

DOI: 10.19666/j.rlfed.202308381

浮式平台运动对叶片变形及整机性能影响

刘江^{1,2}, 林熙涵¹, 姜未汀¹, 付在国¹

(1.上海电力大学能源与机械工程学院, 上海 201306;
2.上海热交换系统节能工程技术研究中心, 上海 200090)

[摘要] 浮式平台在海洋环境中发生六自由度运动使得叶片周围流场产生剧烈波动, 剧烈变化的流场会对叶片动态响应造成巨大的影响。采用 CFD-CSD 耦合方法对 NREL 5 MW 风力机进行了双向流固耦合仿真, 在此基础上利用 UDF 技术加入浮式平台运动, 研究了平台纵荡、纵摇和艏摇运动下叶片变形情况及整机扭矩和推力变化。研究结果表明: 纵荡、纵摇和艏摇这 3 种典型平台运动会使得叶片变形幅度增大, 挥舞和扭转变形增幅要大于摆振变形; 纵荡运动对叶片变形及气动性能的影响最大, 扭转变形最大变化幅度可达 70%, 整机扭矩和推力的峰值分别提高了 30.51% 和 11.75%; 纵摇和艏摇运动减小了平均扭矩和推力。

[关键词] 海上风力机; 浮式平台运动; 流固耦合; 叶片变形; 整机性能

[引用本文格式] 刘江, 林熙涵, 姜未汀, 等. 浮式平台运动对叶片变形及整机性能影响[J]. 热力发电, 2023, 52(10): 187-198.
LIU Jiang, LIN Xihan, JIANG Weiting, et al. Impact of the floating platform motion on blade deformation and performance of wind turbine[J]. Thermal Power Generation, 2023, 52(10): 187-198.

Impact of the floating platform motion on blade deformation and performance of wind turbine

LIU Jiang^{1,2}, LIN Xihan¹, JIANG Weiting¹, FU Zaiguo¹

(1. College of Energy and Mechanical Engineering, Shanghai University of Electric Power, Shanghai 201306, China;
2. Shanghai Engineering Research Center of Energy-Saving in Heat Exchange Systems, Shanghai 200090, China)

Abstract: The floating platform undergoes six degrees-of-freedom of motion in the marine environment, making the flow field around the blade fluctuate drastically, and the changing flow field will have a huge impact on the dynamic response of the blade. A two-way fluid-structure interaction simulation of the NREL 5 MW wind turbine was carried out using the CFD-CSD coupling method. Based on this, the UDF technique introduced the floating platform motion to study the blade deformation and the overall torque and thrust changes under the surge, pitch, and yaw motion. The results show that the three typical platform motions of the surge, pitch, and yaw make the blade deformation amplitude increase, and the increase of flapwise and torsional deformation is more significant than that of edgewise deformation; the surge motion has the greatest influence on the blade deformation and aerodynamic performance, the maximum change range of torsional deformation can reach 70%, the peak values of the torque and thrust are increased by 30.51% and 11.75% respectively; the pitch and yaw motions reduce the average torque and thrust.

Key words: offshore wind turbine; floating platform motion; fluid-structure interaction; blade deformation; wind turbine performance

随着风电产业高速发展, 为提高风轮利用效率, 大容量、大尺寸风力机成为发展趋势^[1], 而海上浮式风力机由于海洋环境优势成为大容量风电机组的重要发展对象。根据全球风能理事会 (GWEC) 的统计数据^[2], 2021 年海上风电机组新

增装机容量为 21.1 GW, 同比增长 206%。海上浮式风力机在复杂海洋环境中形成六自由度运动, 包括了纵荡、横荡、垂荡 3 种平移运动和横摇、纵摇、艏摇 3 种旋转运动, 具体如图 1 所示。平台运动使得叶片周围流场产生剧烈波动, 其复杂程度远超陆

修回日期: 2023-08-01

基金项目: 上海市 2020 年度“科技创新行动计划”社会发展科技攻关项目 (20dz1205302)

Supported by: Shanghai's 2020 Annual Science and Technology Innovation Action Plan: Social Development and Science & Technology Project(20dz1205302)

第一作者简介: 刘江 (1980), 男, 博士, 讲师, 主要研究方向为风力发电机组气动设计及载荷分析, jiangliuxitu@shiep.edu.cn。

上风力机和近海固定式风力机^[3-4], 剧烈变化的流场会对叶片动态响应造成巨大的影响^[5], 从而直接影响风力机的安全运行及整机气动特性。

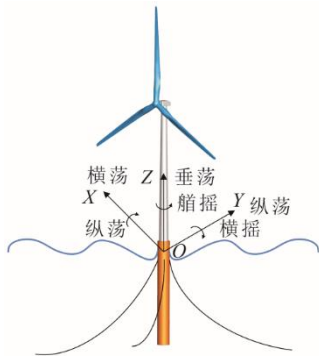


图1 浮式风力机的六自由度运动
Fig.1 6 DOF motion of floating wind turbine

针对上述问题, 众多学者展开了相关理论研究。任年鑫等^[6]采用滑移网格技术实现了浮式平台的典型周期运动, 研究了不同纵荡运动状态对风力机气动性能的影响规律。吴俊等^[7]基于 CFD 方法研究了浮式平台纵荡、纵摇和船摇运动对风力机气动载荷的影响, 并运用 BEM 理论从机理角度进行阐明分析。Hu 等人^[8]利用 Fluent 软件中的用户自定义函数实现了 3 种平台运动, 研究了浮式运动下融合小翼风力机的气动性能。Johlas 等人^[9]研究了 Spar 式和半潜式浮式风力机在纵荡和纵摇运动下的平均发电能力。白雪峰等^[10]运用自由涡尾迹法研究了不同振幅的单个平台运动及多个耦合运动下风力机整机气动性能情况。黄杨等^[11]基于 naoe-FOAM-SJTU 求解器, 结合致动线模型和等效梁理论建立了浮式风力机气动-水动-气弹耦合模型。Dong 等人^[12]基于自由涡尾迹法模拟了纵摇运动下风力机不同工况下的气动特性并给出定量和可视化的分析结果。

目前, 涉及浮式平台的研究主要集中在平台运动对风力机气动性能及载荷影响, 缺乏平台运动对叶片动态响应影响的分析。本文在双向流固耦合基础上加入 3 种典型浮式平台运动^[13], 分析其对风力机叶片动态响应及整机性能变化的影响。

1 数值计算方法

1.1 流场控制方程

流场计算基于非定常雷诺平均 Navier-Stokes 方程的连续性方程和动量方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \tau_{ij} \right) + S_i \quad (2)$$

式中: ρ 为空气密度; t 为时间; u_i 和 u_j 代表流体的雷诺平均速度分量; p 为压力; μ 为动态黏度系数; S_i 为广义源项; τ_{ij} 为 6 个不同的雷诺应力项, $i, j=1, 2, 3$ 。

1.2 结构控制方程

风力机结构模型在气动载荷的作用下产生形变, 叶片的结构响应基于下述控制方程进行计算:

$$M u'' + C u' + K u = F(t) \quad (3)$$

式中: M 、 C 、 K 分别为质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵; u'' 、 u' 、 u 分别为叶片结构的加速度、速度和位移; $F(t)$ 为作用在叶片结构上的外部载荷, 包括了气动力、离心力、重力、角转速力和附加质量力。

1.3 流固耦合方法

流固耦合 (fluid-structure interaction) 主要有强耦合法和弱耦合法 2 种求解策略^[14]。强耦合法是流体控制方程和固体控制方程耦合在同一个方程矩阵内, 需要同时求解流体、固体控制方程的策略; 弱耦合法是依次求解流体控制方程和结构控制方程的策略。

本文对实尺寸风力机进行双向流固耦合数值计算。采用弱耦合法^[15-16]对流场控制方程和结构响应方程依次求解, 即先求解瞬态流场, 再求解结构的动态响应, 流体域和固体域的计算采用相同的时间步长。模拟计算使用 ANSYS 商业软件, 流体计算选用 Fluent 软件, 结构计算采用 Transient structural, 通过 System coupling 模块将流场和结构场进行耦合, 双向流固耦合计算过程如图 2 所示。

