

支撑板型线和径向倾斜设计对燃气轮机 排气扩压器气动性能的影响^{*}

董雨轩, 李志刚, 李 军

(西安交通大学 能源与动力工程学院, 陕西 西安 710049)

摘 要: 支撑板结构设计直接影响燃气轮机排气扩压器的流场结构和气动性能。在验证数值方法可靠的基础上, 采用求解三维 Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) 和 Realizable $k-\varepsilon$ 湍流模型的方法, 对带进气导叶和支撑板的排气扩压器模型进行了研究, 探究在四种进气预旋下, 支撑板截面型线以及本文提出的支撑板径向倾斜设计方案对排气扩压器气动性能的影响。结果表明: 进气预旋和支撑板设计方式相同时, 截面型线更薄的支撑板更易导致流体在支撑板附近的分离及更大范围的尾迹流, 从而增大总压损失; 支撑板截面形状相同时, 与径向垂直设计相比, 支撑板采用径向倾斜设计使得排气扩压器通道面积变化更加平缓, 从而使得在四种进气预旋下, 排气扩压器的总压损失系数下降 7%~20%。当支撑板截面型线宽长比 (d/l) 为 0.2 时, 相对于径向垂直设计, 支撑板采用径向倾斜设计方式的排气扩压器静压恢复系数在进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 和 $\bar{\varphi} = 0.64$ 时分别提升了 4.7% 和 3.8%; 但在支撑板截面型线宽长比 (d/l) 为 0.12 和 0.175 时, 支撑板采用径向倾斜设计方式会降低排气扩压器在进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.64$ 和 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时的静压恢复性能。

关键词: 燃气轮机; 排气扩压器; 支撑板; 气动性能; 数值模拟

中图分类号: TK474.7

文献标识码: A

文章编号: 1001-4055 (2021) 06-1245-11

DOI: 10.13675/j.cnki. tjjs. 190874

Effects of Airfoil and Radial Tilt Design of Struts on Aerodynamic Performance of Gas Turbine Exhaust Diffuser

DONG Yu-xuan, LI Zhi-gang, LI Jun

(School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: Strut structure design directly affects the flow field and aerodynamic performance of gas turbine exhaust diffuser. Based on the reliability of the numerical method, the exhaust diffuser model with inlet guide vanes and struts was calculated by solving the three-dimensional Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) and Realizable $k-\varepsilon$ turbulence models, exploring the effects of the cross-sectional shape and tilt design of the strut on the aerodynamic performance of the exhaust diffuser under four kinds of inlet pre-swirl. The results show that when the inlet pre-swirl and the design method of strut are the same, the strut with thinner profile line is more likely to cause the separation of fluid near the strut and the larger wake flow, increasing the total pressure

^{*} 收稿日期: 2019-12-19; 修订日期: 2020-02-19。

基金项目: 国家科技重大专项 (2017-V-0008-0058)。

作者简介: 董雨轩, 硕士生, 研究领域为叶轮机械气动及传热。E-mail: dyx0720@stu.xjtu.edu.cn

通讯作者: 李 军, 博士, 教授, 博士生导师, 研究领域为叶轮机械气动及传热。E-mail: junli@mail.xjtu.edu.cn

引用格式: 董雨轩, 李志刚, 李 军. 支撑板型线和径向倾斜设计对燃气轮机排气扩压器气动性能的影响[J]. 推进技术, 2021, 42(6): 1245-1255. (DONG Yu-xuan, LI Zhi-gang, LI Jun. Effects of Airfoil and Radial Tilt Design of Struts on Aerodynamic Performance of Gas Turbine Exhaust Diffuser[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2021, 42(6): 1245-1255.)

loss. When the cross-sectional shape of the strut is the same, compared with the radial vertical design of the strut, the radial tilt design of the strut makes the change of the passage area of the exhaust diffuser more gentle, so that the total pressure loss coefficient of the exhaust diffuser decreases by 7%~20% under the four types of inlet pre-swirl. When the aspect ratio(d/C) of strut section line is 0.2, relative to the radial vertical design, the static pressure recovery coefficient of the exhaust diffuser with tilt design of strut increases by 4.7% and 3.8% respectively when the inlet pre-swirl is equal to 0.35 and 0.64, however, when the aspect ratio(d/C) of the strut section line is 0.12 and 0.175, the strut tilting design reduces the static pressure recovery performance of the exhaust diffuser when the inlet pre-swirl is equal to 0.64 and 1.00.

Key words: Gas turbine; Exhaust diffuser; Strut; Aerodynamic performance; Numerical simulation

1 引 言

燃气轮机作为船舶动力推进的关键热功转换设备而受到重视,排气扩压器作为燃气轮机的重要部件之一,对燃气轮机整体运行效率有着重要影响,其能够将末级涡轮出口燃气的部分动能经过扩散作用转换为排气扩压器出口处的静压,由于排气扩压器出口处的压力一般为固定值(大气压力),因此,排气扩压器的压力恢复性能使得涡轮出口处的压力降低,可以提高燃气轮机的效率和功率输出^[1]。排气扩压器内会有支撑板结构设计,用于加强壳体的稳定性和作为冷却空气和润滑油的通道。

研究表明进气条件和支撑板几何结构等是对排气扩压器性能产生影响的主要因素, Sovran 和 Klomp^[2]对环形排气扩压器做了大量的工作,他们测试了 15 种系列,超过 100 个排气扩压器结构,为排气扩压器几何形状设计提供了指导。Sultanian 等^[3]通过实验测量并结合数值模拟研究了排气扩压器在燃气轮机无负荷、中等负荷、全负荷三种工况下的流场形态。研究表明全三维数值方法能够很好地预测排气扩压器的压力分布及流场形态。Feldcamp 等^[4]比较了不同湍流模型结合壁面处理预测排气扩压器内气动参数的准确度,通过不同湍流模型预测的结果与实验数据对比发现,在综合考虑计算资源和预测准确度时,Realizable $k-\varepsilon$ 湍流模型具有最佳预测排气扩压器内压力分布的能力。在燃气轮机工作过程中,排气扩压器的入口处存在由末级涡轮间隙泄漏和旋转导致的总压分布不均匀性及气流预旋,Vassiliev 等^[5-6]利用可调进口导叶实验装置探究了进口旋流和马赫数对排气扩压器性能的影响,指出在进口马赫数低于 0.6 时,排气扩压器的静压恢复系数基本不受进口马赫数变化的影响,而进口旋流在不同进口马赫数下均对排气扩压器的性能有重要影响,同时也归纳出进口总压分布、总温分布、切向气流

