

中心锥有无内突扩的波瓣引射器内 流场数值模拟研究*

罗 虎, 金 捷, 杜 刚

(北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191)

摘要: 对中心锥有无内突扩的波瓣引射器内流场进行了 CFD 仿真模拟和比较分析,对比了两者下游流场流向涡的大小和分布,并以热混合效率和总压恢复系数为性能参数,分析了截锥内突扩对此类引射器性能的影响.结果表明:中心锥内突扩结构能有效降低流动损失,可大幅度提高总压恢复系数.中心锥内突扩结构的扩压作用导致主流的速度降低,使引射器下游的流向涡量降低,但其能给下游流场带来额外的流动扰动,使整个流场的混合效率增加.

关键词: 突扩; 引射器; 流向涡量; 热混合效率; 总压恢复系数

中图分类号: V231.3; O354.9 **文献标志码:** A

doi: 10.3879/j.issn.1000-0887.2014.05.009

引 言

引射器是将两股压力、温度、速度不同的气流加以掺混的机械装置.理想的引射器应该以较小的总压损失在较短的距离内实现内外涵气流的掺混,改善内外涵气流之间的不均匀度(速度不均匀度和温度不均匀度);另外,引射器的设计还应该兼顾航空发动机的降噪和减少红外辐射^[1-2],从而提高战机在战场上的生存机率.

波瓣引射器有着特殊的几何形状,波瓣下游流场能产生大尺度且沿流向发展的流向涡,并且混合器进口尾缘与内外涵气流接触的剪切周长增大,这两点使波瓣引射器具有掺混效果好,燃烧稳定性好,燃烧效率高,对来流不敏感等优点^[1-2].内突扩截锥是一种新型的加力燃烧室火焰稳定器方案,流体经过一突然扩张(简称“突扩”)的通道时,会产生稳定的,不会脱落的漩涡,这使其起着中心值班火焰稳定器的作用,同时能够加强下游空气的掺混,降低红外辐射;该结构还具有比传统火焰稳定器尺寸小,结构简单,重量轻,流动损失小的优点^[3].

国内外针对波瓣引射器的几何参数以及主次来流参数对其性能及流场结构的影响,开展了大量的实验^[4]和数值模拟研究^[5-10].关于内突扩火焰稳定器方案,国内外还处于概念研究和初步试验的研究状态.本文基于文献[3]提出了一种新的波瓣-突扩组合结构,试图研究内突扩中心锥与波瓣混合器的相互作用及其组合对流场的影响,为加力燃烧室的研究提供参考.为此,本文利用商业软件对中心锥有/无内突扩的波瓣引射器进行三维建模和 CFD 仿真模拟,对

* 收稿日期: 2013-11-22; 修订日期: 2014-04-03

作者简介: 罗虎(1988—),男,湖南人,硕士生(E-mail: tgvector99@yahoo.com);

金捷(1968—),男,重庆人,研究员(E-mail: jinjie@buaa.edu.cn);

杜刚(1974—),男,四川人,讲师(通讯作者. E-mail: dugang@buaa.edu.cn).

比有无内突扩对引射流场的影响,并就热混合效率和总压恢复系数两个性能参数,研究其变化规律.

1 计算模型与参数定义

1.1 数值方法验证

Hu 等^[4,11]对一种类似的波瓣引射器下游流场进行了实验研究.实验内容为以恒定速度向内涵道吹风,外涵道以及出口均为 1 个标准大气压.应用 PIV 测试技术,测量了波瓣下游的各向最大涡量.本文采用 Realizable 的 $k-\epsilon$ 湍流模型和标准的壁面函数,参照其实验数据进行了 CFD 算法验证.其中连续方程的离散格式为三阶 MUSCLE 格式,压力与速度的耦合选用 SIMPLE 算法.图 1^[11]标明了计算模型的边界条件.内涵入口速度恒定为 14.5 m/s.外涵道和出口均采用压力出口.

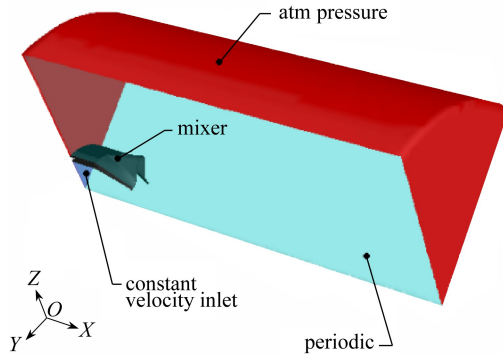
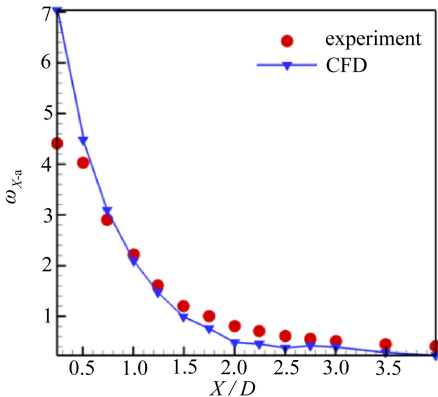


