

余璐庆,吕学金,汤旅军,等.一种改进后的海上风机动力特性理论分析方法研究[J].地震工程学报,2018,40(2):225-232.doi:10.3969/j.issn.1000-0844.2018.02.225

YU Luqing, LÜ Xuejin, TANG Lujun, et al. An Improved Theoretical Analysis Method for the Dynamic Characteristics of Offshore Wind Turbines[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2018, 40(2): 225-232. doi: 10.3969/j.issn.1000-0844.2018.02.225

一种改进后的海上风机动力特性理论分析方法研究^①

余璐庆¹, 吕学金², 汤旅军¹, 黄玉佩^{1,3}

(1. 中国能源建设集团浙江省电力设计院有限公司, 浙江 杭州 310012;

2. 浙江建设职业技术学院, 浙江 杭州 311231; 3. 浙江大学建筑工程学院, 浙江 杭州 310058)

摘要:海上风机是一种高柔性海洋结构物,其支撑结构的动力响应对风、浪、流等环境因素、风机荷载及基础刚度的影响异常敏感。建立基础-塔架-顶部集中质量为一体的风机简化计算模型,在底部弹性约束条件下考虑水平刚度和转动刚度之间的耦合。基于改进后的计算模型、经典微分方程及其边界条件,通过对方程的求解,系统研究底部基础刚度和顶部竖向轴压等设计参数对结构前四阶自振频率的影响规律。本文研究结论在一定程度上可揭示风机运行过程中因基础刚度变化而引起的支撑结构动力特性变化规律,可为今后实际工程中风机基础、支撑结构的选型及设计提供相关启示。

关键词:海上风机; 支撑结构; 动力特性; 基础刚度; 耦合效应

中图分类号: TU311.3

文献标志码: A

文章编号: 1000-0844(2018)02-0225-08

DOI: 10.3969/j.issn.1000-0844.2018.02.225

An Improved Theoretical Analysis Method for the Dynamic Characteristics of Offshore Wind Turbines

YU Luqing¹, LÜ Xuejin², TANG Lujun¹, HUANG Yupei^{1,3}

(1. Zhejiang Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Energy Engineering Group, Hangzhou 310012, Zhejiang, China;

2. Zhejiang College of Construction, Hangzhou 311231, Zhejiang, China;

3. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China))

Abstract: In recent years, harvesting offshore wind energy has become a promising option for overcoming the problem of energy supply while still protecting the natural environment. China is rich in offshore wind energy along the east and southeast coastline, so it makes sense to invest in offshore wind farms. With wind turbine construction moving from onshore to offshore and into deeper and deeper waters, high construction standards and maintenance of the foundations and turbine structures are necessary to meet the adverse offshore environment. Therefore, the technological difficulties and costs of installing offshore wind turbines (OWTs) are increasing markedly and are becoming obstacles to the development of offshore wind energy. OWTs are relatively new structures and are meant to produce energy for 25 to 30 years, but we have no records

① 收稿日期: 2017-01-23

基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金(51209183)

作者简介: 余璐庆(1986—),男,浙江桐庐人,博士,高级工程师,主要从事海上风机基础结构设计及动力特性方面的研究。

E-mail: yuluqingcugb@126.com。

on their long-term performance. The offshore wind turbine is a slender and flexible structure, and its dynamic behavior is strongly affected by environmental loading and the stiffness of its foundation. The first-order natural frequency of an OWT is generally close to the forcing frequencies imposed by environmental loading (wind, waves, and currents) and the onboard machinery. A change in foundation stiffness results in a change in the natural frequency of OWTs; therefore, rational choices regarding OWT foundations and accurate prediction of their long-term performances are very challenging. This paper establishes a simplified wind turbine model comprised of foundation, tower, and top mass. Based on the elastic restrained bottom condition, the coupling effect between the lateral and rotational stiffness is considered. Based on the improved model, differential equations, and boundary conditions, the effect of foundation stiffness and top mass on the structure's first dynamic response, i.e., its four orders of natural frequency, is studied. The conclusions in this paper can be used to predict the development trend of OWT dynamic behavior based on foundation stiffness variation, and can also guide the design of foundations and support structures in the future. However, rational choices of OWT foundations and accurate prediction of their long-term performances are still very challenging.

Key words: offshore wind turbine; support structure; dynamic properties; foundation stiffness; coupling effect

0 引言

为解决能源短缺、环境污染这一全球性难题,我国在“十三五”期间提出了大力发展海上风电这一战略决策。我国拥有丰富的海上风能资源,用电负荷中心大多集中于东部沿海地区,开发利用海上风电具有广阔的发展前景。截至 2015 年,我国海上风电总装机容量已达到 5 000 MW,而到 2020 年底这一数字有望突破 30 GW^[1]。开发这一安全、清洁、可再生性的海上风能,其技术难度大、成本高,因而一直是制约我国海上风电发展的瓶颈。由于国内开发海上风电起步较晚,与欧洲风电强国相比,各项技术均还不成熟^[1]。

基础结构的安全、稳定是风机正常运行的保证,且基础造价所占比重大。针对当前 20~30 m 水深条件下的海上风机所采用的大直径单桩、高桩承台、导管架等基础形式,国内外学者就其承载力极限状态下的强度与变形等性状开展了大量理论与试验研究^[3-4]。但迄今为止,却鲜有关于以风机支撑结构、基础和地基为一体的整体结构动力特性方面研究工作的报道。

1 风机结构动力特性简述

如图 1 所示,一座 3.5 MW 海上风机正常运行工况下叶片转动速率大约为 6.9~12.1 RPM (Round Per Minute),1P 荷载频率为 0.115~0.2 Hz,由叶片转动对塔架“遮蔽效应”所产生的 3P 荷

载频率为 0.345~0.6 Hz(三叶片风机)^[5]。目前海上风机设计所主要参考的 DNV^[6] 规范,又在 1P 及 3P 频率带基础上提出了±10%预留安全度。因此在风机支撑结构设计中,为避免其自振频率落到这些荷载的频率带内而发生共振危险,可供选择的安全频率范围是很有限的。从经济性和安全性角度出发,一般选择“刚-柔(soft-stiff)”性的设计目标(图 1)。

