

突扩间隙比对单通道扩压器内流动力特性影响的试验研究*

吴榕¹, 李亚忠¹, 邱玥², 李尚¹, 刘志荣¹, 鲍锋¹, 朱睿¹

(1. 厦门大学 航空航天学院, 福建 厦门 361102;

2. 厦门大学嘉庚学院 机电工程学院, 福建 漳州 363105)

摘要: 为了研究突扩间隙比与扩压器内流动力特性的影响关系, 采用水流模拟流动显示及PIV (Particle Image Velocimetry) 流场测速试验方法, 对不同突扩间隙比的内流瞬态流场、时均流场、雷诺切应力等关键流场信息所表征的扩压器内流动力特性进行了研究。结果表明: 突扩间隙比为1.6~1.7时, 静压恢复系数与总压损失系数比值达到最大, 此时扩压性能最优; 扩压器突扩间隙比为1.64时, 主流从前置扩压器流出时由于强剪切作用卷起扩散涡, 为维持突扩区域空间内流动稳定性, 进而诱导出消耗涡; 总压损失变化是突扩区消耗涡、回流扰动及火焰筒前缘背压反流共同作用的结果, 雷诺切应力与总压损失系数成正比; 扩压器出口速度分布对于突扩间隙比变化的不敏感性体现出较好的内流流动稳定性。

关键词: 扩压器; 突扩间隙比; 时均流场; 雷诺切应力

中图分类号: V231.1 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055 (2020) 03-0574-08

DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.190170

Influence of Dump Gap Ratio on Internal Flow Dynamics Characteristics of Single Channel Diffuser

WU Rong¹, LI Ya-zhong¹, QIU Yue², LI Shang¹, LIU Zhi-rong¹, BAO Feng¹, ZHU Rui¹

(1. School of Aerospace Engineering, Xiamen University, Xiamen 361102, China;

2. Department of Mechanical and Electromechanical Engineering, Xiamen University Tan Kah Kee College, Zhangzhou 363105, China)

Abstract: The flow simulation visualization and the PIV (Particle Image Velocimetry) experiments were carried out to reveal the effects of dump gap ratio on the internal flow dynamic characteristics for a single channel diffuser. The internal flow dynamics characteristics with different dump gap ratios identified by the key flow field information such as transient flow field, time-averaged flow field and Reynolds shear stress were investigated. The experimental results show that as the dump gap ratio is in the range of 1.6~1.7, the ratio of static pressure recovery coefficient to total pressure loss coefficient reaches the maximum and the diffuser performance is optimal. The diffusion vortices are generated due to strong shear actions as the main flow leaving the front diffuser with the dump gap ratio is 1.64 and the dissipative vortices are induced for maintaining the flow stability in dump region.

* 收稿日期: 2019-03-20; 修订日期: 2019-05-27。

基金项目: 国家自然科学基金 (11072206); 装备预研教育部联合基金 (6141A02033529); 福建省自然科学基金 (2012J01023)。

作者简介: 吴榕, 硕士, 副教授, 研究领域为实验流体力学。E-mail: wurong@xmu.edu.cn

通讯作者: 朱睿, 博士, 助理教授, 研究领域为微纳工艺与实验流体力学交叉学科。E-mail: zhurui@xmu.edu.cn

引用格式: 吴榕, 李亚忠, 邱玥, 等. 突扩间隙比对单通道扩压器内流动力特性影响的试验研究[J]. 推进技术, 2020, 41(3):574-581. (WU Rong, LI Ya-zhong, QIU Yue, et al. Influence of Dump Gap Ratio on Internal Flow Dynamics Characteristics of Single Channel Diffuser[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2020, 41(3):574-581.)

The variations of total pressure loss are caused by the interactions of dissipative vortices, reflux disturbance and back-pressure reflux from the leading edge of flame tube. The Reynolds shear stress is directly proportional to the total pressure loss coefficient. The insensitivity of diffuser outlet velocity distribution to the dump gap ratio exhibits the better internal flow stability.

Key words: Diffuser; Dump gap ratio; Time-averaged flow field; Reynolds shear stress

1 引言

航空发动机核心机包含压气机、燃烧室及涡轮,为了更大程度地提高其燃烧效率、增大推重比,燃烧室的优化设计至关重要^[1]。然而压气机流出气流的马赫数一般在0.2~0.3,高速的空气直接进入火焰筒内难以进行充分的燃烧,同时会导致20%以上的总压损失,故而会大幅度地降低燃烧效率及发动机动力^[2]。涡喷发动机往往需要在压气机出口与火焰筒入口连接处安置扩压通道(扩压器),使得气流在扩压器通道内随着流通通道面积的增大而逐渐减小流速、增大压力,以保障实现燃烧室内的稳定、充分燃烧^[3-4]。因此,燃烧室扩压器的优化设计和性能提升是保证燃烧效率及发动机推力的关键前提条件。随着发动机燃烧室进口温度、马赫数不断提高的趋势,扩压器的流动性能要求也不断提升,随之而来的是流场均为稳定性控制的难题^[5-6]。预计未来燃烧室进口马赫数会从目前的0.2~0.3升高到0.35,因此急需开展可靠、有效地扩压器流动试验研究以实现优化及维持扩压器通道内流场均匀稳定性的关键技术^[7-8]。