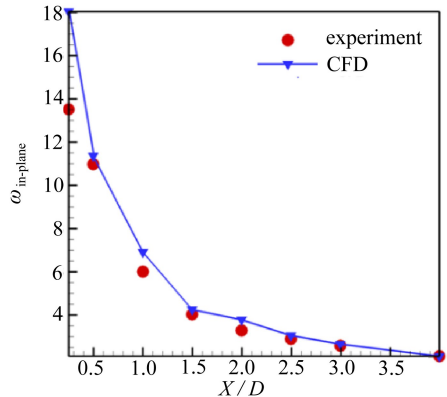
图 1 算法验证模型的计算域和边界条件

Fig.1 Computational domain and boundary conditions of the model for algorithm validation



(a) 流向涡无量纲涡量

(a) Streamwise dimensionless vorticities



(b) 正交涡无量纲涡量

(b) Spanwise dimensionless vorticities

图 2 实验数据与 CFD 模拟波瓣下游涡量最大值比较

Fig.2 Comparison of maximum streamwise vorticities and spanwise vorticities at the downstream zone of the lobes between experiment and CFD

为了方便比较,对计算结果得出的流向涡量和正交涡量都乘以 U/D ,做了无量纲处理.其中 U 为内涵气流速度, D 为特征长度,这里选取为内涵道直径.流向涡量的具体定义见 1.4 小节.图 2 给出了在各个垂直于流动方向的截面上,波瓣下游无量纲流向涡量 $\omega_{x,a}$ 和无量纲正交

涡量 $\omega_{in-plane}$ 的最大值与实验得出的最大值,可以看到计算结果与实验结果符合较好,验证了本文算法的可行性与精确性。

1.2 几何模型

波瓣引射器的几何结构简图如图 3 所示.主次流入口均为环形通道.在波瓣入口处,机匣直径为 $R_1 = 800$ mm,内涵外径为 $R_2 = 480$ mm,中心锥半径为 $R_3 = 312.8$ mm.该引射器出口与入口的距离为 2 027.2 mm.波瓣数为 12,高宽比 $h/b = 3$.

引射器的结构具有圆排周期性,因此只取其 1/12 进行分析研究.由于波瓣结构复杂故对计算域采用非结构网格进行划分.对波瓣面、中心锥以及机匣表面,采用棱柱网格进行加密.总共网格数约 150 万.计算模型所用坐标系以进口截面处的内外涵道圆心为坐标原点,中心对称轴为 x 轴, z 轴平行于波瓣高度方向, y 轴与 x, z 轴垂直。

1.3 边界条件

波瓣引射器主、次流气体均为空气,由于来流速度较大,所以气体选用为理想可压流体.内、外涵入口使用压力入口边界条件,出口为压力出口边界条件.计算模型的两侧对称截面采用周期边界条件“periodic”.波瓣、中心锥及内机匣采用壁面边界条件.进口和出口边界条件如表 1.表中无/有截锥突扩的引射器分别标注为 a, b.内涵的入口为 inlet 1,外涵道入口为 inlet 2,出口为 outlet.

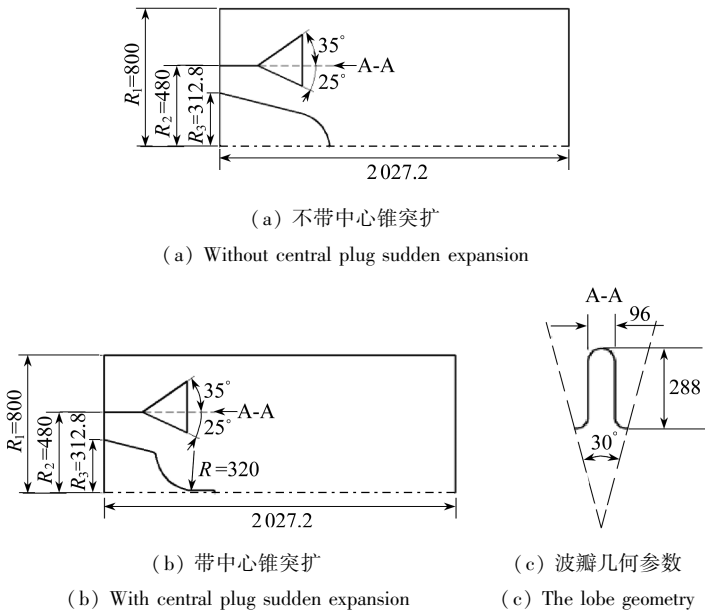


图 3 波瓣引射器的几何结构简图(单位: mm)

