



DOI:10.12404/j.issn.1671-1815.2406863

引用格式:苏波,马如钊.风光互补系统空间支撑框架的风环境模拟及优化[J].科学技术与工程,2025,25(18):7640-7649.

Su Bo, Ma Ruzhao. Wind environment simulation and optimization on the spatial support framework of wind-solar complementary system[J]. Science Technology and Engineering, 2025, 25(18): 7640-7649.

风光互补系统空间支撑框架的风环境模拟及优化

苏波,马如钊

(江苏大学土木工程与力学学院,镇江 212000)

摘要 面向建筑屋顶分布式风能及风光互补能源利用的技术需求,提出并研究了一种新型风光互补系统的空间支撑框架。该框架通过配置导流板同时具有集风、稳流的作用,可显著增强小型垂直轴风力机的发电效率。首先采用理论分析方法,对空间支撑框架的集风效果及发电效率进行了分析。在此基础上,采用数值模拟的方法,分析了在不同风攻角下导流板间距、宽度对支撑框架内部气流速度、湍流动能的影响,并给出了优化参数。最后,采用风洞试验,对空间支撑框架作用下的小型风机发电性能进行了试验研究。研究表明,该空间支撑框架能够显著提高进入集风装置的气流速度,并降低内部空间湍流动能。当支撑框架配置间距 $D=0.53$ m,宽度 $W=0.12$ m 的导流板时,可使风速增加约 1.21 倍,发电机功率提高约 1.77 倍。

关键词 风光互补;集风结构;导流板;数值模拟;湍流动能

中图分类号 TK89; **文献标志码** A

Wind Environment Simulation and Optimization on the Spatial Support Framework of Wind-solar Complementary System

SU Bo, MA Ru-zhao

(School of Civil Engineering and Mechanics, Jiangsu University, Zhenjiang 212000, China)

[Abstract] The technological demand for distributed wind energy and wind-solar complementary energy utilization on building roofs was addressed. A new type of spatial support frame for wind-solar complementary systems was proposed. The power generation efficiency of small vertical axis wind turbines was enhanced by using flow deflectors with combined wind collection and flow stabilization functions. The wind collection effect and power generation efficiency of the framework were analyzed through theoretical methods. Numerical simulations were conducted to study the impact of flow deflector distancing and width on internal airflow velocity and turbulent kinetic energy at different wind attack angles. Optimization parameters were identified. Wind tunnel experiments were performed to investigate the power generation performance of small wind turbines with the spatial support framework. The results show that the framework significantly increases the airflow velocity entering the wind collection device and reduces turbulent kinetic energy in the internal space. When the flow deflectors have a distance of 0.53 m and a width of 0.12 m, the wind speed increases by 1.21 times and the generator power increases by about 1.77 times.

[Keywords] wind-solar complementary; wind collection structure; flow deflector; numerical simulation; turbulent kinetic energy

风能作为一种可再生能源,因其可持续性和环境友好性,相关市场每年以大约 20% 的速度持续增长^[1-2]。风电场通常位于偏远地区,长距离电力传输会导致显著的能量损失和高昂的成本。为了在城市地区更有效地利用风能,这些问题亟需解决^[3]。

由于农村风电场的使用限制,直接在城市区域利用风能的趋势逐渐增加^[4]。当前,城市高层建筑中常见的风力涡轮机安装方式主要有 3 种:第一种是将风力机直接安装在建筑屋顶上,例如,美国波特兰市的

12West 大厦,屋顶上安装了 4 台水平轴风力机(horizontal axis wind turbine, HAWT),年发电量约为 5 500 kW·h;第二种是将风力涡轮机安装在两栋相邻建筑物之间,如巴林的世界贸易中心,建筑之间安装了 3 台直径 29 m、功率 250 kW 的 HAWT;第三种是将风力机安装在专为此设计的建筑内部孔洞中,例如广州的珠江大厦,主体设计了 4 个开口通道,每个通道内安装了一台垂直轴风力机(vertical axis wind turbine, VAWT)^[5]。然而,尽管这些设计具有较高的效率,仍有一些问题尚未解决。据报道,大型涡轮机可能

收稿日期:2024-09-12 修订日期:2025-04-03

基金项目:国家自然科学基金区域创新发展联合基金(U23A20661)

第一作者:苏波(1977—),男,汉族,山东日照人,博士,副教授。研究方向:建筑风能收集,绿色建筑。E-mail:subo@ujs.edu.cn。

引发噪音和振动问题,同时在美观方面也有所欠缺。此外,城市区域可用于安装大型风力涡轮机的空间有限^[6],因此,如何在有限空间内提升单位发电功率正成为日益关注的研究课题。

目前,部分学者将研究重点放在提高风力机的空气动力学性能上,以提升单位发电功率。例如, Li 等^[7]在小型 VAWT 加装外部锥形集风框架,使风力机的转矩系数提高了 25%;然而,该装置进一步压缩了城市中其他设备的使用空间,未能有效提升单位面积的发电效率。Santoli 等^[8]则研究了与导管集成的 VAWT,利用文丘里效应,使风进入收敛管道部分时速度增加,功率提升了 125%;但由于管道体积庞大且成本较高,这一设计也存在缺陷。另一部分学者致力于将太阳能板与风力机结合,利用风光互补技术提高单位发电密度^[9-10]。韦惠丽^[11]提出了一种球形一体式风光互补发电系统,通过将屋顶无动力风帽与太阳能板结合发电,使单位面积的发电效率提高了两倍以上;然而,该装置结构复杂,后续维护成本较高。

综上所述,现提出一种由垂直轴风力机、太阳能板和空间支撑框架组成的风光互补系统。系统上部安装太阳能板,支撑框架内部放置风力机,实现风光互补发电,从而在有限空间内显著提升单位发电效率。研究重点在于空间支撑框架的集风与稳流结构,旨在集中气流、提高风速并实现稳流效果。通过解决集风和稳流结构设计中的关键问题,并结合系列计算流体动力学(computational fluid dynamics, CFD)分析,确定结构的最优配置。最后,通过缩小比例的风洞试验验证该结构的可行性。

1 空间支撑框架及集风理论

1.1 系统信息

风光互补系统的信息如图 1 所示,展示了一个由空间支撑框架、风力机以及太阳能板组成的单元模块,详细参数如表 1 所示。

空间支撑框架包含集风结构和稳流结构,集风结构由上斜板、支撑角柱、下弧板组成,稳流结构由导流板构成。框架上部边长 2 400 mm,高 2 000 mm,

下部边长 2 020 mm,内部空间高 1 600 mm,长宽均为 1 440 mm。其中上斜板倾斜角度为 28°;下弧板倾斜角度为 28°,外扩弧度为 13°,如图 2 所示。

