

浪、流联合作用下深海浮式风机悬链线系泊缆突跳行为的有限质点法分析

刘 艳¹ 黄君宁¹ 刘志伟¹ 罗 鹏² 喻 莹^{2,*}

(1. 山东电力工程咨询院有限公司, 济南 250013; 2. 汕头大学, 汕头 515063)

摘 要 本文基于有限质点法对浪、流联合作用下深海浮式风机悬链线系泊缆的突跳行为进行了深入研究。建立了考虑几何和材料非线性的系泊缆非线性分析方法, 并对系泊缆在不同波浪幅值、频率以及切向拖曳力系数作用下的动张力变化规律和突跳行为进行模拟分析。研究表明, 突跳行为通常先发生在系泊缆的上端, 并随着波浪激励的持续和强度增加, 逐渐影响到缆索的中部和下端。波浪激励幅值和频率显著影响系泊缆的动张力和突跳行为, 较大的波浪幅值和频率会引发更剧烈的突跳现象。切向拖曳力系数的增大会减小系泊缆的运动幅度, 并减少突跳行为的发生, 进而提高系泊系统的安全性和稳定性。本研究成果可为浮式风机系泊系统的设计与优化提供理论支持和技术参考。

关键词 深海浮式风机, 悬链线系泊缆, 有限质点法, 突跳行为, 浪流联合作用

中图分类号: TU13; TU391 文献标志码: A DOI: 10.15935/j.cnki.jggcs.202601.0006

Finite Particle Method Analysis of Snap Behavior in Catenary Mooring Lines of Deep-Sea Floating Wind Turbines Under Combined Wave and Current Conditions

LIU Yan¹ HUANG Juning¹ LIU Zhiwei¹ LUO Peng¹ YU Ying^{2,*}

(1. Shandong Electric Power Engineering Consulting Institute Co., Ltd., Jinan 250013, China;

2. Shantou University, Shantou 515063, China)

Abstract This study employs the Finite Particle Method (FPM) to conduct an in-depth investigation of the snap behavior in catenary mooring lines of deep-sea floating wind turbines under combined wave and current conditions. A nonlinear analysis method for mooring lines considering both geometric and material nonlinearities was established. The dynamic tension variation and snap behavior of mooring lines under different wave amplitudes, frequencies, and tangential drag coefficients were simulated and analyzed. The results indicate that snap behavior typically initiates at the upper end of the mooring line and gradually affects the middle and lower sections as the wave excitation continues and intensifies. Wave amplitude and frequency significantly influence the dynamic tension and snap behavior of the mooring lines, with larger wave amplitudes and higher frequencies leading to more intense snap occurrences. The increase in tangential drag coefficient reduces the movement amplitude of the mooring lines, thereby decreasing the occurrence of snap behavior and enhancing the safety and stability of the mooring system. This study provides theoretical support and technical reference for the design and optimization of mooring systems for floating wind turbines.

收稿日期: 2024-09-03

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52378165)

作者简介: 刘 艳(1982-), 女, 硕士研究生, 主要从事结构设计和分析工作。E-mail: 35777838@qq.com

* 联系作者: 喻 莹(1983-), 女, 博士, 教授, 主要从事结构工程方面的研究与教学工作。E-mail: yuying@stu.edu.cn

Keywords deep-sea floating wind turbine, catenary mooring line, Finite Particle Method, snap behavior, combined wave and current effects

0 引言

在当前全球能源需求不断增长的背景下,寻找可再生能源的高效利用逐渐成为全球共识。海上浮式风机作为一种具有巨大潜力的技术装备,因其能够利用强劲的海上风力资源而备受关注^[1]。然而,深海环境对这些风机的设计和运行提出了极大的挑战,其中悬链线系泊缆作为保证风机安全稳定运行的关键因素显得尤为重要。