国内外已经开展了各种基于试验和仿真计算方法的燃烧室扩压器性能优化研究,为本研究提供了具有参考价值的理论和实验成果。相关研究内容可分为以下几类:(1)研究扩压器的结构参数对于扩压器压力性能的影响。研究内容包括不同类型的扩压器的几何结构、扩压器火焰筒的位置、火焰筒与前置扩压器的距离等。(2)研究流动条件对于扩压器性能的影响。大多数研究前置扩压器进口的速度分布、压力分布以及燃烧室内的流量分配等因素对于扩压器性能的影响。Walker等^[9]研究扩压器突扩间隙比对扩压器性能的影响,研究结果表明,较小的突扩间隙比会影响前置扩压器的流量分配,且存在对性能有益的阻塞作用,但随着突扩间隙比的增大,该增益效果会消失。Hestermann等^[10]针对短突扩扩压器采用数值模拟和实验研究两种方法进行研究,结果表明火焰筒头部对于前置扩压器的确存在阻塞作用,而这种阻塞作用对于前置扩压器的性能是一种积极

的作用;前置扩压器长度与进口高度比为3时,调节火焰筒相对前置扩压器的位置,可以抑制流动分离现象。Stevens等^[11-12]利用简化的实验模型研究影响短突扩扩压器性能的主要因素,实验得到了影响总压损失的重要因素——前置扩压器出口速度剖面,当速度剖面呈对称分布时,扩压器总压损失可以达到最小值,此时火焰筒上压力分布也为对称分布。Karuppnan等^[13]通过计算模拟的下游燃烧室内衬和过渡管道几何构型,分析了环形扩压器的流动特征。康玉东等^[14]采用数值模拟方法,对带气动格栅扩压器-燃烧室的三维流场进行了数值模拟。曾卓雄等^[15]采用有限速率模型及引气口流量出口条件对可控涡结构燃烧特性进行了数值模拟,并和无引气的常规突扩结构燃烧流场进行了比较。何小民等^[16]利用数值模拟和试验测量方法研究了短突扩扩压器突扩间隙与压力损失之间的变化规律。徐磊磊等^[17]利用数值模拟和PIV实验研究了突扩扩压器前置扩压器各参数与总压损失和静压恢复间的关系。颜应文等^[18]通过PIV技术对突扩扩压器进行研究,分析突扩区各个位置切面处雷诺应力及脉动速度对突扩区回流区尺寸的影响。赵鹏等^[8]验证PIV技术在新型扩压器性能试验中的应用前景,并开展了基于PIV技术的三通道扩压器性能试验研究。

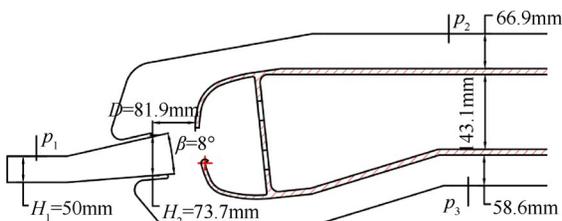
然而,当前尚缺乏全面、有效获取扩压器流通通道内流动精确细节的试验方法。本文设计、加工简单通道短突扩扩压器试验模型以精确模拟燃烧室内部前置扩压器与火焰筒的真实相对位置关系,通过水流模拟流动显示及PIV流场测速试验获取扩压器内部细腻流场信息,研究其内流动力特性及流动性能优化途径。

2 试验装置

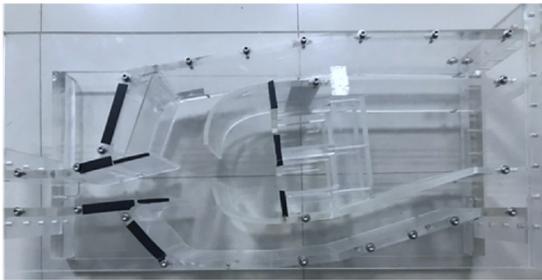
2.1 试验模型

二维试验模型剖面图如图1(a)所示,模型模拟真实燃烧室内部的前置扩压器与火焰筒的相对位置关系。为了便于扩压器内部二维流场的观测,根据相似准则将扩压器原尺寸放大。扩压器模型共由两部分组成:前置扩压器和突扩区,其中前置扩压器包

括稳流段及扩张段^[19-20]。前置扩压器入口高度、出口高度、扩张角和突扩间隙分别用 H_1, H_2, β 和 D 表示。突扩间隙比为 $\varepsilon=D/H_1$, 本试验研究设置4种突扩间隙比: $\varepsilon_1=1.64, \varepsilon_2=1.45, \varepsilon_3=1.82, \varepsilon_4=2.00$ 。图1(a)中压力测量点 p_1, p_2, p_3 分别可以测量前置扩压器、外环、内环的总压和静压值。试验模型采用高透有机玻璃材料加工模型, 入口与出口均设置法兰盘接口, 如图1(b)所示。水流模拟试验中, 四种相对突扩间隙比方案可以通过移动火焰筒导流罩的位置得到, 由螺钉固定在相应的定位孔处。



