

典型风浪作用下基于分布式弹簧边界的海上风机耦合响应机理

王春波¹, 齐磊¹, 齐博¹, 曹柏寒¹, 宋雨果², 王文华², 李昕²

(1.中海油能源发展股份有限公司清洁能源分公司, 天津 300451; 2.大连理工大学, 辽宁 大连 116024)

摘要: 对于现有的海上风机计算工具 FAST V8 无法对桩土相互作用进行合理模拟的问题, 文章通过对分布式线性弹簧边界约束条件下的海上风机结构耦合运动方程进行推导, 并基于该方程对 FAST V8 进行二次开发, 建立了采用分布式线性弹簧基础边界条件的转子-机舱组件-塔筒-基础结构-桩基础耦合数值仿真模型。在风浪联合作用下, 对固定边界与分布式线性耦合弹簧边界约束模型的动力特性进行分析。分析结果表明: 在风浪联合作用下, 考虑分布式线性弹簧边界约束条件后, 风机塔顶位移和基底倾覆力矩时程、频域响应产生明显变化; 分布式弹簧地基边界约束条件对低风速影响更加明显, 而固定边界约束条件模型对高风速影响更显著。

关键词: 海上风机; 分布弹簧; 动力响应; 耦合机理

中图分类号: TK81 **文献标志码:** A **文章编号:** 1671-5292(2025)05-0637-09

0 引言

作为一种清洁能源, 海上风电越来越受到重视。海上风电机组长期处于复杂的海洋环境中, 为保证结构安全, 须要对基础结构进行合理的安全分析, 因此, 对海床下的桩土相互作用进行模拟成为基础结构分析的重中之重。

目前, 模拟桩土相互作用最常用的方法是采用等效土弹簧模拟桩土相互作用边界条件, 而土弹簧又可细分为集中式耦合弹簧和分布式弹簧。对于使用土弹簧模拟桩土相互作用, 最早由文献[1,2]依据海洋油气平台设计的经验, 提出采用 $p-y$ 曲线法对弹簧刚度进行计算, 随后该方法被文献[3,4]所采用, 后来该方法被不同学者进一步推广使用到海上风机结构中。对于集中式耦合弹簧, 文献[5]认为采用泥面处的弹簧刚度矩阵模拟桩土相互作用能有效解决迭代计算效率问题。文献[6]对 FAST V8 进行二次开发, 在桩基泥面处采用耦合弹簧进行边界约束, 最后指出在整体耦合分析中不能忽略桩土相互作用。文献[7]提出了一种模拟桩土相互作用的宏单元模型, 该模型能够很好地对土壤的阻尼、刚度进行表述, 同时考虑 $p-y$ 曲线法中土壤的侧向和横向剪切。文献[8]指出, 与耦合弹簧边界模型相比, 采用分布弹簧边界条件模拟桩土相互作用时, 结果更加准确。文献[9]

基于文克尔地基梁模型, 通过 $p-y, t-z, q-z$ 曲线模拟土弹簧, 研究了包含桩土相互作用单桩、导管架基础结构的风机叶片摆阵对基础结构的影响。文献[10]基于 FAST V7, 沿着桩长方向建立了一种非线性弹簧模型, 探讨了桩土非线性对于风机结构的影响。文献[11]基于 FAST V7 开发了一个 QuakeDyn 模块, 海上风电基础底部采用分布弹簧约束, 该方法对基础泥面处倾覆力矩产生较大影响。

尽管已有文献对海上风机桩土相互作用进行了详细的分析, 但仍有不足之处, 无法采用整体耦合模型探讨不同边界条件对风机结构耦合响应机理的影响。因此, 本文基于 FAST V8 实现基础的分布弹簧边界约束, 并建立整体耦合模型, 进行了风浪联合作用下风机的整体耦合响应机理研究。

1 海上风机整体耦合分析理论

文献[12]在保留叶片展向前 2 阶模态、弦向 1 阶模态及塔筒前 4 阶模态的前提下, 基于多体动力学理论建立了叶片和塔筒结构的 Kane's 动力学方程^[13]。

$$F_i + F_i^* = 0 (i=1, 2, \dots, P) \quad (1)$$

$$F_i = \sum_{i=1}^W \mathbf{v}_i^E \cdot \mathbf{F}_i^X + \boldsymbol{\omega}_i^E \cdot \mathbf{M}_i^N (i=1, 2, \dots, P) \quad (2)$$

收稿日期: 2023-10-15。

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(51939002)。

通信作者: 宋雨果(1996-), 男, 博士研究生, 研究方向为海上风机桩土相互作用及结构振动控制。E-mail: SYG1071274623@163.com

$$F_i^* = \sum_{i=1}^W {}^E \mathbf{v}_i^{X_r} \cdot (-m_r {}^E \mathbf{a}^{X_r}) + {}^E \boldsymbol{\omega}_i^{N_r} \cdot \left(-{}^E \dot{\mathbf{H}}^{X_r} \right) \quad (i=1, 2, \dots, P) \quad (3)$$

式中: F_i, F_i^* 分别为生成的主动力和惯性力; N_r 为刚体; E 为惯性系; W 为一组刚体; F^{X_r}, M^{N_r} 分别为 3 分量主动力和力矩向量; X_r 为质心点位置; ${}^E \mathbf{a}^{X_r}$ 为质心点的 3 分量加速度向量; ${}^E \dot{\mathbf{H}}^{X_r}$ 为 N_r 在惯性系下关于 X_r 点的角动量一阶导数 3 分量向量; ${}^E \mathbf{v}_i^{X_r}, {}^E \boldsymbol{\omega}_i^{N_r}$ 分别为刚体在惯性系下关于 X_r 点的线速度 3 分量向量和角速度 3 分量向量。

$$[M]\{\ddot{U}(t)\} + [C]\{\dot{U}(t)\} + [K]\{U(t)\} = \{F_{HydroDyn}\} + \{F_{ElastDyn}\} + \{F_G\} \quad (4)$$