1.2 集风理论

集风结构的设计基于式(1)中所示的连续性方程,可知进入装置的气流面积变化可提高风力机转子尖端入口处的平均风速。由于风力涡轮机的转矩和功率分别与风速的平方和立方成正比,风力机的转矩和功率性能因此会得到一定程度的提升^[12]。

$$A_1 U_1 = A_2 U_2 \quad (1)$$

式(1)中: A_1 为集风结构外边的横截面积; A_2 为结构里边的横截面积; U_1 为外边横截面积的平均速度; U_2 为里边横截面积的平均速度,如图 3 所示。

对集风口进行研究时,引入风力发电机能量转换理论,即

$$\frac{\rho}{\rho_0} = 1 - \frac{1}{2} n^2 \left(\frac{U_1}{a} \right)^2 \quad (2)$$

式(2)中: ρ 为空气密度; ρ_0 为初始空气密度; n 为风速增加的倍数; a 为当地音速。

风能是指空气运动具有的动能,空气在单位时间内流经叶片时叶轮所获得的能量为

$$E_0 = \frac{1}{2} C \rho A U_2^3 = \frac{1}{2} C A \left(1 - \frac{1}{2} n^2 \frac{U_1^2}{a^2} \right) \rho_0 n^3 U_1^3 \quad (3)$$

式(3)中: E_0 为风速增加 n 倍以后发电机叶轮所获得的能量; C 为风能利用系数; A 为叶轮面积,此装置叶轮面积约为内边横截面积 A_2 的 0.7 倍。

当地音速为 340 m/s,假设风速为 4.5 m/s,由式(2)可知:当风速增加为原来的 1.25 倍时,此时空气密度降低了 0.014%。结合式(3)可知此时风力机的输出功率增加约 195.2%。

导流板作为一种导流介质,其结构对气体流动有一定的影响,其间距、宽度影响气流的速度及湍流动能,因此找到一个合适的间距和宽度非常重要。在下一节中,通过 CFD 分析了多种设计,以确定导流板的最佳参数,并对装置在两种风攻角: $\alpha = 0^\circ$ (垂直于开口)和 $\alpha = 30^\circ$ 下进行了分析。

表 1 风光互补系统配置参数

Table 1 Configuration parameters of wind-solar complementary system

空间支撑框架		太阳能板		风机发电机	
信息	信息	信息	信息	信息	信息
宽度/m	2.4	面板数	6	启动风速/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	2.5
长度/m	2.4	额定功率/W	425	额定功率/kW	1.0
高度/m	2.0	总功率/W	2 400	叶片高度/m	1.5
材料	复合材料	面板类型	双玻	直径/m	1.0
重量/kg	100	面板尺寸/($\text{mm} \times \text{mm} \times \text{mm}$)	1 200 × 800 × 30	类型	垂直轴直线翼

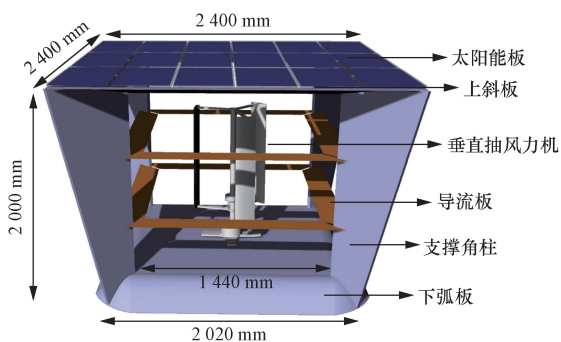


图1 风光互补系统布局和尺寸

Fig. 1 Layout and size of wind-solar complementary system

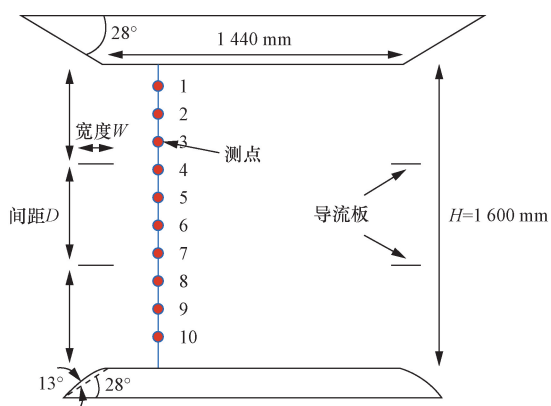


图2 导流板布局和测试点

Fig. 2 Layout of flow deflectors and testing points

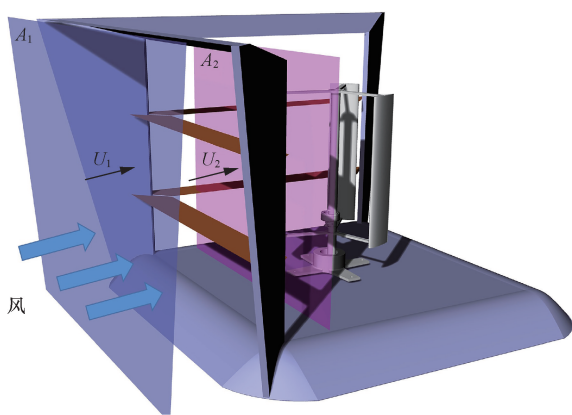


图3 集风理论

Fig. 3 Wind collection theory

2 CFD 模拟

2.1 导流板设计

为了探究导流板的间距 D 和宽度 W (长度 $L = 1440\text{ mm}$ 、厚度 $T = 1\text{ mm}$ ，均相同，如图4所示)对风速以及湍流动能的影响，设置了7种工况，如表2所示，模拟将这7种工况和未加导流板的原始结构 (original structure, OS) 进行对比。

表2 导流板结构参数

Table 2 Structural parameters of flow deflectors

配置	间距 D/m	高度分割比例	宽度 W/m
OS	1.60	H	—
工况1	0.80	$H/2$	0.12
工况2	0.53	$H/3$	0.12
工况3	0.40	$H/4$	0.12
工况4	0.32	$H/5$	0.12
工况5	0.53	$H/3$	0.08
工况6	0.53	$H/3$	0.10
工况7	0.53	$H/3$	0.14