(a) Cross-section of experimental model



(b) Experimental model of single channel diffuser

Fig. 1 Design of single channel diffuser model

2.2 精密循环水洞

水流模拟试验研究包括扩压器内流流动显示定性分析及内流PIV定量测速两部分, 各工况试验均在多功能精密循环水槽中进行。由于扩压器实际流场结构为内流环境, 根据研究对象的特点, 需要将原有的外流循环水槽改造为内流研究的设备, 改进后的水洞设备如图2所示。精密内循环水槽包括轴流电机、整流稳流段、收缩段、试验段、水流回收段及回流管道构成, 其中试验段共包括三段: 试验件前过渡段、试验件核心区和试验段尾部回收过渡段^[21]。每部分通过法兰连接, 加设橡胶圈等防止渗漏。收缩段为了与试验模型匹配, 水洞收缩段出口即前置扩压器入口尺寸设置为 $200\text{mm} \times 50\text{mm}$ 。本文试验模型设计及试验条件设置满足水流模拟试验与实际空气流动的相似准则, 在保证几何相似的前提下, 实现试验雷诺数与实际流动雷诺数相近。扩压器试验模型入口段宽 $W=200\text{mm}$ 、高 $H=50\text{mm}$, 由式(1)可得水力

直径 d_H 为 80mm 。PIV测速试验中, 水的动力粘度 $\mu=1.005 \times 10^{-3} \text{Pa} \cdot \text{s}$ 、密度 $\rho=1 \times 10^3 \text{kg/m}^3$, 水流最大流速为 2m/s 时, 由式(2)可得实验雷诺数为159204。

$$d_H = \frac{2WH}{(W+H)} \quad (1)$$

$$Re = \frac{\rho u d_H}{\mu} \quad (2)$$

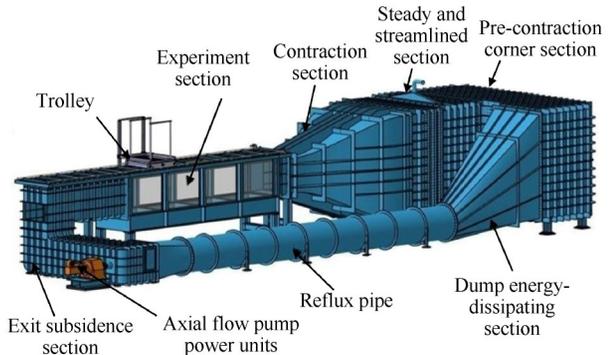


Fig. 2 Precision circulation water tunnel

3 实验结果与讨论

3.1 扩压性能测试

扩压性能试验方案为扩压器入口流速为 2m/s 下的4种不同突扩间隙比: $\varepsilon_1=1.64, \varepsilon_2=1.45, \varepsilon_3=1.82, \varepsilon_4=2.00$ 。试验通过U型管和皮托管测量图1中三个测压点处的总压和静压值, 再通过式(3), (4)计算得到扩压器的静压恢复系数 C_p 和总压损失系数 λ ^[22]。式中 m_o, m_i 分别为外环通道及内环通道的流体流量; p_o, p_i, p_j 分别为外环通道、内环通道及扩压器入口处静压; p_o^*, p_i^*, p_j^* 分别为外环通道、内环通道及扩压器入口处总压。如表1所示, 表中 C_{p_o}, C_{p_i} 分别表示内环通道和外环通道的静压恢复系数; λ_o, λ_i 分别表示内环通道和外环通道的总压损失系数。

$$C_p = \frac{m_o p_o + m_i p_i - (m_o + m_i) p_j}{\frac{(m_o + m_i) \rho V^2}{2}} \quad (3)$$

$$\lambda = \frac{(m_o + m_i) p_j^* - (m_o p_o^* + m_i p_i^*)}{(m_o + m_i) p_j^*} \quad (4)$$

Table 1 Dump performance parameters

ε	$C_{p_o}/\%$	$C_{p_i}/\%$	$C_p/\%$	$\lambda_o/\%$	$\lambda_i/\%$	$\lambda/\%$
ε_1	56.09	56.52	56.32	0.88	0.72	0.79
ε_2	47.18	56.45	52.22	0.95	0.74	0.84
ε_3	51.75	49.56	50.56	0.92	0.64	0.77
ε_4	44.74	39.04	41.64	0.99	0.73	0.85

图3,4分别为不同突扩间隙比 ε 条件下的静压恢复系数曲线和总压损失系数曲线。可见随着突扩间隙比的增大,静压恢复系数呈现先增大后减小的趋势,在突扩间隙比约为1.6时达到最大。总压损失系数随着突扩间隙比的增大呈现先减小后增大的趋势,且突扩间隙比约为1.8时,总压损失系数最小。扩压性能要满足总压损失最小,同时尽可能增加静压恢复,本文定义 C_p/λ 来综合考量扩压器性能。在当前试验方案下存在最佳突扩间隙比能够达到最佳扩压性能。如图5所示,突扩间隙比为1.6~1.7时, C_p/λ 比值达到最大值,说明此时扩压性能最优。

