

单桩式海上风力机支撑结构强度振动分析

杨大昱, 袁奇, 吴聪

(西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 以某型 2 MW 海上风力机支撑结构为母型, 运用有限元软件 ANSYS 建立了三维实体模型, 并进行了模态、涡激振动及瞬态动力学等强度与振动特性分析. 结果表明, 非线性弹簧单元适用于模拟土壤对基础的约束, 三维实体单元有限元模型在固有频率和应力分布计算上均比梁单元模型更为准确. 在所提供的风况和海洋条件之下, 海流涡激振动不会与支撑结构产生共振, 支撑结构的应力水平主要受风载的影响, 该结果可为海上风力机支撑结构强度与振动分析提供参考. 针对不同环境, 仅需调整载荷, 所建模型宜可适用.

关键词: 海上风力机; 支撑结构; 有限元; 实体单元模型; 强度振动

中图分类号: TK83 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2012)07-0026-06

Analysis on Strength and Vibration of Support Structure for Monopile Foundation Offshore Wind Turbine

YANG Dayu, YUAN Qi, WU Cong

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

Abstract: ANSYS was adopted to build a 3D solid element model for a 2 MW offshore wind turbine. The analyses on modality, vortex-induced vibration and transient dynamic strength were performed. The results show that nonlinear spring elements are suitable for simulating the soil constraints and the 3D element model is more accurate than the beam element model in the intrinsic frequency and stress distribution calculations. The vibration due to sea currents will not cause resonance and the stress level of the support structure is mainly affected by the wind load. It appears that only load needs to be changed under different environmental conditions in using the present method.

Keywords: offshore wind turbine; support structure; finite element; solid element model; strength and vibration

海上风力机一般包括风轮、机舱和支撑结构 3 大部分, 支撑结构又分为塔架、下部结构和基础^[1]. 海上风力机按照基础类型大致分为单桩式、重力式、三脚架式和导管式^[2], 其中单桩式应用最为广泛.

海上风力机的支撑结构承受着来自风轮的风载荷及基础的水动力载荷, 并通过基础与土壤的作用将载荷传递至海床, 可见支撑结构的安全性对海上风力机的安全运行至关重要. 许多学者对海上风力机支撑结构进行了详细研究, 如: Bush 等^[3]采用非

线性弹簧模拟了土壤对单桩式基础的侧向约束, 比较了几种不同类型单桩的约束形式, 揭示了分布式弹簧(Distributed Springs)约束形式的适用情况; Zhang 等^[4]采用梁单元、管单元对 2.3 MW 海上风力机支撑结构进行了建模, 并运用非线性弹簧单元模拟了土壤约束, 详细分析了支撑结构的静强度和动力学特性; Bir 等^[5]对不同基础类型的海上风力机进行了模态动力学分析, 得出了分布式弹簧模型适于计算高阶模态的结论.

上述研究均基于简单的梁单元有限元模型,忽略了较多的结构细节. 本文为某型 2 MW 单桩式海上风力机支撑结构建立了三维实体有限元模型,运用有限元软件 ANSYS 对强度振动特性进行了分析,最后与梁单元计算结果进行了对比验证,以证明实体单元模型的优势.

1 支撑结构模态分析

用模态分析来确定设计结构的振动特性(固有频率和振型),是一种研究结构动力特性的常用方法. 典型的无阻尼模态分析的基本方程如下

$$\mathbf{K}\Phi_i = \omega_i^2 \mathbf{M}\Phi_i \tag{1}$$

式中: $\mathbf{K}$ 为刚度矩阵; Φ_i 为第 i 阶模态的振型向量; ω_i 为第 i 阶模态的固有频率; $\mathbf{M}$ 为质量矩阵. 文中 ANSYS 模态采用分块 Lanczos 法^[6]求解.

1.1 支撑结构

某型 2 MW 单桩式海上风力机支撑结构如图 1 所示,其中设计水深为 20 m,塔架与过渡段连接处的平台距海平面的高度为 4 m,单桩基础泥下下部结构长为 30 m. 支撑结构详细尺寸参数见表 1.