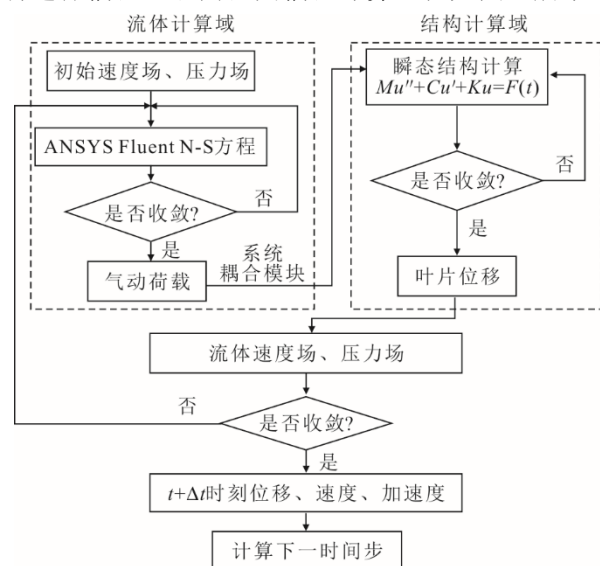


图2 双向流固耦合系统组成

Fig.2 Composition of two-way fluid-structure interaction

2 计算模型与验证

2.1 计算模型

选用美国可再生能源实验室 (NREL) 设计的 5 MW 参考风力机^[17]作为研究对象, 基本参数见表 1。图 3 为流场计算区域, 包含了外部静止区域和内部旋转区域, 静止区域为长度 $3.50D$ 、直径 $2.40D$ 的圆柱形区域, 旋转区域为长度 $0.16D$ 、直径 $1.20D$ 的圆柱形区域, D 为风力机转子直径, 轮毂中心位于计算区域坐标原点。

表 1 NREL 5 MW 风力机基本参数
Tab.1 NREL 5 MW wind turbine parameter

项目	参数
额定功率/MW	5
规格	三叶片、上风向
风轮、轮毂直径/m	126、3
切入、切出、额定风速/(m·s ⁻¹)	3.0、25.0、11.4
切入、额定转速/(r·min ⁻¹)	6.9、12.1

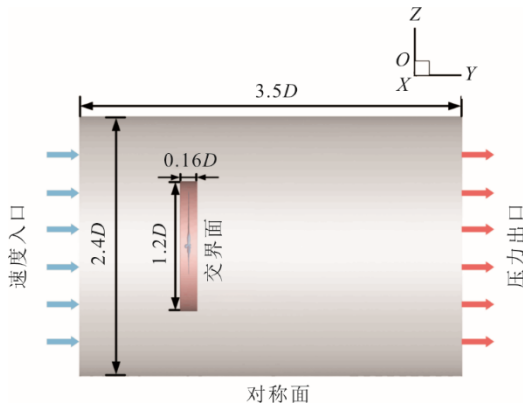


图 3 风力机计算模型示意

Fig.3 Schematic of wind turbine computational model

流场计算区域的入口为速度入口, 出口为压力出口; 静止区域侧壁边界条件设置为对称面, 叶片设置为无滑移壁面。为使风轮所在的内部区域发生旋转, 采用了滑移网格技术来定义其旋转。外部静止域和内部旋转域间接触的部分设置为交界面 (图 3)。叶片结构和流体域中的叶片壁面都设置为流固耦合界面, 在此界面上压力和位移的数据可以在每个迭代时间步上进行交换^[18]。

流场计算采用 SST $k-\omega$ 湍流模型, 该模型结合了 $k-\omega$ 模型和 $k-\varepsilon$ 模型的优点^[19], 改进了近壁面低雷诺数流动的处理方式, 在风力机气动性能预测中被广泛应用^[20-22]。本文采用 SIMPLE 算法进行压力速度耦合, 其中压力采用二阶格式, 动量、湍动能和湍流耗散率均采用二阶迎风格式^[23], 瞬态项采

用一阶隐式差分格式。此外双向流固耦合计算考虑到叶片变形引起的流场网格运动, 因此需要开启动网格, 并设置扩散及网格重构参数。

2.2 计算网格

由于风力机叶片由多种不同的翼型连接而成, 叶片表面曲率较大, 且静止域与旋转域接触部分的网格尺寸要尽量保持一致, 因此本文采用 Fluent 软件内置的 Meshing 模式对风力机流场划分非结构四面体网格, 流体域网格如图 4 所示。流体域共有 497 万网格, 其中内部旋转域有 303 万网格, 外部静止域有 194 万网格。为确保模拟的准确性, 选用 5 种不同的网格方案进行了网格无关性验证, 网格无关性验证见表 2。由表 2 可知, 随着网格数量的增加, 输出功率的误差不断减小, 619 万网格的误差仅为 0.26%。考虑到准确性和计算效率, 选用网格数量为 497 万的方案用于进一步研究。

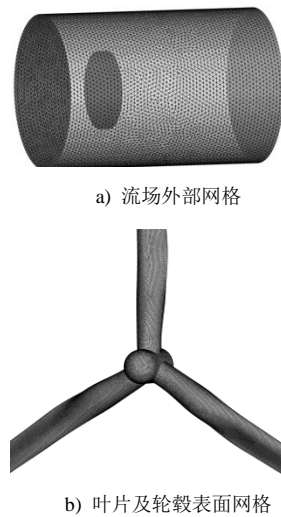


图 4 流体域网格
Fig.4 Fluid domain mesh

表 2 网格无关性验证
Tab.2 Mesh independent verification

网格数/万	215	321	410	497	619
功率/kW	4 512	4 796	4 902	5 021	5 093
误差/%	11.18	5.59	3.50	1.16	0.26

注: 功率参考值为 5 080 kW。

叶片结构模型 (图 5) 采用 SHELL181 单元, 使得叶片厚度从叶根处的 0.078 m 向叶尖处的 0.018 m 逐渐减小。为加强叶片在弯曲变形方向上的刚度, 采用正交各向异性玻璃纤维环氧树脂复合材料^[24]对叶片铺层, 选用 $[\pm 45/0/90_2/0_3]_s$ 铺层方式^[25]。表 3 给出了每层正交各向异性复合材料的材料属性, 其中 E_1 、 E_2 、 G_{12} 、 σ_{12} 、 ρ 分别为垂直纤维方向与沿纤

维方向的弹性模量、剪切模量、泊松比和密度。叶片及轮毂网格采用三角形网格，总共 88 229 个单元，44 033 个节点。

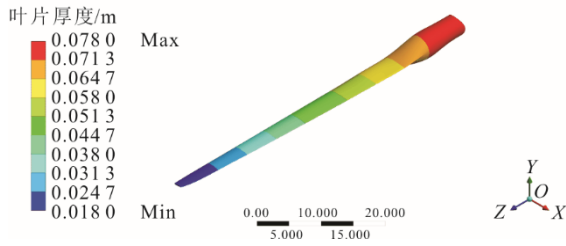


图 5 叶片厚度分布
Fig.5 Blade thickness distribution

表 3 叶片铺层材料属性
Tab.3 Properties of blade lay-up materials

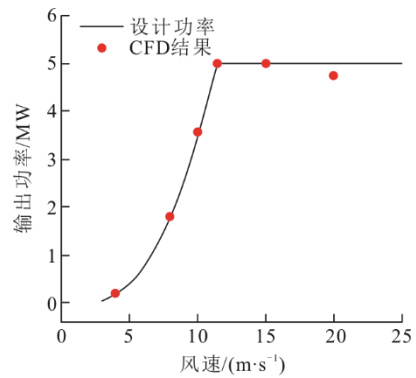
E_1 /GPa	E_2 /GPa	G_{12} /GPa	σ_2	ρ (g·cm ⁻³)
39.0	8.6	3.8	0.28	2.1