角、径向气流角等参数对排气扩压器静压恢复系数的影响规律。Schaefer 等^[7]实验和数值研究了进口存在 3 种不同阻塞程度的进气条件时排气扩压器气动性能的变化特性,发现进口处的阻塞效应会影响排气扩压器内的有效流动面积,进而影响支撑板附近的二次流结构。何鹏等^[8]探究了不同进口边界层条件对 S 型扩压器的流场特性的影响,发现边界层分离带来的大面积低速区显著地加大了二次流的强度和尺度,二次流又反过来会改变分离区的分布。

支撑板和排气扩压器几何结构同样对排气扩压器性能有着显著的影响,Guillot 等^[9]对排气-集气蜗壳折转部分进行了优化设计,并通过实验验证了优化设计的排气-集气系统的静压恢复系数相比于参考设计提高了 0.07。Schaefer 等^[10]将排气扩压器壳体和支撑板几何结构参数化,通过优化设计获得了适应进气条件的最优几何结构,优化后的排气扩压器流动分离显著减少。黄恩德等^[11-12]数值研究了某型非对称排气蜗壳的流动特性并对其壳体进行改型设计,结果表明改型后的壳体结构相比于原结构总压损失系数最多降低了 32.12%,静压恢复系数最多提升了 48.73%。而对集气扩压器部分的背弧和内弧的优化设计使得静压恢复系数最多提升了 12.2%,出口气流的均匀度增加。董熙君等^[13]则采用在扩压器壁面安装射流装置的方法开展了大扩张角扩压器的附面层吹除技术研究,发现当吹气量为总气量的 4% 时,静压恢复系数较不采用吹除技术的原型扩压器提升 7%。

当前排气扩压器内的支撑板多采用垂直于轴向或周向倾斜的设计方式,相关文献的研究工作也多是基于这种结构,本文提出了支撑板径向倾斜设计方式,这种设计方式使得排气扩压器内的通道面积轴向变化相比于支撑板垂直于轴向或周向倾斜的设计方式更加平缓,而关于支撑板的径向倾斜设计对排气扩压器性能影响的研究在当前文献中较少,不

同进气预旋下支撑板截面形状对排气扩压器性能影响的研究也需进一步深化。本文在排气扩压器扩张角和支撑板数目不变的条件下,基于具有导叶和支撑板结构的排气扩压器模型^[14],进行了数值模拟验证,通过改变导叶的偏转角获得支撑板上游不同的进气预旋效应,对比分析了不同支撑板结构下的排气扩压器流动参数,探究不同支撑板截面形状结合径向倾斜设计在不同进气预旋下对排气扩压器性能的影响。

2 计算模型和数值方法

图1给出了实验测量的排气扩压器几何结构图^[14]。排气扩压器轴向总长度为300mm,进/出口内径相同, $d_i = d_o = 58\text{mm}$,进口外径 $D_i = 100\text{mm}$,出口外径 $D_o = 174\text{mm}$ 。实验模型的进气段沿周向均匀布置15个进气导叶,用于模拟涡轮出口的尾迹流和改变测量段进气预旋。测量段沿周向均匀布置5个支撑板,通过进气导叶偏转角的变化可以获得不同的支撑板上游的进气预旋。实验测量时进气导叶的偏转角为零度,即测量段进口截面“X-0”上的气流预旋为零。实验测量点布置在图1所示轴向长度为 L 的测量区域,在轴向不同位置和周向不同 α 角度以及径向不同位置设置了静压与总压测点,导叶偏转角 β 示意图如图1所示,图中“Z-1”截面为近壁面平面,“Z-2”截面为50%叶高平面,“Z-3”截面为90%叶高平面。

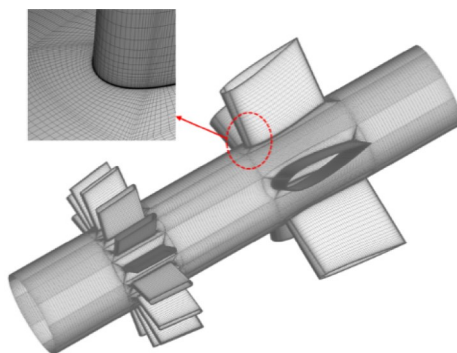
静压恢复系数 C_p 定义为

$$C_p = (\bar{p}_{s2} - \bar{p}_{s1}) / (\bar{p}_{t1} - \bar{p}_{s1}) \quad (1)$$

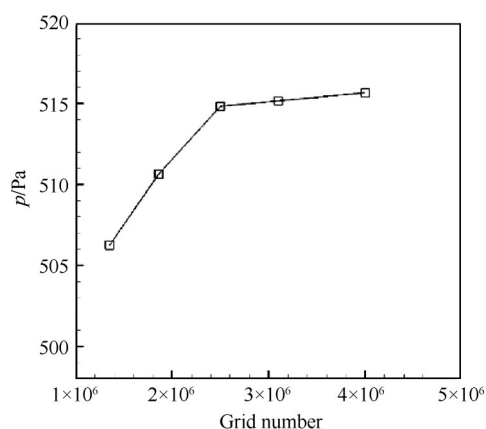
式中 $\bar{p}_{s1}$, $\bar{p}_{s2}$ 分别是排气扩压器测量段入/出口面平均静压, $\bar{p}_{t1}$ 是测量段入口面平均总压。数值模拟采用ANSYS-FLUENT软件计算排气扩压器的静压恢

复系数和流场特性。

图2给出了具有进气导叶和支撑板的排气扩压器计算区域网格图及网格无关性验证结果,壁面附近网格进行加密处理以满足计算要求,经过5种不同数量的网格验证,发现当网格数量为250万时,排气扩压器进出口静压差基本不变,满足网格无关性要求。数值计算的边界条件与实验相同,进口为速度边界条件,进口雷诺数是 2.3×10^5 ,进口马赫数约0.24,出口为大气压。图3给出了不同湍流模型计算得到的静压恢复系数值沿轴向分布与实验值的比较, $x = 0$ 的位置对应图1中“X-0”截面,可以看出Realizable $k-\varepsilon$ 湍流模型的预测精度相对更高。因此本文采用Realizable $k-\varepsilon$ 湍流模型进行排气扩压器气动性能和流场特性研究。



(a) Computational grid of the exhaust diffuser



(b) Grid independence verification

Fig. 2 Computational grid and grid independence test of the exhaust diffuser

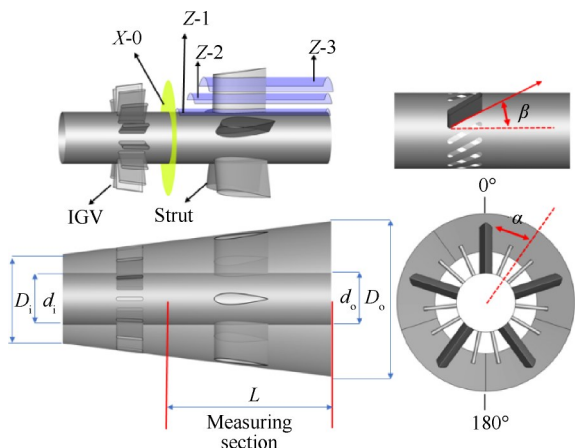


Fig. 1 Experimental model of the exhaust diffuser^[14]