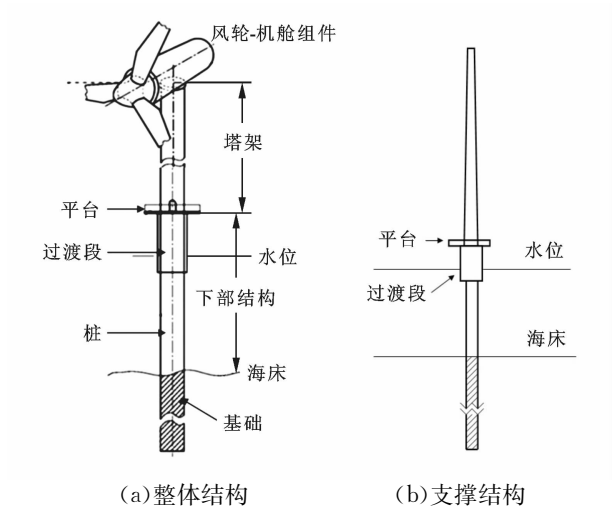


图 1 海上风力机结构示意图

表 1 某型 2 MW 海上风力机结构参数

结构名称	高度/m	直径/mm	壁厚/mm	质量/t
单桩基础	-54.000~ -8.000	4 300	60	—
过渡段	-8.000~ 0.000	4 600	30	—
平台	0.000	—	—	10.000
塔底	0.000	4 300	35	—
塔顶	66.150	2 955	18	—
轮毂机舱重心	67.867	—	—	106.566

1.2 有限元模型

支撑结构实体单元有限元模型按图纸和设计规范建模,并且考虑塔架门框、法兰及壁厚变化处焊缝的细节,不考虑内部扶梯、平台等其他细节. 塔架顶部用一集中质量点来模拟风轮和机舱的总质量,坐标为(-0.595 7,0,67.86 7),总质量为 106.566 t, Z 方向的转动惯量 $I_Z=3\,540\,000\text{ kg}\cdot\text{m}^2$. 塔架与过渡段连接处的平台用集中质量点连接,坐标为(0,0,0). 整个支撑结构采用实体单元建模,网格均为六面体,筒状结构(包括塔架、过渡段和桩基)沿壁厚方向划分成 3 层,以保证计算的准确性.

有限元模型采用右手笛卡尔坐标系描述,支撑结构高度方向为 Z 轴正向,门框开口方向为 X 轴正向,波浪和海流沿 X 轴正向传播. 模型中质量点与实体单元之间由刚性区域连接,实体单元之间采用 GLUE 方式粘接.

1.3 土壤约束

本文土壤为砂性土壤,土壤参数随深度变化,见表 2.

表 2 砂性土壤的相关参数

名称	泥下深度/m	$\gamma/\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$	$\phi/(\text{^\circ})$	$k/\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$
砂性土 1	0~-5	10	33.0	16 287
砂性土 2	-5~-14	10	35.0	24 430
砂性土 3	-14~-30	10	38.5	34 288

注: γ 为土体有效容重; ϕ 为土壤内摩擦角; k 为土壤初始模量,由摩擦角确定^[7].

为了真实地模拟海床对风力机基础的侧向约束,本文采用非线性弹簧单元 COMBINE39 对模型进行约束. 图 2 为模型的约束示意图.

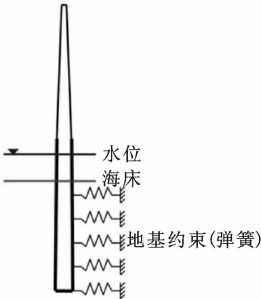


图 2 风力机的基础约束示意图

图 2 中弹簧约束了 XY 平面内风力机基础的侧向运动,忽略了 Z 向沉降. 弹簧刚度可通过土壤 P - y 曲线(桩侧土抗力-位移曲线)计算获得.

砂性土 P - y 曲线计算式^[7]如下

$$P = AP_u \tanh\left(\frac{kz}{AP_u}y\right)$$

(2)

式中: P 为桩侧土抗力; P_u 为深度 z 处的极限土抗力; A 为考虑循环载荷或短期静载荷的状态系数,循环载荷时 $A=0.9$; z 为泥下计算点深度; y 为桩侧位移。

本文根据土壤约束情况选择具有三维纵向拉压能力的 COMBIN39 单元来模拟弹簧约束,长度方向为拉伸压缩方向,COMBIN39 单元的非线性特性通过定义力与变形的关系来确定。本文基础泥下部结构长 30 m,考虑 1 m 高度用一组弹簧来约束(第 1 组弹簧位于泥下 0.5 m 处,第 2 组位于泥下 1.5 m 处,依次类推),每组弹簧由 X 、 Y 方向 2 个弹簧组成,基础泥下部结构共设 30 组。理论上,在基础高度方向上弹簧单元设置得越多,结果越真实,但建模和计算成本太大,所以最终确定 1 m 高度用一组弹簧约束。