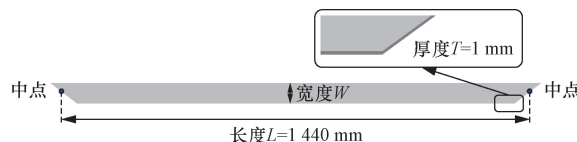


图4 导流板尺寸

Fig. 4 Size of flow deflectors

2.2 流场模拟

中外研究表明，对于湍流流动而言，采用 $k-\varepsilon$ 模型可以取得良好的模拟精度^[13-15]，故本文选用 $k-\varepsilon$ 模型来模拟湍流流动。网格的数量和质量是影响模拟结果正确性的关键因素，因此经过网无关性检验，本次模拟采用三维非结构化网格，网格数量为 388×10^4 ，如图5所示。定义入口处为速度入口边界，入口速度为 4.5 m/s ，湍流动能定义为 $1\text{ m}^2/\text{s}^2$ ，耗散率为 $1\text{ m}^2/\text{s}^3$ ，集风口结构和导流板为定壁温，不可渗透，无滑移绝热边界条件。RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型和湍流黏度的输运方程为

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_k \mu_{\text{eff}} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M \quad (4)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_\varepsilon \mu_{\text{eff}} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R \quad (5)$$

$$\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t \quad (6)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (7)$$

式中： ρ 为流体密度； k 为湍流动能； ε 为湍流耗散率； x_i 和 x_j 为张量表示法中的空间坐标分量； u_i 表示流体速度矢量在 i 方向的分量； μ_{eff} 为有效黏度； μ 和 μ_t 分别为分子黏度和湍流黏度； G_k 为由于平均速度梯度产生的湍流动能生成项； G_b 为浮力产生的湍流动能生成项； $\rho \varepsilon$ 为湍流动能的耗散项，表示动能转化为热能； Y_M 为可压缩湍流中脉动膨胀对总耗散率的贡献； R 为 RNG 模型特有的附加项，用于修正快速

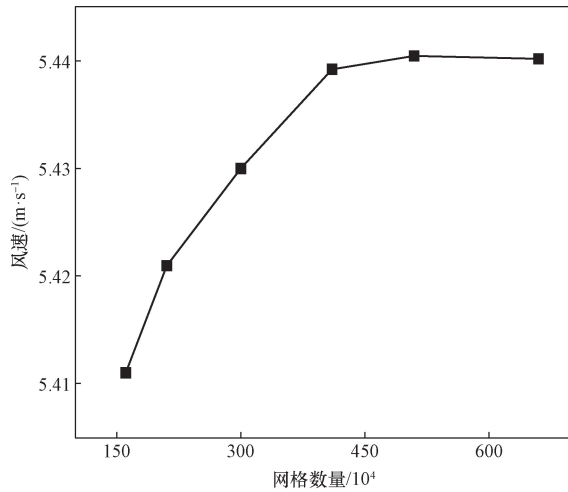


图5 网格收敛

Fig. 5 Grid convergence

应变和流线曲率的影响; α_k 和 α_ε 分别为 k 和 ε 的湍流普朗特数;通常取值为 $\alpha_k \approx 1.0$, $\alpha_\varepsilon \approx 0.769$; $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 、 $C_{3\varepsilon}$ 、 C_μ 为经验常数,分别为 $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_{2\varepsilon} = 1.92$, $C_{3\varepsilon} = 0 \sim 1.0$ 和 $C_\mu = 0.0845$ 。

湍流动能的值反映了湍流运动的强度和规模大小,通常用于描述湍流的各种特征和结构,根据中外研究表明,风力机翼型的气动性能不仅与翼型本身几何特性有关,还与来流湍流动能有关,随着来流湍流动能的增大,翼型的升力系数和阻力系数均呈先增大后减小的变化趋势^[16],湍流动能与湍流速度计算公式为

$$k = \frac{3}{2} (u_{\text{avg}} I)^2 \quad (8)$$

式(8)中: u_{avg} 为流体平均流速; I 为湍流强度。

2.3 网格划分

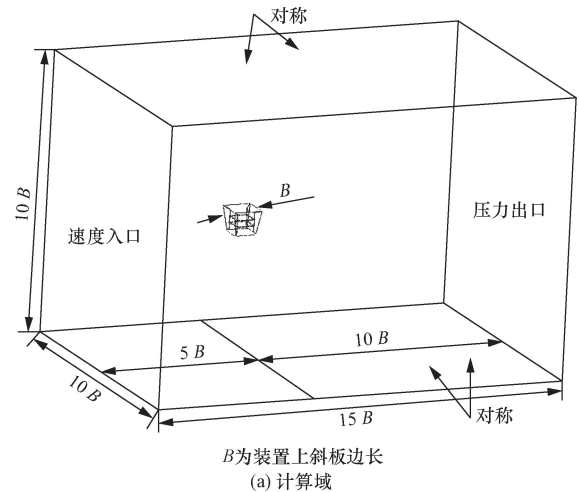
图6(a)显示了计算域的主要几何特征,为了探究导流板对集风结构集风以及稳流的作用,不涉及风力机转子运动,且为了降低计算成本,故使用 meshing 生成三维模型非结构化网格进行求解。域界是决定求解精度的重要参数,在流动方向上的域的大小必须足够大^[17-18],所以确定域的高度和长度是装置上斜板边长 B 的10倍和15倍。导流板采用无厚度壁面网格处理,提高网格质量,以达到足够的精度来描述边界层流,如图6(b)所示。

首层壁面网格的高度根据 y^+ 来计算, y^+ 公式为

$$y^+ = \frac{y \rho U_\tau}{\mu} \quad (9)$$

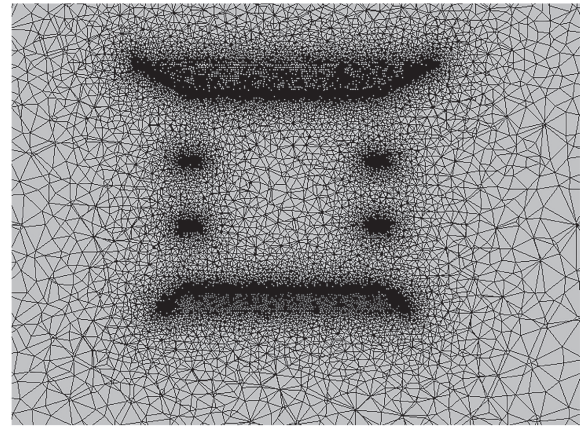
式(9)中: U_τ 为流体的剪切速度; y 为网格到壁面的距离; μ 为流体的动力黏度。