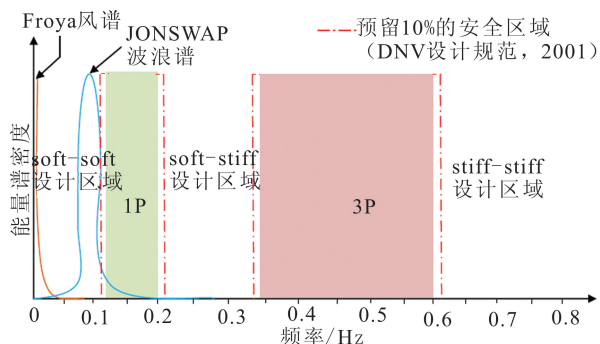


图 1 典型风浪频谱图及 1P、3P 频率带^[5]

Fig.1 Typical spectrum of wind, wave, 1P and 3P

海上风机是一种自身动力特性受基础刚度变化非常敏感的高、柔性结构物。风机结构自振频率的变化势必对其造成严重的安全隐患。因此研究基础刚度对结构动力特性影响规律是当前大力发展海上风机背景下亟待解决的一项艰巨任务。实际上,与疲劳极限状态紧密相关的支撑结构动力特性将逐渐成为风机设计的控制性条件,且随着对这一问题认识的不断深入,对于风机支撑结构动力特性的研究

已逐渐引起学术界和工程界的高度关注^[5]。刘超等^[7]通过数值计算分析了海上风机在上部风、波浪等荷载下的地基土动应力变化规律,由于地基土动应力的变化直接引起基础刚度的变化,这一研究思路为今后从本质上认识基础刚度的变化规律对上部结构振动特性的影响指明了方向。牛文杰^[8]考虑桩-弹性地基的作用,采用集中质量法和柔度法对泥面线以上的单桩风机结构进行多自由度动力分析,以求解结构的自振频率,并系统分析了频率计算的影响因素。

因此在风机的前期概念设计阶段,一般应根据相应的环境荷载条件、场地地质条件及风机本身的功率要求,从支撑结构设计自振频率所应满足的条件进行风机基础和上部结构的选型,或根据已有的选型结果对其安全性作出评估。故在该阶段应在其简化模型上通过经典解析计算理论或有限元方法对影响结构自振频率变化规律的参数进行研究以更好地指导设计。

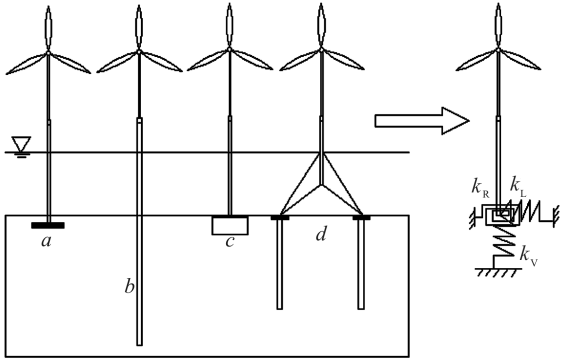


图 2 不同类型基础支撑的风机及其简化模型

Fig.2 Simplified model of wind turbine supported on different types of foundations

相关研究指出,对于图 2 所示的由各种类型基础所支撑的海上风机,基础-土对上部结构所提供的约束均可通过泥面处以水平刚度 k_L 、转动刚度 k_R 和竖向刚度 k_v 所代表的弹性约束条件来实现^[9-10]。若不考虑梁的轴向振动,则可将风机结构简化为顶部带有集中质量,且底部由上述 k_L 和 k_R 提供弹性支撑的 Euler-Bernoulli 梁,通过建立梁经典振动微分方程并引入相应的边界条件即可求解结构的各阶自振频率。Bhattacharya 等^[10]通过该方法计算了结构的一阶自振频率,并将理论计算值与模型试验结果和现场实测值进行对比后发现,理论计算值偏大。实际上,将基础-土对上部结构的弹性约束简化为相互独立的水平刚度 k_L 和转动刚度 k_R 的做法

是欠精确的。因为与基础顶部水平力和弯矩所对应的水平位移和转角位移间还存在一定程度的耦合效应。相关研究指出,求解风机基础水平和转动位移时,这两种运动模态间的耦合作用较显著,不能忽略^[11-12]。Zaaijer^[13]指出,求解风机结构自振频率时考虑基础水平刚度 k_L 和转动刚度 k_R 之间的耦合效应可给出较为精确的结果,并满足式(1)所示的刚度矩阵方程。

$$\begin{bmatrix} F \\ M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_L & k_{LR} \\ k_{RL} & k_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ \theta \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中: u 、 θ 分别为基础的水平与转角位移;而 F 、 M 分别为对应于 u 、 θ 的水平力和弯矩荷载;由对称性知 $k_{RL} = k_{LR}$ 。

本文首先在图 2 所示的风机结构简化计算模型基础上,引入了水平刚度 k_L 与转动刚度 k_R 间的耦合效应 k_{LR} ,并系统研究了各个计算参数对结构前四阶自振频率的影响规律。

2 改进后的计算理论

根据上述假设将风机结构进一步简化为图 3 所示的受轴向力 P 作用且底部弹性支撑的 Euler-Bernoulli 梁(忽略剪切力引起的弯曲变形,梁横截面为平面)。假设梁的抗弯刚度 EI 及单位长度质量 m 沿高度 L 不变,在梁的横向运动过程中轴向力 P 的大小和方向不变。塔顶机舱、轮毂和叶片则等效为与悬臂梁刚性连接的集中质量块 M 。由于一般忽略梁的轴向振动,因此在简化计算模型中未加入竖向刚度(k_v),而仅用水平刚度(k_L)、转动刚度(k_R)及两者之间的耦合刚度(k_{LR})代表基础-土对上部结构的约束。在前人研究基础上给出相应的 Euler-Bernoulli 梁横向自由振动经典方程^[14-15]。