由式(2)计算得到的海床泥下 0.5 m 深处土壤 P - y 曲线如图 3 所示。第 1 组弹簧及其余深度弹簧的非线性特性可以根据图 3 曲线定义。

完成约束设置后,整个支撑结构的实体单元有限元模型如图 4 所示。模型总单元数为 65 443,总节点数为 326 231。

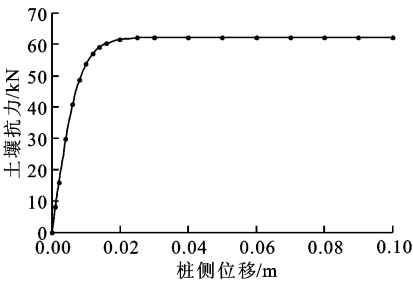


图 3 泥下 0.5 m 处土壤 P - y 曲线

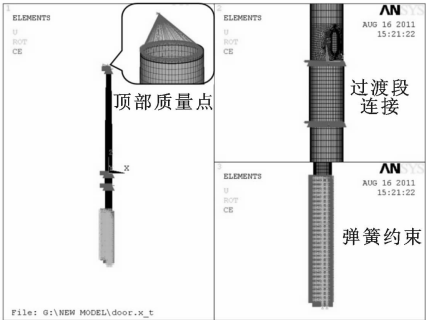


图 4 支撑结构实体单元有限元模型

1.4 模态计算结果分析

支撑结构实体单元有限元模型的模态分析的前

6 阶计算结果如表 3 所示。

表 3 支撑结构前 6 阶模态计算结果

阶数	1	2	3	4	5	6
频率/Hz	0.372 9	0.373 5	2.230 6	2.243 9	2.347 8	5.554 9

表 3 中前 2 阶为支撑结构沿 X 、 Y 方向的一阶弯曲振动,第 3、4 阶为沿 X 、 Y 方向的二阶弯曲振动,第 5 阶为沿 Z 方向的扭转振动(通常不关注)。具体振型如图 5 和图 6 所示。

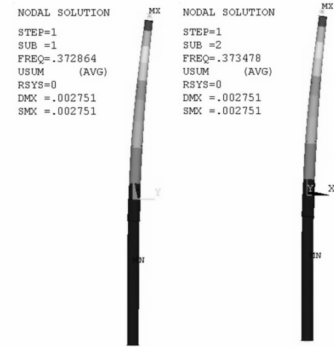


图 5 支撑结构沿 X 、 Y 方向的一阶弯曲振动振型

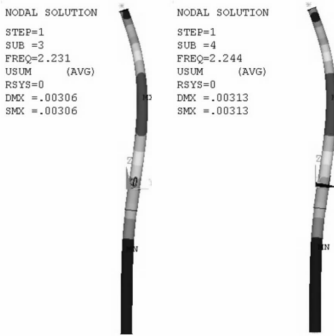


图 6 支撑结构沿 X 、 Y 方向的二阶弯曲振动振型

为了验证实体单元模型模态计算结果的正确性,本文分别对比了相同单元、不同约束条件,以及不同单元、相同约束条件的计算结果。首先,选择实体单元模型,并对泥下部分基础分别施加非线性弹簧约束和全约束,其结果如表 4 所示。其次,分别选择 beam188 梁单元模型和实体单元模型,并对两者施加非线性弹簧约束,结果如表 5 所示。

由表 4 可知,非线性弹簧约束计算得到的固有频率低于全约束结果,这是因为全约束的约束刚度无穷大,而实际中的土壤约束刚度不可能为无穷大,所以该计算结果低于全约束是正确且符合常理的。由此可见,非线性弹簧约束能较好地模拟土壤对基础的约束,相应刚度可通过 P - y 曲线计算得到。

表 4 两种约束下模态分析计算结果对比

模态阶	固有频率/Hz		相对误差/%
	非线性 弹簧约束	全约束	
一阶 Y 向	0.372 9	0.387 3	3.861 6
一阶 X 向	0.373 5	0.388 0	3.882 2
二阶 Y 向	2.230 6	2.495 6	11.880 2
二阶 X 向	2.243 9	2.508 5	11.792 0

表 5 两种单元的模态分析计算结果对比

模态阶	固有频率/Hz		相对误差/%
	梁单元模型	实体单元模型	
一阶 Y 向	0.368 46	0.372 9	1.190 7
一阶 X 向	0.368 47	0.373 5	1.346 7
二阶 Y 向	2.197 00	2.230 6	1.506 3
二阶 X 向	2.198 20	2.243 9	2.036 6