式中: $[M], [C], [K]$ 分别为基础结构的质量、阻尼、刚度矩阵; $\{\ddot{U}(t)\}, \{\dot{U}(t)\}, \{U(t)\}$ 分别为基础结构的加速度、速度、位移; $\{F_{HydroDyn}\}, \{F_{ElastDyn}\}, \{F_G\}$ 分别为作用于基础结构的水动力荷载、动力荷载和重力荷载。

1.1 固定边界约束条件模型

FAST V8 对基础结构节点进行了分类, 主要包括过渡节点(TN)、内部节点(IN)和泥面位置桩基节点(Mud)(图 1)。

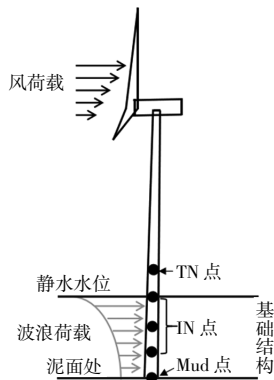


图 1 固定边界模型

Fig.1 Base fixed boundary model

按上述分类, 基础结构边界位移约束为

$$\{U\} = \{U_{TN}, U_{IN}, U_{Mud}\}^T \quad (5)$$

由于桩基础固定于泥面位置, 泥面位置桩基节点的边界约束位移、速度、加速度分别为

$$\{U_{Mud}\} = 0; \{\dot{U}_{Mud}\} = 0; \{\ddot{U}_{Mud}\} = 0 \quad (6)$$

将式(5), (6)带入式(4)可得固定边界的海

上风机基础结构运动方程。

$$\begin{bmatrix} M_{TN} & M_{TN-IN} \\ M_{IN-TN} & M_{IN} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{U}_{TN} \\ \ddot{U}_{IN} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{TN} & C_{TN-IN} \\ C_{IN-TN} & C_{IN} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{U}_{TN} \\ \dot{U}_{IN} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{TN} & K_{TN-IN} \\ K_{IN-TN} & K_{IN} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_{TN} \\ U_{IN} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_{TN} \\ F_{IN} \end{Bmatrix} \quad (7)$$

式中: K_{TN}, M_{TN}, C_{TN} 分别为基础结构过渡节点的刚度、质量和阻尼矩阵; K_{IN}, M_{IN}, C_{IN} 分别为基础结构内部节点的刚度、质量和阻尼矩阵; F_{TN}, F_{IN} 分别为作用于基础结构过渡节点和内部节点的荷载; $U_{TN}, \dot{U}_{TN}, \ddot{U}_{TN}$ 分别为边界节点的位移、速度和加速度; $U_{IN}, \dot{U}_{IN}, \ddot{U}_{IN}$ 分别为内部节点的位移、速度和加速度。

1.2 分布弹簧边界约束条件模型

为实现分布式弹簧边界条件, 在第 1.1 节所述节点分类基础之上, 额外定义了桩基础节点 UMN(图 2)。

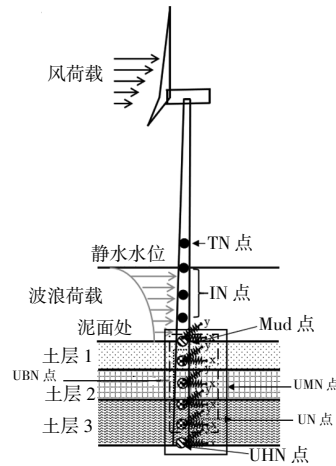


图 2 分布弹簧边界条件模型

Fig.2 Distributed spring boundary model

桩基础节点 UMN 包括了沿桩长分布桩基节点 UBN 和底部桩节点 UHN。沿桩长分布桩基节点 UBN 包括了泥面位置桩基节点 Mud 和桩节点 UN。根据上述节点分类, 可将内部节点位移、速度和加速度进一步改写为

$$\{U\} = \{U_{BN}^* \ U_{IN}^*\}^T = \{U_{BN} \ U_{IN} \ U_{UMN}\}^T \quad (8)$$

$$\{U_{UMN}\} = \{U_{UBN} \ U_{UHN}\}^T = \{U_{Mud} \ U_{UN} \ U_{UHN}\}^T \quad (9)$$

$$\{\dot{U}\} = \{\dot{U}_{BN}^* \ \dot{U}_{IN}^*\}^T = \{\dot{U}_{BN} \ \dot{U}_{IN} \ \dot{U}_{UMN}\}^T \quad (10)$$

$$\{\dot{U}_{UMN}\} = \{\dot{U}_{UBN} \ \dot{U}_{UHN}\}^T = \{\dot{U}_{Mud} \ \dot{U}_{UN} \ \dot{U}_{UHN}\}^T \quad (11)$$

$$\{\ddot{U}\} = \{\ddot{U}_{BN}^* \ \ddot{U}_{IN}^*\}^T = \{\ddot{U}_{BN} \ \ddot{U}_{IN} \ \ddot{U}_{UMN}\}^T \quad (12)$$

$$\{\ddot{U}_{UMN}\} = \{\ddot{U}_{UBN} \quad \ddot{U}_{UHN}\}^T = \{\ddot{U}_{Mud} \quad \ddot{U}_{UN} \quad \ddot{U}_{UHN}\}^T \quad (13)$$