Fig.3 Schematic diagram of the lobed ejector(unit: mm)

1.4 性能参数定义

1.4.1 无量纲流向涡

流向涡涡量的大小直接决定着混合的效率.为了方便比较,定义各横截面上,流向涡无量纲化的平均值 ω_{x-a} 为

$$\omega_{x-a} = \frac{\int \frac{D}{U_{hot}} \left| \frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \right| dm}{\dot{m}}, \quad (1)$$

式中 D 为引射器入口机匣的直径, U_{hot} 为内涵入口速度, w 为 z 方向的速度分量, v 为 y 方向的速度分量, \dot{m} 为截面的质量流量。

表 1 边界条件

Table 1 Boundary conditions

case	P^*/kPa	T^*/K	$m/(\text{kg/s})$	case	P/kPa	T^*/K
a.inlet 2	55.214	297.95	37.50	a.outlet	0	297.95
a.inlet 1	51.583	743.9	7.41	b.outlet	0	297.95
b.inlet 2	55.214	297.95	37.87			
b.inlet 1	51.583	743.9	9.23			

1.4.2 热混合效率

热混合效率是评价波瓣混合性能的重要指标,但是因为在实际中,流体成分的测量难度很大,所以这限制了该混合效率的适用.本文采用工程中常用的热混合效率来评价波瓣混合器的性能.热混合效率(简称混合效率)公式如下:

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

其中 T_{hot} 是内涵流体温度, T_{cold} 为外涵流体温度, \dot{m}_{hot} 和 \dot{m}_{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,其定义如下:

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

然而在采用该公式处理三维数值的研究中,通过每个网格面的流量时,混合效率的后处理结果波动较大,产生很大的误差.故采用文献[8]中提到的变换公式:

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

1.4.3 总压恢复系数

引射器总压恢复系数的定义为

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

式子中 \dot{m} 为质量流量, p^* 为总压,下标 in 表示该值为波瓣引射器入口处的值,下标 mix 表示该值为波瓣尾缘下游主、次流接触混合后的值。

2 计算域流场

2.1 流向截面上的速度分布

主流流过波瓣后,将会在波瓣尾缘后面形成一系列的流向涡.而流向涡的大小直接影响着混合的效率.因为流向涡在波瓣尾缘后才开始发展,为便于分析,定义局部坐标:中心对称轴为 X 轴, Y 轴为径向, Z 轴与 X, Y 垂直,定义波瓣尾缘处 $X = 0$.下文中局部坐标均用大写表示,全局坐标用小写表示.下图分别列出了波瓣后缘至引射器出口的截面速度流线图,从图中可以清楚地看到流向涡的分布.图中 D 为外机匣直径,为 1 600 mm。

图 4 与图 5 为以波瓣尾缘为 $X = 0$ 点,沿着流向间隔 $0.2D$ 的截面流线图. $D = 1\ 600\ \text{mm}$ 为波瓣引射器外机匣直径.从图中可以看出,截锥内突扩以后,流向涡的分布与无内突扩情况近

似.在接近波瓣尾缘的位置,截锥突扩后的流向涡面积比无突扩情况略小.流动到 $X = 0.3D$ 处以后,流向涡的面积发展到和无截锥时相当.而中心锥下游的流场,一直有着显著的不同,无截锥内突扩的中心锥下游流场较混乱一些.

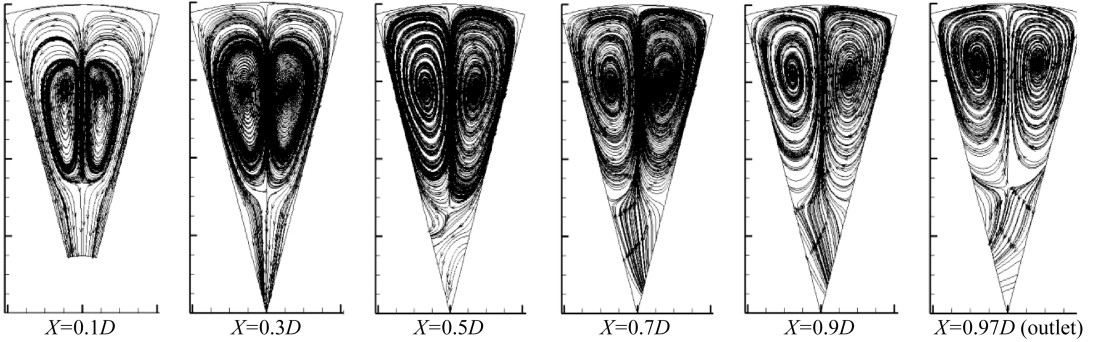


图4 不带截锥突扩的波瓣引射器下游流向截面间隔 $0.2D$ 的截面流线图

Fig.4 Streamlines of the flow at a cross-section interval of $0.2D$ from the lobe trailing edge to the outlet, without central plug sudden expansion

