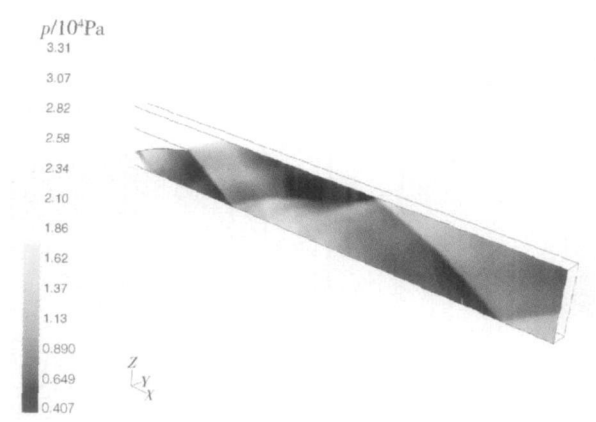


图 14 混合器对称截面静压分布(工况 3)

Fig. 14 Static pressure distribution of symmetrical section of mixer (condition 3)

完全混合温度

$$T_{\text{mix}} = (T_1m_1 + T_2m_2)/(m_1 + m_2) \quad (2)$$

由于超声速混合器中两股流存在强烈动量交换,式(1)中的温度应为总温. 工况 1, 2, 3 的混合效率分别为 0.631, 0.564, 0.502 均超过 0.5(达

到 E^3 最初标准)

工况 1、2、3 的总压恢复系数分别为 0.72, 0.88, 0.92. 可见该混合器的总压损失是可以接受

的.

3 结 论

针对超声速两股流掺混的特点, 本文提出了一种新的斜波瓣型超声速混合器, 主要采用波瓣设计以增加内外两股气流掺混的接触面积; 内通道瓣腔顶端与外通道相交处成一定夹角, 射流产生鞍形激波和旋涡增加掺混效率, 同时, 采取一定措施减少流动损失.

针对设计的模型分别计算了内通道气流在 e_2 截面欠膨胀、接近完全膨胀和过膨胀的 3 种工况, 计算结果表明, 设计意图基本得到了实现. 对流场结构的分析表明, 设计所考虑的主要特征均得以明确体现.

内通道气流在 e_2 截面欠膨胀、接近完全膨胀的工况, 效果是令人满意的, 但对于内通道气流在 e_2 截面严重过膨胀的工况, 到出口截面的混合效

果不理想. 因此设计时要避免内通道气流在 e_2 截面严重过膨胀的工况.

参考文献:

[1] 马继华, 张帆, 吴斌. DCR 进气分流与掺混流场的数值模拟 [J]. 航空动力学报, 1995, 10(3): 286-288.
M A Jihua, ZHANG Fan, WU Bin. Numerical simulation for mixing field of two incoming streams in a DCR[J]. Journal of Aerospace Power, 1995, 10(3): 286-288.

[2] 陈能坤, Fuller R P. 超音速气流中气动斜坡喷嘴喷射氦的实验研究[J]. 航空动力学报, 1995, 10(4): 379-382.
CHEN Nengkun, Fuller R P. An experimental study of helium injection with an aerodynamic ramp injector in supersonic flow[J]. Journal of Aerospace Power, 1995, 10(4): 379-382.

[3] Koutmos P, McGuirk J J. Turbofan forced mixer/nozzle temperature and flow field modeling[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1989, 32(6): 1141-1153.