3.2 内流流动显示

流动显示试验采用粒子流动显示方法,粒子选用成分为聚苯乙烯的PIV示踪粒子,其直径为 $20\mu\text{m}$,

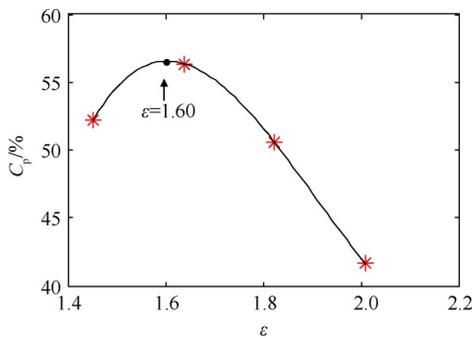


Fig. 3 Static pressure recovery coefficient vs dump gap ratio

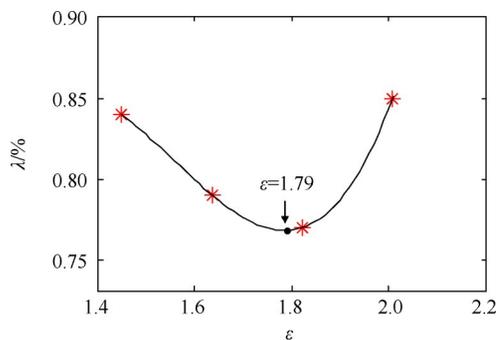


Fig. 4 Total pressure loss coefficient vs dump gap ratio

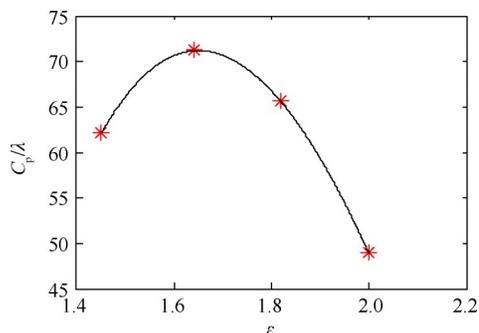


Fig. 5 Ratio of static pressure recovery coefficient to total pressure loss coefficient

密度为 $1.05\text{g}/\text{cm}^3$,该粒子在水中有着较好的追随性和光散射率。激光器从水洞底部发生激光片照亮试验模型横向中截面,同时高速相机记录扩压器内部流动演变,如图6所示。分别实施来流速度为 $1\text{m}/\text{s}$, $1.5\text{m}/\text{s}$, $2\text{m}/\text{s}$ 下的内流流动显示及PIV测速试验,结果表明各流速下的扩压器内流流场结构演变历程相似。选取来流速度为 $2\text{m}/\text{s}$,对4种不同突扩间隙比下的扩压器内流发展进行分析,因为该流动雷诺数更贴合实际气流工况。

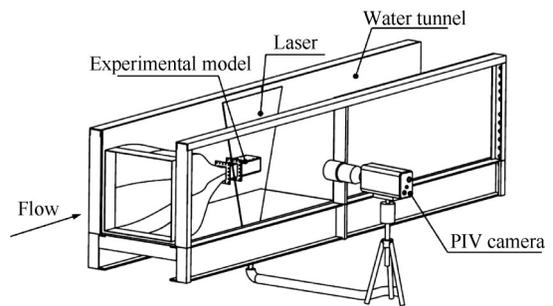


Fig. 6 PIV experimental measurements

图7是突扩间隙比为 $\varepsilon_3=1.82$ 时的扩压器内流流动显示。从流场结构来看,单通道扩压器内流形式呈现以下特点:主流流体从前置扩压器入口A1进入扩压器,经过前置扩压器和突扩区,最后进入到火焰筒、内环和外环。从图7中可见,在突扩区和火焰筒内都存在低速流动区域,称之为“回流区”,如图7所示C1,D1,E1和F1四个区域。在经过突扩区之后,由于火焰筒前缘的挤压作用,使得流体在突扩区开始弯折并分成三股流体,分别流入外环、火焰筒和内环中。从流动显示结果来看,在回流区C1,D1,E1,F1中可以看到有漩涡的出现,因为在回流区内的流体流速慢而主流流速相对较快,由于流体粘性作用使得主流与回流区流体产生剪切,导致回流区内漩涡的产生。流体进入火焰筒后流动方向偏上,这是

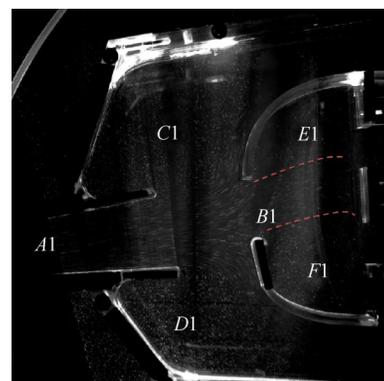


Fig. 7 Backflow zones in diffuser

由于主流在进入火焰筒时入射方向偏向外环导致。

图8为不同突扩间隙比下的流动显示,定义流体进入火焰筒的入射角为 α ,可见突扩间隙比为 $\varepsilon_1=1.64$, $\varepsilon_2=1.45$ 的入射角大于突扩间隙比 $\varepsilon_3=1.82$, $\varepsilon_4=2.00$ 的入射角,说明随着突扩间隙比增大,主流进入火焰筒内的入射角会减小。