计算得出首层壁面网格高度为 $6.3 \times 10^{-5} \text{m}$,其



B为装置上斜板边长

(a) 计算域



(b) 网格分布

图6 模拟条件

Fig. 6 Simulation conditions

余层网格高度根据网格成长因子在壁面边界层取1.2。

模拟完成后,使用 CFD-Post 在进口点靠内 200 mm 处布置 10 个测量点(图 2)测量了风速的大小,以作为风机扭矩以及功率的评估标准;扭矩和功率计算公式为

$$T = \frac{1}{2} \rho A V^2 r \quad (10)$$

$$P = \frac{1}{2} \rho A v^3 \quad (11)$$

式中: T 为风机扭矩; P 为风力机输出功率; A 为扫掠面积; r 为转子半径; v 为出口点上的风速。

3 CFD 计算结果与分析

3.1 导流板间距影响

图 7 和图 8 分别显示了集风结构中心二维平面的速度云图和湍流动能云图,可以得出以下结论。

集风结构迎风侧的上斜板尖锐边缘引起结构内部上侧气流分离和再循环区域,而下弧板的圆滑边缘则减轻了这种效应。

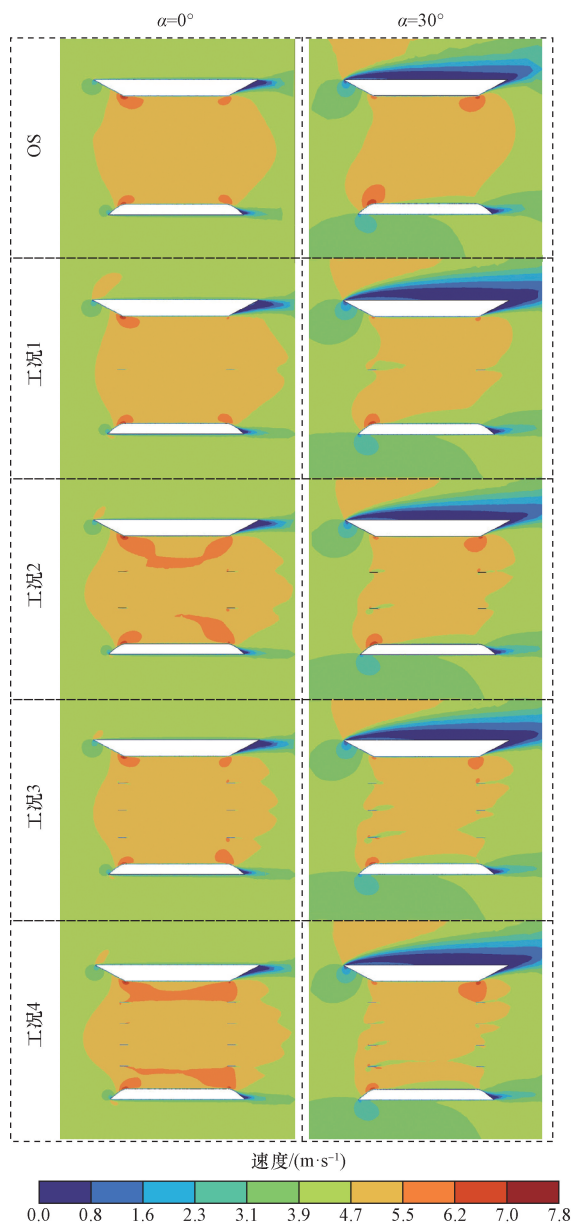


图7 不同间距剖面风速

Fig.7 Wind speed profile of different distance

从图7可知,在 $\alpha = 0^\circ$ 下,当导流板数量为偶数时,气流流动分离后会重新合并,在结构附近或者气流流动部位产生更高的速度。相比之下,当导流板数量为奇数时,气流的相互作用较小,结构内部无法形成高速气流带。

在 $\alpha = 30^\circ$ 下,结构内部的气流分离现象显著,并对所有研究配置的气动性能产生负面影响,减缓了气流速度。特别是,当导流板数量较多时,迎风侧的导流板迎风面积增大,流动分离的影响均有所加强。

随着导流板数量的增加,集风结构迎风侧与下风侧之间的湍流动能降低,如图8所示。这一趋势在两种攻角($\alpha = 0^\circ$ 和 $\alpha = 30^\circ$)均有所体现,

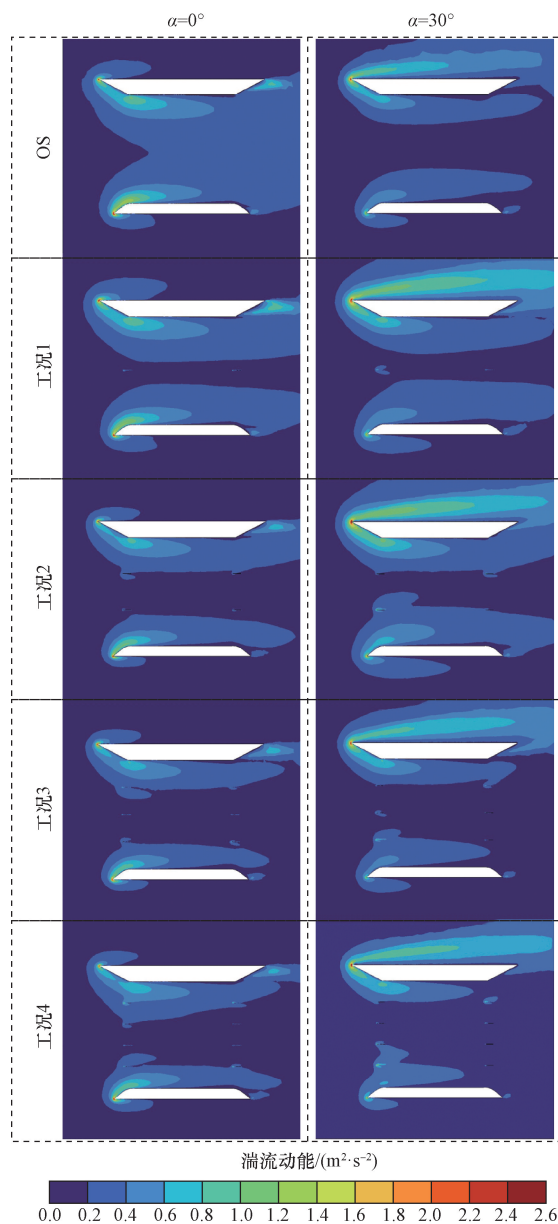


图8 不同间距剖面湍流动能

Fig.8 Turbulent kinetic energy profile of different distance

表明结构内部的气流紊流度减少,有助于气流的稳定流动。

通过对比结构内部平均风速 U/U_0 和湍流动能 k/k_0 的比值,进行了深入的定量分析。图9展示了在两种风攻角 $\alpha = 0^\circ$ 和 $\alpha = 30^\circ$ 下,这些参数随间距变化的关系。对于 $\alpha = 0^\circ$ [图9(a)]的情况,较小的间距(即较多的导流板数量)导致通过开口的流动阻力增加,从而限制了 U/U_0 。而在较大的间距下,由于结构内外部的静压差减少, U/U_0 也随之降低。在间距 $D = 53$ cm时,观察到 U/U_0 达到最大,即配置两块导流板时,其最大值可达到1.2倍。尽管存在最小值,但结构内的速度始终高于未受扰动的自由流风速(即 $U/U_0 > 1$),这表明与未配置导流