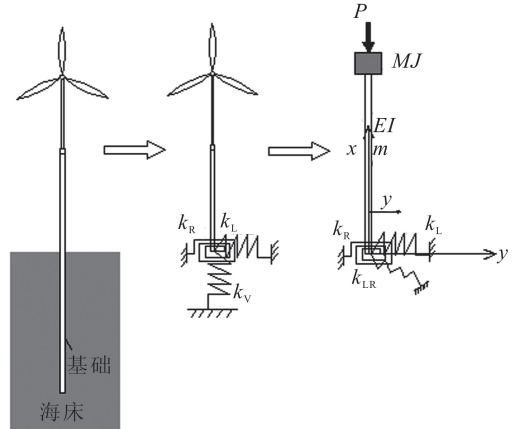


图 3 风机结构简化计算模型

Fig.3 The simplified analytical model of wind turbine

$$EI \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial x^4} + P \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial x^2} - mr^2 \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial x^2 \partial t^2} + m \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial t^2} = 0 \quad (2)$$

式中: $y(x, t)$ 为梁的横向运动位移; EI 是梁的抗弯刚度; P 为由塔顶集中质量 M 引起的轴向力 ($P = Mg$); m 为塔架单位长度的质量; r 为回转半径。下面给出式(2)在塔底 ($x=0$) 和塔顶 ($x=L$) 分别以弯矩和剪力为条件的边界条件。

$x=0$ 处弯矩应满足的条件:

$$EI y''(0, t) - k_R y'(0, t) - k_{LR} y(0, t) = 0 \quad (3a)$$

$x=0$ 处剪力应满足的条件:

$$EI y'''(0, t) + P y'(0, t) + k_L y(0, t) + k_{LR} y'(0, t) - mr^2 \frac{\partial^3 y(x, y)}{\partial x \partial t^2} \Big|_{x=0} = 0 \quad (3b)$$

$x=L$ 处弯矩应满足的条件:

$$EI y''(L, t) + J \frac{\partial^3 y(x, t)}{\partial x \partial t^2} \Big|_{x=L} = 0 \quad (3c)$$

$x=L$ 处剪力应满足的条件:

$$EI y'''(L, t) + P y'(L, t) - M \frac{\partial^2 y(L, t)}{\partial t^2} - mr^2 \frac{\partial^3 y(x, t)}{\partial x \partial t^2} \Big|_{x=L} = 0 \quad (3d)$$

对于上述四阶偏微分方程及其边界条件的求解过程, 介绍如下:

假设梁的横向运动为简谐振动, 则 $y(x, t)$ 可表示为:

$$y(x, t) = Y(\zeta) \cdot e^{i\omega t} \quad (\zeta = x/L) \quad (4)$$

将式(4)代入式(2)及式(3a)~(3d), 可得:

$$\frac{EI}{L^4} \frac{\partial^4 Y(\zeta)}{\partial \zeta^4} + \frac{P}{L^2} \frac{\partial^2 Y(\zeta)}{\partial \zeta^2} - m\omega^2 Y(\zeta) + \frac{mr^2 \omega^2}{L^2} \frac{\partial^2 Y(\zeta)}{\partial \zeta^2} = 0 \quad (5)$$

$$\frac{EI}{L^2} Y''(0) - \frac{k_R}{L} Y'(0) - k_{LR} Y(0) = 0 \quad (6a)$$

$$\frac{EI}{L^3} Y'''(0) + \frac{P}{L} Y'(0) + k_L Y(0) + k_{LR} \frac{Y'(0)}{L} + \frac{mr^2 \omega^2}{L} Y'(0) = 0 \quad (6b)$$

$$\frac{EI}{L^2} Y''(1) - \frac{\omega^2 J}{L} Y'(1) = 0 \quad (6c)$$

$$\frac{EI}{L^3} Y'''(1) + \frac{P}{L} Y'(1) + \omega^2 M Y(1) + \frac{mr^2 \omega^2}{L} Y'(1) = 0 \quad (6d)$$

引入以下一系列无量纲化参量简化方程及其边界条件(其中 β, μ 分别为无量纲化惯性距与回转半径):

$$\kappa_1 = \kappa + \mu^2 \Omega^2, \kappa = \frac{PL^2}{EI}, \tau_R = \frac{k_R L}{EI} \quad (7a)$$

$$\tau_{LR} = \frac{k_{LR} L^2}{EI}, \tau_L = \frac{k_L L^3}{EI}, \Omega^2 = \omega^2 \frac{mL^4}{EI} \quad (7b)$$

$$\alpha = \frac{M}{mL}, \beta = \frac{J}{mL^3}, \mu = \frac{r}{L}, c_0 = \sqrt{\frac{EI}{mL^4}} \quad (7c)$$

$$\omega_i = \Omega_i c_0 \quad (i=1, 2, 3, \dots) \quad (7d)$$

可将式(5)和边界条件(6a)~(6d)进一步简化为:

$$\frac{\partial^4 Y(\zeta)}{\partial \zeta^4} + \kappa_1 \frac{\partial^2 Y(\zeta)}{\partial \zeta^2} - \Omega^2 Y(\zeta) = 0 \quad (8)$$

$$Y''(0) - \tau_R Y'(0) - \tau_{LR} Y(0) = 0 \quad (9a)$$

$$Y'''(0) + (\kappa_1 + \tau_{LR}) Y'(0) + \tau_L Y(0) = 0 \quad (9b)$$

$$Y''(1) - \beta \Omega^2 Y'(1) = 0 \quad (9c)$$

$$Y'''(1) + \kappa_1 Y'(1) + \alpha \Omega^2 Y(1) = 0 \quad (9d)$$

假设梁自由振动时的振幅函数 $Y(\zeta)$ 具有如下形式:

$$Y(\zeta) = e^{\lambda \zeta} \quad (10)$$

将式(10)代入到式(8)后可得式(11)所示的以 λ 为未知量的特征方程:

$$\lambda^4 + \kappa_1 \lambda^2 - \Omega^2 = 0 \quad (11)$$

该特征方程含有与梁的自振频率有关的参量 Ω , 求解该方程得:

$$\lambda^2 = -\frac{\kappa_1}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\kappa_1}{2}\right)^2 + \Omega^2} = \left(-\frac{\kappa_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{\kappa_1}{2}\right)^2 + \Omega^2}\right), \left(-\frac{\kappa_1}{2} - \sqrt{\left(\frac{\kappa_1}{2}\right)^2 + \Omega^2}\right) \quad (12)$$

