

涡轮出口气流角对低速风力引射器流场影响的数值研究*

韩万龙, 颜培刚, 韩万金, 何玉荣

(哈尔滨工业大学 能源学院, 黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要: 为了开发先进的具有广泛适用性的低速风力涡轮, 采用涡扇发动机喷管引射技术设计了双涵道风力涡轮, 以新型低速引射式风力涡轮的引射混合器为研究对象, 采用CFX商用软件基于RANS方程和 k -Epsilon湍流模型, 数值研究了涡轮出口气流角对风力引射器混合性能的影响。研究结果显示, 涡轮出口气流与轴向夹角由 0° 增至 30° , 引起了波瓣后侧流向涡量迁移, 最大正交涡量降低了 $1/3$, 波瓣内侧中部分离对涡与槽道吸力侧分离区汇合, 风力引射器内流道总压损失从 2.4% 增大至 5% , 此夹角大于 10° 时外流场对称结构消失并失稳。

关键词: 风力引射器; 涡轮出口气流角; 流向涡; 正交涡; 风力涡轮

中图分类号: V231.3 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055 (2015) 12-1809-08

DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.2015.12.008

Numerical Research on Effects of Turbine Outlet Flow Angle on Aerodynamic Performance of Wind-Ejector of Low-Speed Wind Turbine

HAN Wan-long, YAN Pei-gang, HAN Wan-jin, HE Yu-rong

(School of Energy Science and Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: The turbofan engine nozzle ejector technology was adopted to design a high-efficiency low speed wind turbine with the double bypass for a broader areas in the world. The aerodynamic characteristics of the wind-ejector of the new wind turbine were numerically researched on turbine outlet flow angle changing based on Reynolds-averaged NS equations and k -Epsilon turbulence model, using commercial software CFX. Results show that, as the angle between turbine outlet flow and the rotation axis increased from 0° to 30° , the positive vorticity of the stream-wise vortice pairs migrated to the negative vorticity, the maximum normal vorticity was gradually reduced by $1/3$, the separation vortex pairs adhesion of the lobes were gradually forced to mix with the separation vortices near the suction surface of the channels, the total pressure loss in the lobes of the wind-ejector increased from 2.4% to 5% , and if the angle was greater than 10° , the flow stability of the wind turbine outflow field rapidly disappeared.

Key words: Wind-ejector; Turbine outlet flow angle; Stream-wise vortice; Normal vortice; Wind turbine

1 引言

近年,美国颁布清洁能源安全法案,提出电力部

门2020年前12%的发电量要来自风能、太阳能等再生能源。我国国家发改委制定了国家风力发电中长期发展规划,提出到2020年全国建设2000万kW风

* 收稿日期: 2014-08-29; 修订日期: 2014-10-10。

基金项目: 国家自然科学基金(51121004)。

作者简介: 韩万龙(1984—),男,博士生,研究领域为叶轮机械气动热力学。E-mail: lingyunxiaoshan@126.com

电装机的宏伟目标。低速风能可在世界范围分布广泛,开发高效、具有广泛适用性的低速风力涡轮,将有助于风能走进千家万户,对21世纪人类清洁能源的利用有重要意义。国内外学者在低速风能的开发利用领域开展了相关的研究工作,这将成为风能利用的一个新增长点。为了进一步利用低品位风能、提高风能利用率和扩大风能的利用范围,一些新理念被用于风力涡轮设计。Daryoush Allaei等^[1]设计了INVELOX型低速烟囱风力涡轮,其理念是通过收集高处的低速气体,获得在地面的文丘里管道喉部处高速的气流,来推动涡轮做功。Chong W T等^[2]提出一种可以利用低速风能的楼房顶部兼有雨水收集系统的垂直轴风力涡轮结构。Werle M J等^[3,4]从管道流动涡轮的计算公式入手,推导并分析了在理想状态下端部壁面阻碍作用以及与二次流掺混耦合效果,提出了端部阻力系数 C_s 概念,从理论上论证了采用端部阻碍作用的风力涡轮风能利用率可以达到或超过贝茨极限,但低于修正后的考虑阻碍效应的贝茨极限,这引起了风力涡轮设计人员的极大兴趣。Bryan E Kaiser等^[5]采用CFD方法研究了具有端部阻碍效应的多叶片水平轴风力涡轮,通过与实验对比分析了多种湍流模型的敏感性,指出SST与 $k-\varepsilon$ 模型与实验结果吻合较好。Jifeng Wang等^[6]设计了一种采用非传统叶片的多叶片扩张管道风力涡轮,在最佳工况获得了常规风力涡轮两倍的风能利用率, C_p 达到0.65。Kazuhiko Toshimitsu等^[7]采用CFD和PIV技术研究了稳定来流和正弦波动的来流端部扩张型风力涡轮工作特性,并指出了风力涡轮性能依赖其后旋涡结构和进口湍流强度。

本文参考了航空发动机喷管引射技术设计了引射式风力涡轮,以其引射混合器为研究对象,考察了风力涡轮后侧的气流出流与外涵道内外侧气流的作用。在航空引射器研究中,涡轮转子出流气体冲角对波瓣引射器的性能将产生影响,国内学者苏尚美^[8]等指出进口预旋角导致附加流向涡及对中心锥下游