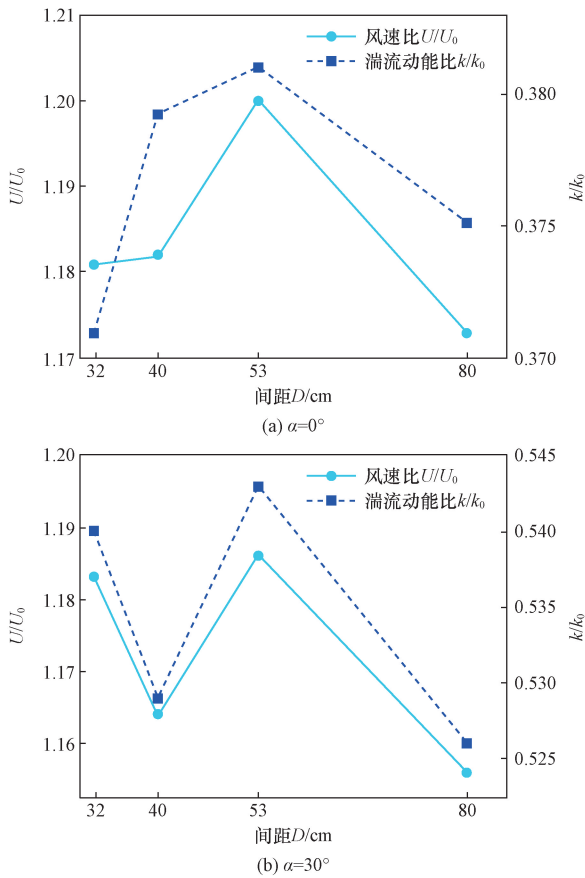


图9 不同间距下 U/U_0 和 k/k_0

Fig. 9 U/U_0 and k/k_0 of different distance

板的集风结构相比,风能收集能力得到了增强。然而,最佳配置($D = 53\text{ cm}$)与最差配置($D = 80\text{ cm}$)之间的 U/U_0 差异仅为 2.7%。 k/k_0 随风速线性变化,在大间距($D = 80\text{ cm}$)下,气流扰动强度较低,导致 k/k_0 较低;在小间距($D = 32\text{ cm}$)下,尽管通过开口气流减少,但是 k/k_0 并未随之增加,反而下降,这表明导流板在稳定气流方面发挥了作用。

对于 $\alpha = 30^\circ$ [图 9(b)], U/U_0 和 k/k_0 随间距的变化呈现线性关系。值得注意的是,当间距为偶数,即导流板将迎风口分割成偶数时, U/U_0 和 k/k_0 都较小。这是可能是因为导流板限制了风攻角,使得结构内形成的气流再循环区域趋于水平状态。因此,在这种风攻角下,结构内部的分离气流和两侧静压差的综合效应大于通过较小开口间距的相对较高的阻力。其中最小间距($D = 32\text{ cm}$)的配置仅比最佳间距($D = 53\text{ cm}$)的配置风速比低 0.3%。

数值模拟表明,配置导流板可以有效增加风速并稳定气流。

3.2 导流板宽度影响

3.1 节说明了配置两块导流板对 U/U_0 有最佳

提升效果。因此,为了继续探明导流板宽度对于 U/U_0 和 k/k_0 的影响机理,设置了 4 种导流板宽度。对于 $D = 53\text{ cm}$ 的情况下,图 10 和图 11 是不同导流板宽度在不同风攻角下的 U/U_0 和 k/k_0 的云图。除了 $W = 12\text{ cm}$ 的结构,其余结构内的气流分离和再循环被强烈地减少,甚至被抑制,后者尤其适用于 $\alpha = 0^\circ$, 其再循环最不明显。

U/U_0 和 k/k_0 在两种风攻角及不同导流板宽度下的函数关系如图 12 所示。对于 $\alpha = 0^\circ$, 各配置之间的风速和湍流动能差异极小,性能最佳的配置($W = 10\text{ cm}$)与最差的配置($W = 14\text{ cm}$)之间的速度差仅为 1.6%, 湍流动能方面,最佳配置($W = 12\text{ cm}$)与最差配置($W = 8\text{ cm}$)之间的差异为 0.8%。