2.3 模型验证

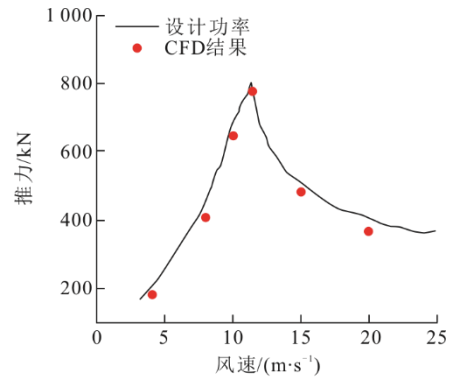
在 NREL 5 MW 风力机切入、切出风速之间选取 6 个风速工况进行验证，包括 4 个变速运行工况及 2 个变桨工况。首先采用多参考系法进行稳态模拟，当计算残差达到 10^{-3} 且整机扭矩和推力变化稳定，认为计算收敛；随后基于稳态计算的结果采用滑移网格进行瞬态计算，当风轮旋转 4 个周期（约 20 s）后，整机气动性能基本稳定；最后，将瞬态计算的结果与设计数据进行对比，具体结果如图 6 所示。由图 6 可知：在风速达到额定风速 11.4 m/s 之前，模拟结果与设计数据有较高的一致性；当风速超过额定风速，风力机开始变桨使叶片减载并维持输出功率的稳定。CFD 计算出的功率和推力相比参考值略有降低，变桨后的模型需要根据桨距角参数^[17]重新建立风轮模型并采用相同网格尺寸划分网格。计算误差随着风速的增加逐渐增大，其中当风速达到额定风速 11.4 m/s 时，输出功率误差为 1.16%，推力误差为 2.74%，符合计算精度要求，可以进一步用于流固耦合计算。

在耦合计算前需要验证结构模型的合理性，因此对叶片进行了模态分析。对无载荷、无旋转的单叶片进行模态计算，并将叶根设置为固定约束。图 7 显示了叶片前三阶的模态振型。由图 7 可以看出，单叶片低阶模态振型主要是以挥舞和摆振变形为主，结果与 Jonkman 等人^[17]用 FAST model 计算得到的结果一致。表 4 呈现了单叶片的前 3 阶模态频率并与 Jeong 等人^[26]的数据进行对比。由于叶片材料以及铺层参数（层数、厚度、方向）的差异，

导致模态分析的结果存在差距。



a) 功率验证



b) 推力验证

图 6 整机性能验证
Fig.6 Wind turbine performance validation

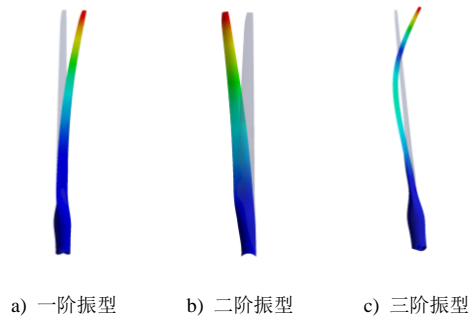


图 7 叶片前 3 阶模态振型
Fig.7 The first three modal shapes of the blade

表 4 叶片前 3 阶模态频率
Tab.4 The first three modal frequencies of the blade

模态阶数	文献[26]结果/Hz	本文结果/Hz
1	0.673	0.559
2	1.106	1.297
3	1.926	1.686

3 模拟结果与分析

本文将海上浮式风力机的平台运动简化为简谐运动^[27-29]，运动方程为式(4)：

$$\beta_i(t) = A_i \sin(\varepsilon_i t) \quad (4)$$

式中： β_i 为平台运动位移及角度； A_i 为运动振幅； ε_i 为运动频率； i 为平台的纵荡、纵摇和艏摇运动。

当浮式平台发生运动时，平台带动风力机以相同的速度一起运动。平台运动速度可由平台运动方程对时间求导得出：

$$V_i(t) = A_i \varepsilon_i \cos(\varepsilon_i t) \quad (5)$$

根据文献[30]计算出的平台六自由度方向运动的概率密度分布图，选取了纵荡、纵摇和艏摇运动下最易发生的工况进行研究，平台运动工况见表 5。

表 5 浮式平台运动工况

Tab.5 Floating platform motion conditions

运动形式	运动幅度	角频率/(rad·s ⁻¹)
纵荡	-5~5 m	0.1π
纵摇	-5~5°	0.1π
艏摇	-5~5°	0.1π

为实现平台运动，将平台运动速度转换为入口相对风速变化^[8,31]并利用 UDF 编译入口边界条件以此模拟风力机叶片在浮式平台运动下的双向流固耦合特性。浮式平台的运动可以通过坐标系间的转化矩阵来描述。假设来流风速为 $\mathbf{V}=[V_x, V_y, V_z]^T$ ，则来流风速转换成相对风速为 $\mathbf{V}_{rel}=[V_x', V_y', V_z']^T$ ，平台纵荡运动将来流风速转换为相对风速 $V_{rel,surge}$ ，可以由式(6)计算。

$$\mathbf{V}_{rel,surge} = \mathbf{V} + [\beta'_{surge}(t) \ 0 \ 0]^T \quad (6)$$

平台纵摇运动对应于风轮上任意一点以坐标原点为圆心绕 X 轴旋转 β_{pitch} ，来流风速转换成相对风速 $\mathbf{V}_{rel,pitch}$ 可以表示为：

$$\mathbf{V}_{rel,pitch} = \mathbf{M}_x \mathbf{V} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \beta_{pitch} & \sin \beta_{pitch} \\ 0 & -\sin \beta_{pitch} & \cos \beta_{pitch} \end{bmatrix} \mathbf{V} \quad (7)$$

式中： \mathbf{M}_x 为绕 X 轴的旋转变换矩阵； β_{pitch} 为纵摇运动角度。

平台艏摇运动对应于风轮上任意一点以坐标原点为圆心绕 Z 轴旋转 β_{yaw} 相对风速 $\mathbf{V}_{rel,yaw}$ 可以表示为：

$$\mathbf{V}_{rel,yaw} = \mathbf{M}_z \mathbf{V} = \begin{bmatrix} \cos \beta_{yaw} & \sin \beta_{yaw} & 0 \\ -\sin \beta_{yaw} & \cos \beta_{yaw} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \mathbf{V} \quad (8)$$

式中： \mathbf{M}_z 为绕 Z 轴的旋转变换矩阵； β_{yaw} 为艏摇运动角度。

3.1 纵荡运动的影响

在加载平台运动前，先计算 900 步左右的稳态

计算以确保流场的稳定性。模拟基于额定工况稳态计算后的流场进行，风轮转速为 12.1 r/min，纵荡运动周期为 20 s，运动幅值为 5 m，平台纵荡运动下的相对风速可以表示为：

$$\mathbf{V}_{rel,surge} = \begin{bmatrix} 0 \\ V_y + \varepsilon_{surge} A_{surge} \cos(\varepsilon_{surge} t) \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 11.4 + 0.1\pi \cdot 5 \cos(0.1\pi t) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (9)$$