回流区的形成,强化了射流涡系间的相互作用,加速射流掺混过程。雷志军^[9]研究了常规/具有切凹扇形的波瓣混合器进口预旋条件下的掺混性能,也得到了与文献[8]相似的结论,指出合适的预旋角度可以增大掺混效果的同时,不引起推力的明显降低。此外,谢翌、刘友宏、李腾^[10-13]等对波瓣混合器的波瓣帽罩结构和脊线、波瓣宽高比、切凹扇形、中心锥等几何参数变化对其整体气动性能和引射性能的影响做了深入研究,潘丞雄^[14]等对存在大分离流动的 35° 瓣角的波瓣混合器进行斜切处理,有效的控制了分离,并提高了引射性能约达7%。由于风力工况和转子转速的变化,风力涡轮动叶栅后气流往往并非设计的轴向出气,而是以某一的出气角流入引射器,涡轮出口气流与轴向的夹角在本文中称为引射器的进口预旋角 I ,本文从引射器的进口预旋角入手,基于内涵涡轮质量流量不变的情况,研究了涡轮出口气流角对引射器混合性能以及风力涡轮整个流场将产生影响。

2 低速掺混引射风力涡轮模型

2.1 几何结构及网格独立性验证介绍

本文所设计的低速引射式风力涡轮由单级涡轮和风力引射器组成,几何结构参见图1。计算域由外场、涡轮部分、掺混部分构成。计算域外场取直径取涡轮直径8.67倍,外场的长取模型长度的13.3倍,风力涡轮位于流域长度的40%处。为了消除单个扇形流道尖角处周期性边界导致的旋涡奇异现象,以及由于外流域过小引起的风力涡轮进口能量过高而带来的误差,此计算域尺寸的选取经过了边界无关性验证,确保了涡轮进口边界为远场边界,消除流道过小引起的数值计算系统误差。

本文计算域共由10个域构成,涡轮叶片部分采用结构化网格,其他流域采用非结构化网格,如图2所示,计算域中采用非结构化网格的流体固体界面网格均进行10~15层增长率为1.1的棱柱层网格

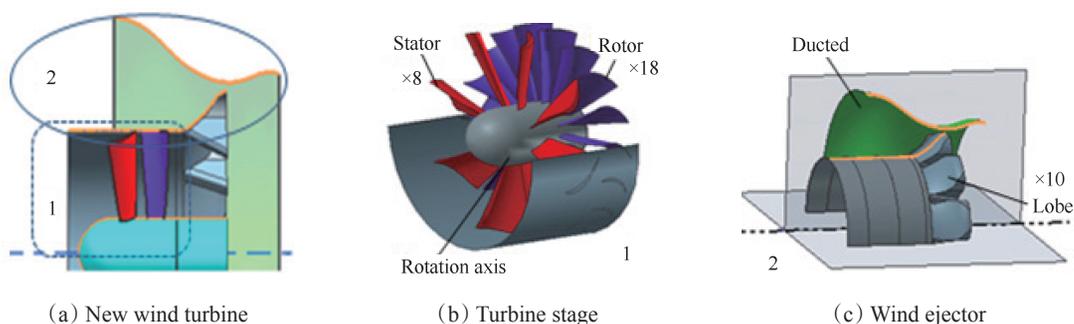


Fig. 1 Schematic diagram of low-speed wind turbine with wind ejector

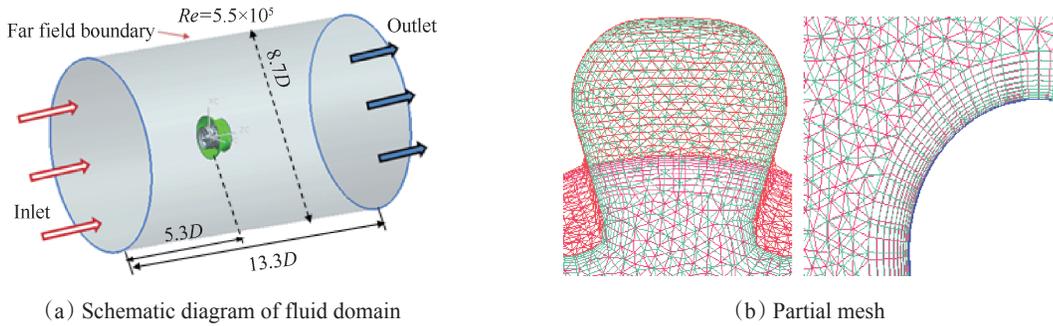


Fig. 2 Schematic diagram of fluid domain and partial mesh

加密,为了精细计算涡轮、风力引射器、外涵道两侧以及掺混后气流的流动和发展情况,在这些区域均采用较密网格。网格密度由外向内先不断增加后不变,在所有流流交界面处设定相同的网格大小,确保数据传递的连续性。如图3所示,为验证计算结果的网格无关性,分别作了总数为710,905,1010,1090,1330万的网格,兼顾计算量和准确性最终选择1090万网格方案。