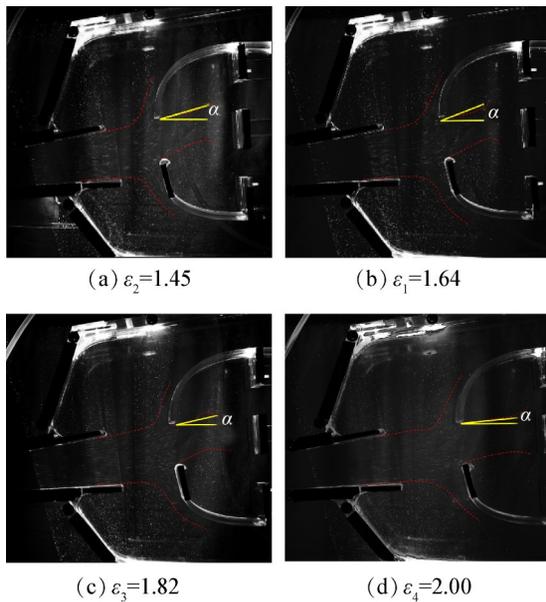


Fig. 8 Internal flow visualization vs. dump gap ratio

3.3 内流流场结构

3.3.1 内流瞬态流场

经PIV流场测速试验获取扩压器内流瞬时流场速度,导入Dynamic Studio软件处理获得扩压器内流瞬态流场分布。PIV测速试验系统如图6所示,激光器采用LWGL532-10W绿光激光器,试验中调节光源控制激光片厚度在1mm以内;高速相机采用丹麦Dantec SpeedSense 9040 Camera,其最大触发频率 $f_{\max}=1\text{kHz}$,分辨率为 $1632\text{pixel}\times 1200\text{pixel}$;示踪粒子选用直径 $20\mu\text{m}$,密度 1.05g/cm^3 的聚苯乙烯示踪粒子,具备良好的流动跟随性。

图9为突扩间隙比为1.64工况下一个流动演变周期内的扩压器瞬态流场分布(X^* , Y^* 表示无量纲, $X^*=x/d_H$, $Y^*=y/d_H$)。 U_0 为前置扩压器入口速度大小。图9(a)为 $t=0$ 时刻,在上、下突扩区由于主流从前置扩压器流出,产生了较强的剪切作用,形成逆时针旋转的漩涡A和顺时针旋转的漩涡B,漩涡A,B为“扩散涡”。图9(b)为 $t=1/5T$ 时刻,涡旋结构逐渐形成,且漩涡运动至内、外环流体弯折处。图9(c)为 $t=2/5T$ 时刻,漩涡A,B逐渐变大且趋于稳定,这一时段为漩涡的发展阶段。随着流体继续向下游流动($2/5T\sim$

$4/5T$),漩涡逐渐失去稳定性而破碎、分解为多个小涡,能量被逐渐耗散。图9(f)为 $t=T$ 时刻,漩涡A,B大部分结构已经被分解,且随着主流继续向下游运动,同时前置扩压器出口已产生了新的漩涡,完成了漩涡的再生成,开启下一内流演变周期。

由图9(a)可见,在前置扩压器与突扩区形成的夹角区域,形成了顺时针旋转的逆向涡C。分析其成因,扩散涡A所处突扩区域空间较大,为维持该空间内流动的稳定,逆时针旋转扩散涡A必然会诱导出一个顺时针旋转的漩涡,称之为“消耗涡”C。消耗涡的存在会降低扩压器性能,因此合理减小突扩区域的空间大小可以有效抑制消耗涡的产生。