计算进行 3 个平台运动周期，2 个周期后叶片变形及气动载荷达到稳定，选取 20~60 s 进行叶片动态响应及整机性能分析，纵荡运动下叶尖响应如图 8 所示。

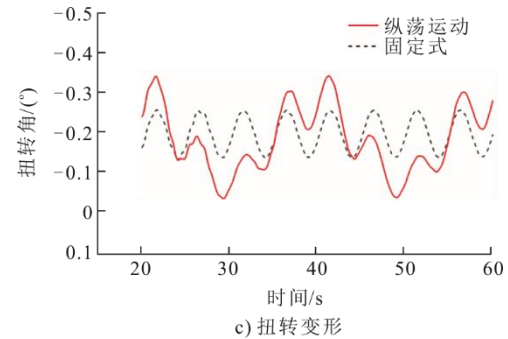
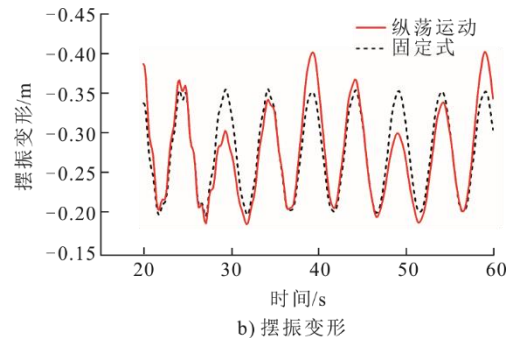
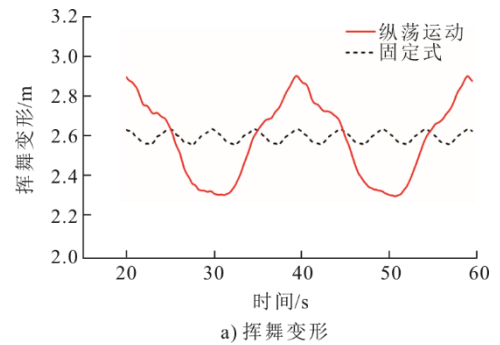


图 8 纵荡运动下叶尖响应
Fig.8 Blade tip response under surge motion

由图 8 可知，纵荡运动下叶尖曲线近似为简谐曲线，挥舞（图 8a）和扭转（图 8c）变形曲线与

纵荡运动规律基本保持一致。在纵荡运动下，挥舞和扭转变形曲线产生较大周期性波动，主要由于平台纵荡运动产生的附加速度，使叶片与来流风之间的相对速度改变，从而改变叶片各截面翼型的攻角，导致叶片变形发生周期性变化。叶尖挥舞变形（图 8a）的波动范围为 2.29~2.90 m，与固定式风力机相比最大变形增加了 10.27%，最小变形减小了 10.21%；纵荡运动（图 8b）下叶尖摆振变形范围为 -0.19~-0.41 m，最大变形增加了 12.97%，最小变形减小了 4.81%；纵荡运动（图 8c）下叶尖扭转变形范围为 -0.04°~-0.35°，最大变形增加了 32.40%，最小变形减小了 69.79%。可以得出，纵荡运动大幅增加了叶片变形幅度，对挥舞和扭转变形影响较大。因此，在纵荡运动下风力机叶片更容易出现疲劳断裂现象。

纵荡运动下叶片响应的变化将进一步影响风力机的气动性能，图 9 对比了纵荡运动和固定式风力机的扭矩和推力情况。

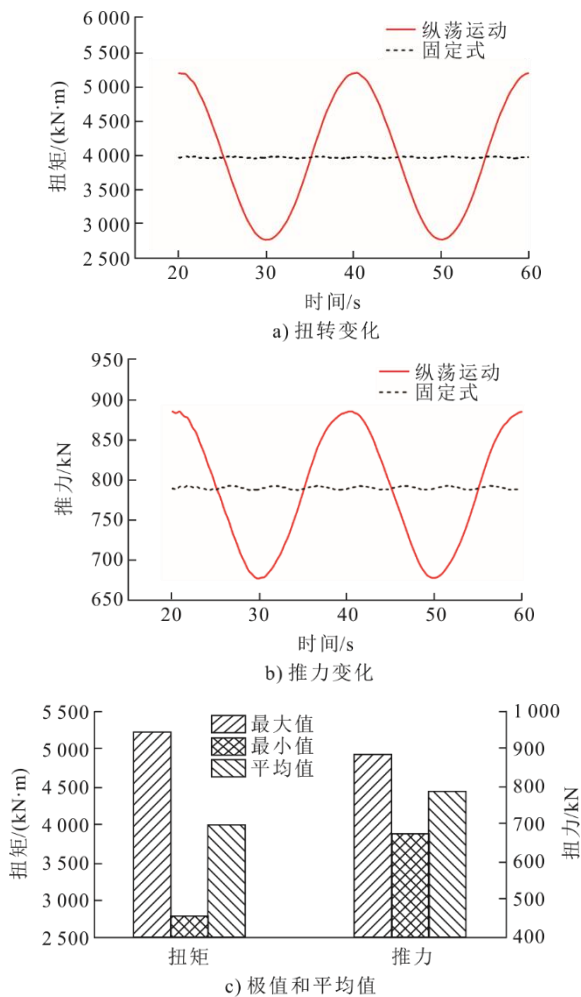


图 9 纵荡运动下整机气动性能

Fig.9 Wind turbine performance under surge motion

由图 9a)和图 9b)可知，纵荡运动下扭矩和推力曲线也近似为简谐曲线，与纵荡运动规律保持一致。这主要由于来流速度的周期性变化，使得翼型截面的攻角发生周期性的变化，翼型截面的气动参数也因此产生周期性变化，最终导致风力机整机性能变化情况。由图 9c)可知：纵荡运动下扭矩和推力的最大值分别为 5 208.50 kN·m 和 884.99 kN，与固定式风力机相比分别升高了 30.51%和 11.75%；扭矩和推力的最小值分别为 2 777.64 kN·m 和 674.76 kN，与固定式相比分别降低了 29.87%和 14.13%。可以得出，纵荡运动下风力机气动载荷变化剧烈，扭矩及推力曲线变化与纵荡运动规律一致，且扭矩变化更为敏感。此外，纵荡运动下扭矩和推力的平均值分别为 3 983.73 kN·m 和 784.99 kN，与固定式相比前者略微升高，后者略微降低，变化幅度均在 0.5% 内。主要原因是纵荡运动使得扭矩和推力曲线关于中心轴不对称，即风轮朝下风向运动所减小的载荷和风轮朝上风向运动增加的载荷不相等。

为进一步探究平台运动对风力机气动性能的影响，对比了 60 s 内叶片表面压力分布，叶片各截面压力云图如图 10 所示，0.32R、0.63R 和 0.94R 分别为叶片沿展向 0.32、0.63 和 0.94 的相对位置。

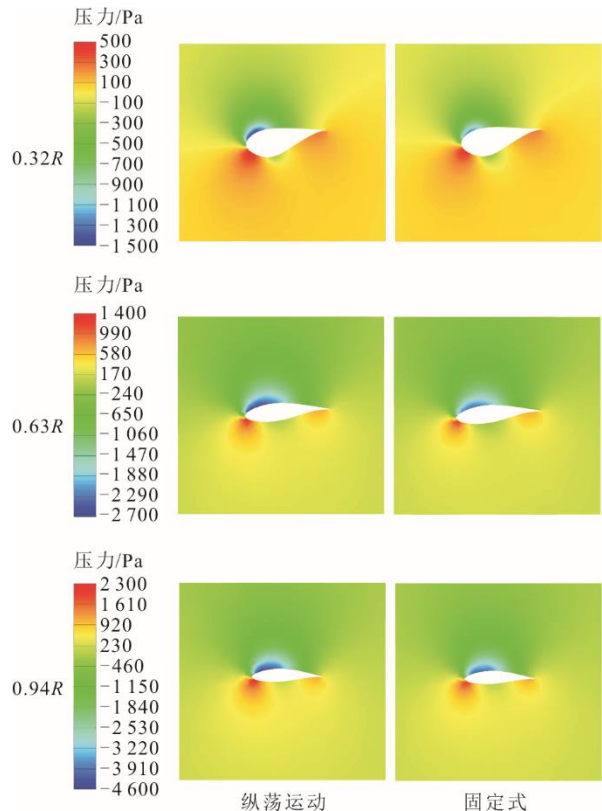


图 10 纵荡运动下叶片截面压力云图

Fig.10 Pressure contours on blade section under surge motion

由图 10 可知，纵荡运动扩大了压力面正压区和吸力面负压区的面积，使得叶片表面压差增大，导致纵荡运动下叶片的气动载荷增加。图 11 展示了纵荡运动下相对叶展高度 0.32、0.63 和 0.94 处叶片截面表面压力分布情况，图中横坐标 X/C 为翼型表面相对位置。