图4给出了不同周向 α 角流面上,距内壁面7% ΔR ($\Delta R = (D_o - d_o)/2$)高度监测点的静压恢复系数实验值与计算值沿轴向的变化比较。由图可知,除了在支撑板附近由于存在分离泡和剪切流动导致测量结果与计算结果略微有差异,数值计算得到的静压恢复系数与实验数据吻合良好,很好地获得了静压沿

轴向和径向的分布,进一步说明了数值方法的可靠性。

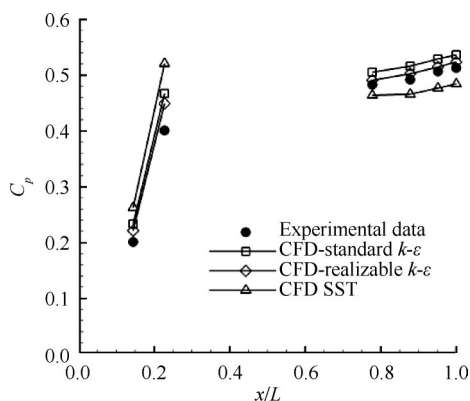
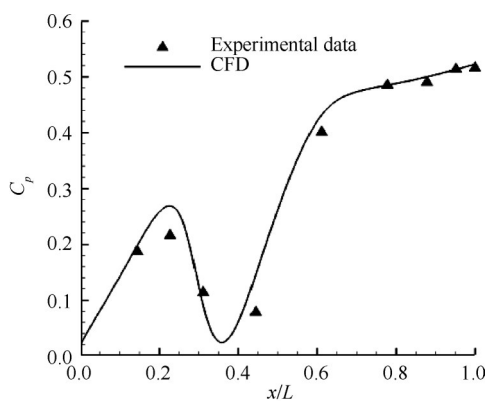
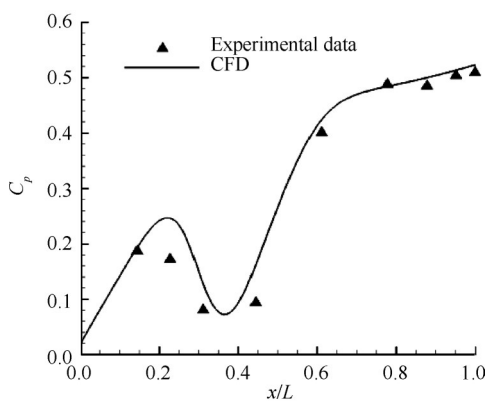


Fig. 3 Comparison between the CFD results and experimental data



(a) $\alpha=24^\circ$



(b) $\alpha=36^\circ$

Fig. 4 C_p distribution at the 7% ΔR along the axial direction

在数值验证的基础上,本文通过调整进气导叶的偏转角 β ,探究在不同进气预旋条件下,支撑板截面型线以及两种支撑板设计方案对排气扩压器流场特性的影响。其中,模型中支撑板径向垂直设计定义为结构 I,本文提出的支撑板径向倾斜设计定义为结构 II,两种设计方案如图 5 所示,两种支撑板设

计方式除倾斜角度不同外,轴向和周向位置相同。如图 6 所示,定义支撑板截面型线宽长比(d/C), d 和 C 分别是支撑板截面型线的最大厚度与轴向长度,三种宽长比(d/C)截面型线的支撑板分别命名为 a, b, c,除中间部分弧线曲率不同,三种截面型线的前缘部分弧线曲率相等,尾缘部分弧线曲率相等。

测量段进气预旋 φ 定义为

$$\varphi = v/u \quad (2)$$

式中 v 和 u 分别为图 1 测量段截面“X-0”上切向速度和轴向速度。

六种组合结构“I-a”,“I-b”,“I-c”,“II-a”,“II-b”,“II-c”的相关参数分别如表 1 所示。表 1 给出了四种进气预旋对应的面积平均值 $\bar{\varphi}$ 。

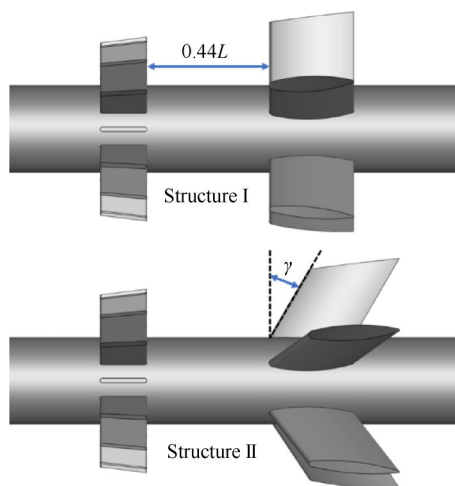


Fig. 5 Two design plans of struts

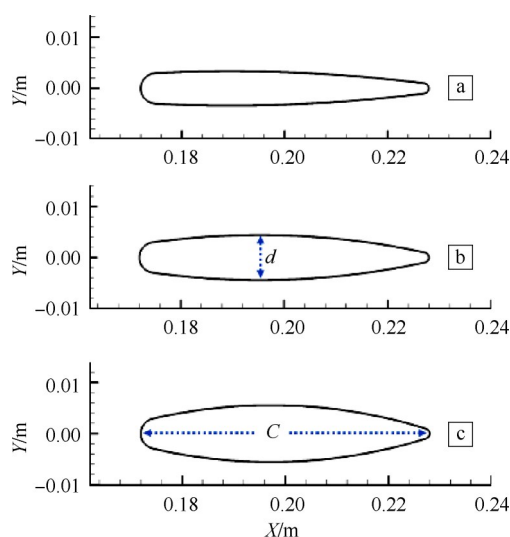


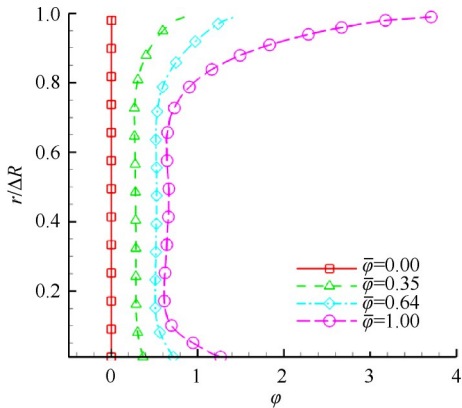
Fig. 6 Profiles of three kinds of the different strut sections