因为 κ_1^2 和 Ω^2 均为非负, 所以上述两个根一正一负, 故以 λ 为未知参数的特征方程(11)的四个根为:

$$\lambda = \pm i\lambda_1, \pm \lambda_2 \quad (13)$$

式中:

$$\lambda_1 = \left(\sqrt{\left(\frac{\kappa_1}{2}\right)^2 + \Omega^2} + \frac{\kappa_1}{2}\right)^{\frac{1}{2}}, \lambda_2 = \left(\sqrt{\left(\frac{\kappa_1}{2}\right)^2 + \Omega^2} - \frac{\kappa_1}{2}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (14)$$

根据上述特征方程根的形式,可知振幅函数 $Y(\zeta)$ 具有如下的形式:

$$Y(\zeta) = c_1 \sin \lambda_1 \zeta + c_2 \cos \lambda_1 \zeta + c_3 \sinh \lambda_2 \zeta + c_4 \cosh \lambda_2 \zeta$$

(15)

将式(15)写成矩阵相乘的形式:

$$Y(\zeta) = s^T(\zeta)c$$

(16)

其中:

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} s_1''(0) - \tau_R s_1'(0) - \tau_{LR} s_1(0) & s_2''(0) - \tau_R s_2'(0) - \tau_{LR} s_2(0) \\ s_1'''(0) + (\kappa_1 + \tau_{LR}) s_1'(0) + \tau_L s_1(0) & s_2'''(0) + (\kappa_1 + \tau_{LR}) s_2'(0) + \tau_L s_2(0) \\ s_1''(1) - \beta \Omega^2 s_1'(1) & s_2''(1) - \beta \Omega^2 s_2'(1) \\ s_1'''(1) + \kappa_1 s_1'(1) + \alpha \Omega^2 s_1(1) & s_2'''(1) + \kappa_1 s_2'(1) + \alpha \Omega^2 s_2(1) \\ s_3''(0) - \tau_R s_3'(0) - \tau_{LR} s_3(0) & s_4''(0) - \tau_R s_4'(0) - \tau_{LR} s_4(0) \\ s_3'''(0) + (\kappa_1 + \tau_{LR}) s_3'(0) + \tau_L s_3(0) & s_4'''(0) + (\kappa_1 + \tau_{LR}) s_4'(0) + \tau_L s_4(0) \\ s_3''(1) - \beta \Omega^2 s_3'(1) & s_4''(1) - \beta \Omega^2 s_4'(1) \\ s_3'''(1) + \kappa_1 s_3'(1) + \alpha \Omega^2 s_3(1) & s_4'''(1) + \kappa_1 s_4'(1) + \alpha \Omega^2 s_4(1) \end{bmatrix}$$

(20)

代入式(17)中的 $s_j(\zeta)$, $j=1,2,3,4$ 表达式后,对于式(19)矩阵 $\mathbf{c}$ 中变量 c_j ($j=1,2,3,4$) 有非零解的条件是系数矩阵 $\mathbf{R}$ 的行列式为 0,即:

$$|\mathbf{R}| = 0$$

(21)

式(21)是含有 $\lambda_1, \lambda_2, \tau_L, \tau_R, \tau_{LR}, \alpha, \beta, \kappa_1$ 和 Ω 的非线性方程,数值求解该超越方程即可得到参量 Ω_j 。通过式(22)即可得到梁的各阶自振圆频率 ω_j 。在此基础上,式(23)给出了各阶自振频率 f_{nj} 的计算过程。

$$\omega_j = c_0 \Omega_j \quad (j=1,2,3,\dots)$$

(22)

$$f_{nj} = \frac{1}{2\pi} \omega_j \quad (j=1,2,3,\dots)$$

(23)

3 动力特性参数化分析

为了从直观上认识基础刚度 (τ_L, τ_R 和 τ_{LR}) 及上部结构体型参数 (如 α, κ) 对支撑结构动力特性的影响规律,本文基于表 1 的风机上部结构体型参数,通过对超越方程(21)的数值求解,系统研究了无量纲化的水平刚度 τ_L 、转动刚度 τ_R 、耦合刚度 τ_{LR} 和塔顶竖向力 κ 对结构前四阶频率的影响规律。由于塔顶集中质量的惯性重心与塔顶端相距较近,故在计算中假设转动惯量 $J=0^{[10]}$ 。

3.1 水平刚度的影响

为研究无量纲水平刚度 τ_L 对结构前四阶频率的影响规律,在计算中假设 $\tau_R=10, \tau_{LR}=-1$,结果如图 4 所示。图中给出了不同的无量纲塔顶竖向轴

$$s(\zeta) = \{\sin \lambda_1 \zeta, \cos \lambda_1 \zeta, \sinh \lambda_2 \zeta, \cosh \lambda_2 \zeta\}^T$$

(17)

$$c = \{c_1, c_2, c_3, c_4\}^T$$

(18)

将式(15)代入到式(9 a)~(9 d)四个边界条件中,并以矩阵相乘形式表示为:

$$\mathbf{R} \mathbf{c} = 0$$

(19)

其中系数矩阵 $\mathbf{R}$ 为:

压力 κ 下,结构前四阶频率随 τ_L 的变化关系。从图 4(a)可见,第 1 阶频率随 τ_L 的增大而非线性增大。在 $\tau_L < 10$ 时,第 1 阶频率随 τ_L 的增大而急剧增大;而当 $\tau_L > 10$ 后,频率增速明显变缓;当 τ_L 超过一定值 (如 $\tau_L > 80$) 后,随着 τ_L 的继续增大,第 1 阶频率基本保持不变。从图 4(b)可见,结构的第 2 阶频率随着 τ_L 的增大而非线性增大,其增长速率却逐渐减小。从图 4(a)~(b)还可见, κ 对结构第 1、2 阶频率也有一定影响,在某一 τ_L 下,结构频率随着 κ 的增大而减小。从图 4(c)~(d)可见,结构高阶 (第 3、4 阶) 频率随着 τ_L 的增大而线性增大。在某一 τ_L 下,第 3、4 阶频率随着 κ 的增大而减小,但是当 $\kappa < 0.1$ 时, κ 对结构高阶频率的影响并不明显。

表 1 数值计算所取上部结构参数^[15]

Table 1 The parameters used in the numerical calculation

名称	数值
风机运行功率/MW	3
叶片转速/RPM	22
1P/Hz	0.37
3P/Hz	1.1
塔顶集中质量 M/kg	130 000
塔高 L/m	81
塔架平均直径 D/m	3.5
塔架平均壁厚 th/cm	7.5
塔架材料密度/(kg/m ³)	7 800
杨氏模量 E/GPa	210

3.2 转动刚度的影响

同样,为研究在一定的 τ_L 与 τ_{LR} 条件下,结构前

四阶频率随 τ_R 的变化趋势,在计算中假设 $\tau_L=10$, $\tau_{LR}=-1$,相应计算结果如图 5 所示。从图中可见,

当假设 τ_L 和 τ_{LR} 为定值时,在不同的 κ 条件下, τ_R 对结构前四阶频率的影响规律类似。具体表现为:

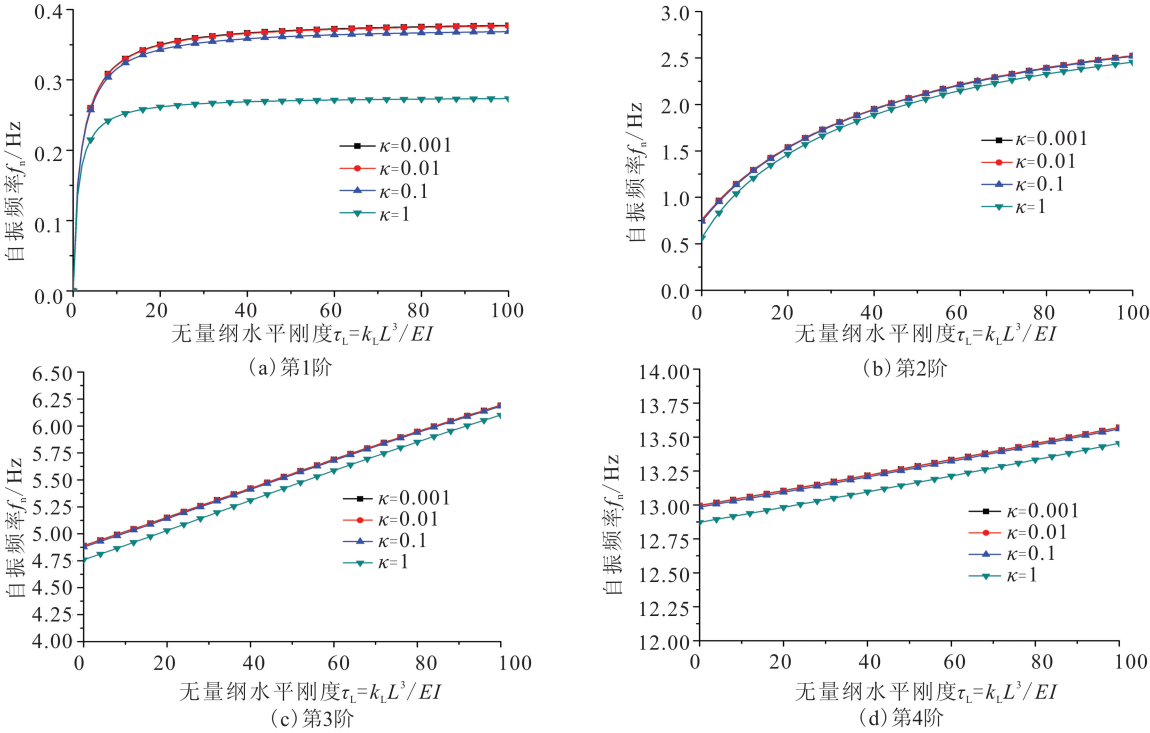


图 4 结构前四阶自振频率随无量纲水平刚度变化关系

Fig.4 The first four natural frequencies vary with the non-dimensional lateral stiffness