式中: U_{BN}^* , \dot{U}_{BN}^* , \ddot{U}_{BN}^* 分别为重新分类后的边界节点的位移、速度和加速度; U_{IN}^* , \dot{U}_{IN}^* , \ddot{U}_{IN}^* 分别为重新分类后的内部节点所对应的位移、速度和加速度; 下角标 TN, IN, UMN, UBN, UHN, UN, Mud 分别为相对应的节点的位移、速度和加速度。

依据上述节点分类, 可将基础结构运动方程改写为式(14), 对应的刚度矩阵改写为式(15)。

$$\begin{bmatrix} M_{BN}^* & M_{BN-IN}^* \\ M_{IN-BN}^* & M_{IN}^* \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{U}_{BN}^* \\ \ddot{U}_{IN}^* \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{BN}^* & C_{BN-IN}^* \\ C_{IN-BN}^* & C_{IN}^* \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{U}_{BN}^* \\ \dot{U}_{IN}^* \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{BN}^* & K_{BN-IN}^* \\ K_{IN-BN}^* & K_{IN}^* \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_{BN}^* \\ U_{IN}^* \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_{BN}^* \\ F_{IN}^* \end{Bmatrix} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} [K_{IN}^*] &= \begin{bmatrix} K_{IN} & K_{IN,UMN} \\ K_{UMN,IN} & K_{UMN} \end{bmatrix}; \\ [K_{UMN}] &= \begin{bmatrix} K_{UBN} & K_{UBN,UHN} \\ K_{UHN,UBN} & K_{UHN} \end{bmatrix}; \\ [K_{UBN}] &= \begin{bmatrix} K_{Mud} & K_{Mud,UN} \\ K_{UN,Mud} & K_{UN} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (15)$$

式中: M_{IN}^* , K_{IN}^* , C_{IN}^* 分别为重新分类后内部节点所对应的质量、刚度和阻尼矩阵; M_{BN}^* , K_{BN}^* , C_{BN}^* 分别为重新分类后边界节点所对应的质量、刚度和阻尼矩阵; M_{BN-IN}^* , M_{IN-BN}^* , K_{BN-IN}^* , K_{IN-BN}^* , C_{BN-IN}^* , C_{IN-BN}^* 分别为新节点分类后副对角线所对应的质量、刚度和阻尼矩阵; F_{IN}^* , F_{BN}^* 分别为新节点分类后内部节点和边界节点所对应的荷载; K_{UMN} 为 UMN 点对应的刚度矩阵, 分为 UBN 节点对应的 K_{UBN} , UHN 节点对应的 K_{UHN} 刚度矩阵, 同理可将刚度矩阵 K_{UBN} 分为 Mud 节点所对应的 K_{Mud} , UN 节点对应的 K_{UN} 刚度矩阵。

依据文献[14, 15], 基于式(16)~(18)计算得到线性化的分布式桩基础弹簧刚度。

$$K_s = 1.2E_s \quad (16)$$

$$E_s = mB_0h \quad (17)$$

$$B_0 = 0.9(D+1) \quad (18)$$

式中: K_s 为线性土弹簧刚度; E_s 为土体弹性模量; D 为桩直径; B_0 为桩的计算宽度; h 为桩的入土深

度; m 为土反力模量随深度变化比例系数。

对刚度矩阵 $[K_{UMN}]$ 进行修正, 如式(19)~(22)所示。

$$[K_{UMN}^{++}] = \begin{bmatrix} K_{UBN}^{++} & K_{UBN,UHN} \\ K_{UHN,UBN} & K_{UHN}^{++} \end{bmatrix} \quad (19)$$

$$[K_{UBN,i}^{++}] = \begin{bmatrix} K_{x,i} + k_{S-UBN,i} & 0 & 0 & 0 & -K_{x\theta,i} & 0 \\ 0 & K_{y,i} + k_{S-UBN,i} & 0 & K_{y\phi,i} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_{z,i} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_{y\phi,i} & 0 & K_{\phi,i} & 0 & 0 \\ -K_{x\theta,i} & 0 & 0 & 0 & K_{\theta,i} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{\phi,i} \end{bmatrix} \quad (20)$$

$$[K_{UHN,j}^{++}] = \begin{bmatrix} K_{x,j} + k_{S-UHN,j} & 0 & 0 & -K_{x\theta,j} \\ 0 & K_{y,j} + k_{S-UHN,j} & K_{y\phi,j} & 0 \\ 0 & K_{y\phi,j} & K_{\phi,j} & 0 \\ -K_{x\theta,j} & 0 & 0 & K_{\theta,j} \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$[K_{IN}^{++}] = \begin{bmatrix} K_{IN} & K_{IN,UMN} \\ K_{UMN,IN} & K_{UMN}^{++} \end{bmatrix} \quad (22)$$

式中: “++”表示基础泥面及泥面以下节点已施加完分布弹簧约束。

对于 UHN 节点仅考虑 x, y 方向约束, 对 z 方向约束未考虑。

将式(16)代入式(14), 可得采用线性化的分布式桩基础弹簧边界的基础结构运动方程。

$$\begin{bmatrix} M_{BN}^* & M_{BN-IN}^* \\ M_{IN-BN}^* & M_{IN}^* \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{U}_{BN}^* \\ \ddot{U}_{IN}^* \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{BN}^* & C_{BN-IN}^* \\ C_{IN-BN}^* & C_{IN}^* \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{U}_{BN}^* \\ \dot{U}_{IN}^* \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{BN}^* & K_{BN-IN}^* \\ K_{IN-BN}^* & K_{IN}^{++} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_{BN}^* \\ U_{IN}^* \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_{BN}^* \\ F_{IN}^* \end{Bmatrix} \quad (23)$$