由表 5 可知,梁单元计算结果与实体单元十分接近,由于梁单元模型忽略了诸多结构细节,因此实体单元的计算结果更为准确。

文献[4]中的 2.3 MW 风力机支撑结构固有频率约为 0.334 Hz,文献[5]中的 5 MW 风力机固有频率约为 0.251 3 Hz,由于本文采用的是 2 MW 风力机,其顶部风轮机舱质量较前两者略低,因此本文固有频率为 0.372 9 Hz,较前两者略高。

已知风力机发电机转速为 1 000~2 000 r/min,风轮转速为 9.615~19.230 r/min,计算得到的发电机转动频率为 16.667~33.333 Hz,叶片 1P 转动频率为 0.160~0.321 Hz,3P 转动频率为 0.481~0.962 Hz。由于发电机转动频率明显大于支撑结构固有频率,所以校核主要针对风轮 1P、3P 激振情况进行。经计算知,风轮激振避开率均满足大于 5%的要求^[1]。

2 海流引起的涡激振动分析

海流流过单桩基础时,在基础下游两侧会产生旋涡,这些交错排列的旋涡称为卡门涡街。当旋涡脱落的频率接近支撑结构固有频率时,共振会发生,所以在设计中应予以注意。对于单桩基础而言,旋涡脱落频率

$$f_s = St \frac{U}{D}$$

(3)

式中:St 为斯特劳哈尔数,是表征涡街发放频率的

无量纲数;U 为来流速度;D 为圆柱直径。

由文献[8]可知,当 Re 大于 3×10⁶ 时,涡街发放处于超临界阶段,此时需重新建立准周期发放的涡街。本文研究的海域重现期为 10 a 和 50 a,其海流表层流速分别为 1.61 m/s 和 1.94 m/s,Re 分别为 6.08×10⁶ 和 7.32×10⁶,均大于 3×10⁶,表明涡街发放处于超临界阶段,没有确定的 St,因此需采用 CFD 方法来确定涡激振动的频率。

2.1 网格模型

海流涡激振动 CFD 计算采用 ANSYS CFX 软件进行,单桩基础直径 D 为 4.3 m,计算区域为二维矩形,大小为 10D×20D,计算模型采用 SST 湍流模型,网格总数约 2.9 万,如图 7 所示。

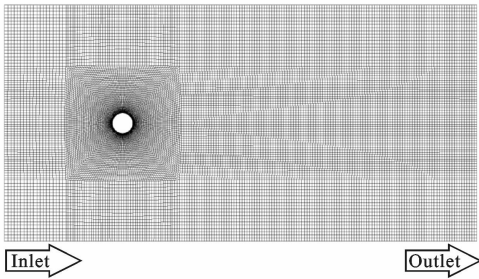


图 7 CFD 计算网格

2.2 计算边界条件

入口边界为速度边界,出口边界为压力边界,模型两侧为对称边界,单桩表面为无滑移壁面。

2.3 计算结果分析

在海流重现期分别为 10 a 和 50 a 的情况下,单桩基础升力、阻力系数随时间的变化如图 8 和图 9 所示。

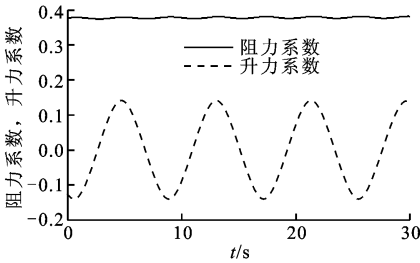


图 8 1.61 m/s 流速下单桩基础升力、阻力系数随时间的变化

由计算结果可知:在 10 a 一遇的 1.61 m/s 海流流速下,涡激振动频率约为 0.119 8 Hz;在 50 a 一遇的 1.94 m/s 海流流速下,涡激振动频率约为 0.147 3 Hz。这 2 种情况下的涡激振动频率均与支撑结构固有频率(0.372 9 Hz)相差甚远,所以共振不会发生。

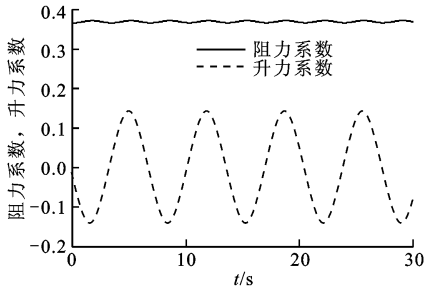


图 9 1.94 m/s 流速下单桩基础升力、阻力系数随时间的变化

由于实际海流速度并非沿高度均匀分布,且连接塔架与下部结构的过渡段直径略大于单桩直径,因此实际涡激振动频率略小于数值模拟计算值.进一步分析计算可知,随着海流流速的增大,涡激振动频率呈上升趋势,但由于与支撑结构固有频率相差较大,所以共振不会发生.