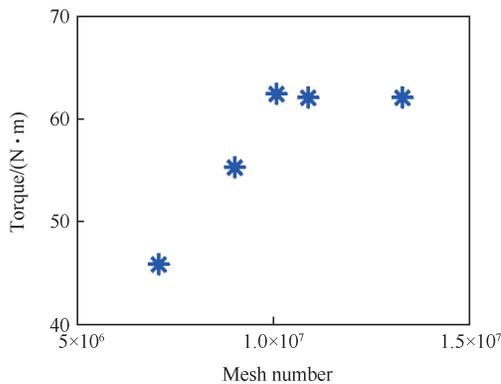


Fig. 3 Number of meshes and torque used for numerical study on wind turbines under the same conditions

2.2 计算方法

2.2.1 流体控制方程

本文采用商用数值计算模拟软件 ANSYS-CFX 的耦合隐式求解器 CFX-Solver Manager,求解雷诺时均 N-S 方程,流体域采用总能量方程,为顾及涡轮叶栅内流道流场、波瓣混合器掺混流场以及风力机外侧多涡系大尺度剪切流场的雷诺数变化范围宽的特点,本文选择 k -Epsilon 两方程模型和标准壁面函数,对流项选择高阶差分格式求解,收敛条件为 10^{-6} 。

2.2.2 边界条件

计算模型的边界条件:在主流的进口设置静压-温度-速度进口,静压值为 101.325kPa,静温值为 298K,速度大小为 3.5m/s,方向指向轴向,湍流度为 5%,工质为理想气体;在流域的侧面设为开放式进口

条件,给定静温-速度,其设置与进口值相同;在流域的出口给定静压出口,静压值为 101.325kPa。动叶旋转域转速为 20r/min,固体表面设置为无滑移壁面,静叶内部和动叶内部分别设置旋转周期性交界面,在动叶域前后的交界面均设置为 Stage 数据传递类型。数值计算结果显示内涵道涡轮叶栅的流量为 21.58 kg/s,为了简化模型,研究涡轮出口气流角度变化对风力机引射能力的影响,忽略叶片尾迹的影响,在计算模型中去掉静叶和动叶域,并在静叶前设置流量出口,在动叶后设置流量进口,流量值均设为 21.58 kg/s。由于风力引射器几何的空间对称,正向预旋与负向预旋对内外涵道流动影响效果相似,所以本文采用沿正 Z 轴方向的预旋,给出了 0° 无预旋结果作为参照,讨论分析了 5°, 10°, 20°, 30° 的预旋流动特点。

2.2.3 参数定义

X, Y, Z 方向的流向涡量定义为

$$W_x = \frac{D}{U_0} \left(\frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \right) \quad (1)$$

$$W_y = \frac{D}{U_0} \left(\frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x} \right) \quad (2)$$

$$W_z = \frac{D}{U_0} \left(\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} \right) \quad (3)$$

式中 D 为风力涡轮转子直径, u, v, w 分别为 X, Y, Z 方向速度分量, U_0 为远场来流速度。

Z 方向正交涡量定义为

$$W_n = \sqrt{(W_x)^2 + (W_y)^2} \quad (4)$$

风力引射器内涵道总压损失系数为

$$Cp_1 = \frac{p_{t0} - p_{t1}}{p_{t0} - p_{t1}} \quad (5)$$

式中 p_{t0} 动叶出口绝对总压, p_{t1} 引射器内涵道出口总压, p_{t1} 引射器内涵道出口静压。

2.3 计算方法可靠性验证

本文的风力涡轮设计点工作雷诺数为 5.5×10^5 ,

为了准确模拟风力涡轮载荷和波瓣混合器的旋涡发展及演变特征,通过与文献[15]中 $Re=5.5 \times 10^5$ 波瓣混合器的 PIV 实验对比,来验证了此计算模型预测涡轮流场的准确性。

图4给出波瓣混合器后最大流向涡、正交涡沿流程衰减规律曲线。计算结果与试验测量点结果整体趋势符合较好,反映出流向涡和正交涡在 $Z/D=0 \sim 2$ 范围内快速衰减的变化规律。通过对比可以看出,数值计算结果的最大流向涡和正交涡在 $Z/D=2$ 前略大于实验结果,这可能是由数值计算中波瓣混合器后网格分布密度大于实验中 PIV 测量方格引起,使得精细的网格数值计算结果捕捉到的最大涡量略大。以上说明本文所用数值计算方法,能比较准确地预测波瓣混合器内掺混引射所产生的旋涡的发展变化,所以可用此方法近似模拟相近雷诺数下带有波瓣结构的风力引射器的引射式风力涡轮流场。

3 计算结果分析

为了分析涡轮出口气流引起的预旋对引射式风力涡轮内外流场的影响,下文从流向涡、正交涡涡量

的发展和演变,风力引射器内涵道分离流动和总压损失,预旋角度对外流场旋涡结构的影响三方面入手分析。

3.1 预旋角度对风力引射器内涵道分离流动和总压损失的影响

图5中波瓣内表面的极限流线,可以反映出壁面、角隅处的流动和分离信息。不同角度的正向预旋,使得上端壁附近流体带有正向旋转的速度分量,这在波瓣槽道滞止线的前端可以看出。在波瓣下凸槽道处,随着预旋角度的增大,滞止线的位置由槽道的中间向槽道边缘移动,当预旋角度为 30° 时,曲线移至槽道凸面的边缘。在无预旋工况的波瓣内壁面,有一个显著的特征是,其内表面中心线顶部,由于波瓣上仰角过大气流产生了对转的局部分离泡。加入正向预旋角后,分离泡向预旋的反方向移动,向角隅靠近,这是由于预旋使流体具有正的周向速度,在波瓣内壁面左侧形成高压区,右侧形成低压区,压力梯度将低能分离泡推向右侧角隅。