2 分布弹簧边界约束风机模型

FAST V8 是由美国国家能源实验室开发的海上风机时域耦合数值仿真计算软件^[12], 本文以底部固定模型为基础, 修改基础底部边界约束条件, 开发出分布弹簧约束边界条件模型, 实现不同桩土相互作用边界条件模拟, 开展不同基础边界条件的海上风机结构耦合响应机理对比研究, 揭示出不同地基边界约束条件对风机结构的影响规律。

3 计算参数

3.1 风机模型参数

选取 NREL OC3 单桩基础海上风机为研究对象^[6],该风机参数如表 1 所示。

表 1 NREL 5 MW 风机基本参数

Table 1 NREL 5 MW offshore wind turbine parameters

参数	数值
额定功率/MW	5
转子布局	逆风,3 叶片
轮毂中心高度/m	90
转子直径/m	126
转子转速/ $r \cdot \text{min}^{-1}$	12.1
转子质量/t	110
机舱质量/t	240
塔筒质量/t	346.46
切入、额定、切出风速/ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	3, 11.4, 25

3.2 桩土参数

计算桩长为 36 m, 直径为 6 m, 壁厚为 0.06 m, 土壤参数如图 3 所示。

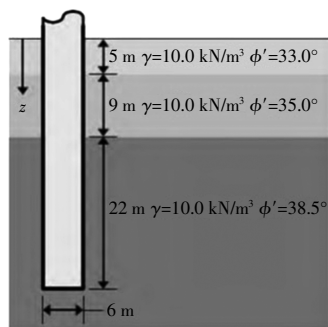


图 3 土壤参数

Fig.3 Soil parameters

3.3 环境参数

风机设计工况参数依据 IEC-61400-3 规范选取^[7],如表 2 所示。

表 2 风、浪联合工况

Table 2 Winds and waves conditions

工况	风速	风速	波浪	有效波高	特征周期
	编号	m/s	编号	H_s/m	T_p/s
LC1	Wind1	8	Wave1	0.75	4.5
LC2	Wind2	10	Wave2	1.25	5.5
LC3	Wind3	11.4	Wave3	1.75	6.5
LC4	Wind4	18	Wave4	2.25	7.5
LC5	Wind5	20	Wave5	3.25	8.5
LC6	Wind6	28	Wave6	5.25	12.5

风、浪作同向,沿 x 方向选取作用于轮毂中心的脉动风(采用 Turbsim 生成^[8]),随机波生成依

JONSWAP 谱^[9]。

4 计算结果

为验证分布弹簧地基边界模型的正确性,在 ANSYS 中建立相同地基边界模型进行模态分析,对比考虑桩土相互作用的海上风机整体耦合模型(DS 模型)与基础底部固定于泥面处的海上风机模型(AF 模型),ANSYS 计算结果与 FAST V8 中计算结果如表 3 所示。

表 3 ANSYS,FAST V8 频率对比

Table 3 The frequencies comparion of ANSYS and FAST V8

模型	采用软件	X 方向	Y 方向	X 方向	Y 方向
		一阶弯曲 模态	一阶弯曲 模态	二阶弯曲 模态	二阶弯曲 模态
AF 模型	FAST V8	6.073	6.073	28.312	28.312
	ANSYS	6.080	6.080	28.941	28.941
	$\Delta_i/\%$	0.12	0.12	2.17	2.17
DS 模型	FAST CS	3.697	3.697	19.887	19.887
	ANSYS	3.709	3.709	19.981	19.981
	$\Delta_i/\%$	0.32	0.32	0.47	0.47

相对误差 Δ_i 为

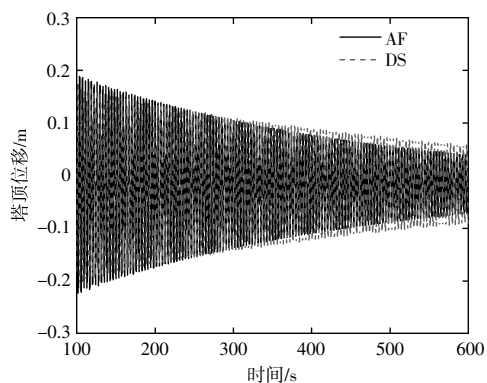
$$\Delta_i = \frac{|f_{i,ANSYS} - f_{i,FAST}|}{f_{i,ANSYS}}, i=1, 2 \quad (24)$$

式中; $f_{i,ANSYS}$ 为 ANSYS 计算的频率; $f_{i,FAST}$ 为 FAST 计算的频率。

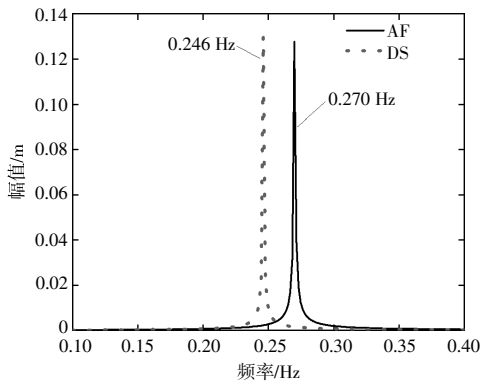
由表 3 可知,采用 ANSYS 有限元和 FAST V8 计算出的不同地基边界的基础前两阶的弯曲模态基本一致。

不同地基边界模型的自由振动衰减时程、频域如图 4 所示。

由图 4 可知:不同边界模型的基频分别为 0.270,0.246 Hz,与固定边界模型相比,分布弹簧模型基频相对误差为 9.75%;基础结构边界不同,



(a)自由振动衰减塔顶位移时程



(b)自由振动衰减基频

图4 自由振动衰减时频

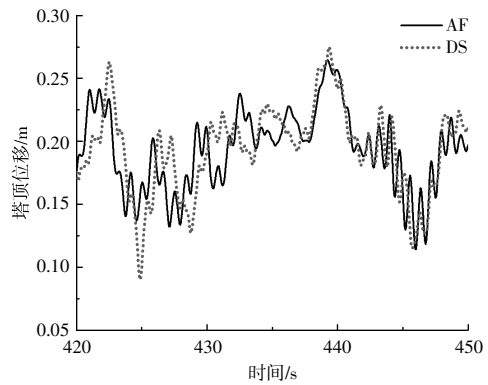
Fig.4 Time-history and frequency domain diagram of free vibration