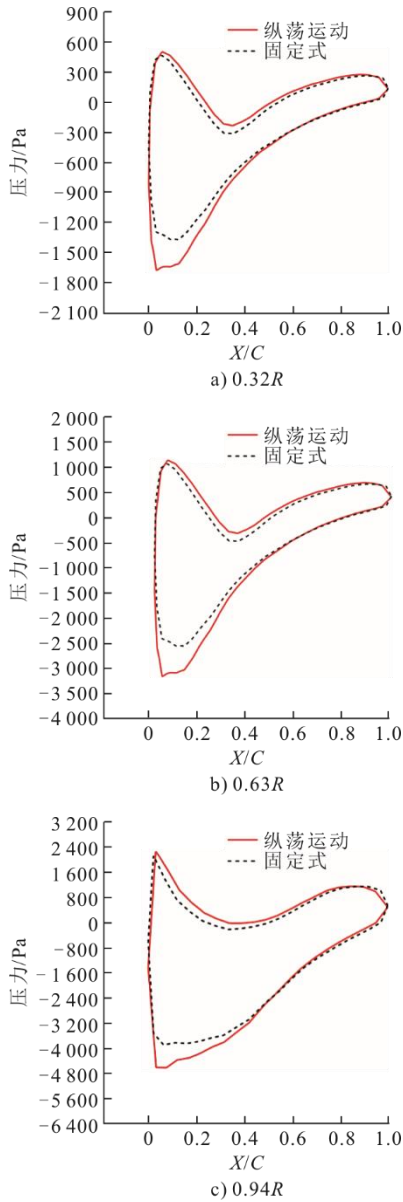


图 11 纵荡运动下叶片截面压力分布
Fig.11 Pressure distribution on blade section under surge motion

由图 11 可知：随着叶展高度增加，纵荡运动使得叶片表面压差逐渐增大，不同相对叶展高度的截面表面压差分别增加了 279.87、471.95、621.34 Pa，可以推断越靠近叶尖，纵荡运动的影响就越明显；同时可以清晰得看出纵荡运动下不同高度处叶片表面压差均大于固定式，使得纵荡运动下气动载荷

增大，导致整机扭矩和推力的升高；此外，纵荡运动主要影响叶片前缘附近的压力，对叶片吸力面的影响要大于压力面。

3.2 纵摇运动的影响

选取周期 20 s 且角位移幅值为 5° 的纵摇工况进行分析。纵摇运动下的相对风速可以表示为：

$$V_{rel,pitch} = \begin{bmatrix} 0 \\ V_y \cos(A_{pitch} \sin(\varepsilon_{pitch} t)) \\ -V_y \sin(A_{pitch} \sin(\varepsilon_{pitch} t)) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 11.4 \cos(0.087 \sin(0.1\pi t)) \\ -11.4 \sin(0.087 \sin(0.1\pi t)) \end{bmatrix} \quad (10)$$

图 12 显示了纵摇运动下叶尖响应曲线。

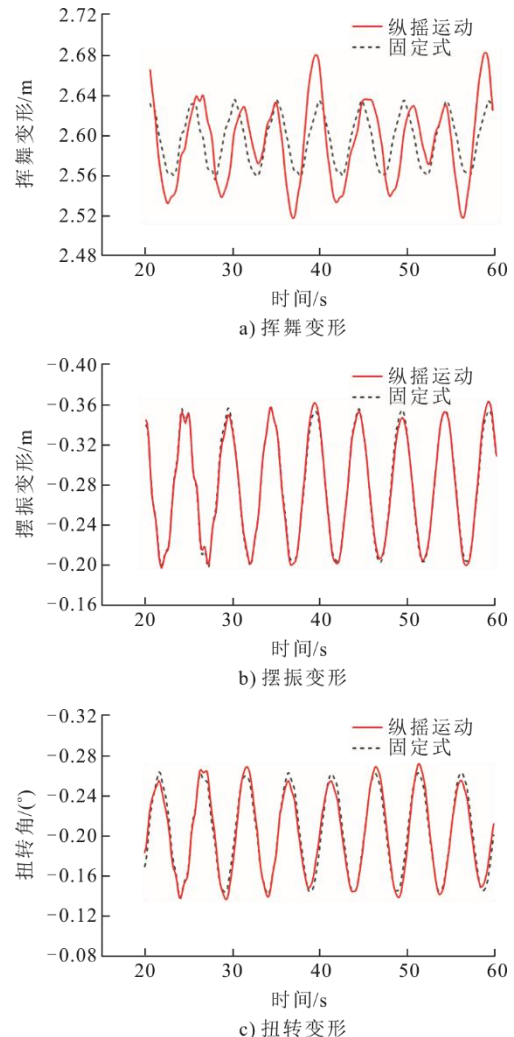


图 12 纵摇运动下叶尖响应
Fig.12 Blade tip response under pitch motion

由图 12 可知：平台纵摇运动下叶尖挥舞变形（图 12a）的波动范围为 2.51~2.68 m，与固定式相比最大变形增加了 1.85%，最小变形减小了 1.54%，

这主要由于平台纵摇运动产生的附加速度，改变了叶片与来流风之间的相对速度，从而增加了挥舞方向变形的幅度；纵摇运动下叶尖摆振变形(图 12b)为-0.20~-0.37 m，最大变形增加了 1.63%，最小变形减小了 0.21%；纵摇运动(图 12c)下叶尖扭转变形范围为-0.14°~-0.27°，最大变形增加了 3.19%，最小变形减小了 1.37%。结果表明，纵摇运动对挥舞和扭转变形影响大于对摆振变形的影响。

纵摇运动下整机气动性能如图 13 所示。

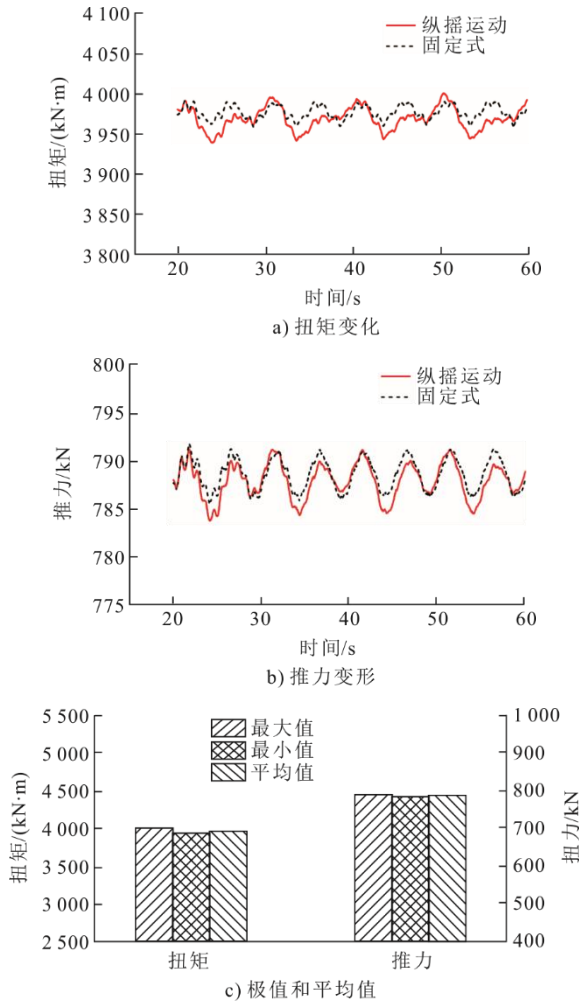


图 13 纵摇运动下整机气动性能

Fig.13 Wind turbine performance under pitch motion

由图 13 可知：纵摇运动使得扭矩和推力的波动范围小幅增加；纵摇运动下扭矩和推力的最大值分别为 3 999.32 kN·m 和 791.38 kN，与固定式风力机相比前者升高了 0.21%，后者降低了 0.07%；扭矩和推力的最小值(图 13c)分别为 3 942.61 kN·m 和 783.91 kN，与固定式相比分别降低了 0.45% 和 0.24%；此外，扭矩和推力平均值(图 13c)分别为 3 970.01 kN·m 和 788.06 kN，与固定式相比分别降