进口预旋角度 I 的增大引起了波瓣内侧总压损失的增加。如图6所示, $I=5^\circ$ 时,总压损失增大较

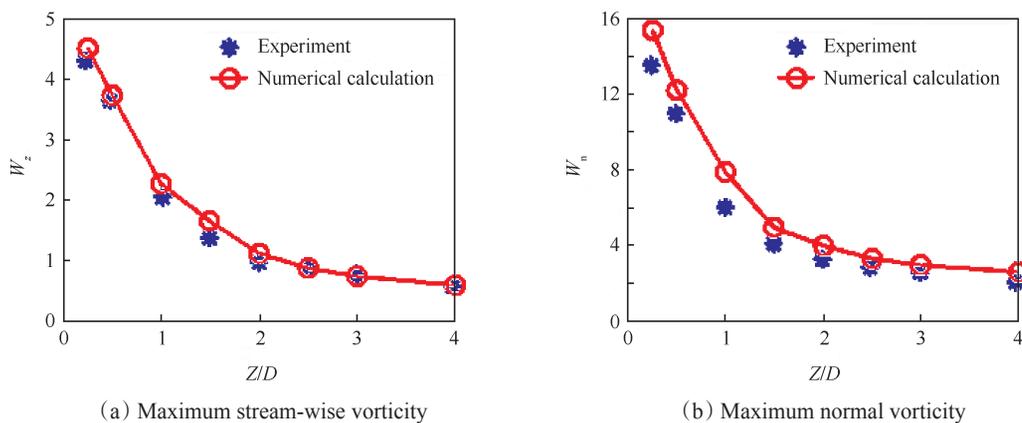


Fig. 4 Stream-wise and normal vorticity development behind the lobed mixer through simulation and experiment

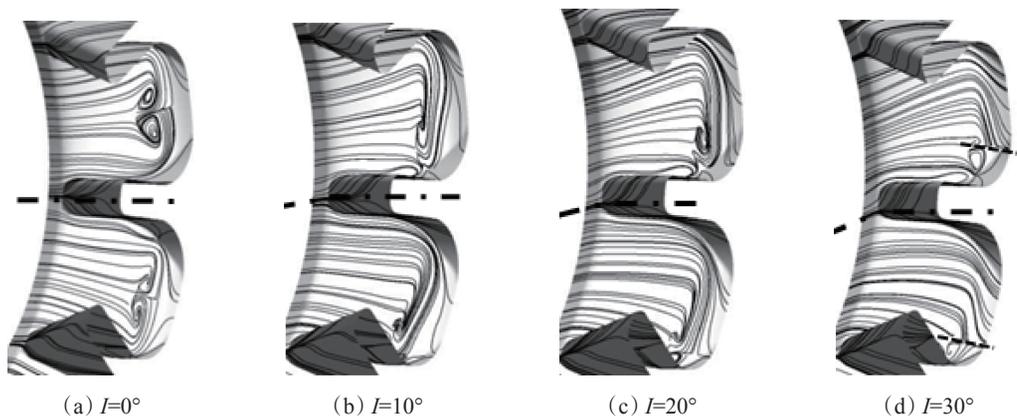


Fig. 5 Effects of turbine outlet flow angle on flow state within the lobes

小。当 $I=10^\circ$ 至 20° 时,内涵槽道的吸力侧角隅出现分离,波瓣内侧中部的局部分离泡被挤压至吸力侧角隅顶部,两部分分离流体开始接触并作用,总压损失进一步增大。当 $I=30^\circ$ 时,内涵槽道的吸力侧角隅分离流动更加剧烈,气体的惯性力更大,将局部分离泡压入角隅位置更深,两部分分离流在吸力侧角隅顶部的作用范围和强度更大,并形成了清晰的分离边界,此工况总压损失显著增大,至0.05。