由于海洋环境具有复杂性,海上浮式风机的系泊缆呈现张紧与松弛交替变化,容易出现突跳现象,甚至可能导致系泊缆断裂。突跳现象引起的冲击张力对系泊系统和浮式风机构成威胁,且系泊缆破损可能导致浮式平台停工甚至结构损坏^[2]。因此对系泊缆在浪、流联合作用下的动张力进行研究是个非常重要的工程课题。

系泊缆内的动张力受浪、流荷载,缆索设计参数、振动状态和边界条件的影响。Qiao等^[3]通过对系泊缆张紧-松弛过程进行有限元动力分析,研究了系泊缆初始预张力、弹性模量、截面直径、长度对系泊缆张力的影响。Li等^[4]研究了系泊缆布置的角度、数量和预应力大小对系泊力的影响。Gao等^[5]通过系泊缆水槽试验表明,系泊缆预张力和上端激振频率对系泊缆的动张力和非线性运动轨迹影响明显,在大预张力情况下,极易引发系泊缆的断裂。张素侠^[6]通过试验研究也得到,系泊缆顶部位移的激振频率和幅度对系泊缆动张力的影响很大,由系泊缆顶端运动激发的冲击张力可达到正常张力的9倍。Li等^[7]则指出当系泊缆由松弛到张紧状态产生的最大张力可达到静态值的5.2倍。由此可见,各文献对系泊缆冲击张力的幅值估计并不一致。另外,系泊缆受到平台运动影响产生大幅运动后,由于水动力阻尼和系泊缆自身阻尼的影响,系泊恢复力还会出现迟滞现象^[8],这使得动张力的变化规律更加复杂。

目前最为常用的有限单元法在求解上述问题时有一定的困难。例如,当结构有大转动大变形时,单元内力虚功之和不为零,导致计算不准确甚至不收敛,而整体刚度矩阵在结构失效或出现机

构运动时也会发生奇异,造成求解失败^[9]。虽然很多学者在有限单元法中引入其他方法和技术对其进行改进和修正^[10-11],但整个计算过程数据量巨大,繁琐的非线性迭代运算非常耗时,处理不当极易求解失败。

鉴于传统方法在处理结构屈曲、大变形、大变位时所遇到的困难,有限质点法(Finite Particle Method, FPM)^[12-13]为结构复杂行为分析提供了新的解决方案,该方法以向量式力学为基础^[14],旨在对结构工程领域的各类强非线性问题进行模拟分析。有限质点法在结构几何和材料非线性等行为分析中具有很大优势,各质点控制方程采用显式积分法独立计算,避免了迭代求解,对几何非线性问题无需特殊处理和修正。当前该方法已经成功应用于结构的非线性动力分析^[15]、车桥振动耦合动力分析^[16]及强风、地震作用下的结构连续倒塌^[17-18]等方面的研究中,并在海底管道^[19]、海上风电电机桩基^[20]等海洋工程结构分析中有初步的应用。

本文利用FPM对深海浮式风机悬链线系泊缆在浪、流作用下的动张力变化进行模拟,特别是对系泊缆突跳行为进行研究。首先采用FPM对悬链线系泊缆进行建模,实现考虑几何和材料非线性的系泊缆在浪、流作用下的非线性分析。然后对浪、流荷载在有限质点法中的计算方法进行了介绍。最后对系泊缆在不同浪、流作用下的动张力变化规律进行研究。

1 基于有限质点法的悬链线系泊缆非线性分析

本节建立考虑几何和材料非线性的系泊缆在浪、流作用下的非线性分析方法。

1.1 悬链线系泊缆FPM模型建立

FPM将系泊缆离散为质点,利用牛顿第二定律描述质点的运动,通过质点系统的运动轨迹来表征结构的运动和变形情况,如图1所示。假定系泊缆的质量均集中于质点。这些质点通过无质量单元连接,其变形仅代表相连质点之间的力关

系。质点的运动方程如下：

$$M_\alpha \ddot{\mathbf{d}}_\alpha = \mathbf{F}_\alpha^{\text{ext}} + \mathbf{F}_\alpha^{\text{int}} \quad (1)$$