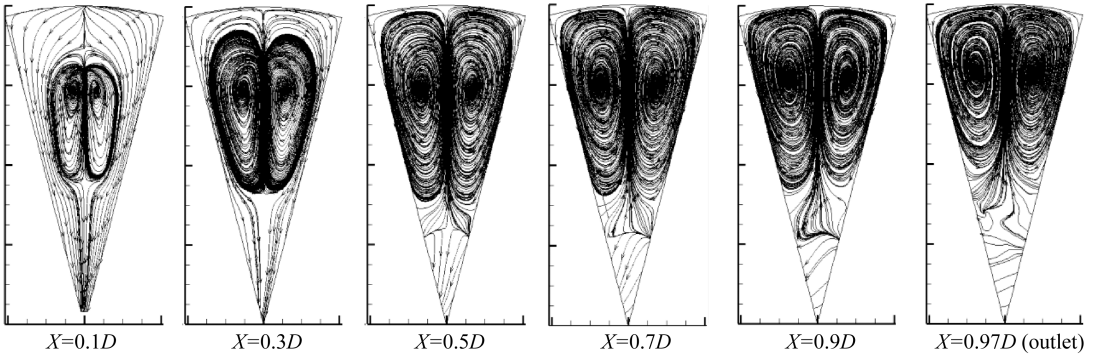
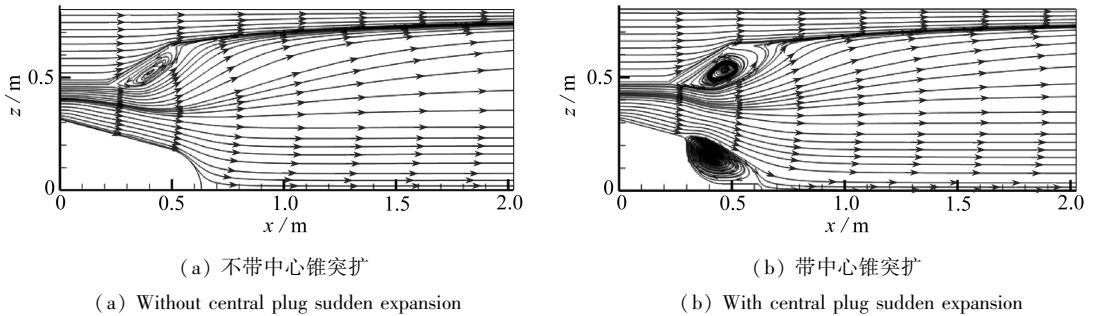


图5 带截锥突扩的波瓣引射器流向截面间隔 $0.2D$ 的截面流线图

Fig.5 Streamlines of the flow at a cross-section interval of $0.2D$ from the lobe trailing edge to the outlet, with central plug sudden expansion



(a) 不带中心锥突扩

(a) Without central plug sudden expansion

(b) 带中心锥突扩

(b) With central plug sudden expansion

图6 无/有截锥内突扩波瓣引射器 $y = 0$ 截面流线图

Fig.6 Streamlines of the $y = 0$ section of the ejectors without/with central cone sudden expansion

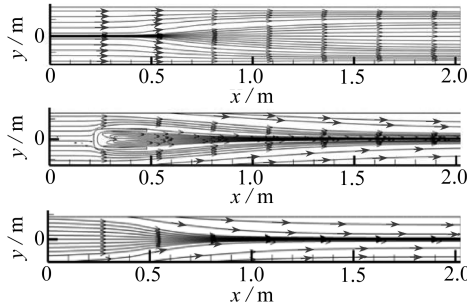
2.2 $y = 0$ 截面上的速度分布

图6所示 $y = 0$ 截面通过波瓣中心线,图中显示的是该截面的流线图.左/右图分别显示的是无/有截锥突扩的流场,可以看到主流沿着波瓣向上扩张,在波瓣壁面处发生了流动分离.在

波瓣下游,混合层清晰可见,无/有截锥突扩两者混合层的发展基本相同.而有截锥突扩引射器,在波瓣处的流动分离更大,在截锥突扩处和波瓣下面都形成了较大的涡.