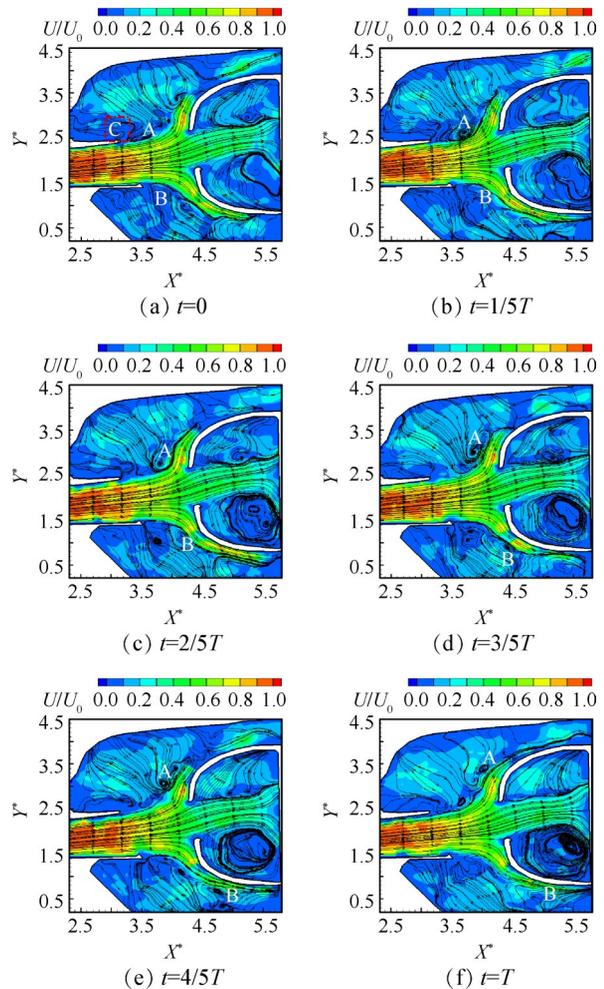


Fig. 9 Instantaneous flow field with $\varepsilon_1=1.64$

3.3.2 内流时均流场

内流速度矢量场数据导入Matlab软件进行计算,进行时均化处理得到内流时均流场分布特性。高速相机的采样频率为 500Hz ,每种工况下连续采集1542张流场图片。相邻2张图像进行自适应互相关分析,得到1541张瞬态内流速度场图像,其中任一瞬时速

度可分解为法向速度 v_y 和流向速度 v_x , 则内流时均速度分布可由式(5)计算。式中 n 为试验采集样本总数, k 表示采样时刻。

$$\bar{v}_{(x,y)} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n v_{(x,y)} \quad (5)$$

图10为不同突扩间隙比下扩压器内流时均流场分布, 可见随着突扩间隙比的变化, 突扩区内流场结构必然受到影响而变化。图10(a)为突扩间隙比为1.45时, 突扩间隙相对较小, 受到火焰筒前缘的反压影响, 导致流体有比较大的弯折; 另外在上下角回流区内产生较大的漩涡, 这是该突扩间隙比条件下总压损失的主要因素。图10(b)为突扩间隙比为1.64时, 随着突扩间隙比的增大, 流体弯折程度会有所减小, 故而上小角回流区内漩涡强度减弱, 总压损失减小; 因此, 在一定突扩间隙比范围内, 随着突扩间隙比的增大, 总压损失系数会减小。总压损失在突扩间隙比增大到约为1.79之后(图4), 若继续增加突扩间隙比, 则总压损失反而会增大。分析其原因, 突扩间隙比增大故而突扩间隙变大, 导致突扩区空间变大。从瞬态流动分析可知, 突扩区域空间变大会极大增加产生“消耗涡”及回流扰动的概率, 当突扩间隙增大到一定程度时使得“消耗涡”及回流扰动产生的总压损失占据主要地位, 从而导致总压损失的增大。

图10(a)中, 突扩区流线呈现较大弯折, 主要是由于火焰筒前缘反压形成回流所致, 因此总压损失较大。图10(b)中, 突扩区流线弯折减弱, 由于突扩间隙增大使得火焰筒前缘反压回流减弱, 因此总压损失减小。图10(c), (d)中, 突扩区流线弯折较 $\varepsilon_1=1.64$ 时加强, 由于突扩间隙过大导致突扩区内产生消耗涡或回流扰动, 使得总压损失持续增大。就本文试验研究而言, 突扩间隙比约为1.79时, 总压损失系数最小。

3.3.3 火焰筒入射角

如图10所示, 改变突扩间隙比会影响中部流体进入火焰筒时的入射角 α 。通过图中红色三角形计算, 可得到不同突扩间隙比时入射角的大小, 如表2所示。随着突扩间隙比的增大, 中部流体进入火焰筒时的入射角大小先增大后减小, 突扩间隙比为 $\varepsilon_1=1.64$ 时, 入射角达到最大, 说明该突扩间隙比下的火焰筒入口流速最大。

3.4 内流流动特性

图11为前置扩压器出口速度分布, 图中 U/U_0 表示无量纲速度。可见随着突扩间隙的改变, 前置扩

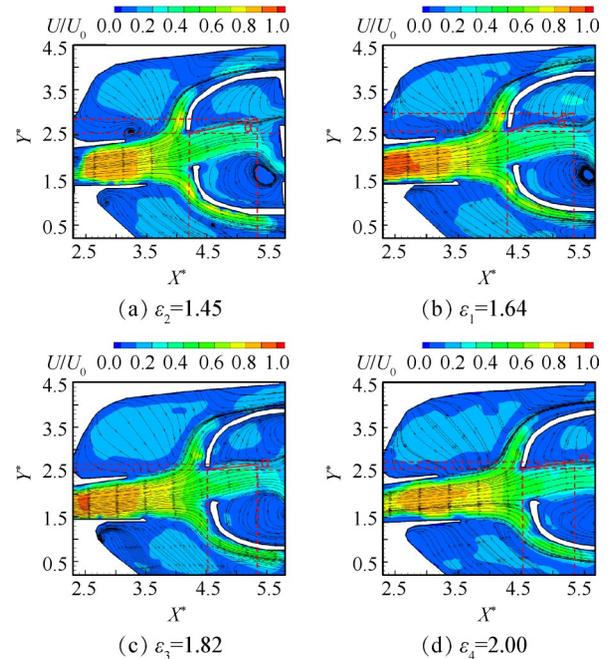


Fig. 10 Time-averaged flow field vs dump gap ratio

Table 2 Flame tube incidence angle

ε	Tangent value	$\alpha/(^\circ)$
$\varepsilon_1=1.64$	0.400	22.0
$\varepsilon_2=1.45$	0.273	15.3
$\varepsilon_3=1.82$	0.187	10.6
$\varepsilon_4=2.00$	0.150	8.55