本文计算了排气扩压器在 4 种进气预旋下的流场特性。图 7 则给出了 4 种导叶偏转角度对应的测量段入口截面进气预旋的径向分布及其对应偏转导

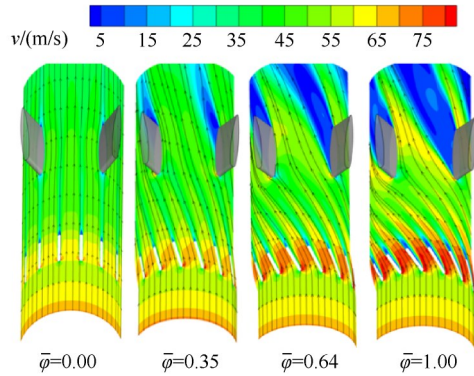
叶附近的速度流场分布,可以看出四种偏转导叶附近的速度流场无流场畸变等不良流动现象。

Table 1 Parameters of different exhaust diffuser design plans

Structure	Inlet swirl $\bar{\varphi}$	Location of strut	$\gamma/(^{\circ})$	Profiles	d/C
I	0.00	0.44L	0.0		
	0.35			a	0.120
	0.64			b	0.175
	1.00			c	0.200
II	0.00	0.44L	30.0	a	0.120
	0.35			b	0.175
	0.64			c	0.200
	1.00				



(a) Inlet pre-swirl distribution along the radial direction



(b) Velocity field near inlet guide vane

Fig. 7 Radial distribution of four kinds of inlet pre-swirl at X-0 section and corresponding velocity flow field near the inlet guide vanes

3 结果分析

3.1 总压损失

总压损失系数 C_{pt} 定义为

$$C_{pt} = (\bar{p}_{t2} - \bar{p}_{t1}) / (\bar{p}_{t1} - \bar{p}_{s1}) \quad (3)$$

式中 $\bar{p}_{t1}, \bar{p}_{t2}$ 分别是排气扩压器测量段入口和出口面平均总压。

图 8 给出了 6 种组合结构在不同进气预旋下的排气扩压器的总压损失系数。可以看出,在无进气预旋时,支撑板径向倾斜设计和截面型线变化均对排气扩压器总压损失系数无明显影响。观察结构 I 排气扩压器的 3 种截面型线支撑板对其性能的影响,可以发现,在排气扩压器“X-0”平面处气流有一定的预旋效应时(这也是排气扩压器在真实工作过程中的进气条件),支撑板截面型线越厚,气体在排气扩压器内流动过程中压力损失越小。

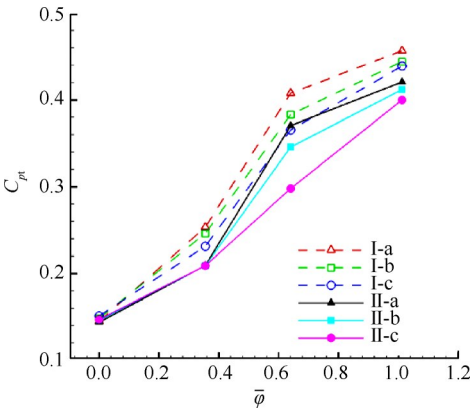


Fig. 8 Total pressure loss coefficient of 6 combined structures at different inlet pre-swirl

图 9 给出了结构 I 排气扩压器在进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时不同径向高度流面的流线及速度云图。从图 9(a), 9(b) 可以看出,当支撑板截面型线越薄时,流体在支撑板前缘附近产生的流动分离区域越大,流动再附着的点更靠后,同时在支撑板尾缘处产生更强烈的尾迹流,进而产生更大的压力损失,这与 Vassiliev 等^[15]指出尾缘更厚的支撑板附近的流动分离更弱的结论类似,图 9(c) 则反映出支撑板的截面型线相对更薄时,支撑板靠近外壳体附近分离区的涡系流动会更加强烈。图 10 则给出了 $\bar{\varphi} = 0.64$ 时结构 I 排气扩压器在不同高度流面上的流线分布,与图 9 相比可以看出进气预旋的增加明显增加了支撑板附近涡系的复杂程度,这也是总压损失系数随进气预旋增加而增加的原因。

在支撑板的截面型线宽长比 (d/C) 相同时,对比结构 I 和结构 II 排气扩压器的总压损失系数随进气预旋变化曲线可以看出,结构 II 排气扩压器的总压损失系数整体上要明显小于结构 I。图 11 给出了

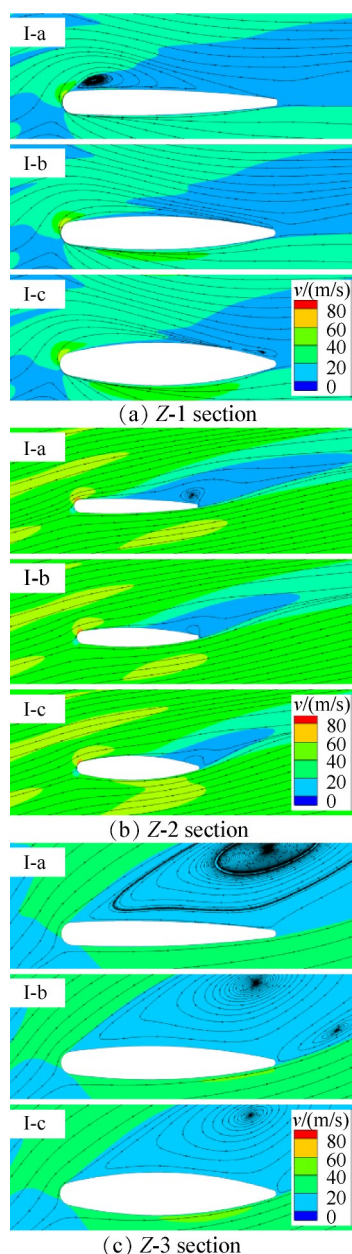


Fig. 9 Flow pattern at different heights ($\bar{\varphi} = 0.35$)

$\bar{\varphi} = 0.35$ 时, 结构 II 排气扩压器在 Z-1 流面上的流线分布, 对比图 9(a) 可以发现, 在支撑板截面型线相同时, 采用结构 II 方案的支撑板附近的流动分离现象更弱, 产生的总压损失更小。进一步观察图 11 还可以发现, 在 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时, 结构 II 排气扩压器三种截面型线下支撑板附近的流动相似, 这也与图 8 中所反映的在 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时, 结构 II 排气扩压器的总压损失系数与支撑板型线结构无关一致, 当进气预旋继续增加时, 结构 II 排气扩压器的总压损失系数才会与支撑板截面型线有关联, 即结构 II 的支撑板设计方式提升了排气扩压器适应支撑板截面型线变化的能力。