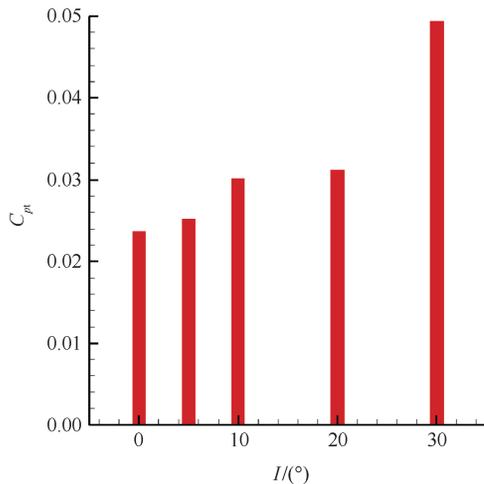


Fig. 6 Total pressure loss in the lobes of wind ejector

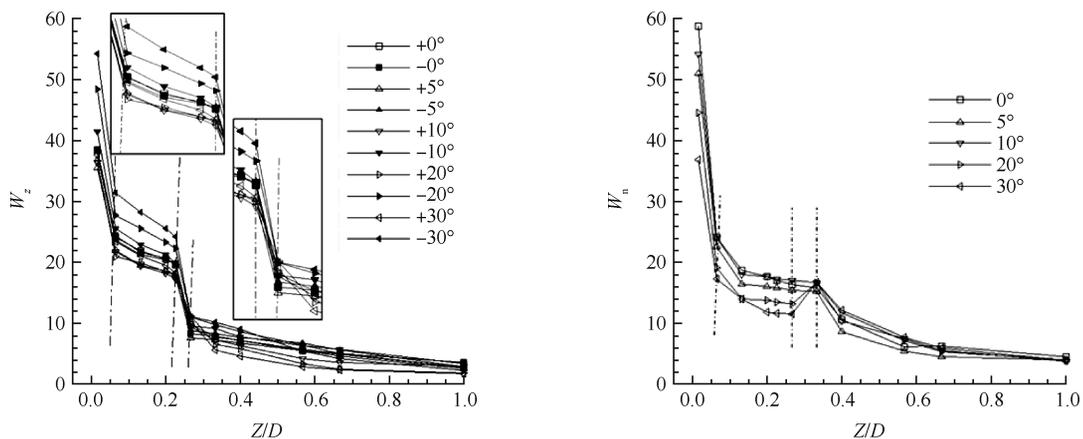
3.2 预旋角对流向涡和正交涡涡量沿流程的发展的影响

如图7所示,流向涡沿流程的发展分为四个阶段,第一阶段为狭长的高涡量核心区在内外涵道流体交界面处形成,此阶段涡量快速由高涡量线传递给狭长的涡量带;第二阶段为由狭长高涡量核心区向圆形正交涡量区形成阶段,此阶段涡量强度持续降低,降低速度慢于第一阶段;在第二阶段之后,圆形正交涡量区卷吸了显著增强,涡量场在短距离内涡量快速均化,正负最大涡量值快速降低;在风力引

射器后,正交涡发展进入第四阶段,流向涡量自然衰减区,在这个阶段,流向涡量缓慢耗散并最终退化为局部的湍流斑。

图中 0° 无预旋结果的正向、负向最大流向涡量数值几乎相等,涡量衰减曲线几乎重合;与无预旋工况相比,随着预旋角度的增大,负向流向涡量呈明显的递增趋势,正向流向涡量小幅降低,这种趋势从开始一直保持到第二阶段结束。之后,随着流向涡量沿流程的衰减,不同预旋角时相差幅度较小,最大正、负流向涡量绝对值更为接近,在第三阶段末期时,流体位于外涵道出口,当预旋角增大至 20° 以上时,外部流场不稳定性增大,受外涵道外侧旋涡的卷吸作用,风力涡轮内外涵道的部分携带流向涡量的流体向外涵道外侧运动,导致被卷吸出负向涡量沿轴向反向运动而成为正向涡量,其数值大于风力机出口中部沿轴向运动的气体携带的正向涡量,而出现 20° 、 30° 预旋角正向涡量的升高,所以在图7(a)中出现大预旋角正流向涡量降低慢于 10° 以下预旋工况,即最大正流向涡量曲线发生“交叉”。随后,在风力机外侧高速气流的强剪切作用下,大预旋角工况,外涵道外侧正涡量旋涡在与外侧流体的相互作用下快速耗散,风力机轴向出流流体携带的最大正向流向涡量大于外侧快速耗散后的流体所携带的正向涡量,而最大负流向涡量在第三、四阶段一直表现为风力机沿轴向出流的流体所携带的负向涡量,故随着预旋角度的增大,在流程的任一位置负最大流向涡量逐渐增大,正最大流向涡量逐渐降低,此后这种趋势从开始一直保持到涡量耗散为湍流斑。

在波瓣出口处,正交涡的最大涡量随着预旋角度的增大快速下降, $I=30^\circ$ 时约降低1/3,在正交涡量



(a) Positive and negative maximum stream-wise vorticity

(b) Maximum normal vorticity

Fig. 7 Maximum stream-wise and normal vorticity development along flow direction

沿流程的发展过程中分为四个阶段。第一个阶段为快速下降段,此阶段强度高度正交涡量由内外涵道的流体接触面向流向涡整个区域传递,伴随着流向涡对内外涵流体快速卷吸,不同速度流体间发生剧烈的K-H剪切相互作用,不同速度流体在极短距离内快速完成动量交换,正交涡量快速降低;第二阶段为缓慢降低阶段,此阶段位于风力引射器的混合段,流体间的速度差进一步降低,气动参数进一步均化;其后进入第三阶段,在混合段出口后侧附近区域,气流与混合管外侧气体发生剪切作用产生正交涡量,当预旋角度小于 10° 时,混合管内的流体的最大正交涡强度仍高于气流与混合管外侧气体发生作用产生正交涡量,整体最大正交涡量沿流程平滑降低。当预旋角度大于 20° 时,混合管内的流体的最大正交涡强度降低至气流与混合管外侧气体发生剪切作用产生正交涡量之下,最大正交涡量沿流程增大;在第四阶段,正交涡量最大值沿流程缓慢降低。

如图8所示,在波瓣出口 $0.02D$ 处,不同预旋角的流向涡量均分布在波瓣边缘,在槽道的吸力侧形成负向流向涡量,在槽道的压力侧形成正向涡量,且负向涡量大于正向涡量。