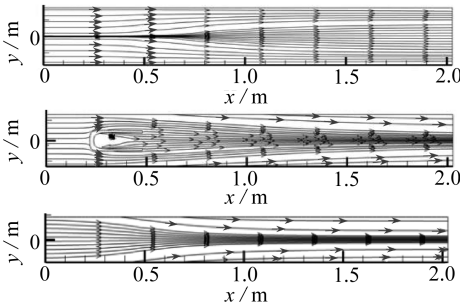
2.3 $z = 0.34\text{ m}$, $z = 0.48\text{ m}$ 和 $z = 0.64\text{ m}$ 截面上的速度分布

图 7 为 $z = 0.34\text{ m}$, $z = 0.48\text{ m}$ 和 $z = 0.64\text{ m}$ 截面上的流向图,长度的单位均为 m .这 3 个截面对应着过波瓣波谷的截面、过波瓣中间的截面和过波瓣波峰的截面,图 7(c) 中横线标明了它们的具体位置.左/右侧分别对应着无/有截锥内突扩的引射器截面,主流向上流动,导致了这些截面上流线的扩散,而次流向下流动,使得截面上的流线收缩.可以看到无/有截锥突扩引射器在 z 向截面上的流动情况大致相同.



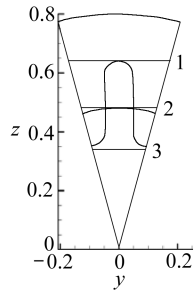
(a) 不带中心锥突扩

(a) Without central plug sudden expansion



(b) 带中心锥突扩

(b) With central plug sudden expansion



(c) 截面 1、2、3 的位置

(c) Locations of cross-section 1, 2 and 3

图 7 截面 1 ($z = 0.34\text{ m}$)、2 ($z = 0.48\text{ m}$) 和 3 ($z = 0.64\text{ m}$) 截面流线图

Fig.7 Streamlines of section 1 ($z = 0.34\text{ m}$), 2 ($z = 0.48\text{ m}$) and 3 ($z = 0.64\text{ m}$) of the ejectors

3 计算结果与分析

3.1 流向平均涡量比较

图 8 中标注为“no expansion”的为没有截锥突扩的波瓣引射器流向截面平均涡量.标注为“expansion”的为有截锥突扩的波瓣引射器的截面平均涡量.从图中可以看到,在波瓣下游,不带截锥突扩的引射器截面平均流向涡量较大.这是因为截锥突扩处急剧地减速扩压作用,降低了主流的射流速度,从而次流得到的能量下降,因此下游流向涡量下降.从图中还可以看到,流向平均涡量在下游一直呈下降趋势,并且是波动着下降的.这可能与波瓣尾缘涡的脱落有关.

3.2 热混合效率比较

从图 9 可以看到,从波瓣尾缘开始一直到引射器出口,带截锥突扩波瓣引射器的热混合效率一直高于不带截锥的波瓣引射器.两者之间的差距沿着流向不断缩小.由于中心锥突扩降低

了主流射流速度使波瓣出口处主流与次流的混合时间变长,因此波瓣尾缘附近的热混合效率大大提高.而其它区域的混合效率大致相当,因此带中心锥内突扩的波瓣引射器整体的热混合效率相对较高.

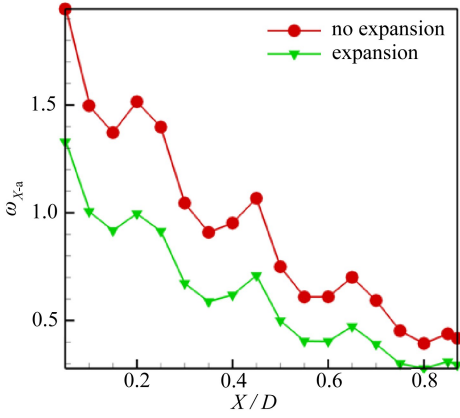


图 8 过流截面流向无量纲涡量对比

Fig.8 Comparison of the dimensionless vortices of the flow cross-section between the ejectors with or without central plug sudden expansion