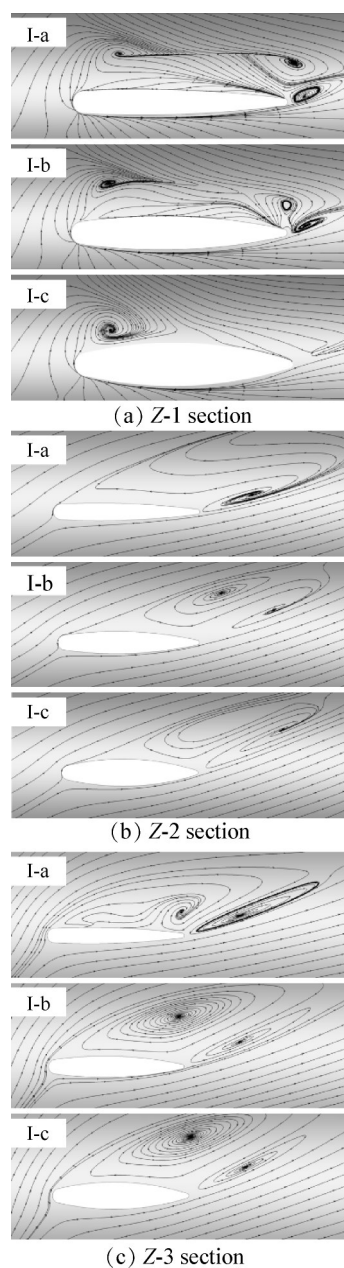


Fig. 10 Streamline distribution at different heights ($\bar{\varphi} = 0.64$)

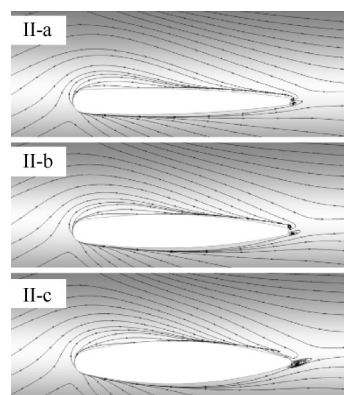


Fig. 11 Streamline distribution at Z-1 section ($\bar{\varphi} = 0.35$)

3.2 出口气流方向

排气扩压器出口气流偏离轴向的程度也是评价排气扩压器性能好坏的一个指标,其不仅影响自身的性能,在联合循环发电系统中,燃气轮机排气扩压器出口气流方向的偏离程度还会影响整体的效率与性能。

定义出口气流轴向度 ϑ

$$\vartheta = v_x / v \quad (4)$$

式中 v_x 是排气扩压器出口气流轴向分速度, v 是出口气流合速度,该值越接近“1”说明出口气流的方向越贴近轴向。

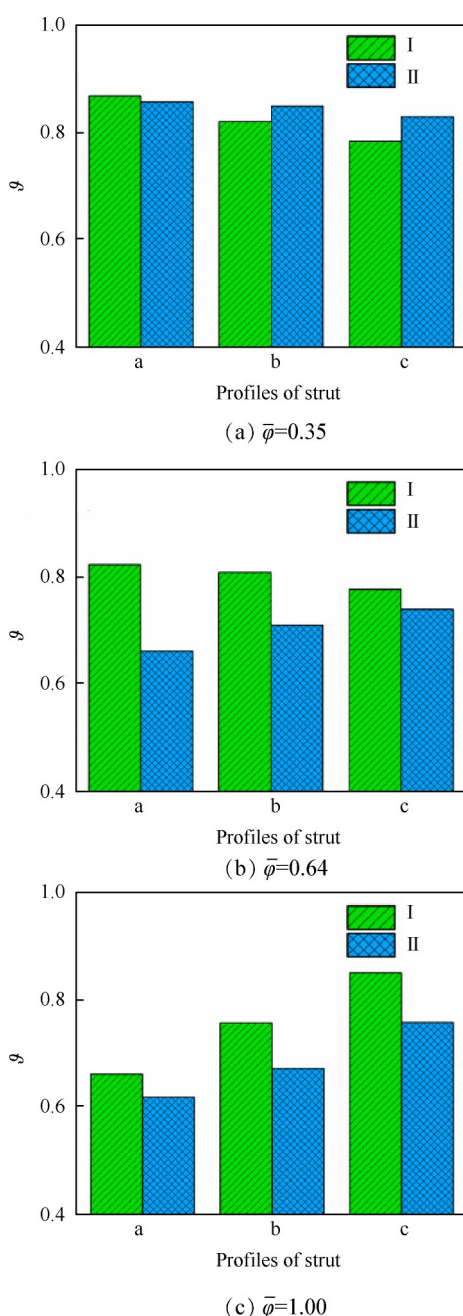


Fig. 12 Outflow axial degree of the exhaust diffuser at different inlet pre-swirls

图 12 给出了不同进气预旋下,不同结构排气扩压器出口气流的轴向度大小。从图中可以看出,对结构 I 而言,在 $\bar{\varphi} = 0.35$ 和 $\bar{\varphi} = 0.64$ 两种进气预旋下,支撑板截面型线越薄 (d/C 值越小),排气扩压器出口处的气流相对更贴近轴向,而在更大的进气预旋 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时,会得出相反的结论。观察图 13 可以看出在小进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时,支撑板前缘处气流攻角较小,靠近外壳附近流过支撑板两侧的气流会相互掺混,其中一侧 (P) 的气流 (红色流线) 会被分离侧 (S) 气流 (绿色流线) 产生的涡系卷入,在尾缘附近掺混后流出。而靠近内壁处的气流没有发生类似外壳附近的掺混现象,比较图 13(a) 中的“ I -a”和“ I -c”,也可以看出薄支撑板结构中的流线方向更贴近轴向,这与图 13(a) 反映的规律一致。而在 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时,支撑板前缘处的气流攻角更大,导致 S 侧的气流分离更严重,产生的涡系无法将另一侧 (P) 的气流卷入,没有类似 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时尾缘附近明显的掺混现象。观察图 13(b) 可以看出,在 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时,靠近内壁处的流动与 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时也明显不同, $\bar{\varphi} = 1.00$ 时内壁处的流体在流过支撑板附近会向上卷起,而且还会将相邻支撑板 P 侧的流体 (蓝色流线) 吸入,掺混后再流出,即流动状态与 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时明显不同,这也就导致 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时,出口处的气流方向受支撑板厚度的影响规律与 $\bar{\varphi} = 0.35$ 不一致。