会对单桩基础海上风机结构模态产生显著影响,因此,须进一步探讨不同地基边界对随机环境荷载激励下风机结构耦合响应的影响。

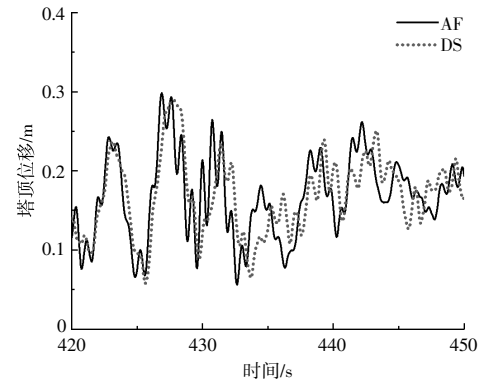
5 风、浪作用下不同边界的单桩风机结构耦合响应机理

5.1 塔顶位移时频响应

图5,6分别为基于包含不同桩土相互作用等效边界的海上风机整体耦合模型得到的风、浪联



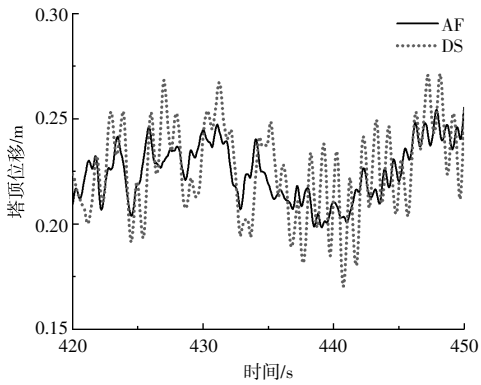
(c) $V_d=18\text{ m/s}; H_s=2.25\text{ m}, T_p=7.50\text{ s}$



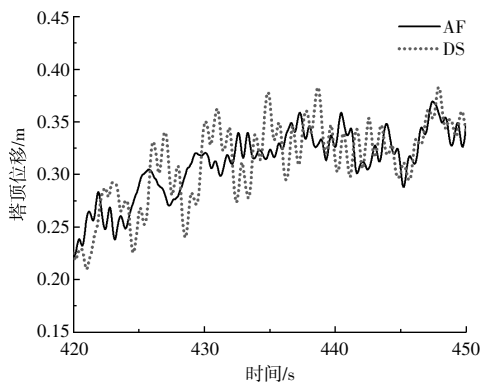
(d) $V_d=28\text{ m/s}; H_s=5.25\text{ m}, T_p=12.50\text{ s}$

图5 塔顶位移时程

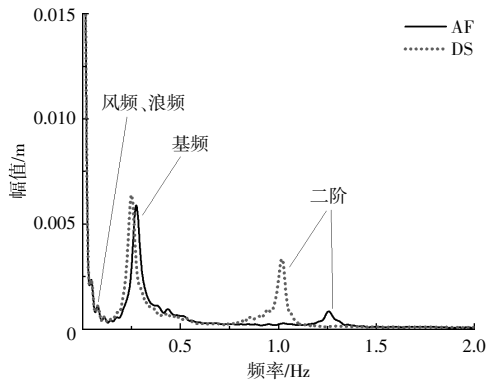
Fig.5 Tower top displacement time history diagram



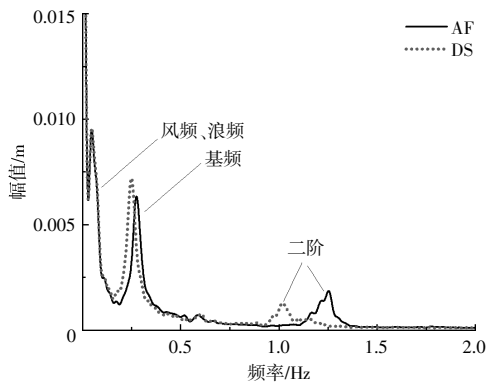
(a) $V_d=8\text{ m/s}; H_s=0.75\text{ m}, T_p=4.50\text{ s}$