低了 0.20% 和 0.09%。其原因可能是纵摇运动改变了来流速度与风轮旋转平面之间的角度，使得风力机在来流方向的投影面减小，最终导致扭矩和推力略微减小。

图 14 为 60 s 内叶片各截面压力云图。由图 14 可知，纵摇运动下的压力云图与固定式基本一致。

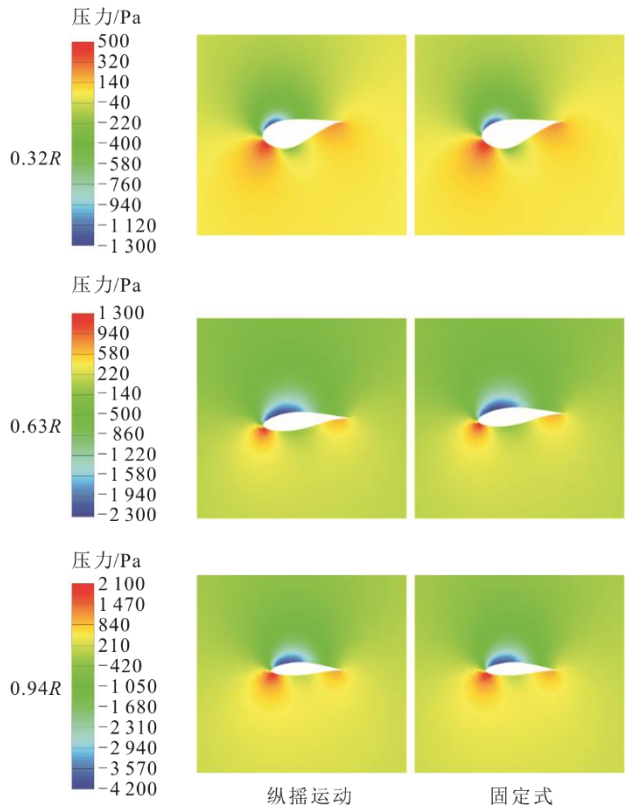
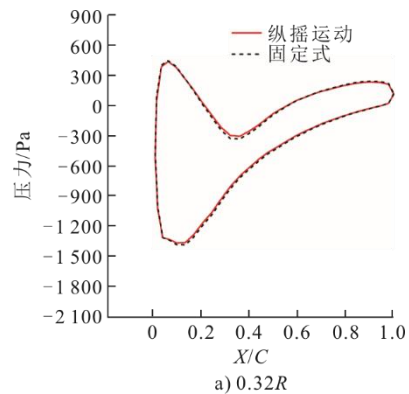


图 14 纵摇运动下叶片截面压力云图

Fig.14 Pressure contours on blade section under pitch motion

图 15 展示了纵摇运动下相对叶展高度 0.32、0.63 和 0.94 处叶片截面表面压力分布情况。由图 15 可以看出，纵摇运动下 3 个高度处叶片表面压力与固定式的压力基本相同，仅在靠近叶尖处的吸力面前缘位置的负压值略微升高，导致此时风力机的扭矩和推力略有增加。



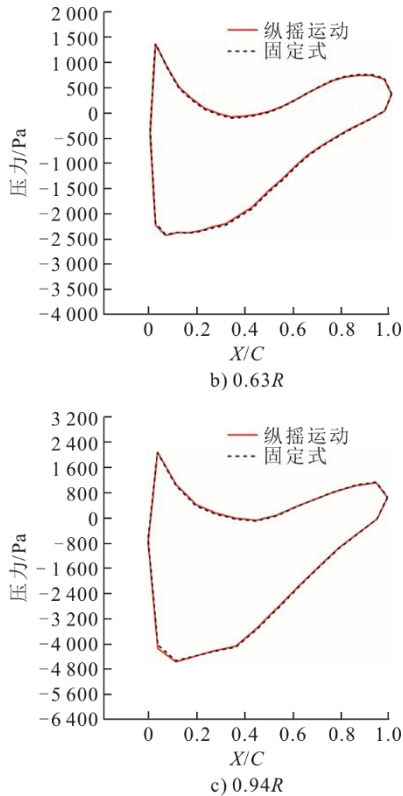


图 15 纵摇运动下叶片截面压力分布
Fig.15 Pressure distribution on blade section under pitch motion

3.3 艏摇运动的影响

选取周期 20 s 且角位移幅值为 5°的艏摇工况进行分析。艏摇运动下的相对风速可以表示为：

$$V_{rel,yaw} = \begin{bmatrix} V_y \sin(A_{yaw} \sin(\varepsilon_{yaw} t)) \\ V_y \cos(A_{yaw} \sin(\varepsilon_{yaw} t)) \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 11.4 \sin(0.087 \sin(0.1\pi t)) \\ 11.4 \cos(0.087 \sin(0.1\pi t)) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (11)$$

图 16 显示了艏摇运动下叶尖响应曲线。由图 16 可知：挥舞方向上（图 16a）叶尖变形波动范围为 2.49~2.69 m，与固定式风力机相比最大变形增加了 2.01%，最小变形减小了 2.22%；艏摇运动下（图 16b）叶尖摆振变形范围为-0.20~-0.36 m，最大变形增加了 0.66%，最小变形增加了 0.57%；艏摇运动下（图 16c）叶尖扭转变形范围为-0.13°~-0.27°，最大变形增加了 4.21%，最小变形减小了 3.66%。该结果表明艏摇运动同样对挥舞和扭转变形影响较大。

艏摇运动下整机气动性能如图 17 所示。由图 17 可知：与纵摇类似，艏摇运动下扭矩和推力的波动范围同样有小幅度变化；艏摇运动下扭矩和推

力的最大值分别为 3 996.62 kN·m 和 791.57 kN，与固定式风力机相比前者升高了 0.14%，后者降低了 0.05%；扭矩和推力的最小值分别为 3 944.09 kN·m 和 784.31 kN，与固定式相比分别降低了 0.41%和 0.18%；扭矩和推力平均值分别为 3 971.80 kN·m 和 788.31 kN，与固定式相比分别降低了 0.14%和 0.05%。其原因可能是艏摇运动改变了来流速度与风轮旋转平面之间的角度，使得风力机在来流方向的投影面减小，最终导致扭矩和推力有小幅减小。

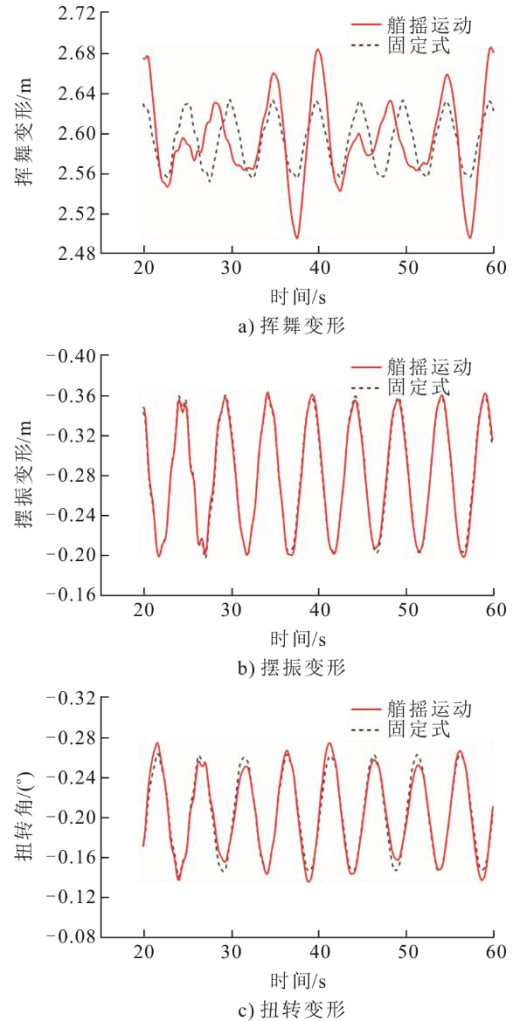
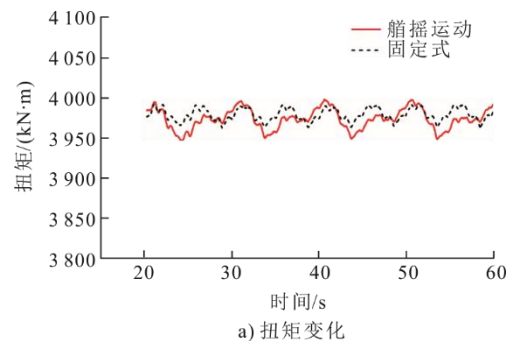