图 14 对比了预旋 $\bar{\varphi} = 1.00$ 的进气条件下,“ I -c”和“ II -c”两种结构排气扩压器轴向不同位置截面的速度等值线云图,其中“X-1”为支撑板前缘附近截面,“X-4”为排气扩压器出口截面。可以看出,采用径向倾斜设计方式的支撑板对前缘附近截面上的速度分布没有造成明显影响,而采用径向垂直设计方式的支撑板对前缘附近截面上的速度分布云图影响显著,在截面上有明显的低速区域。流体在流过支撑板后,支撑板对偏斜的气体产生阻挡作用,导致气流在截面上分成界限明显的低速区和高速区,如图中“X-2”,“X-3”上的云图所示。对比两种结构的速度云图,可以发现在结构 II 排气扩压器的出口截面上这种高速区和低速区的界限明显,而结构 I 中这种现象却有明显好转,这可能是由于结构 II 的支撑板向后倾斜导致对气流的阻挡干扰作用在流道中持续距离更长,导致该进气预旋下,结构 II 排气扩压器流道中气流均匀性更差。

3.3 静压恢复性能

静压恢复性能的评价指标为静压恢复系数,由

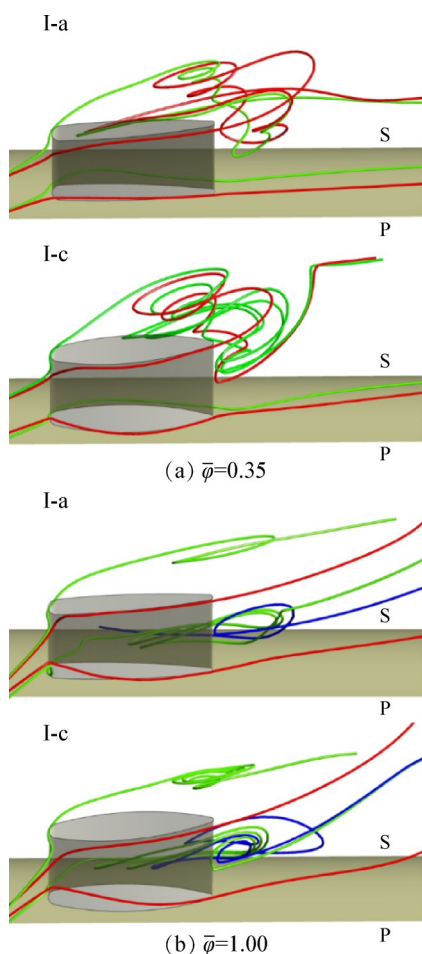


Fig. 13 Three-dimensional streamline distribution at two kinds of inlet pre-swirls

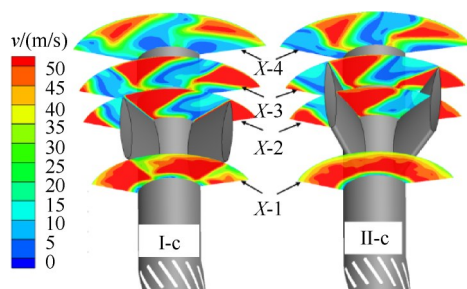


Fig. 14 Velocity contour distribution at different axial sections ($\bar{\varphi} = 1.00$)

公式(1)给出,该值反映出排气扩压器将动能转化为出口压力的能力,高的静压恢复性能同样有助于向排气扩压器下游装置提供更加均匀的气流速度和更低的湍动能。将公式(1)做一下变形

$$C_p = (\bar{p}_{s2} - \bar{p}_{s1}) / (\bar{p}_{t1} - \bar{p}_{s1}) = ((\bar{p}_{t2} - \bar{p}_{d2}) - (\bar{p}_{t1} - \bar{p}_{d1})) / (\bar{p}_{t1} - \bar{p}_{s1}) = (\bar{p}_{d1} - \bar{p}_{d2}) / (\bar{p}_{t1} - \bar{p}_{s1}) - C_{pt} \quad (5)$$

式中 $\bar{p}_{d1}$ 和 $\bar{p}_{d2}$ 分别为排气扩压器测量段入口和

出口面平均动压。

静压恢复系数与进出口动压差和总压损失系数存在上述关系,即更大的动压差和更小的总压损失对应更大的静压恢复系数。在相同的进气条件下,可以认为测量段进口(X-0平面)动压是一个固定值,而出口处的动压则受排气扩压器内流动状态的影响。由于本次研究的流体视为不可压流体,根据质量守恒方程,排气扩压器出口截面上轴向分速度的面积平均值是一个定值,当出口截面上的气流轴向度 ϑ 越小,意味着气流速度偏离轴向越多,也就有着更大合速度,表明出口动压越高,即在相同的进气条件下,出口气流的轴向度 ϑ 值的大小可以从一定程度上反映出出口气流动压的大小,气流偏离度 ϑ 值越低可以一定程度上说明排气扩压器测量段进出口动压差越小。

图 15 给出 6 种组合结构的排气扩压器在不同进气预旋下的静压恢复性能。从图中可以看出,6 种组合结构的排气扩压器均在进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 附近达到峰值性能,这与 Xue 等^[16]提到的静压恢复系数出现最大值对应的导叶偏转角范围一致。同时也表明适度的预旋有利于改善排气扩压器外壁面的边界层分离,从而提高排气扩压器性能。当无进气预旋时,支撑板截面形状和倾斜设计对排气扩压器的静压恢复性能几乎没有影响,而在进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时,结构 II 中的三种支撑板截面形状对应的排气扩压器静压恢复性能依然没有明显区别,这与该预旋下反映的总压损失系数随进气预旋的变化规律一致,而结构 I 中的三种截面形状支撑板对应的排气扩压器静压恢复性能有了微小区别,“c”型支撑板对应的排气扩压器静压恢复性能更低,根据图 8,支撑板截面型线越厚,总压损失越低,而图 12(a)反映出的规律表明此进气预旋下,截面型线越厚,进出口动压差越小,结合公式(5),说明此时影响静压恢复性能的因素主要是进出口的动压差,而不是总压损失。在进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.64$ 时,情况则完全相反,此时的总压损失和进出口动压差随支撑板型线变化的规律与 $\bar{\varphi} = 0.35$ 一致,但图 15 表明此时“c”型支撑板排气扩压器的静压恢复系数最高,说明此时主要是由于型线更厚的支撑板减小流动过程的总压损失所导致的该结果。

对比相同截面形状下结构 II 和结构 I 排气扩压器的静压恢复系数随进气预旋的变化曲线,可以看出,支撑板截面形线为“c”(d/C = 0.2)时,将支撑板径向倾斜设计的排气扩压器结构(II-c)在不同进气预