(b) $V_d=11.4\text{ m/s}; H_s=1.75\text{ m}, T_p=6.50\text{ s}$



(a) $V_d=8\text{ m/s}; H_s=0.75\text{ m}, T_p=4.50\text{ s}$



(b) $V_d=11.4\text{ m/s}; H_s=1.75\text{ m}, T_p=6.50\text{ s}$

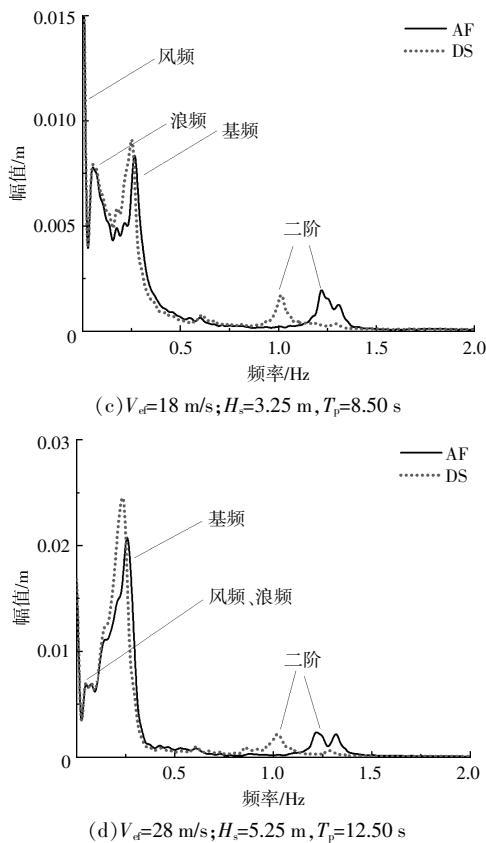


图6 塔顶位移频域

Fig.6 Fourier amplitudes of tower top displacement

合作用下单桩风机结构塔顶位移时程及相应傅立叶谱。

为去除瞬态的影响,去除前50s的计算结果,最后随机风浪作用下塔顶位移标准差、95thmax、平均值的统计值见表4。整个数值仿真时长为630s,积分步长为0.05s。

由图5和表4可知:地基边界约束条件对塔顶位移平均值影响较小,其相对误差基本在1%以内;对于塔顶位移标准差统计值,考虑地基边界分布弹簧约束的统计值明显大于地基固定边界约束条件的统计值;对于低风速条件下,标准差相对误差基本在4%~5%,随着风速的增大,塔顶位移标准差相对误差呈现出减小的趋势,当到达停机工况(LC6)时,两种模型的塔顶位移标准差仅为0.35%。因此,分布弹簧地基边界约束条件模型对低风速工况影响更加显著,上述变化规律在95thmax统计值同样能观察到。

由图6可知:AF模型与DS模型主要受风频、浪频,基频,二阶频率的影响,部分工况下可见3倍转子频率的影响;由于地基边界约束条件的不同,对风机基频和二阶频率产生明显的影响,AF模型和DS模型的基频分别为0.273,0.252

表4 不同地基边界约束塔顶位移统计值

Table 4 Statistics of tower top displacement

统计值	模型	LC1	LC2	LC3	LC4	LC5	LC6
平均值	AF模型	0.195 62	0.336 72	0.342 11	0.205 06	0.192 78	0.168 29
	DS模型	0.196 62	0.338 33	0.343 71	0.206 08	0.193 69	0.169 04
	相对误差/%	0.51	0.48	0.47	0.50	0.47	0.45
标准差	AF模型	0.053 51	0.055 96	0.056 25	0.042 80	0.044 11	0.053 68
	DS模型	0.056 32	0.058 29	0.058 62	0.045 15	0.045 26	0.053 87
	相对误差/%	5.25	4.16	4.21	5.49	2.61	0.35
95 th max	AF模型	0.298 51	0.428 38	0.435 06	0.296 30	0.287 18	0.281 80
	DS模型	0.314 88	0.434 18	0.443 79	0.300 43	0.289 85	0.282 72
	相对误差/%	5.48	1.35	2.01	1.39	0.93	0.33

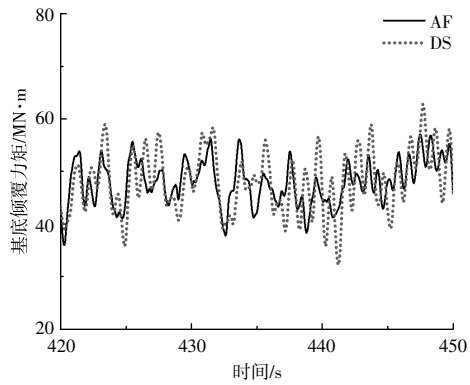
Hz,两种不同地基边界约束模型的基频相对误差为8.33%,二阶频率分别为1.246,1.02 Hz,相对误差为22.16%。

5.2 基底倾覆力矩时频响应

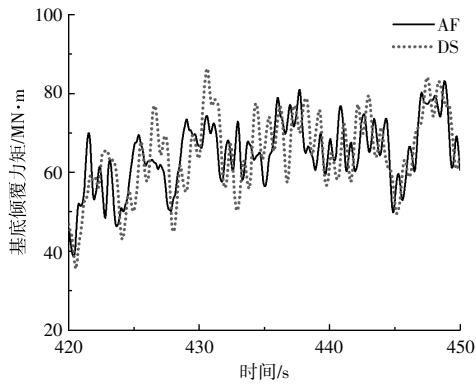
随机风、浪联合作用下单桩基础海上风机基底倾覆力矩时程响应、傅里叶频域响应如图7,8所示,统计值见表5。

由表5可知:对于正常运行工况下的标准差统计值,随着风速的增大,统计值逐渐增大,当到

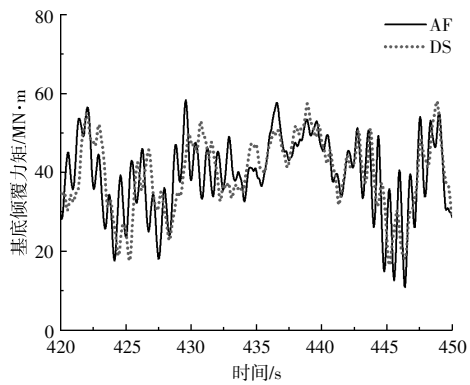
达额定风速后,统计值达到最大,而相对误差却最小,仅为0.76%;对于95thmax统计值,两种模型同样在额定工况下达到最大,但两种模型却在该工况下产生最小的相对误差,仅为0.24%;在停机工况下,标准差统计值明显增大,同时两种模型的相对误差也同时变大,相对误差达到6.07%。由上述对比可知,风机的发电效率会严重影响基底倾覆力矩动力响应,在额定工况下,风机处于满效率运行,桩土边界约束条件对结构产生的影响较小,基