图 16 艏摇运动下叶尖响应
Fig.16 Blade tip response under yaw motion



a) 扭矩变化

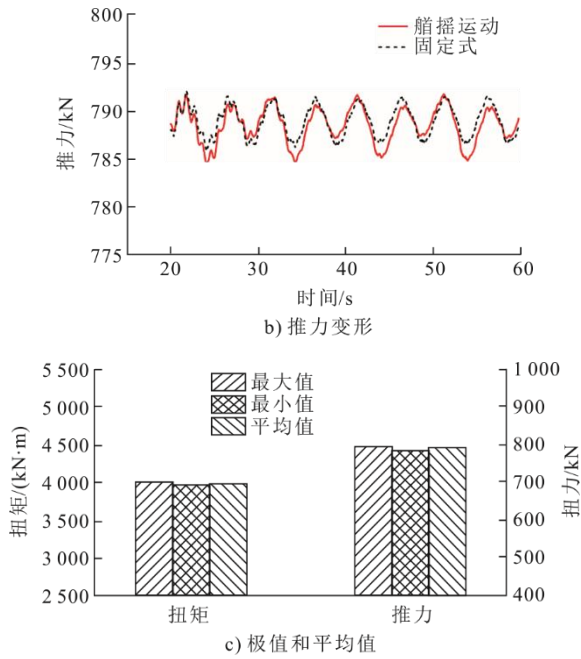


图 17 艏摇运动下整机气动性能
Fig.17 Wind turbine performance under yaw motion

图 18 为 60 s 内叶片各截面压力云图。由图 18 可知，艏摇运动下的压力云图与固定式基本一致。图 19 展示了艏摇运动下相对叶展高度 0.32、0.63 和 0.94 处叶片截面表面压力分布情况。

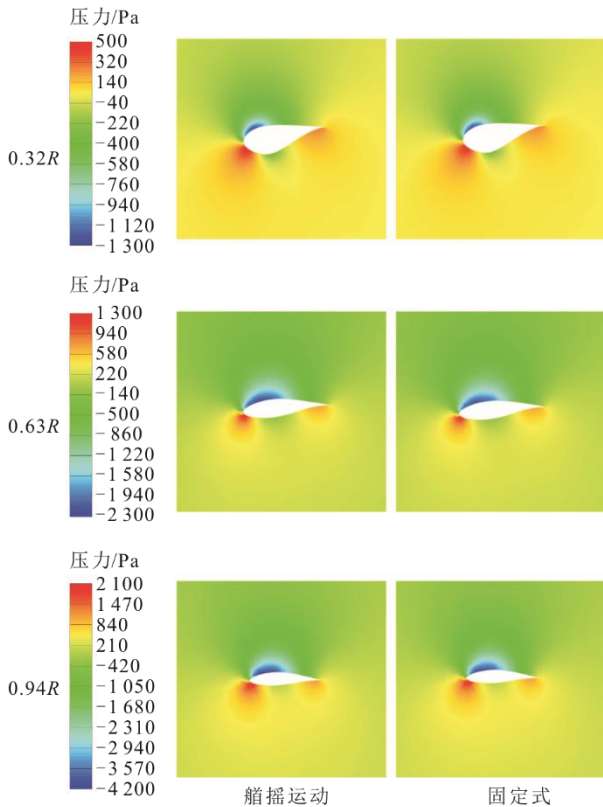


图 18 艏摇运动下叶片截面压力云图
Fig.18 Pressure contours on blade section under yaw motion

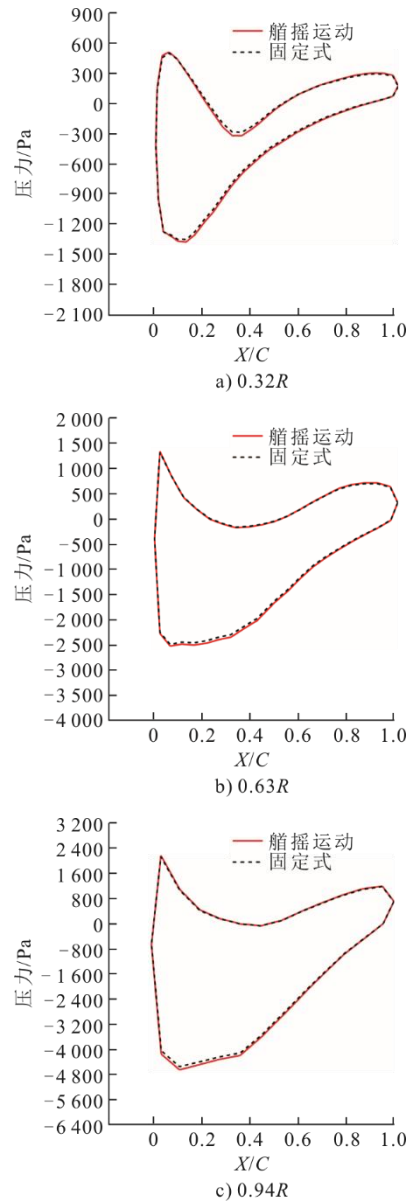


图 19 艏摇运动下叶片截面压力分布
Fig.19 Pressure distribution on blade section under yaw motion

由图 19 可以看出：艏摇运动使得叶片吸力面前缘位置的负压值略微升高，使得叶片气动载荷增大，导致此时风力机的扭矩和推力有所增加；此外，艏摇运动使得相对叶展高度 0.32、0.63 和 0.94 处最大负压的绝对值分别增加了 21.87、42.62、89.31 Pa，可以推断随着叶展高度增加，艏摇运动对叶片吸力面的影响逐渐增大。

4 结 论

1) 3 种典型平台运动都使得叶片变形幅度增大，且挥舞和扭转变形变化幅度大于摆振变形。纵荡运动对叶片变形产生的影响最大，当平台处于纵

荡运动时扭转变形最大变化幅度可达 70%。因此控制平台纵荡运动对改善浮式风机叶片疲劳寿命有着十分重要的意义。

2) 在平台纵荡运动下, 由于来流风速和平台纵荡速度的叠加, 使得整机扭矩、推力曲线波动剧烈, 扭矩和推力的峰值分别升高了 30.51% 和 11.75%。

3) 在平台纵摇和艏摇运动下, 由于改变了来流风速与风轮旋转平面之间的角度, 减少了风力机在来流方向上的投影面, 使得扭矩和推力的平均值相比固定式略微降低, 且扭矩变化更为敏感。

[参 考 文 献]