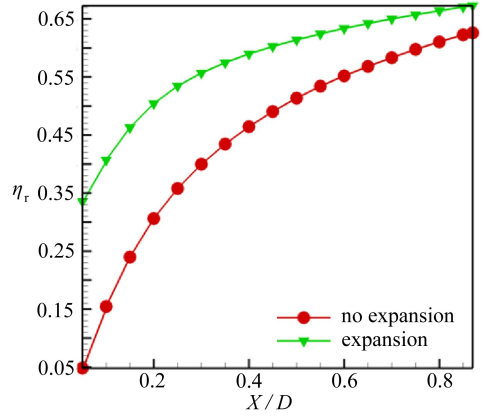
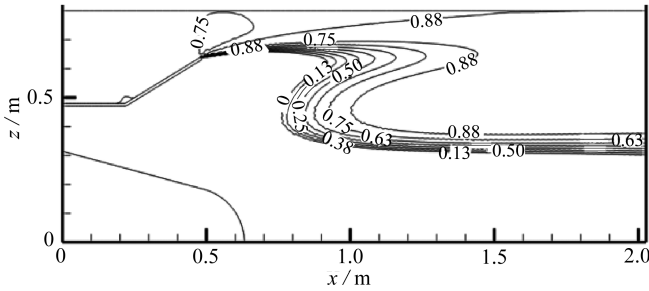


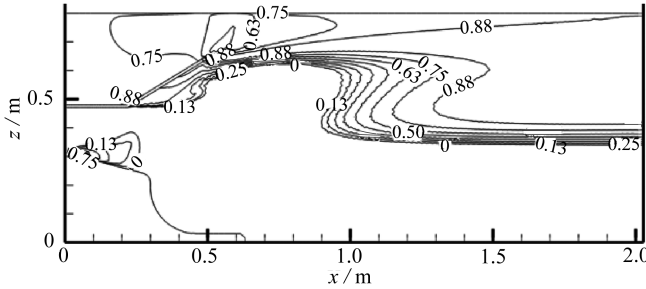
图 9 过流截面热混合效率对比图

Fig.9 Comparison of the thermal mixing efficiency of the flow cross-section between the ejectors with or without central plug sudden expansion



(a) 不带中心锥突扩

(a) Without central plug sudden expansion



(b) 带中心锥突扩

(b) With central plug sudden expansion

图 10 y = 0 截面热混合效率等值线图

Fig.10 Comparison of the thermal mixing efficiency contour of section y = 0 between the ejectors without or with central plug sudden expansion

图 10 给出了有无截锥内突扩的波瓣引射器 $y = 0$ 截面热混合系数的等值线图.从图中可以看出,带中心锥突扩的波瓣引射器在波瓣处的热混合效率已经开始发展,而不带中心锥突扩的波瓣引射器,在波瓣下游才开始发展,这使得前者的热混合效率整体较高.

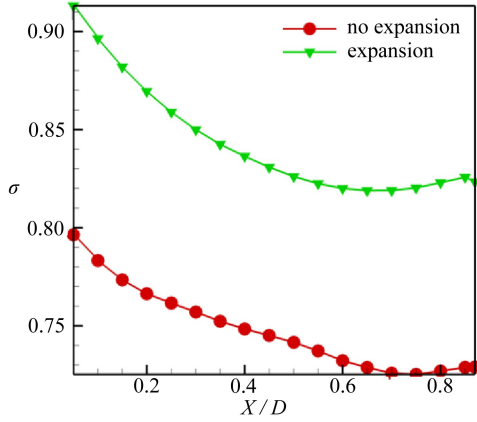
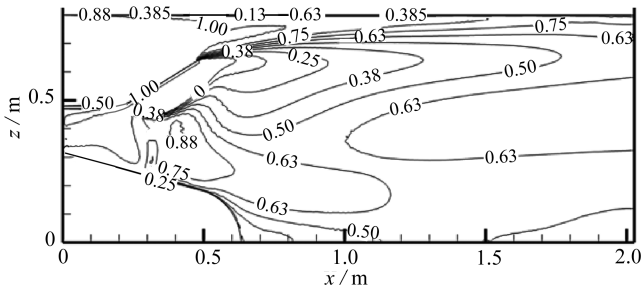


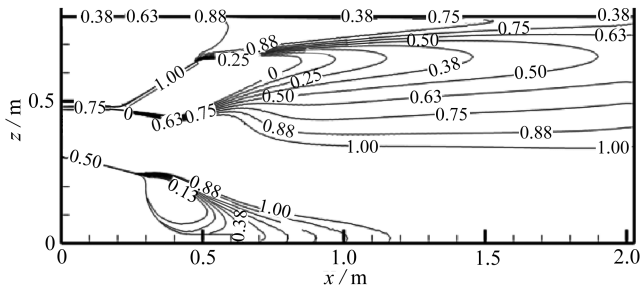
图 11 过流截面总压恢复系数对比

Fig.11 Comparison of total pressure recovery coefficient of the flow cross-section between the ejectors without or with central plug sudden expansion



(a) 不带中心锥突扩

(a) Without central plug sudden expansion



(b) 带中心锥突扩

(b) With central plug sudden expansion

图 12 $y = 0$ 截面总压恢复系数等值线图

Fig.12 Comparison of total pressure recovery coefficient contour of section $y = 0$ between the ejectors without or with central plug sudden expansion

3.3 总压恢复系数比较

中心截锥内突扩能迅速将主流高温燃气的部分动能转换成压力能,从而把高温高速燃气

进行减速、降温、降低噪声,从而使燃气顺利地进入波瓣引射器混合段,进行混合.图 11 为波瓣引射器下游的截面平均总压恢复系数的曲线图.从图中可以看到,中心锥内突扩降低动损失的效果非常明显,提高的总压恢复系数在 0.1 左右.