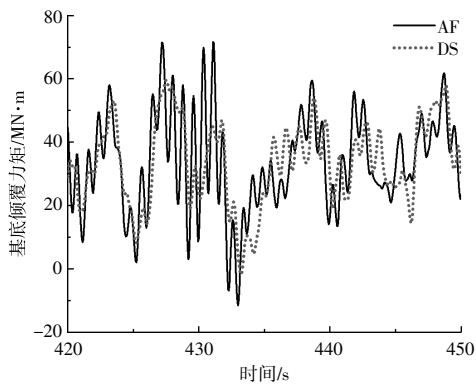
(a) $V_d=8$ m/s; $H_s=0.75$ m, $T_p=4.50$ s



(b) $V_d=11.4$ m/s; $H_s=1.75$ m, $T_p=6.50$ s



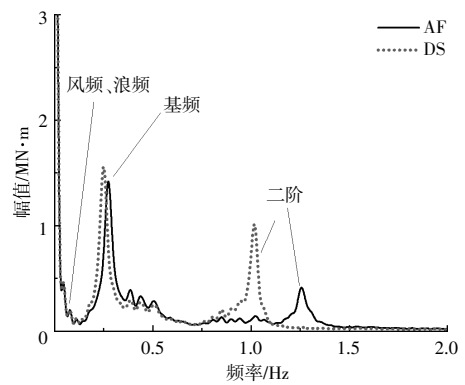
(c) $V_d=18$ m/s; $H_s=2.25$ m, $T_p=7.50$ s



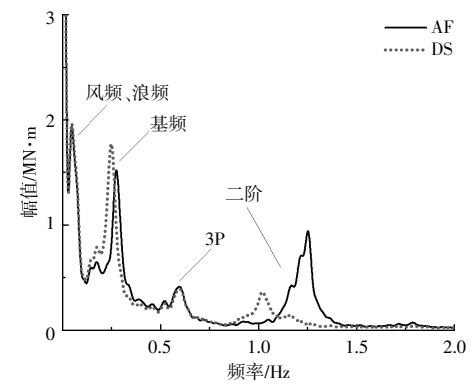
(d) $V_d=28$ m/s; $H_s=5.25$ m, $T_p=12.50$ s

图7 基底倾覆力矩时程

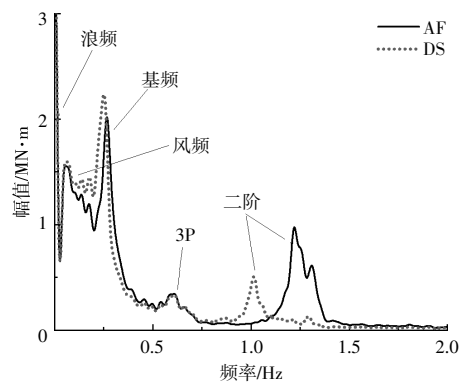
Fig.7 Time histories of bending moment at mudline



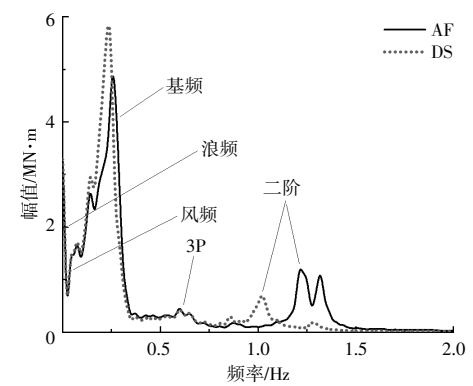
(a) $V_d=8$ m/s; $H_s=0.75$ m, $T_p=4.50$ s



(b) $V_d=11.4$ m/s; $H_s=1.75$ m, $T_p=6.50$ s



(c) $V_d=18$ m/s; $H_s=3.25$ m, $T_p=8.50$ s



(d) $V_d=28$ m/s; $H_s=5.25$ m, $T_p=12.50$ s

图8 基底倾覆力矩频域

Fig.8 Fourier amplitudes of bending moment at mudline

表 5 不同地基边界约束基底倾覆力矩统计值
Table 5 Statistics of bending moment at mudline

统计值	模型	LC1	LC2	LC3	LC4	LC5	LC6
平均值	AF 模型	41.363 33	68.881 26	69.547 53	41.589 75	37.727 63	33.165 93
	DS 模型	41.539 94	69.169 77	69.832 96	41.772 72	37.887 17	33.295 80
	相对误差/%	0.43	0.42	0.41	0.44	0.42	0.39
标准差	AF 模型	11.279 67	12.138 93	12.911 09	10.878 68	11.913 87	14.483 70
	DS 模型	12.018 39	12.261 61	13.008 70	11.458 40	12.396 02	15.362 77
	相对误差/%	6.55	1.01	0.76	5.33	4.05	6.07
95 th max	AF 模型	63.081 57	90.853 71	93.369 76	64.403 67	63.144 66	63.038 02
	DS 模型	67.911 74	91.737 43	93.590 59	65.546 97	64.462 09	64.244 93
	相对误差/%	7.66	0.97	0.24	1.78	2.09	1.91

本可忽略不计,而在停机工况下,地基分布弹簧边界约束对基底倾覆力矩的标准差影响较显著。

由图 8 可知:对于两种不同地基边界约束条件,傅立叶频谱幅值均随着风速的增大而逐渐变大;对于二阶频率,除了频率值产生明显差异外,频率傅立叶谱幅值同样产生明显区别;当风速小于额定风速时,DS 模型的二阶傅立叶谱幅值大于 AF 模型,随着风速越低,产生的效应越明显;当风速大于额定风速后,AF 模型的二阶频率谱幅值大于 DS 模型。因此,DS 模型二阶频率对低风速条件更加敏感,而 AF 模型则对高风速条件更加敏感。