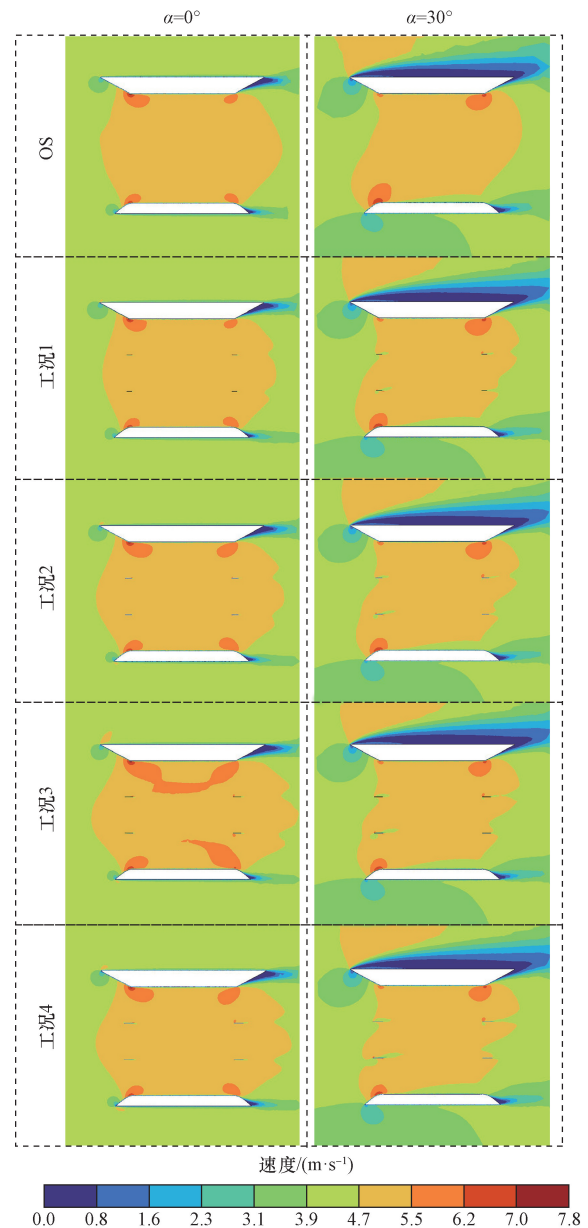


图10 不同宽度剖面风速

Fig. 10 Wind speed profile of different width

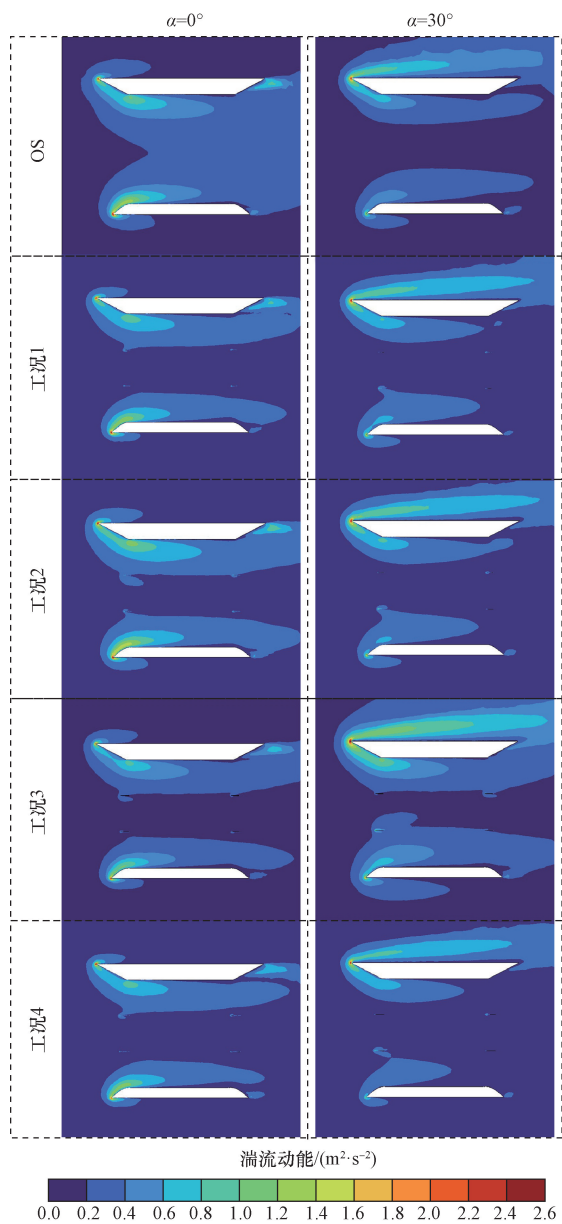


图 11 不同宽度剖面湍流动能

Fig. 11 Turbulent kinetic energy profile of different width

对于 $\alpha = 30^\circ$, U/U_0 随着导流板宽度的增加而下降, 而 k/k_0 则随着导流板宽度的增加而上升。从云图中可以看出, 风攻角越大, 气流与导流板的接触面积越大, 阻碍效果越显著, 导致风速下降更为明显, 流量扰动也更大, 因此在风攻角 $\alpha = 30^\circ$ 时, 各配置下的 U/U_0 均有不同程度的下降。

4 试验研究及结果分析

本部分详细阐述了采用各式导流板配置的集风结构在不同风速条件下的加速表现, 以及小型风力发电机的功率输出情况。接下来, 通过对理论模型的验证并结合不同参数的案例研究, 进一步进行了综合性能评估的对比和总结。

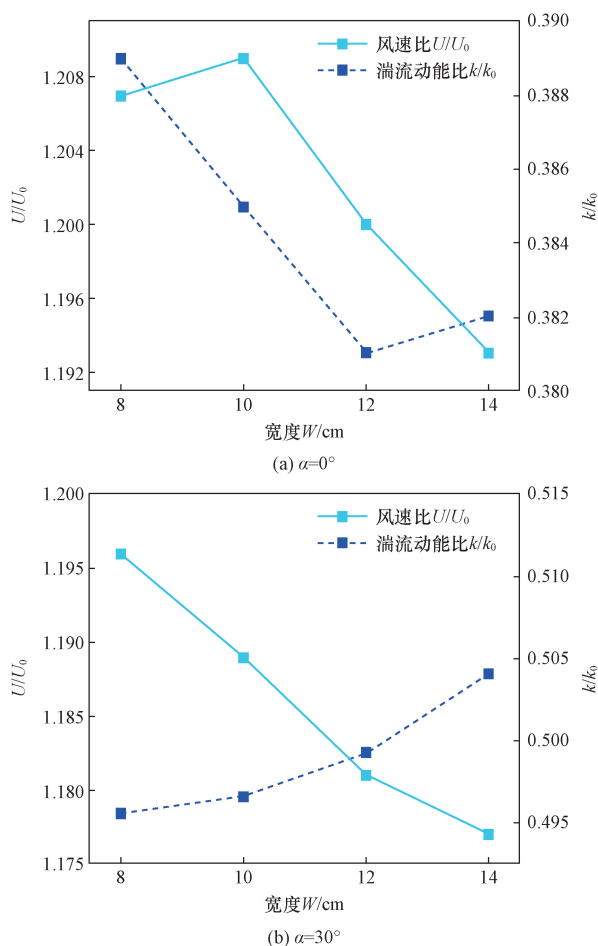


图 12 不同宽度下 U/U_0 和 k/k_0

Fig. 12 U/U_0 and k/k_0 of different width

试验设备选用的是江苏大学的 JDTL-1 型风洞, 其设计遵循《高低速风洞气动与结构设计》的规定。其中, 试验段的截面形状为正方形, 尺寸为 $350\text{ m} \times 350\text{ m} \times 850\text{ mm}$, 整个风洞的总长度为 4 m 。风洞内的气流均匀稳定, 湍流强度不会超过 2% 。风洞采用的是低速直流式设计, 风速的范围为 $0 \sim 11\text{ m/s}$ 。模型几何缩尺比为 $1/15$, 模型在风洞中的阻塞率小于 5% , 满足风洞试验要求, 故实验结果不需修正。整个试验平台的示意图如图 13 所示。使用风速仪传感器进行实时风速测量, 使用示波器记录实时变化的电压以及电流。

4.1 输出数据分析

试验测试了单个风力机、风力机组合原始结构以及风力机组合工况 1 ~ 工况 7 在风速为 $3.5 \sim 10.5\text{ m/s}$ 的发电情况, 各工况配置发电电压电流数据如表 3 所示, 处理之后的发电功率如图 14 所示。