旋下静压恢复性能整体优于支撑板竖直设计的排气扩压器结构(I-c),而支撑板截面形状为“a”(d/C = 0.12)时,结论则相反。

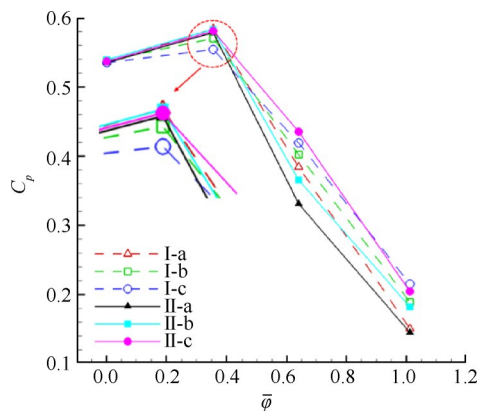


Fig. 15 Static pressure recovery coefficient of 6 structures at different inlet pre-swirls

3.4 流场结构

图16给出了6种结构排气扩压器的面积比(S)沿轴向的变化曲线,面积比 S 定义为

$$S = A/A_0 \quad (6)$$

式中 A_0 为测量段入口截面($X=0$ 平面)面积, A 为不同轴向位置垂直于轴向的截面面积。

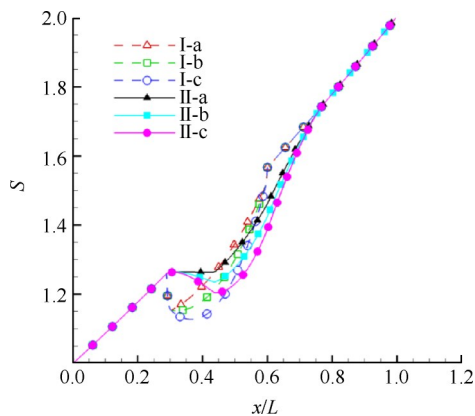


Fig. 16 Area ratio along the axial direction

由图16可知结构I排气扩压器的流道面积在支撑板前缘附近有一个明显的突变,而采用支撑板倾斜设计后,这种面积的突变减弱,使得流道的面积变化趋于平缓。图17则给出了 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时,面平均总压损失系数沿轴向的变化情况,在支撑板的前缘附近,结构I排气扩压器的总压损失系数有一个相对更明显的突变,结构II排气扩压器总压损失系数沿轴向的变化则相对平缓,结合图16,18及前文关于流动分离的判断,可以发现结构I通道中更加明显的

面积突变导致了流体在支撑板附近更大的流动分离,进而造成更大的总压损失。

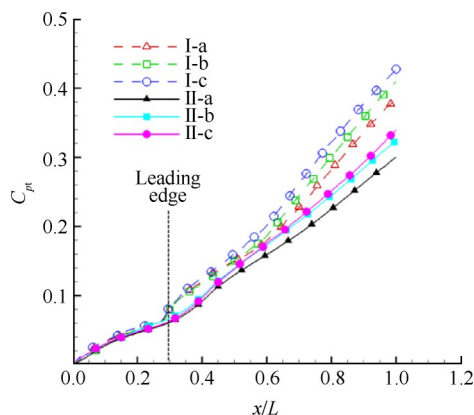


Fig. 17 Total pressure loss coefficient variation along the axial cross section ($\bar{\varphi} = 1.00$)

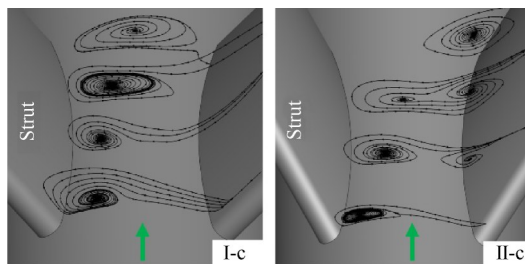


Fig. 18 Vortex structure in the channel ($\bar{\varphi} = 1.00$)

图19给出了进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时,6种组合结构排气扩压器静压恢复系数沿轴向的变化图。可以看出,结构II排气扩压器中静压恢复系数沿轴向的变化相对于结构I更加平缓,流体流过支撑板附近,静压会突然降低,一方面是由于该结构下排气扩压器通道面积突然缩小,导致流体加速流动,部分静压转化为流体动压导致,另一方面是流体在支撑板附近大量分离,产生二次流,增大压力损失所导致。图20则给出了 $\bar{\varphi} = 0.35$ 时轴向截面的等值线静压云图。观察图20(a)中的“X-2”平面可以看出,在支撑板尾缘附近存在由尾迹涡流导致的低压区,这与图13(a)中三维流线反映的涡系位置一致,且支撑板型线越薄,支撑板尾迹流造成的低压区越明显。而在图20(b)所示结构II排气扩压器静压云图“X-3”平面上则没有明显的尾迹流导致的低压区。观察两种结构排气扩压器的轴向位置 $x/L = 0.44$ 处的平面,该平面位于相邻支撑板造成的“收缩”通道之间,可以发现,在靠近内壁及支撑板角区附近会有明显的低压区,这是由于在通道中的二次流形成类似如图17所示的靠近通道内壁的通道涡所导致。

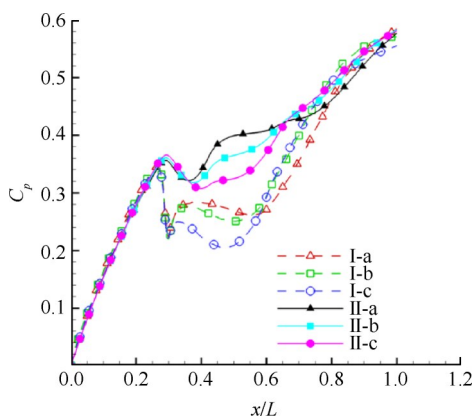


Fig. 19 Static pressure recovery coefficient variation along the axial cross section ($\bar{\varphi} = 0.35$)

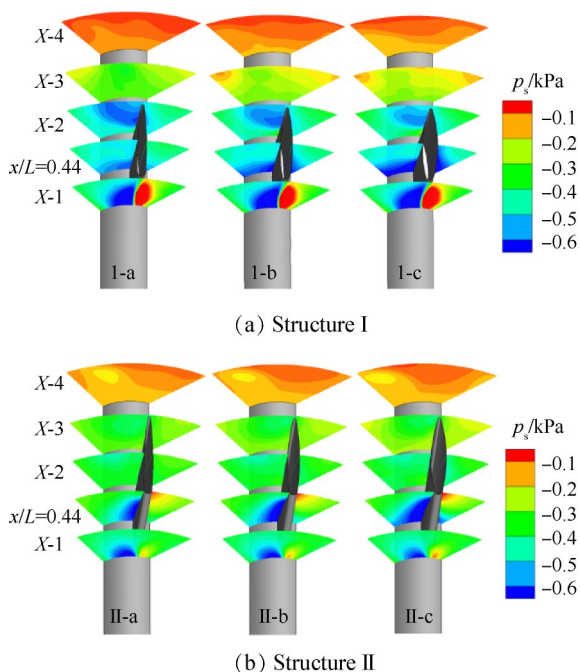


Fig. 20 Static pressure contour distribution at different axial cross sections ($\bar{\varphi} = 0.35$)