这是由于波瓣混合器出口流向涡涡量大小取决于,槽道两侧内外涵道的气流的径向速度差,速度差越大,流向涡涡量越强。槽道吸力侧的压力较低,固吸力侧附近气流径向速度高于无预旋的速度径向分量。因此,外涵槽道气流从槽道流出与吸力侧气流作用,在槽道左侧形成强度高的负向流向涡量,且预旋角越大负向流向涡量越大;除此之外,当预旋角度大于 20° 时,波瓣槽道吸力侧分离区逐渐增大,其旋涡涡量为负,波瓣槽道流出的外涵气流形成负向流向涡叠加,进一步增大了负向涡量。由于正向预旋给内涵流体正向周向速度,气体受内涵槽道压力侧的阻挡作用压力升高,速度降低,两股气流的径向速度分量之差小于无预旋的速度径向分量差,即正向流向涡量减小。预旋角越大,槽道右侧压力越高,气流流通性降低,径向分量速度差越小,正向流向涡量越弱,但变化幅度小于负向流向涡量。

从风力引射器的出口 $Z=0.22D$ 截面流向涡量云图可以看出,正向的预旋使波瓣混合器产生了不对称的流向涡量,负流向涡附近区域掺混得均匀,而正流向涡区域小强度弱,掺混能力弱。因此,预旋角度的增大降低了气动参数的出口均匀程度。正周向速度使风力引射器出口气流的流向涡量整体发展周向旋转,且中心处角速度大于端部。

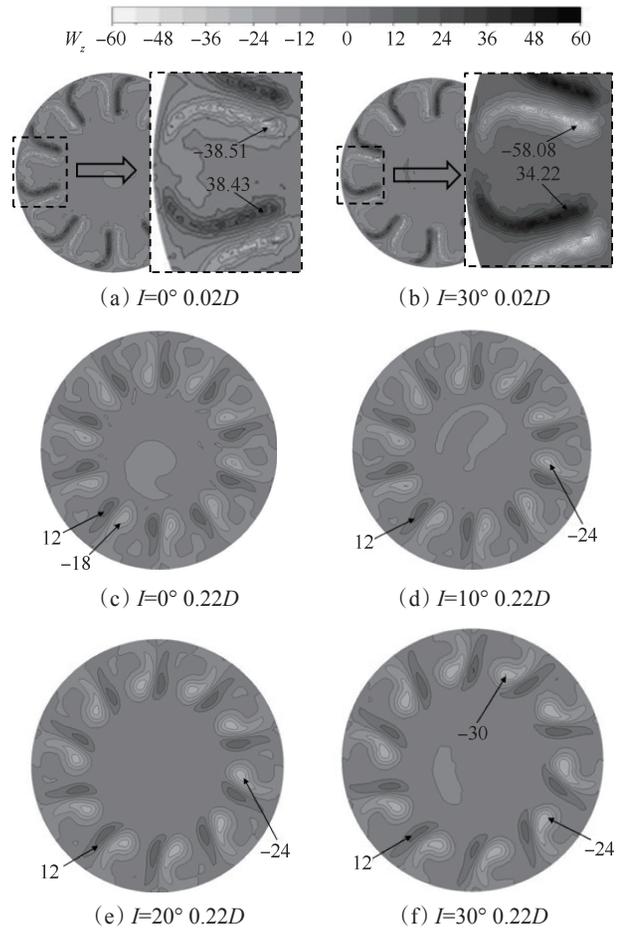


Fig. 8 Stream-wise vorticity contours in the exits of lobed mixer($0.02D$) and duct($0.22D$)

如图9所示,与流向涡规律类似,在波瓣出口后侧 $0.02D$ 处,不同预旋角工况,正交涡均主要分布在波瓣形状的位置,差别仅在于中部的低涡量环的面积更大,这是由于预旋角度的增大使来流周向速度的增大,不同速度流体的剪切作用的位置外移。最大正交涡量位于波瓣的顶部区域,随着预旋角度的增大,正交涡强度整体逐渐下降。由于正向预旋使得内涵流体带有正的周向速度,在与外涵气流混合后仍一同保存周向运动,靠近底部的流体。在波瓣后侧 $0.22D$ 轴向位置处,混合流体的周向运动使每个槽道产生的“蘑菇”状正交涡发生周向扭转,其影响区域大于无预旋工况,位置越靠近轴扭转趋势越明显,预旋角越大越明显。

预旋使中部低速流体受到中心处流体的剪切,轴后部的低速流体速度增加,原本的径向涡环被K-H不稳定性打破,开始参与周向运动,并随着预旋角的增大,周向剪切越强。轴后低速流体失稳,直接影响出口出流的均匀性,为卡门涡街的形成提供了便利条件。