通过对风力机集风结构的导流板配置, 其发电性能明显得到了增强。在风速为 4.5 m/s 的条件下, 未配置导流板的集风结构风力机的发电功率为

表3 不同风速下各工况试验电压电流

Table 3 Test voltage and current under different working conditions at different wind speeds

配置	3.5 m/s		4.5 m/s		5.5 m/s		6.5 m/s	
	电压/V	电流/mA	电压/V	电流/mA	电压/V	电流/mA	电压/V	电流/mA
单风机	0.95	1.75	1.38	3.75	1.85	50	2.50	7.60
OS	1.12	2.41	1.74	4.82	2.32	6.46	2.97	10.36
工况 1	1.08	2.39	1.68	4.77	2.11	6.80	2.87	10.26
工况 2	1.15	2.54	1.81	5.06	2.39	6.85	3.06	11.05
工况 3	1.14	2.39	1.77	4.78	2.31	6.57	3.03	10.29
工况 4	1.14	2.40	1.75	4.88	2.30	6.64	3.03	10.35
工况 5	1.13	2.44	1.76	4.89	2.34	6.55	3.00	10.51
工况 6	1.12	2.41	1.73	4.86	2.36	6.37	2.95	10.46
工况 7	1.13	2.47	1.77	4.90	2.31	6.71	2.98	10.68

配置	7.5 m/s		8.5 m/s		9.5 m/s		10.5 m/s	
	电压/V	电流/mA	电压/V	电流/mA	电压/V	电流/mA	电压/V	电流/mA
单风机	3.00	10.50	4.40	14.80	5.65	20.00	6.365	24.50
OS	4.14	12.33	5.35	19.72	7.01	26.11	8.540	29.58
工况 1	4.05	12.06	5.26	19.19	6.93	25.27	8.240	29.33
工况 2	4.26	13.16	5.51	20.92	7.22	27.86	8.800	31.72
工况 3	4.12	12.54	5.46	19.57	7.15	25.92	8.680	29.46
工况 4	4.12	12.62	5.45	19.72	7.15	26.08	8.670	29.68
工况 5	4.18	12.50	5.40	19.99	7.08	26.48	8.620	29.99
工况 6	4.11	12.45	5.36	19.74	7.01	26.19	8.610	29.42
工况 7	4.18	12.63	5.45	20.02	7.08	26.75	8.270	31.60

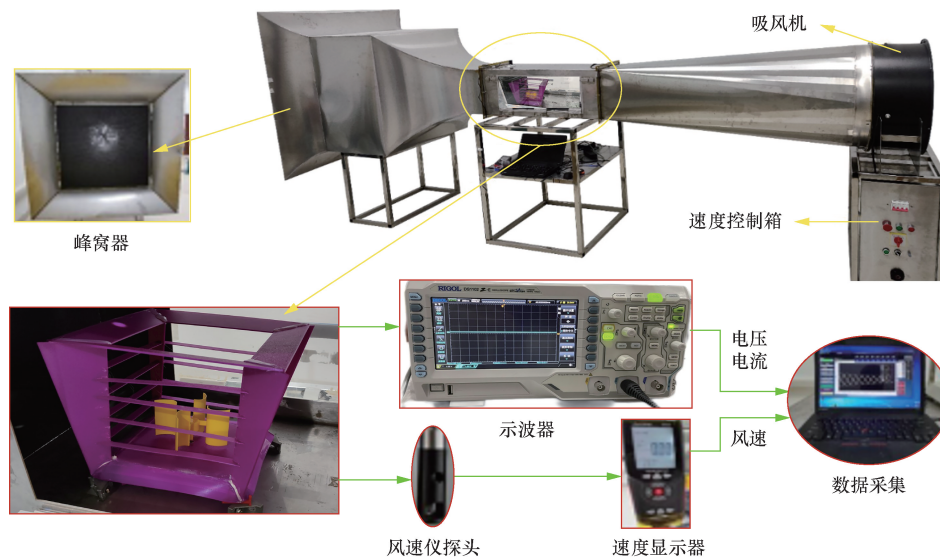


图13 风洞试验装置及关键部件

Fig. 13 Wind tunnel testing equipment and key components

5.17 mW, 而采用最优配置工况 2(安装两块导流板)的风力机,其发电功率提高至 9.15 mW, 相比之下,提升幅度达到了约 1.77 倍。其他配置方案的风力机也表现出了不同程度的功率提升。然而,需要指出的是,在最不理想的配置方案(工况 1)中,风力机的发电功率相比原始状态出现了约 4.6% 的下降。此外,在不同风速条件下进行的最优工况试验和模拟分析显示,试验所得的发电功率普遍高于模拟功率,二者之间的最大差异不超过 6%,如图 15 所示。

5 结论

通过对配置不同导流板的集风结构做 CFD 模拟以及小型风洞发电试验测试,得出以下结论。

(1) 在集风理论中,与单个风力机相比,配置未加导流板的原始结构可以使风速增加 1.25 倍,提高发电功率约 1.95 倍;在风洞试验测试中,配置未加导流板的原始结构可以提高风速约为 1.13 倍,发电功率约为单风力机的 1.62 倍。

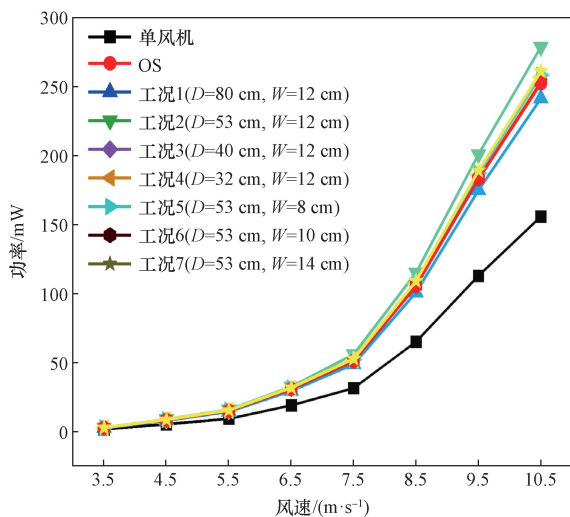


图 14 各工况配置风力机发电功率
Fig. 14 Optimal operating condition wind turbine power generation