3 支撑结构瞬态动力学分析

瞬态动力学分析是用来确定结构在任意时间随载荷变化的一种分析方法,也称为时间历程分析.通过瞬态动力学分析可以确定结构在稳态载荷、瞬态载荷和简谐载荷的随意组合下随时间变化的位移、应变、应力及受力.

瞬态动力学基本运动方程为

$$\ddot{\mathbf{M}}\mathbf{u} + \dot{\mathbf{C}}\mathbf{u} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{F}(t) \quad (4)$$

式中: $\mathbf{M}$ 为质量矩阵; $\mathbf{C}$ 为阻尼矩阵; $\mathbf{K}$ 为刚度矩阵; $\ddot{\mathbf{u}}$ 为加速度向量; $\dot{\mathbf{u}}$ 为速度向量; $\mathbf{u}$ 为位移向量; $\mathbf{F}(t)$ 为载荷向量.本文采用 ANSYS 瞬态动力学分析中的完全法(Full)对模型进行求解.

3.1 有限元模型

瞬态动力学分析所采用的实体单元有限元模型与前述模态计算有限元模型基本相同,只是在塔架顶部和海床上部(此位置随波流载荷变化而变)增加了 2 个用于加载载荷的无质量点.

3.2 加载方式

支撑结构载荷包括风载和水动力载荷.风载为额定风速 12 m/s 下的极限载荷,可由 BLADED 软件计算得出;水动力载荷又分为随机波浪载荷和海流载荷,可由 Fortran 编程计算得出.计算中用到的海洋条件有:重现期小于 1 a 的海浪有效波高为 2.25 m,波峰周期为 7.13 s;重现期为 10 a 的海浪有效波高为 4.4 m,波峰周期为 8.1 s,海流流速为 1.61 m/s.

综合考虑计算时间和成本后,最终决定计算

49.5 s 的载荷时间历程,其中载荷变化间隔为 0.5 s,加载步数为 100.载荷加载手段是在 ANSYS 中创建一个载荷表.

3.3 瞬态动力学计算结果分析

对支撑结构模型分别加载重现期小于 1 a 的波浪载荷和重现期为 10 a 的波浪载荷时的计算结果如图 10 所示.

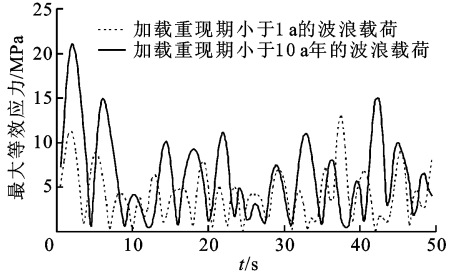


图 10 波浪载荷单独作用下支撑结构最大等效应力随时间的分布

从图 10 看出,随着波浪重现期的延长,应力逐渐提高,但波浪载荷对应力水平的影响较小,对于重现期为 10 a 的波浪载荷,支撑结构的等效应力峰值仅在 21 MPa 左右,位于海底泥水面处.

2 种单元模型在考虑风、波、流联合作用时最大等效应力随时间的变化如图 11 所示.此时,模型承受的载荷为:12 m/s 风速下极限载荷、重现期为 10 a 的波浪载荷及海流载荷.

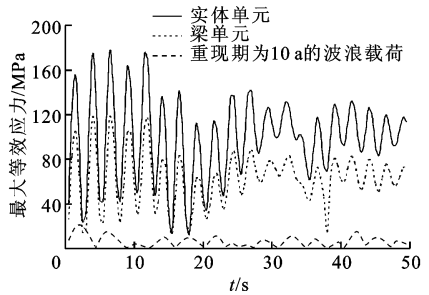
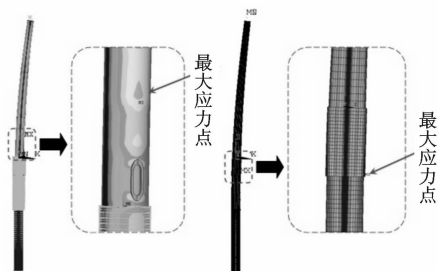


图 11 2 种单元模型在考虑风、波、流联合作用时最大等效应力随时间的变化

从图 11 看出,实体单元模型的计算结果与梁单元计算结果十分接近,梁单元计算结果的平均值偏小.实体单元模型在风、波、流联合作用下的支撑结构等效应力峰值可达 180 MPa,该峰值在风、波、流平均载荷静强度计算值(约 101 MPa)上下波动.