4 结 论

本文主要结论如下:

(1) 存在进气预旋时,“c”型支撑板($d/C=0.2$)有利于抑制流体在支撑板附近的分离,同时减小支撑板尾缘造成的尾迹流,从而减小排气扩压器内总压损失。在支撑板截面型线相同时,支撑板采用径向倾斜设计方式的结构 II 排气扩压器相对于结构 I 排气扩压器,由于通道面积变化更为平缓,使流体的流动分离进一步减弱,压力损失可下降 7%~20%。

(2) 相同进气条件下,可以建立出口气流方向和排气扩压器测量段入/出口动压差之间的联系。对结构 I 排气扩压器而言,在平均进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 和 $\bar{\varphi} = 0.64$ 时,支撑板截面型线越厚(d/C 越大),排气扩

压器内的流体受支撑板两侧气流相互卷吸掺混的影响越大,出口气流越偏离轴向,而在更大的进气预旋 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时,由于支撑板前缘攻角增大导致支撑板两侧流体相互干扰减弱,支撑板截面型线越厚,出口气流相对越贴近轴向。支撑板采用径向倾斜设计的结构 II 排气扩压器则由于支撑板的设计方式导致气流在流过支撑板后,恢复稳定流动的距离变短,导致在 $\bar{\varphi} = 0.64$ 和 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时,出口气流方向相比于结构 I 排气扩压器更偏离轴向。

(3) 静压恢复系数受进出口动压差和总压损失共同影响,排气扩压器在进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 附近均达到峰值性能,同时,针对截面型线为 c($d/C = 0.2$)的支撑板,相比于结构 I 排气扩压器,支撑板采用径向倾斜设计的结构 II 排气扩压器,在进气预旋 $\bar{\varphi} = 0.35$ 和 $\bar{\varphi} = 0.64$ 时的静压恢复系数分别提升约 4.7% 和 3.8%,从而使得排气扩压器的适应工况的性能增强,而对截面型线为 a($d/C = 0.12$)和 b($d/C = 0.175$)的两种支撑板而言,结构 II 排气扩压器的静压恢复能力在 $\bar{\varphi} = 0.64$ 和 $\bar{\varphi} = 1.00$ 时略微下降。

致 谢:感谢工信部国家科技重大专项的资助。

参考文献

- [1] 周亚峰, 谢业平, 李泳凡. 航改燃气轮机总体性能与排气装置的一体化设计[J]. 航空发动机, 2008, 34(1): 7-9.
- [2] Sovran G, Klomp E D. Experimentally Determined Optimum Geometries for Rectilinear Diffusers with Rectangular, Conical or Annular Cross-Section, Fluid Dynamics of Internal Flow[M]. New York: Elsevier Publishing Co, 1967: 270-319.
- [3] Sultanian B K, Nagao S, Sakamoto T. Experimental and Three-Dimensional CFD Investigation on a Gas Turbine Exhaust System[J]. ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1999, 121(4): 364-374.
- [4] Feldcamp G K, Birk A M. A Study of Modest CFD Models for the Design of an Annular Diffuser with Struts for Swirling Flow[R]. ASME GT 2008-50605.
- [5] Vassiliev V, Irmisch S, Claridge M, et al. Experimental and Numerical Investigation of the Impact of Swirl on the Performance of Industrial Gas Turbines Exhaust Diffusers[R]. ASME GT 2003-38424.
- [6] Vassiliev V, Irmisch S, Abdel-wahab S, et al. Impact of the Inflow Conditions on the Heavy-Duty Gas Turbine Exhaust Diffuser Performance[J]. Journal of Turbomachinery, 2012, 134(4).
- [7] Schaefer P, Gie B P A, Finzel C, et al. Some Aspects on

- Inlet Blockage Affecting the Performance of a Heavy Duty Gas Turbine's Exhaust Diffuser[R]. *ASME GT* 2014-25599.
- [8] 何 鹏, 董金钟. 不同进口边界层条件下S形扩压器流场特性研究[J]. 推进技术, 2017, 38(4): 751-758. (HE Peng, DONG Jin-zhong. Study on Flow Field Characteristics of S-Diffuser under Different Boundary Layer Conditions[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2017, 38(4): 751-758.)
- [9] Guillot S, Ng W F, Hamd H D, et al. The Experimental Studies of Improving the Aerodynamic Performance of a Turbine Exhaust System[J]. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2015, 137(1).
- [10] Schaefer P, Hofmann W H, Gie ß P A. Multi-Objective Optimization for Duct and Strut Design of an Annular Exhaust Diffuser[R]. *ASME GT* 2012-69211.
- [11] 黄恩德, 楚武利, 董 玮. 非轴对称涡轮排气扩压器优化设计[J]. 推进技术, 2016, 37(10): 1839-1846. (HUANG En-de, CHU Wu-li, DONG Wei. Optimal Design of Non-Axisymmetric Turbine Exhaust Diffuser [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2016, 37(10): 1839-1846.)
- [12] 黄恩德, 楚武利, 董 玮. 一种涡轮排气扩压器的优化设计[J]. 航空动力学报, 2017, 32(2): 455-462.
- [13] 黄熙君, 董金钟. 大扩张角扩压器的附面层吹除技术的研究[J]. 推进技术, 1989, 10(3): 25-29. (HUANG Xi-jun, DONG Jin-zhong. Study on Blow-Out Technology of Surface Layer of Large Expansion Angle Diffuser[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 1989, 10(3): 25-29.)
- [14] Prakash R, Sudhakar P, Mahalakshmi N V. An Experimental Analysis of Flow Through Annular Diffuser with and Without Struts [C]. *Aachen: ASME 2006 Internal Combustion Engine Division Spring Technical Conference*, 2006: 87-92.
- [15] Vassiliev V, Irmisch S, F lorjancic S . CFD Analysis of Industrial Gas Turbine Exhaust Diffusers[R]. *ASME GT* 2002-30597.
- [16] Xue S, Guillot S, Ng W F, et al. An Experimental Investigation of the Performance Impact of Swirl on a Turbine Exhaust Diffuser/Collector for a Series of Diffuser Strut Geometries [J]. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2016, 138(9).

(编辑:梅 瑛)