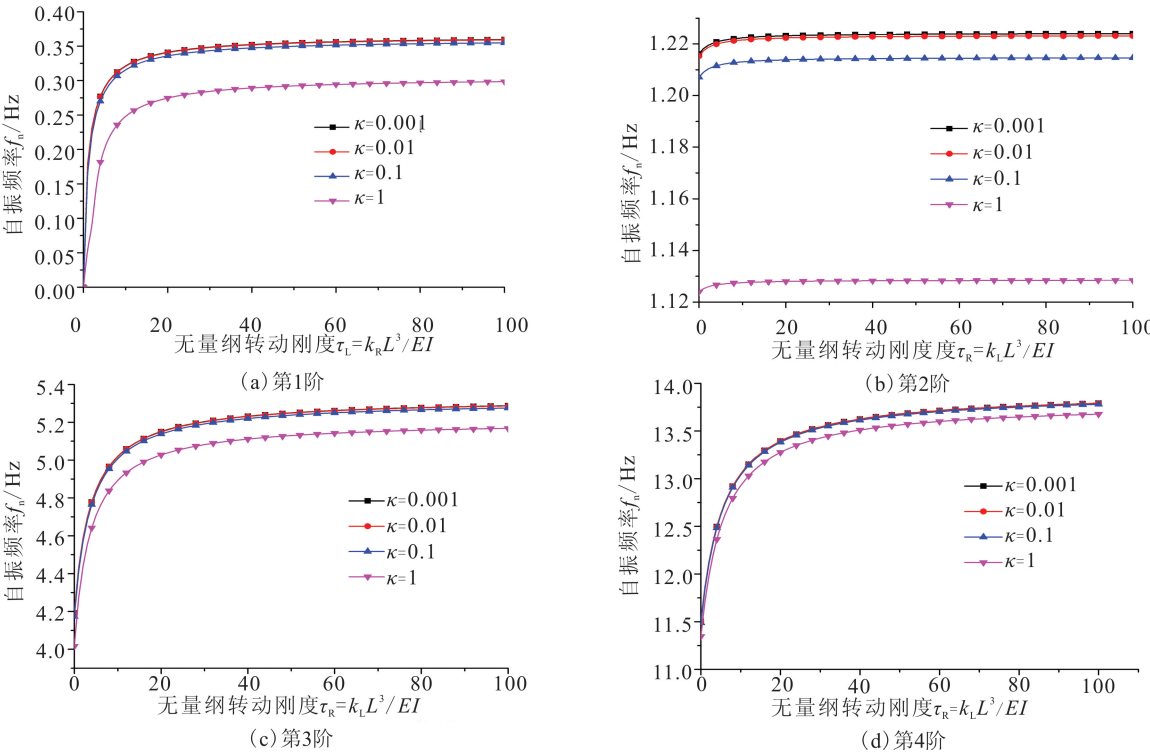


图 5 结构前四阶自振频率随无量纲转动刚度变化关系

Fig.5 The first four natural frequencies vary with the non-dimensional rotational stiffness

前四阶频率随着 τ_R 的增大而非线性增大。在 $\tau_R < 20$ 时,前四阶频率随 τ_R 的增大而急剧增大;而当 $\tau_R > 20$ 后,频率增长速率逐渐变缓;当 τ_R 超过一定值(如 $\tau_R > 80$)后,随着 τ_R 的继续增大,各阶频率值基本保持不变。 κ 对结构前四阶频率均存在不同程度的影响。在一定的 τ_R 下,结构各阶频率一般随着 κ 的增大而减小。当 κ 从 0.1 增大到 1 过程中,对结构频率的影响最为明显。

3.3 耦合刚度的影响

图 6 为固定 $\tau_L = \tau_R = 10$ 时,在不同的 κ 值下结构前四阶自振频率随 τ_{LR} 的变化规律。从图中可见,第 1 阶频率随 τ_{LR} 从 0 变化到 -1 过程中而逐渐减小,而第 2、3 和 4 阶频率随着 τ_{LR} 从 0 变化到 -1 过程中而逐渐增大。结构前四阶频率随 κ 的变化趋势较类似,表现为在一定的 τ_{LR} 下自振频率随 κ 的增大而减小。尤其当 κ 从 0.1 增大到 1 过程中对结构频率的影响最为明显。

3.4 塔顶竖向轴压力的影响

为系统研究 κ 值对结构前四阶频率的影响规律,在计算中假设 $\tau_L = \tau_R = 10$ 。图 7 给出了在不同

的 τ_{LR} 条件下结构前四阶频率随 κ 的变化关系。从图中可见, κ 对结构前四阶频率的影响规律类似,各阶频率均随着 κ 的增大而减小。从图中还可见,在一定的 κ 下,当 τ_{LR} 从 0 变化到 -1 过程中,结构第 1 阶频率不断减小,而第 2、3 和 4 阶频率却不断增大,这与图 5 所得到的结论是一致的。

4 结论

本文基于考虑塔底耦合刚度影响的风机整体计算模型,系统研究了无量纲水平刚度 τ_L 、转动刚度 τ_R 、耦合刚度 τ_{LR} 和顶部竖向轴压 κ 对结构前四阶自振频率的影响,主要结论如下:

- (1) τ_L 和 τ_R 对结构低阶(第 1、2 阶)自振频率 f_n 的影响趋势类似, f_n 随 τ_L 、 τ_R 增大而非线性增大,初始阶段的增长速率较快,而随着刚度继续增大, f_n 增速逐渐变小。
- (2) 结构高阶频率(第 3、4 阶)随 τ_L 的增大而线性增长,随 τ_R 的增大而非线性增长。结构第 1 阶频率随 τ_{LR} 的增大(负值减小)而减小,而第 2、3 和 4 阶频率则随 τ_{LR} 的增大而增大。