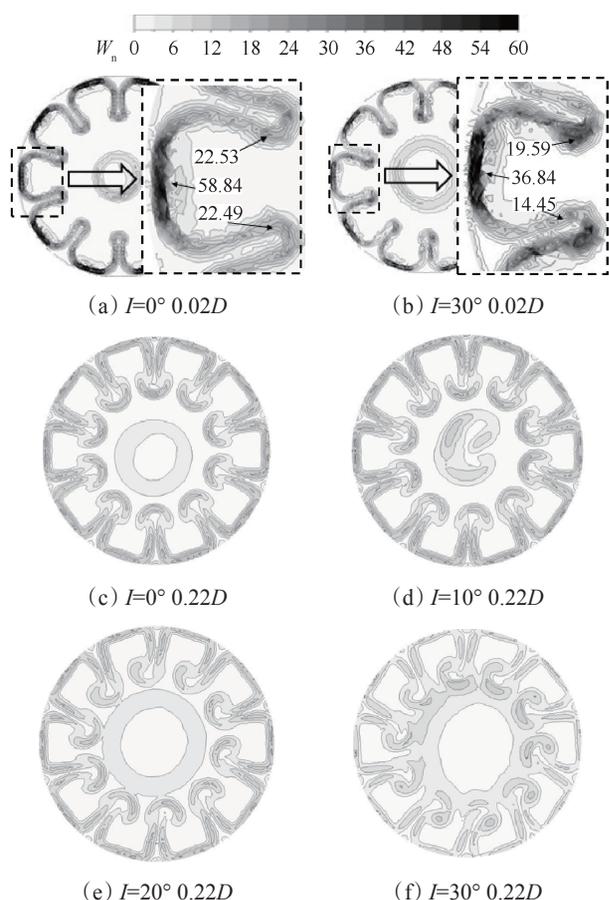


Fig. 9 Normal vorticity contours in the exits of lobed mixer (0.02D) and duct(0.22D)

3.3 预旋角对外流场旋涡结构的影响

内涵道流体的预旋,使内侧流体具有一定的周向速度,与外涵道流体混合后这种周向速度影响仍然存在。受其影响,混合管出口流体与无预旋工况相比,风力引射器出口存在周向剪切,这种剪切作用对外界流体的流动产生强不稳定扰动,破坏了无预旋工况外流场的规则对称的流动结构,使卡门涡街在较低雷诺数下发生,在风力引射器的尾部形成了多涡系作用以及旋涡脱落的气动特征,进一步加剧了风力涡轮外部流场的不对称流动。

如图10所示,在无预旋工况,其流场旋涡结构呈二个涡环结构和一个空间Lamb偶极子结构,流场中心截面包含6个螺旋点和4个鞍点,呈轴对称分布。随着预旋角的增大,对称分布的旋涡受K-H不稳定性的影响,中心轴处流体发生摆动,稳定的空间Lamb偶极子结构被打乱,流场空间对称性被打破。

当预旋角为10°时,空间Lamb偶极子螺旋点结构退化成2个不稳定螺旋点,无法有效抵抗反向压力梯度,中轴后侧低能流体参与摆动位置迁移至风力涡量出口,风力涡轮外侧旋涡在扰动下,存在风力涡

轮出口边旋涡分化双旋涡结构的现象。当预选角度为20°和30°时,空间内的螺旋点和鞍点随卡门涡的脱落发生更为剧烈的摆动,风力涡轮出口边处出现鞍点向半鞍点的退化。可以看出,预旋角的增大,风力涡轮后侧流体的卡门涡脱落位置向前迁移。流场卡门涡街的形成,将引起风力涡轮受力的周期性变化,形成周期性交变力,降低支撑风力涡轮的塔台寿命,所以在涡轮设计中应避免涡轮出口气流的预旋角的产生。

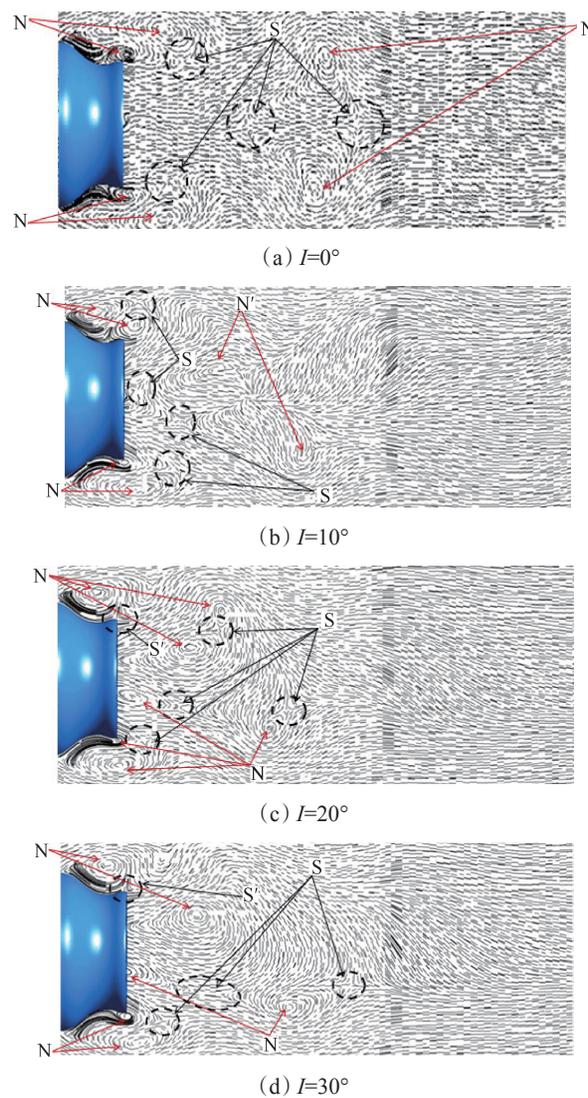


Fig. 10 Effects of turbine outlet flow angle on the velocity direction vector distribution and the topological structure of the partial fluent field in central cross-section of the wind turbine