压器出口速度分布曲线变化不大。说明本试验研究中, 突扩间隙比的改变对扩压器出口速度分布没有产生很大的影响。同时观察分布曲线可以看出, 速度分布明显偏向外环, 这主要是因为模型中前置扩压器与扩压器轴线有一定夹角, 使其速度分布趋势偏向外环。由图11可见, 前置扩压器出口速度分布对于突扩间隙比的不敏感性, 体现出各工况试验条件下扩压器内流流动的稳定性较好。

雷诺切应力 $u'v'$ 反映了高流速流层与低流速流层之间通过脉动的动量交换。就本试验研究而言, 雷诺切应力越大说明流动中动量交换越剧烈, 从而导致总压损失增大, 因此雷诺切应力与总压损失系数成正比。图12为突扩间隙比 $\varepsilon_1=1.64$ 时的无量纲雷诺切应力大小分布, 红色及深蓝区域均代表高雷诺切应力带, 而该区域正是流体与火焰筒前缘发生挤压产生剧烈动量交换之处, 即总压损失主要因素。当 X^* 处于3.8~4.0, 雷诺切应力较小且主要集中在 $Y^*=2.5$ 和1.5处, 即突扩区内由于主流剪切作用而产生的旋涡的生成处。当 X^* 处于4.2~5.0, 雷诺应力量级较大; 此时主流与火焰筒前缘产生挤压, 雷诺应力沿着

火焰筒头部聚集;说明此时扩压器由于流体与火焰筒前缘挤压所产生的能量损耗远大于突扩区内扩散涡所产生的能量损耗。

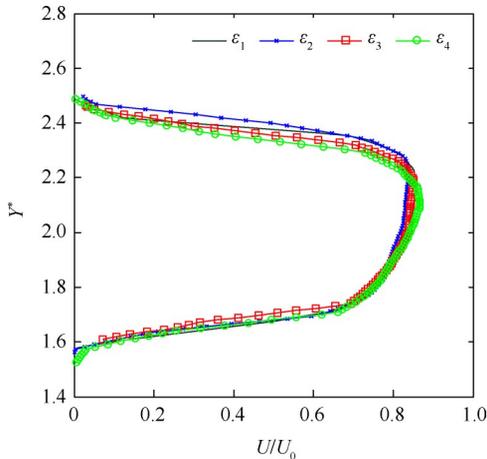


Fig. 11 Front diffuser outlet velocity distribution vs dump gap ratio

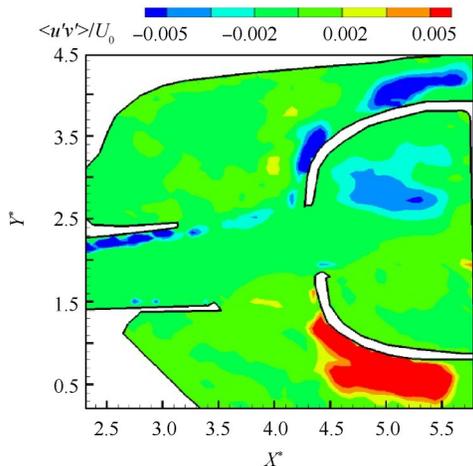


Fig. 12 Reynolds shear stress distribution with $\varepsilon_1=1.64$

4 结论

本文通过水流模拟流动显示及PIV流场测速试验对扩压器内流场动力特性进行定性及定量研究,揭示突扩间隙比与内流动力特性的影响关系,主要结论如下:

(1)随着突扩间隙比的增大,静压恢复系数呈现先增大后减小的趋势,在突扩间隙比约为1.6时达到最大。总压损失系数随着突扩间隙比的增大呈现先减小后增大的趋势,且突扩间隙比约为1.8时总压损失系数最小。突扩间隙比为1.6~1.7时, C_p/λ 值达到最大值,说明此时扩压性能最优。

(2)主流从前置扩压器流出时产生了较强的剪切作用而形成扩散涡,若是突扩区域空间较大,为维

持该空间内流动的稳定性,扩散涡必然会诱导出一个与其旋向相反的消耗涡。

(3) $\varepsilon_2=1.45$ 时,突扩区流线呈现较大弯折主要是由于火焰筒前缘反压形成回流所致,因此总压损失较大。 $\varepsilon_1=1.64$ 时,突扩区流线弯折减弱,由于突扩间隙增大使得火焰筒前缘反压回流减弱,因此总压损失减小。 $\varepsilon=1.82, 2.00$ 时,突扩区流线弯折较 $\varepsilon_1=1.64$ 时加强,由于突扩间隙过大导致突扩区空间内产生消耗涡或回流扰动,使得总压损失持续增大。

(4)雷诺切应力与总压损失系数成正比,当 X^* 处于3.8~4.0,雷诺切应力较小且主要集中在 $Y^*=2.5$ 和1.5处,即突扩区内由于主流剪切作用而产生的旋涡的生成处。当 X^* 处于4.2~5.0,雷诺应力量级较大,此时主流与火焰筒前缘产生挤压,说明 $\varepsilon_1=1.64$ 时,火焰筒前缘背压回流能量损耗是总压损失的主导因素。