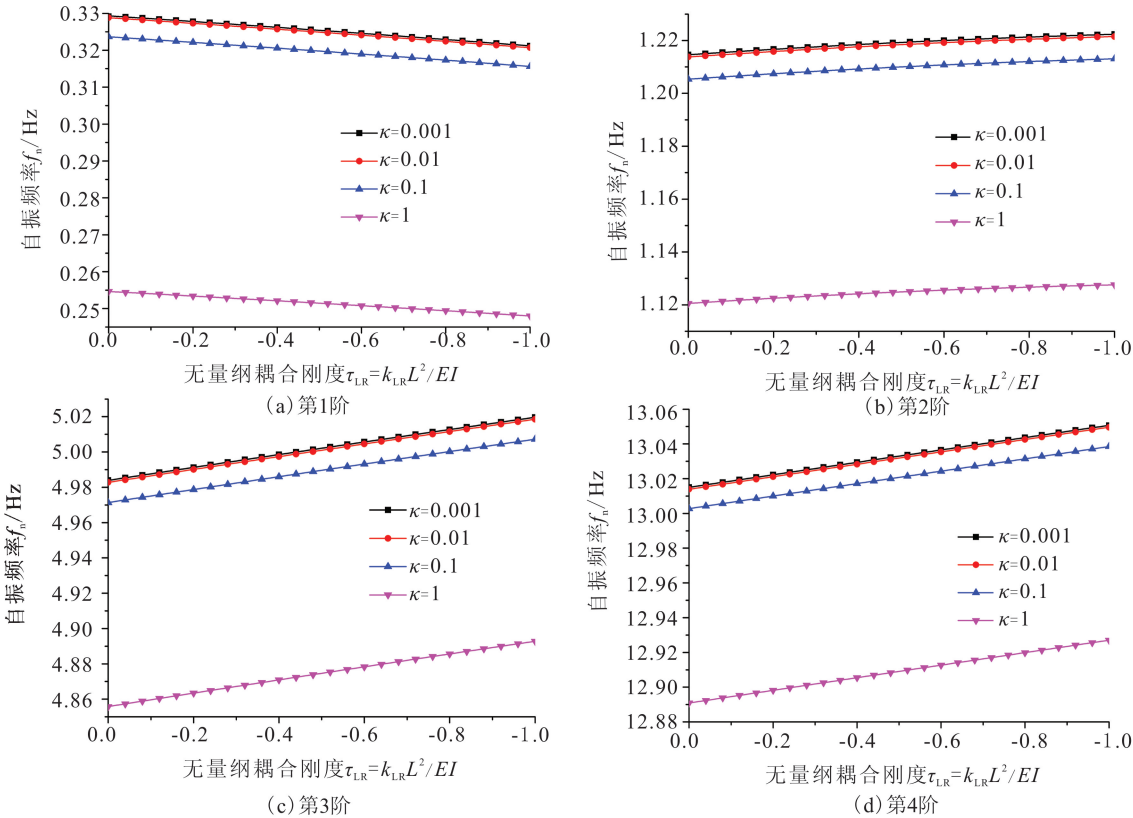


图 6 结构前四阶自振频率随无量纲耦合刚度变化关系

Fig.6 The first four natural frequencies vary with the non-dimensional coupled stiffness

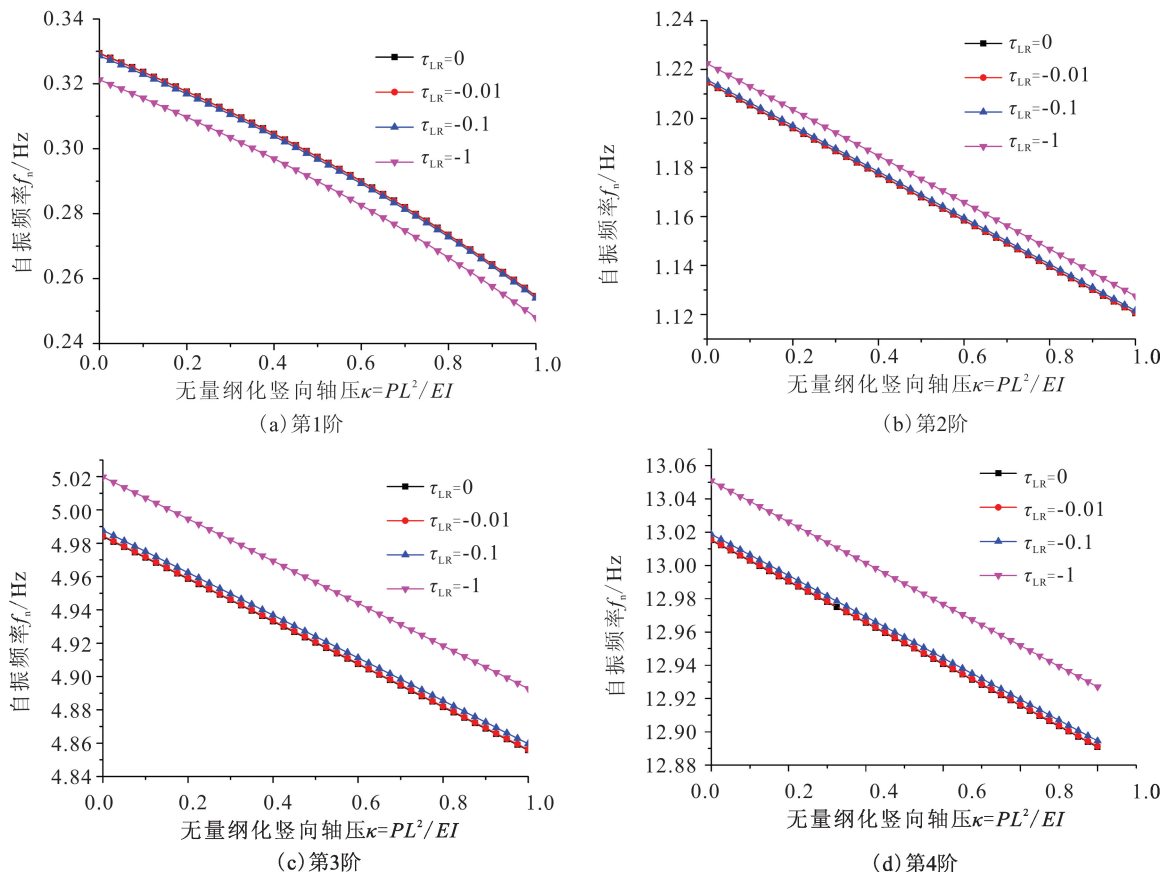


图7 结构前四阶自振频率随无量纲化塔顶竖向轴压变化关系

Fig.7 The first four natural frequencies vary with the non-dimensional vertical axial load

(3) 无量纲塔顶竖向轴压 κ 对结构各阶频率的影响规律一致, 表现为 f_n 均随着 κ 的增大而减小。

参考文献(References)

- [1] 国家能源局. 可再生能源发展“十二五”规划[EB/OL]. 北京, 2012.
National Energy Administration. The 12th Five-year Plan of Development of Renewable Energy[EB/OL]. Beijing, 2012.
- [2] 林毅峰, 李健英, 沈达, 等. 东海大桥海上风电场风机地基基础特性及设计[J]. 上海电力, 2007(2): 153-157.
LIN Yifeng, LI Jianying, SHEN Da, et al. Structure Characteristics and Design Technique Keys of Wind Turbine Foundation in Shanghai Donghai-Bridge Offshore Wind Farm[J]. Shanghai Power, 2007(2): 153-157.
- [3] 闫谢旺, 霍知亮, 孙立强, 等. 海上风电机组筒型基础工作及承载特性研究[J]. 岩土力学, 2013, 34(7): 2036-2042.
YAN Shuwang, HUO Zhiliang, SUN Liqiang, et al. Study of Working Mechanism and Bearing Capacity of Bucket Foundation for Offshore Wind Turbine[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(7): 2036-2042.
- [4] LEBLANC C, BYRNE B W, HOULSBY G T. Response of Stiff Piles in Sand to Long Term Cyclic Loading[J]. Geotechnique, 2010, 60(2): 79-90.
- [5] 余璐庆, 王立忠, BHATTACHARYA S, 等. 海上风机支撑结构动

力特性模型试验研究[J]. 地震工程学报, 2014, 36(4): 797-803.