- [1] 罗先武, 叶维祥, 宋雪漪, 等. 支撑“双碳”目标的未来流体机械技术[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2022, 62(4): 678-92.
LUO Xianwu, YE Weixiang, SONG Xuyi, et al. Future fluid machinery supporting “double-carbon” targets[J]. Journal of Tsinghua University(Science and Technology), 2022, 62(4): 678-92.
- [2] COUNCIL G W E. Global wind report 2022[R]. Brussels: Global Wind Energy Council, 2022: 1.
- [3] 孟珣, 刘萌, 唐小惠, 等. 海上大功率风力机固定式支撑结构方案比较分析[J]. 太阳能学报, 2018, 39(11): 3215-3223.
MENG Xun, LIU Meng, TANG Xiaohui, et al. Comparative analysis of bottom-fixed supports of large-capacity offshore wind turbines[J]. Acta Energetica Sinica, 2018, 39(11): 3215-3223.
- [4] 宋冬然, 梁梓昂, 夏鄂, 等. 风电全生命周期成本建模与经济分析综述[J]. 热力发电, 2023, 52(3): 1-12.
SONG Dongran, LIANG Zi'ang, XIA E, et al. Overview of wind power life-cycle cost modeling and economic analysis[J]. Thermal Power Generation, 2023, 52(3): 1-12.
- [5] 王同光, 田琳琳, 钟伟, 等. 风能利用中的空气动力学研究进展 I: 风力机气动特性[J]. 空气动力学学报, 2022, 40(4): 1-21.
WANG Tongguang, TIAN Linlin, ZHONG Wei, et al. A review of aerodynamic research progress in wind energy I: wind turbine aerodynamic characteristics[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2022, 40(4): 1-21.
- [6] 任年鑫, 李玉刚, 欧进萍. 浮式海上风力机叶片气动性能的流固耦合分析[J]. 计算力学学报, 2014, 31(1): 91-95.
REN Nianxin, LI Yugang, OU Jinping. The fluid-structure interaction analysis of aerodynamic performance of floating offshore wind turbine blade[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2014, 31(1): 91-95.
- [7] 吴俊, 丁金鸿, 何炎平, 等. 海上浮式风机气动性能数值模拟[J]. 海洋工程, 2016, 34(3): 38-46.
WU Jun, DING Jinhong, HE Yanping, et al. Numerical analysis of aerodynamic performance of floating offshore wind turbine[J]. The Ocean Engineering, 2016, 34(3): 38-46.
- [8] HU D, JI S, WU Z. Study on aerodynamic performance of offshore floating wind turbine with fusion winglets[J]. Journal of Solar Energy Engineering, 2020, 142(5): 051007.
- [9] JOHLAS H M, MARTÍNEZ-TOSSAS L A, CHURCHFIELD M J, et al. Floating platform effects on power generation in spar and semisubmersible wind turbines[J]. Wind Energy, 2021, 24(8): 901-916.
- [10] 白雪峰, 王晓东, 赵庆旭, 等. 平台运动对漂浮式风电机组气动功率和推力的影响研究[J]. 风机技术, 2022, 64(2): 39-47.
BAI Xuefeng, WANG Xiaodong, ZHAO Qingxu, et al. Influence of platform motion on aerodynamic power and thrust of floating wind turbine[J]. Chinese Journal of Turbomachinery, 2022, 64(2): 39-47.
- [11] 黄扬, 赵伟文, 万德成. 浮式风机气动-水动-气弹性耦合响应数值模拟[J]. 海洋工程, 2022, 40(4): 88-101.
HUANG Yang, ZHAO Weiwen, WANG Decheng. Numerical simulation of coupled aero-hydro-elastic performance of floating offshore wind turbine[J]. The Ocean Engineering, 2022, 40(4): 88-101.
- [12] DONG J, VIRÉ A. The aerodynamics of floating offshore wind turbines in different working states during surge motion[J]. Renewable Energy, 2022, 195: 1125-36.
- [13] HU D, DENG L, ZENG L. Study on the aerodynamic performance of floating offshore wind turbine considering the tower shadow effect[J]. Processes, 2021, 9(6): 1047.
- [14] 钱若军, 董石麟, 袁行飞. 流固耦合理论研究进展[J]. 空间结构, 2008(1): 3-15.
QIAN Ruojun, DONG Shilin, YUAN Xingfei. Advances in research on fluid-structure interaction theory[J]. Spatial Structures, 2008(1): 3-15.
- [15] HEINZ J C, SØRENSEN N N, ZAHLE F. Fluid-structure interaction computations for geometrically resolved rotor simulations using CFD[J]. Wind Energy, 2016, 19(12): 2205-2221.
- [16] SAYED M, LUTZ T, KRÄMER E, et al. Aeroelastic analysis of 10 MW wind turbine using CFD-CSD explicit FSI-coupling approach[J]. Journal of Fluids and Structures, 2019, 87: 354-77.
- [17] JONKMAN J, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development[R]. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2009: 1.
- [18] 胡丹梅, 张志超, 孙凯, 等. 风力机叶片流固耦合计算分析[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(17): 98-104.
HU Danmei, ZHANG Zhichao, SUN Kai, et al. Computational analysis of wind turbine blades based on fluid-structure interaction[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(17): 98-104.
- [19] 曾宇, 汪洪波, 孙明波, 等. SST 湍流模型改进研究综述[J]. 航空学报, 2023, 44(9): 103-134.
ZENG Yu, WANG Hongbo, SUN Mingbo, et al. Review on SST turbulence model improvements[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2023, 44(9): 103-134.
- [20] 戴丽萍, 姚世刚, 王晓东, 等. 偏航工况风力机叶片流固耦合特性研究[J]. 太阳能学报, 2017, 38(4): 945-950.
DAI Liping, YAO Shigang, WANG Xiaodong, et al. Fluid-structure interaction performance of wind turbine blade under yawed condition[J]. Acta Energetica Sinica, 2017, 38(4): 945-950.
- [21] FANG Y, DUAN L, HAN Z, et al. Numerical analysis of aerodynamic performance of a floating offshore wind turbine under pitch motion[J]. Energy, 2020, 192: 116621.
- [22] MOHAMMADI M, MAGHREBI M J. Improvement of wind turbine aerodynamic performance by vanquishing stall with active multi air jet blowing[J]. Energy, 2021, 224: 120176.
- [23] JOHNSON K E, THOMAS N. Wind farm control:

- addressing the aerodynamic interaction among wind turbines[C]//Proceedings of the 2009 American Control Conference, IEEE, 2009.
- [24] DANIEL I M, ISHAI O, DANIEL I M, et al. Engineering mechanics of composite materials[M]. Oxford university press New York, 1994: 1.
- [25] BAZILEVS Y, HSU M C, KIENDL J, et al. 3D simulation of wind turbine rotors at full scale. Part II: fluid-structure interaction modeling with composite blades[J]. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 2011, 65(1-3): 236-253.
- [26] JEONG M S, CHA M C, KIM S W, et al. Effects of torsional degree of freedom, geometric nonlinearity, and gravity on aeroelastic behavior of large-scale horizontal axis wind turbine blades under varying wind speed conditions[J]. Journal of Renewable and Sustainable Energy, 2014, 6(2): 023126.
- [27] 叶小嵘. 海上浮式风力机系统环境载荷及耦合运动性能研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2012: 1.
YE Xiaorong. Study on environmental loads and coupled motion response of floating offshore wind turbine system[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2012: 1.
- [28] 罗鹏. 海上浮式风力机气动性能研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2012: 1.
LUO Peng. Study on aerodynamic performance of offshore floating wind turbine[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2012: 1.
- [29] 吴俊. 海上浮式风力机气动性能的数值模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2016: 1.
WU Jun. Numerical analysis of aerodynamic performance of floating offshore wind turbine[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2016: 1.
- [30] JONKMAN J M. Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine[M]. University of Colorado at Boulder, 2007: 1.
- [31] 唐世浩. 海上浮式风机叶片气动载荷计算及有限元分析[D]. 湘潭: 湖南科技大学, 2015: 1.
TANG Shihao. The calculation of aerodynamic load and finite element analysis to blade of floating offshore wind turbine[D]. Xiangtan: Hunan University of Science and Technology, 2015: 1.

(责任编辑 邓玲惠)

广告目次

《热力发电》.....	封三
海阳市谊合建筑机械有限公司.....	后彩插 1
西安热工研究院有限公司.....	后彩插 2—5
上海凯泉泵业(集团)有限公司.....	后彩插 8