致谢:感谢国家自然科学基金、装备预研教育部联合基金、福建省自然科学基金的资助。

参考文献

- [1] Li J, Page G, Mcguirk J J. LES Simulation Inflow Conditions for Outlet Guide Vane and Prediffuser Flows [C]. Dallas: 22nd AIAA Computational Fluid Dynamics Conference, 2015.
- [2] Selvakarthick C, Ajith S, Doddi H N, et al. Parametrical Optimization of a Three-Dimensional Dump Diffuser with Aerodynamically-Shaped Flame Tube for Modern Aircraft Engines[R]. AIAA 2016-5009.
- [3] Ghose P, Datta A, Mukhopadhyay A. Effect of Prediffuser Angle on the Static Pressure Recovery in Flow Through Casing-Liner Annulus of a Gas Turbine Combustor at Various Swirl Levels[J]. *Journal of Thermal Science and Engineering Applications*, 2016, 8(1).
- [4] Chen F, Liu H. Particle Image Velocimetry for Combustion Measurements: Applications and Developments [J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2018, 31(7): 1407-1427.
- [5] Thangam S, Knight D D. Effect of Stepheight on the Separated Flow Past a Backward Facing Step[J]. *Physics of Fluids A: Fluid Dynamics*, 1989, 1(1): 604-606.
- [6] Xu L, Huang Y, Ruan C, et al. Study of the Dump Diffuser Optimization for Gas Turbine Combustors[J]. *Procedia Engineering*, 2015, 99: 828-834.
- [7] Pratt A C, Zhang R Z, Lucht R P, et al. The Application of Stereoscopic PIV in a Liquid-Fueled Gas Turbine Combustor[C]. San Diego: 54th AIAA Aerospace Sciences Meeting, 2015.
- [8] 赵鹏, 张玉光, 张宝华. PIV技术在3通道扩压器试

- 验中的应用[J]. 航空发动机, 2018, 44(3): 76-80.
- [9] Walker A D, Carrotte J F, Mcguirk J J. The Influence of Dump Gap on External Combustor Aerodynamics at High Fuel Injector Flow Rates[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines & Power*, 2008, 131(3): 1723-1733.
- [10] Hestermann R, Kim S, Khaled A B, et al. Flow Field and Performance Characteristics of Combustor Diffusers: a Basic Study[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines & Power*, 1994, 117(4): 686-694.
- [11] Fishenden C R, Stevens S J. Performance of Annular Combustor-Dump Diffusers [J]. *Journal of Aircraft*, 2012, 51(1): 60-67.
- [12] Stevens S J, Harasgama S P, Wray P. The Influence of Blade Wakes on the Performance of Combustor Shortened Prediffusers[J]. *Journal of Aircraft*, 2015, 52(9): 641-648.
- [13] Karuppannan S, Sondur V M. CFD Analyses of Combustor-Diffuser System of Marine Gas Turbine Engine [C]. *Bangalore: ASME 2017 Gas Turbine India Conference*, 2017.
- [14] 康玉东, 邓远灏, 钟世林, 等. 亚燃冲压发动机气格栅整流效果研究[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2014, 27(4): 22-26.
- [15] 曾卓雄, 郭帅帅, 陈超杰, 等. 可控涡结构的三维性的数值分析[J]. 热能动力工程, 2016, 31(6): 42-47.
- [16] 何小民, 毛军逵, 谈浩元. 突扩扩压器突扩间隙与压力损失间关系的研究[J]. 推进技术, 2002, 23(2): 158-160. (HE Xiao-min, MAO Jun-kui, TAN Hao-yuan. Relationship Between the Dump Gap and Pressure Loss [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2002, 23(2): 158-160.)
- [17] 徐磊磊, 阮 灿, 方晓远, 等. 前置扩压器几何参数对突扩扩压器性能的影响[J]. 推进技术, 2015, 36(7): 1054-1061. (XU Lei-lei, RUAN Can, FANG Xiao-yuan, et al. Effects of Pre-Diffuser on Performance of Dump Diffuser[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2015, 36(7): 1054-1061.)
- [18] 颜应文, 李井华, 徐 榕, 等. 航空发动机燃烧室旋流流场特性 PIV 分析[J]. 南京航空航天大学学报(英文版), 2012, 29(4): 307-317.
- [19] Mistrangelo C. Topological Analysis of Separation Phenomena in Liquid Metal Flow in Sudden Expansions, Part 1: Hydrodynamic Flow [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2011, 674: 120-131.
- [20] Mistrangelo C. Topological Analysis of Separation Phenomena in Liquid Metal Flow in Sudden Expansions, Part 2: Magnetohydrodynamic Flow [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2011, 674: 132-162.
- [21] Zhu Y, Wang C Y, Wang H P, et al. Tomographic PIV Investigation on 3D Wake Structures for Flow over a Wall-Mounted Short Cylinder [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2017, 831: 743-778.
- [22] Lu X, Wang S, Sung H G, et al. Large-Eddy Simulations of Turbulent Swirling Flows Injected into a Dump Chamber [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2005, 527(1): 171-195.

(编辑:史亚红)