图 12 为 2 种单元在考虑风、波、流联合作用时的最大应力点的位置.从图 12 看出:实体单元模型最大应力点出现在塔架门框上方壁厚发生变化的焊



(a)实体单元 (b)梁单元
图 12 2 种单元模型在考虑风、波、流
联合作用时最大应力点位置

缝处;梁单元模型的最大应力点位置位于过渡段与基础交界处;造成这种差别的原因是,梁单元模型过于简化,忽略了门框焊缝等易产生应力集中的细节。由此可见,实体单元模型能够更好地反映结构细节,计算结果也更接近真实情况。

图 11 中的等效应力为交变应力,需要进行疲劳寿命分析,具体方法见文献[9]。S-N 曲线可参考 API RP 2A 标准^[10],疲劳寿命损耗可依据 Miner 线性累计损伤理论计算获得。通过计算得到 49.5 s 内的支撑结构疲劳寿命损耗约为 0.007%,若机组一直承受此载荷,疲劳寿命期约为 44 a。该结果满足海上风力机的设计需求。

由图 11 还可知,波浪载荷对整个支撑结构应力的影响较小,这种影响主要来自风载。

若环境条件发生变化,利用本文模型时只需施加相应工况进行重新计算即可。

4 结 论

本文运用实体单元有限元模型对海上风力机支撑结构强度振动特性进行了分析,并得出以下结论。

(1)非线性弹簧单元适用于模拟土壤对海上风力机支撑结构基础的约束。

(2)模态分析中实体单元的计算结果比梁单元更为准确。

(3)经分析计算,文中某型海上风力机支撑结构不会与海流激振发生共振。

(4)由于瞬态动力学分析中考虑了模型结构细节,所以实体单元模型计算结果更接近真实情况,且疲劳寿命满足设计要求。此外,一般环境下的支撑结

构应力水平主要来自风载。

(5)实体单元有限元模型在结果准确性方面更具优势,虽然占用的计算资源远大于梁单元模型,但计算机可满足该计算的需求。

参考文献:

- [1] Germanischer Lloyd WindEnergie GmbH. GL wind 2005 IV: Part 2[S]. Uetersen, Germany: Heydorn Druckerei und Verlag, 2005:28-29.
- [2] 吴佳梁,李成锋. 海上风力发电技术[M]. 北京:化学工业出版社,2010:61-65.
- [3] BUSH E, MANUEL L. Foundation models for off-shore wind turbines[C/CD]//47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. Reston, VA, USA: AIAA, 2009:1037.
- [4] ZHANG Jianhua, SUN Ke, WANG Zhenqing, et al. Static and dynamic of monopile foundation for offshore wind farm [C]//20th International Offshore and Polar Engineering Conference. Cupertino, CA, USA: ISOPE, 2010:659-664.
- [5] BIR G, JONKMAN J. Modal dynamics of large wind turbines with different support structures[C]//Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. New York, NY, USA: ASME, 2008:669-679.
- [6] 小飒工作室. 最经典 ANSYS 及 WORKBENCH 教程[M]. 北京:电子工业出版社,2004.
- [7] 中国船级社. 海上固定平台入级与建造规范[S]. 北京:中国船级社,1992.
- [8] 王亚玲,刘应中,缪国平. 圆柱绕流的三维数值模拟[J]. 上海交通大学学报,2001,35(10):1464-1469.
- [9] WANG Yaling, LIU Yingzhong, MIAO Guoping. Three-dimensional numerical simulation of viscous flow around circular cylinder [J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2001, 35(10):1464-1469.
- [9] 姚卫星. 结构疲劳寿命分析[M]. 北京:国防工业出版社,2003:76-80,127-140.
- [10] 海洋石油工程专业标准化技术委员会. 海上固定平台规划、设计和建造的推荐做法;工作应力设计法. SY/T 10030—2004[S]. 北京:国家发展和改革委员会,2004:55-58.

(编辑 苗凌)