- YU Luqing, WANG Lizhong, BHATTACHARYA S, et al. Scaled Model Test Study of the Dynamic Behavior of an Off-shore Wind Turbine Support Structure[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2014, 36(4): 797-803.
- [6] DET NORSKE VERITAS. Offshore Standard: Design of Off-shore Wind Turbine Structures. DNV-OS-J101 [S]. Hovek, Norway, 2007.
- [7] 刘超, 曹威, 张建民. 海上风电结构地基土动应力变化规律研究[J]. 地震工程学报, 2014, 36(2): 220-227.
LIU Chao, CAO Wei, ZHANG Jianmin. Numerical Study on Stress Change Within the Foundation of Offshore Wind Generators[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2014, 36(2): 220-227. (in Chinese)
- [8] 牛文杰. 考虑桩-弹性地基相互作用的单桩风机自振频率[J]. 地震工程学报, 2016, 38(5): 713-719.
NIU Wenjie. Natural Frequency of Mono-pile Wind Turbine Considering Interaction Between Pile and Elastic Foundation[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2016, 38(5): 713-719.
- [9] 杨骁, 徐小辉. 部分水下弹性支撑等截面梁柱的自由振动分析[J]. 工程力学, 2006, 26(7): 60-65.
YANG Xiao, XU Xiaohui. The Free Vibration of a Beam Partly Immersed in a Fluid on Coupled Elastic Foundation[J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(7): 60-65. (下转第 251 页)

[8] 孙晓晨,朱杰江.考虑沉桩时效性的新旧桩变形特性与沉降分析[J].施工技术,2016,45(20):101-105.
SUN Xiaochen, ZHU Jiejiang. Analysis of Pile Deformation Characters and Settlement of Pile Group Including New and Old Piles Considering Pile Timeliness[J]. Construction Technology, 2016, 45(20): 101-105.

[9] 汤永净,赵锡宏.软土地基超高层建筑补偿桩筏基础案例再分析[J].岩土力学,2016,37(11):3253-3262.
TANG Yongjing, ZHAO Xihong. Re-analysis of Case Studies of Piled Raft Foundation for Super-tall Building in Soft Soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(11): 3253-3262.

[10] 颜桂云.近场脉冲型地震下层间隔震减震分析与层间混合隔震控制[J].建筑科学,2015,31(1):115-121.
YAN Guiyun. Analysis on Reduction of Seismic Response and Hybrid-isolation Control for Mid-story Isolated Structure under Near-field Pulse-like Ground Motions[J]. Building Science, 2015, 31(1): 115-121.

[11] 刘念武,龚晓南,俞峰,等.软土地区基坑开挖引起的浅基础建筑沉降分析[J].岩土工程学报,2014,36(增刊 2):325-329.
LIU Nianwu, GONG Xiaonan, YU Feng, et al. Settlement of Buildings with Shallow Foundations Induced by Excavation in Soft Soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(Supp2): 325-329.

[12] 肖遥,汪基伟,冷飞.适用于有限元片状裂缝模型的钢筋与混凝土粘结滑移关系[J].水利水电技术,2016,47(4):24-28.
XIAO Yao, WANG Jiwei, LENG Fei. Bond-slip Relationship between Reinforcement and Concrete Applicable to FEM Smeared Crack Model[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2016, 47(4): 24-28.

[13] 陈汉宝,彭义峰,黄定强,等.湖北省水利水电工程坝基岩体分类与软岩坝基抗剪强度经验值研究[J].水利水电技术,2016,47(7):14-17.
CHEN Hanbao, PENG Yifeng, HUANG Dingqiang, et al. Study on Dam Foundation Rock Mass Classification and Shear Strength Empirical Value of Soft Rock Dam Foundation for Water Conservancy and Hydropower Project in Hubei Province[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2016, 47(7): 14-17.

[14] 张景奎,张燎军.一种综合强度和稳定的高拱坝—坝肩抗震安全评价方法[J].水利水电技术,2016,47(5):16-20.
ZHANG Jingkui, ZHANG Liaojun. A Seismic Safety Evaluation Method of Integrating Strength and Stability for High Arch Dam-abutment System[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2016, 47(5): 16-20.

[15] 陈建生,何会祥,王涛.基于熵权-可变模糊集模型的堤坝渗漏探测[J].河海大学学报(自然科学版),2016,44(4):358-363.
CHEN Jiansheng, HE Huixiang, WANG Tao. Dam Leakage Detection Based on Entropy Weight-variable Fuzzy Set Model[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences), 2016, 44(4): 358-363.



(上接第 232 页)

[10] BHATTACHARYA S, ADHIKARI S. Experimental Validation of Soil-Structure Interaction of Offshore Wind Turbines[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2011, 315: 805-816.

[11] NOVAK M, NOGAMI T. Soil-Pile Interaction in Horizontal Vibration[J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1977, 5: 263-281.

[12] GAZETAS G. Analysis of Machine Foundations: State of the Art[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 1983, 2: 2-42.

[13] ZAAIJER M B. Foundation Modeling to Assess Dynamic Behavior of Offshore Wind Turbines[J]. Applied Ocean Research, 2006, 28: 45-57.

[14] INMAN D J. Engineering Vibration[M]. Englewood: Prentice Hall, 2003.

[15] TEMPEL D P, MOLENAAR D P. Wind Turbine Structure Dynamics——A Review of the Principles for Modern Power Generation, Onshore and Offshore[J]. Wind Energy, 2002, 26(4): 211-220.