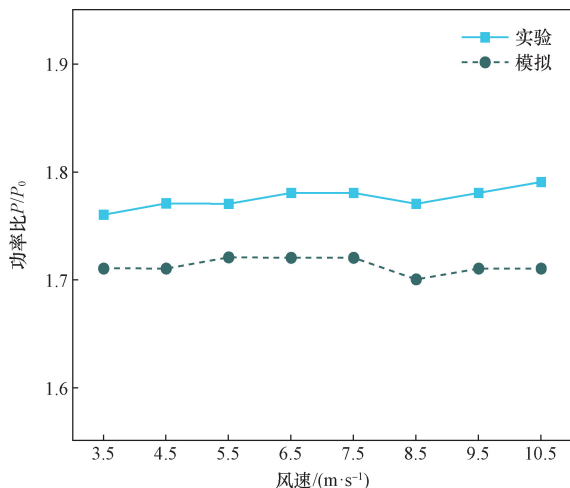


图 15 工况 2 试验与模拟发电功率比较
Fig. 15 Comparison of test and simulated power generation in condition 2

(2) 在工况 2 即导流板间距 $D=0.53\text{ m}$, 导流板宽度 $W=0.12\text{ m}$ 时, 集风结构的模拟加速以及降低湍流动能综合效果最好, 理论提高风速 1.21 倍, 降低湍流动能 0.95 倍; 在风速为 4.5 m/s 试验发电测试风力机发电功率最高为 9.15 mW , 提高发电功率 1.77 倍。

(3) 随着风攻角的增大, 导流板宽度越短, 集风效果越好, 且原始结构由于没有配置导流板, 所以与其他工况相比, 不会出现因导流板而产生的涡流。

本文研究对集风结构的集风潜力进行了全面的评估, 重点是结构导流板的空气动力学设计, 因此, 没有包括特定风力涡轮机的动力学及其对流场的影响。

参考文献

- [1] 韩毅, 刘玮, 张丽辉, 等. 大型风电场实地测风数据精细化分析方法[J]. 科学技术与工程, 2024, 24(26): 11271-11282.
Han Yi, Liu Wei, Zhang Lihui, et al. Detailed analysis method of the onsite wind resource data for largescale wind farm[J]. Science Technology and Engineering, 2024, 24(26): 11271-11282.
- [2] 熊宇轩, 叶祖洋. 旋转作用下水平轴风力机气动性能分析[J]. 科学技术与工程, 2023, 23(26): 11391-11397.
Xiong Yuxuan, Ye Zuyang. Analysis of aerodynamic performance of horizontal axis wind turbine under rotation[J]. Science Technology and Engineering, 2023, 23(26): 11391-11397.
- [3] Delucchi M A, Jacobson M Z. Providing all global energy with wind, water, and solar power, part II: reliability, system and transmission costs, and policies[J]. Energy Policy, 2011, 39: 1170-1190.
- [4] 侯亚丽, 栗广浩, 杨宇昕, 等. 基于现场测量的建筑环境风场特征分析及风力机出力评估[J]. 太阳能学报, 2023, 44(11): 318-324.
Hou Yali, Li Guanghao, Yang Yuxin, et al. Wing energy potential and micro-wind turbine performance analysis based on site measurements in urban environment [J]. Acta Energetica Sinica, 2023, 44(11): 318-324.
- [5] Park J, Jung H J, Lee S W. A new building integrated wind turbine system utilizing the building[J]. Energies, 2015, 8: 11846-11870.
- [6] 杨益飞, 邢绍邦, 朱焜秋. 小型垂直轴风力发电机在中国发展前景概述[J]. 微特电机, 2014, 42(12): 87-91.
Yang Yifei, Xing Shaobang, Zhu Huangqiu. An overview and recent research progress of vertical axis wind turbine in China[J]. Small and Special Electrical Machines, 2014, 42(12): 87-91.
- [7] Li Y, Zhao S, Tagawa K. Starting performance effect of a truncated-cone-shaped wind gathering device on small-scale straight-bladed vertical axis wind turbine [J]. Energy Conversion and Management, 2018, 167: 70-80.
- [8] Santoli L D, Albo A, Garcia D A, et al. A preliminary energy and environmental assessment of a micro wind turbine prototype in natural protected areas[J]. Sustainable Energy Technologies and Assessments, 2014, 8: 42-56.
- [9] 李红伟, 吴磊, 荆浩婕, 等. 考虑风光不确定性的综合能源系统区间优化调度[J]. 科学技术与工程, 2023, 23(12): 5076-5083.
Li Hongwei, Wu Lei, Jing Haojie, et al. Interval optimal scheduling of integrated energy system considering landscape uncertainty [J]. Science Technology and Engineering, 2023, 23(12): 5076-5083.
- [10] Lü M Y, Gou K J, Chen H, et al. Optimal design of wind-solar complementary power generation systems considering the maximum capacity of renewable energy[J]. Energy, 2024, 312. DOI: 10.1016/j.energy.2024.133650.
- [11] 韦惠丽. 小型风光互补发电系统设计及容量配置优化[D]. 镇江: 江苏大学, 2021.
Wei Huili. Design and capacity configuration optimization of small wind solar complementary power generation system [D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2021.
- [12] Chen T Y, Liao Y T, Cheng C C. Development of small wind tur-

- bines for moving vehicles; effects of Flanged diffusers on rotor performance[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2012, 42: 136-142.
- [13] Rolland S, Newton W, Williams A J, et al. Simulations technique for the design of a vertical axis wind turbine device with experimental validation[J]. *Applied Energy*, 2013, 111: 195-203.
- [14] Wong K H, Chong W T, Chew P S, et al. 3D CFD simulation and parametric study of a flat plate deflector for vertical axis wind turbine[J]. *Renewable Energy*, 2018, 2018: 32-55.
- [15] 杨新霞, 闫月娟, 徐艳, 等. 湍流模型对风琴管喷嘴空化射流数值模拟的影响分析[J]. *科学技术与工程*, 2024, 24(15): 6346-6353.
- Yang Xinxia, Yan Yuejuan, Xu Yan, et al. Impact analysis of turbulence models on numerical simulation of cavitating jet from organ pipe nozzle[J]. *Science Technology and Engineering*, 2024, 24(15): 6346-6353.
- [16] 董孟辉, 贾娅娅, 刘庆宽. 高湍流度对翼型气动性能影响的试验研究[J]. *工程力学*, 2023, 40(1): 307-312.
- Dong Menghui, Jia Yaya, Liu Qingkuan. Experimental study on the influence of high turbulence intensity on the aerodynamic performance of airfoil[J]. *Engineering Mechanics*, 2023, 40(1): 307-312.
- [17] Alanis R C, Kalkman I, Blocken B. Aerodynamic design optimization of ducted opening through highrise buildings for wind energy harvesting[J]. *Building and Environment*, 2021, 2021. DOI: 10.1016/j.buildenv.2021.108028.
- [18] San Y L, Lin Y Y, Bai C J. Performance analysis of vertical axis wind turbine blade with modified trailing edge through computational fluid dynamics [J]. *Renewable Energy*, 2016, 2016: 654-662.