(N—Spiral point N'—Half Spiral point S—Saddle point S'—Half Saddle point)

4 结论

本文通过上述研究得到以下结论:

(1) 涡轮出口气流角与轴向夹角从 0° 逐渐增至 30° ,在内涵道波瓣中部产生了非对称压力分布,迫使波瓣内侧中部区域的分离对涡向凹槽吸力侧移动,逐渐与吸力侧分离区低能流体汇合,总压损失由2.4%快速增大至5%。

(2) 涡轮出口气流角与轴向夹角增大,使波瓣后侧的流向涡正向涡量减小,负向涡量增强,流向涡对的涡量从正向转移至负向;正交涡量随着预旋角的增大而显著降低,当夹角为 30° 时最大正交涡量下降约1/3。流向涡量经历两个快速衰减阶段和两个缓慢下降阶段,最终退化成湍流斑;正交涡量沿流程整体呈快速降低趋势,仅当预旋角大于 20° 时,在风力引射器出口附近区域,由于周向剪切作用增强引起局部正交涡小幅上升后缓慢下降。

(3) 涡轮出口气流角与轴向夹角大于 10° 时,涡轮出口气流产生的预旋作用,增大了风力引射器出口处内外部气体混合的周向剪切作用,使无预旋工况具有的空间对称、稳定的双涡环和空间Lamb偶极子结构的流场失稳,并在风力涡轮出口后侧出现卡门涡街现象,并随着预旋角度的增大,卡门涡脱落越明显。

参考文献:

- [1] Daryoush Allaei, Yiannis Andreopoulos. INVELOX: Description of a New Concept in Wind Power and its Performance Evaluation[J]. *Energy*, 2014, 69: 336-344.
- [2] Chong W T, Fazliza A, Poh S C, et al. Early Development of an Innovative Building Integrated Wind, Solar and Rain Water Harvester for Urban High Rise Application[J]. *Energy and Buildings*, 2012, 47:201-207.
- [3] Werle M J, Presz W M Jr. Shrouds and Ejector Augmentors for Subsonic Propulsion and Power Systems [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2009, 25(1): 228-236.
- [4] Werle M J. Wind Turbine Wall Blockage Performance Corrections [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2010, 26(6): 1317-1321.
- [5] Bryan E Kaiser, Svetlana V Poroseva, Michael A Snider, et al. Flow Simulation Around a Rim-Driven Wind Turbine and in its Wake[R]. ASME 2013-GT-94054.
- [6] Jifeng Wang, Janusz Piechna, Norbert Muller. Computational Fluid Dynamics Investigation of a Novel Multi-blade Wind Turbine in a Duct[J]. *Journal of Solar Energy Engineering*, 2012, 135(1): 1-6.
- [7] Kazuhiko Toshimitsu¹, Hironori Kikugawa¹, Kohei Saito, et al. Experimental Investigation of Performance of the Wind Turbine with the Flanged-Diffuser Shroud in Sinusoidally Oscillating and Fluctuating Velocity Flows [J]. *Open Journal of Fluid Dynamics*, 2012, 2(4): 215-221.
- [8] 苏尚美, 雷志军, 岳巍, 等. 进口预旋条件下波瓣混合器强制掺混机理[J]. 推进技术, 2013, 34(2): 230-239. (SU Shang-mei, LEI Zhi-jun, YUE Wei, et al. Mechanism of Forced Mixing for Loded Mixer with Inlet Swirl [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2013, 34(2): 230-239.)
- [9] 雷志军. 进口预旋条件下涡扇发动机波瓣射流掺混机理的实验研究[D]. 北京:中国科学院研究生院(工程热物理研究所), 2011.
- [10] 谢翌, 阮登芳, 钟晨, 等. 波瓣帽罩结构和脊线对混合排气系统性能影响[J]. 推进技术, 2014, 35(3): 314-319. (XIE Yi, RUAN Deng-fang, ZHONG Chen, et al. Effects of Lobe Cap and Crest Line on Performance of Mixing Exhaust System [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2014, 35(3):314-319.)
- [11] 谢翌, 刘友宏. 中心锥对波瓣强迫混合排气系统气动热力性能的影响[J]. 航空动力学报, 2012, 27(7): 1523-1531.
- [12] 刘友宏, 谢翌, 郭楠. 尾缘凹扇及综合修形对波瓣混合器性能影响[J]. 航空动力学报, 2010, 25(2): 243-250.
- [13] 李腾, 刘友宏, 谢翌, 等. 波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, 2013, 28(8): 1736-1743.
- [14] 潘丞雄, 张靖周, 单勇. 斜切对抑制引射式波瓣喷管内部流动分离的效果研究[J]. 航空学报, 2013, 34(2): 255-262.
- [15] Hui Hu, Toshio Kobayashi. Vortex Structures Downstream a Lobed Nozzle/mixer [J]. *Journal of Aerospace Power*, 2008, 23(7): 1266-1278.

(编辑:梅 瑛)