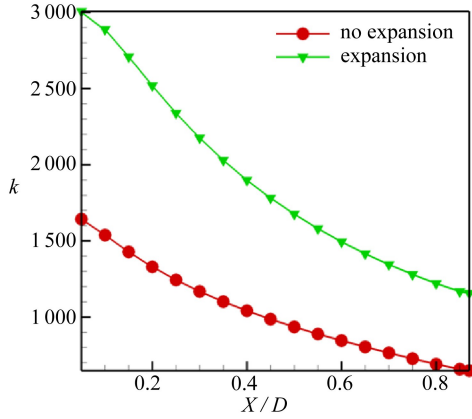
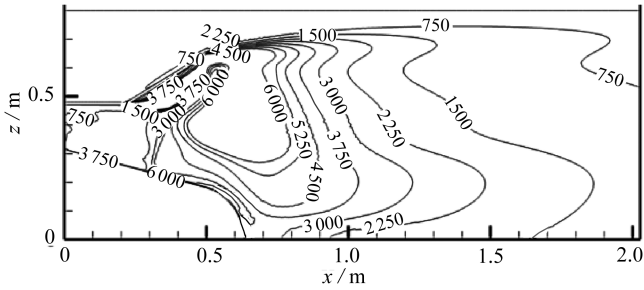


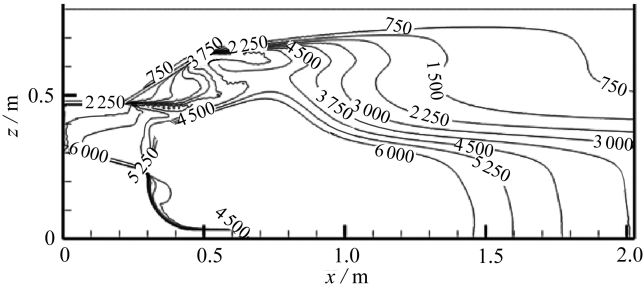
图 13 过流截面平均湍动能对比

Fig.13 Comparison of turbulent kinetic energy of the flow cross-section between the ejectors with or without central plug sudden expansion



(a) 不带中心锥突扩

(a) Without central plug sudden expansion



(b) 带中心锥突扩

(b) With central plug sudden expansion

图 14 $y = 0$ 截面湍动能等值线图

Fig.14 Comparison of turbulent kinetic energy contour of section $y = 0$ between the ejectors without or with central plug sudden expansion

图 12 给出了有无截锥内突扩的波瓣引射器 $y = 0$ 截面总压恢复系数的等值线图.从图中可以看出,无截锥内突扩时,引射器下游总压损失较大的区域充满整个引射器流场.而带截锥

内突扩的波瓣引射器总压损失较大区域只集中在波瓣混合器下游和截锥突扩处,其它区域的总压损失很小。

3.4 湍动能比较

湍动能是衡量湍流发展和衰退的指标,在混合器的混合区,湍动能越大混合效果应越好。图 13 给出了流向截面上质量加权的截面平均湍动能的分布。可以看到,在带截锥内突扩的波瓣引射器下游流场,其截面平均湍动能远大于无截锥突扩的波瓣引射器。这说明截锥突扩给波瓣引射器下游流场带来了更多的扰动,有利于其湍流的发展。

从图 14 中可以看出,中心锥突扩结构下游有着较高的湍动能,这股扰动影响到了波瓣的下游,使这块区域的湍动能也有所提高,从而利于其湍流的发展,提高了混合效率。

4 结 论

本文对有无截锥突扩的波瓣引射器内流场进行了 CFD 仿真模拟研究。比较了两者流向涡量的大小和分布以及热混合效率、总压恢复系数、湍动能等性能参数。分析了中心锥突扩对此类引射器性能的影响,得到了如下几点结论:

- 1) 中心锥突扩结构能有效降低流动损失,提高整个波瓣引射器流场的总压恢复系数。
- 2) 中心锥突扩结构的减速扩压作用降低了主流的射流速度,这使波瓣下游流向涡量有所下降,但流向涡量的分布与中心锥无突扩时基本相同。
- 3) 中心锥突扩结构将总压损失区域分为 3 块:波瓣下游区域、中间区域及中心锥下游区域。其中,中间区域的总压损失很小,其它两块损失较大。而不带中心锥突扩结构的波瓣引射器,不存在这样的分区,其整个流场流动损失均较大。
- 4) 中心锥突扩结构降低了主流射流速度,使波瓣出口处的主、次流有更长的混合时间,因而这一区域的混合效率得到了提高。
- 5) 中心锥突扩结构为整个波瓣引射器流场带来了更大的湍流扰动,它不仅使中心锥下游的湍动能变大,而且使波瓣下游的湍动能也随之变大,从而提高了波瓣引射器的混合效率。

参考文献(References):

- [1] Pérez W M, Reynolds G, McCormick D. Thrust augment using mixer-ejector-diffuser systems [R]. AIAA paper 94-0020, 1994.
- [2] Pérez W M. Mixer/ejector noise suppressors[R]. AIAA paper 91-2243, 1991.
- [3] 季鹤鸣, 樊于军, 杨茂林. 新型内突扩加力燃烧室方案可行性分析[J]. 航空发动机, 2006, 32(1): 35-37. (JI He-ming, Fan Yu-jun, YANG Mao-lin. Feasibility analysis of a new inner dumped afterburner concept[J]. *Aeroengine*, 2006, 32(1): 35-37. (in Chinese))
- [4] Hu H, Saga T, Kobayashi T, Taniguchi N. Simultaneous measurements of all three components of velocity and vorticity vectors in a lobed jet flow by means of dual-plane stereoscopic particle image velocimetry[J]. *Physics of Fluids*, 2002, 14(7): 2128-2138.
- [5] 刘友宏, 陈镛, 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 You-hong, CHEN Qiang, LI Li-guo. Experimental investigation of internal aerodynamics of periodically axis-symmetry lobed exhaust-ejector mixers[J]. *Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics*, 2000, 32(4): 375-380. (in Chinese))
- [6] 刘友宏, 李立国. 有无中心锥圆排波瓣喷管引射器内流场模拟与比较[J]. 航空动力学报, 2002,

- 17(3): 280-286. (LIU You-hong, LI Li-guo. 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))
- [7] 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 You-hong, XIE Yi. Analytical solution of mixing efficiency of lobed mixer[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2009, 24(4): 740-745. (in Chinese))
- [8] 谢翌, 刘友宏. 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 You-hong. Effect of ratio 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))
- [9] 刘友宏, 杜力伟, 谢翌, 邵万仁, 吴飞. 波瓣凹扇修形对波瓣强迫混合排气系统性能影响[J]. 科学技术与工程, 2013, 13(18): 5226-5233. (LIU You-hong, DU Li-wei, XIE Yi, SHAO Wan-ren, WU Fei. Effect of elliptical cut at trailing edge of a lobed mixer on aerodynamic and thermal performance of a turbofan forced mixing exhaust system[J]. *Science Technology and Engineering*, 2013, 13(18): 5226-5233. (in Chinese))
- [10] 谢翌, 李腾, 刘友宏. 波瓣混合器混合流场中涡结构的数值研究[J]. 科学技术与工程, 2011, 11(32): 7972-7978. (XIE Yi, LI Teng, LIU You-hong. Numerical investigation of vortical structures in a jet mixing flow of lobed mixer[J]. *Science Technology and Engineering*, 2011, 11(32): 7972-7978. (in Chinese))
- [11] Cooper N J, Merati P, Hu H. Numerical simulation of the vortical structures in a lobed jet mixing flow[R]. AIAA-2005-0635, 2005.

Numerical Simulation of Flow Fields in Circularly Lobed Ejectors With/Without Central Plug Sudden Expansion

LUO Hu, JIN Jie, DU Gang

(School of Energy and Power Engineering, Beihang University,
Beijing 100191, P.R.China)

Abstract: The models of lobed ejectors with/without central plug sudden expansion were built. The flow fields by CFD simulation were compared and analyzed with focuses on the sizes and distributions of the downstream streamwise vorticities. Thermal mixing efficiency and total pressure recovery coefficient were used to judge the performances of the two kinds of ejectors. The results show that the central plug with sudden expansion can effectively reduce flow loss and significantly improve the total pressure recovery coefficient. As the central plug sudden expansion causes the mainstream velocity to slow down, the vorticity of the ejector declines in the downstream flow field; but on the other hand, the central plug sudden expansion brings additional flow disturbances to the flow field and makes the mixing efficiency of the whole field increase.

Key words: central plug sudden expansion; ejector; streamwise vorticity; thermal mixing efficiency; total pressure recovery coefficient