6 结论

本文基于 FAST V8,通过理论推导,对现有固定地基边界约束条件进行修改,开发出地基边界分布弹簧约束,建立了包含转子机舱组件-塔筒-基础结构-桩土结构的海上风机整体耦合计算模型,并对比考虑桩土相互作用的 DS 模型与基础底部固定于泥面处的 AF 模型,探讨了风、浪联合作用下两种海上风机整体耦合模型的动力特性及动力响应,得到以下结论。

①考虑地基分布弹簧弹性约束后,基础结构的频率和振型会产生明显差异,对于一阶振型,其变化规律趋向于一致,但二阶振型则产生不同,两种模型变化规律相似,但最大振型位移所在高度明显不同。

②两种不同地基边界约束条件模型均受到基频、二阶频率、风频、浪频、3 倍转子频率的影响。相比较而言,地基边界约束条件主要对基频、二阶频率产生影响,对风、浪频率、3 倍转子频率的影响可忽略不计。

③地基边界约束条件对于二阶频率的影响更加显著。对于二阶频率,地基边界分布弹簧约束模型对低风速条件影响更加明显,而固定边界约束条件模型对高风速条件影响更显著。

参考文献:

- [1] Matlock H. Correlations for design of laterally loaded piles in soft clay [A]. Proceedings of the 2nd Offshore Technology Conference [C]. Houston: ISO, 1970.
- [2] Manwell J F, McGowan J G, Rogers A L. Wind Energy Explained: Theory, Design and Application [M]. West Sussex: John Wiley & Sons, Inc., 2002.
- [3] API. Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms working stress design [R]. Washington, D.C.: American Petroleum Institute, 2000.
- [4] DNV. Design of offshore wind turbine structures [R]. Oslo: Det Norske Veritas, 2004.
- [5] Zaaier M B. Foundation modelling to assess dynamic behaviour of offshore wind turbines [J]. Applied Ocean Research, 2006, 28(1): 45-57.
- [6] Häfele J, Hübner C, Gebhardt C G, et al. An improved two-step soil-structure interaction modeling method for dynamical analyses of offshore wind turbines [J]. Applied Ocean Research, 2016, 55: 141-150.
- [7] Page A M, Grimstad G, Eiksund G R, et al. A macro-element pile foundation model for integrated analyses of monopile-based offshore wind turbines [J]. Ocean Engineering, 2018, 167: 23-35.
- [8] Feyzollahzadeh M, Mahmoodi M J, Yadavar-Nikravesh S M, et al. Wind load response of offshore wind turbine towers with fixed monopile platform [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2016, 158: 122-138.

- [9] Thakur S, Abhinav K A, Saha N. Stochastic response reduction on offshore wind turbines due to flaps including soil effects [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, 114: 174–185.
- [10] Krathe V L, Kaynia A M. Implementation of a non-linear foundation model for soil-structure interaction analysis of offshore wind turbines in FAST [J]. *Wind Energy*, 2017, 20(4): 695–712.
- [11] Yang Y, Bashir M, Li C, et al. Analysis of seismic behaviour of an offshore wind turbine with a flexible foundation [J]. *Ocean Engineering*, 2019, 178: 215–228.
- [12] Jonkman B, Jonkman J. FAST V8 user's guide [R]. Golden; National Renewable Energy Laboratory, 2016.
- [13] Jonkman J M. Dynamic the coupled model with coupled spring boundarying and loads analysis of an offshore floating wind turbine [R]. Golden; National Renewable Energy Laboratory, 2007.
- [14] Gazetas G. Seismic response of end-bearing single piles [J]. *Soil Dynamic and Earthquake Engineering*, 1984, 3 (2): 82–93.
- [15] Gazetas G, Fan K, Kaynia A. Dynamic response of pile groups with different configurations [J]. *Soil Dynamic and Earthquake Engineering*, 1993, 12 (4): 239–257.
- [16] Jonkman J, Musial W. Offshore code comparison collaboration (OC3) for IEA task 23 offshore wind technology and deployment [R]. Golden; National Renewable Energy Laboratory, 2010.
- [17] IEC. Wind turbines – part 3: Design requirements for offshore wind turbines [R]. Geneva; International Electrotechnical Commission, 2009.
- [18] Jonkman B, Kilcher L. TurbSim user's guide (draft version) [R]. Golden; National Renewable Energy Laboratory, 2012.
- [19] Jonkman J, Robertson A, Hayman G. HydroDyn user's guide and theory manual [R]. Golden; National Renewable Energy Laboratory, 2013.

The coupling mechanisms of offshore wind turbines with distributed spring boundaries under typical winds and waves

Wang Chunbo¹, Qi Lei¹, Qi Bo¹, Cao Baihan¹, Song Yuguo², Wang Wenhua², Li Xin²

(1. Clean Energy Branch, CNOOC Energy Technology & Services Limited, Tianjin 300451, China; 2. Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: Because of offshore wind turbine fully coupling calculation software FAST V8 can not simulate pile soil interaction, the updated FAST V8 is introduced by distributed linear spring boundary constraint condition and the coupled motion equation of substructure is derived. A coupled numerical simulation model of rotor-nacelle-hub-tower-pile foundation structure with distributed linear spring boundary condition is established. The dynamic characteristics of the base fixed boundary and distributed linear coupled spring boundary model under the combined action of wind and wave are analyzed. The results show that the time history and frequency domain responses of the tower top displacement and the base bending moment change significantly, especially for the second-order frequency of the structure. At the same time, it can be observed that the distribution spring boundary constraint condition has a more obvious effect on low wind speeds, while the fixed boundary constraint condition model has a more significant effect on high wind speeds.

Keywords: offshore wind turbines; distributed spring; dynamic response; coupling mechanism