式中： M_α 代表质量矩阵； $\ddot{\mathbf{d}}_\alpha$ 表示加速度向量； $\mathbf{F}_\alpha^{\text{ext}}$ 和 $\mathbf{F}_\alpha^{\text{int}}$ 分别代表质点 α 的外力和内力向量。

$\mathbf{F}_\alpha^{\text{int}}$ 等于连接到质点 α 的单元产生的内力之和。为避免迭代解决过程，本方法采用中心差分法和显式时间积分结合的方式进行动力分析^[9]。

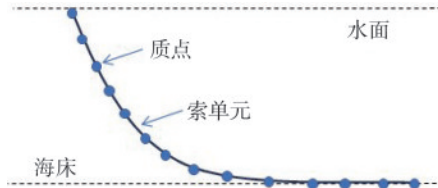


图1 系泊缆FPM模型

Fig.1 FPM model of a catenary mooring line

1.2 缆索内力计算

系泊缆是柔性结构构件，在浪、流联合作用下的内力计算是一个强几何非线性问题。FPM采用虚拟运动(包括虚拟逆向运动和虚拟正向运动)的方式来处理缆索内力的几何非线性计算^[9-10]。缆索只承受拉力，不承受压力，因此当缆索受压时会松弛；当缆索受拉时，其内力为：

$$\mathbf{f}_\alpha = \mathbf{f}_\alpha + \Delta \mathbf{f}_\alpha = (\sigma_\alpha A_\alpha + E_\alpha A_\alpha \Delta L / L_\alpha) \mathbf{e}_\alpha \quad (2)$$

式中： \mathbf{f}_α 为单元在时间步 t_α 时的内力； $\Delta \mathbf{f}_\alpha$ 为单元从时间 t_α 到时间 $t_\alpha + \Delta t$ 时刻的内力增量； σ_α 为单元在时间步 t_α 时的应力； A_α 为单元面积； E_α 为单元杨氏模量； ΔL 为单元从时间 t_α 到时间 $t_\alpha + \Delta t$ 时刻的索长增量； \mathbf{e}_α 是单元在时间 $t_\alpha + \Delta t$ 时刻的方向向量。

计算出索力向量后，将其施加到相应的质点上。质点的内部力是通过计算连接到它的所有单元的轴向力之和确定的。

1.3 缆索弹塑性模型

本文研究的系波缆主要由R4S级别的无螺纹链环组成。根据中国的系波缆标准^[21]，R4S级别的无螺纹链环主要采用热轧圆钢制造。对于这种钢材，理想的弹塑性模型如图2所示。

当缆索受拉力作用时，它首先进入图中OM段所示的弹性阶段。在这个阶段，应力-应变关系是线性的。随着应力的继续增加，当应力达到屈服应力 σ_y 时，缆索开始表现出屈服，对应屈服应变为 ε_y 。随后，缆索进入图中MN段所示的塑性阶段，在这个阶段，应力达到最大值并保持恒定，

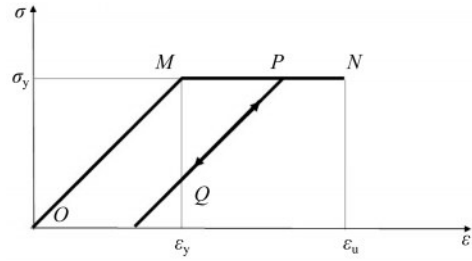


图2 系泊缆弹塑性模型

Fig.2 Elastoplastic model of the mooring line

而应变继续增加直到达到极限应变 ε_u ，最终导致缆索断裂破坏。当缆索受压时，则反向沿弹性加载路径卸载，如图中PQ路径，直至缆索松弛内力为零。当缆索再次受拉时可以沿QP路径再次加载。

2 悬链线系泊缆浪、流荷载计算

2.1 水动力计算

本文未对上部平台进行建模，所以无法充分地考虑上部平台在波浪力作用下的位移情况。考虑到计算的可行性和复杂度，为了简化计算，参考文献中的做法^[22-23]，将波浪力和平台运动简化为一个作用于系泊缆顶端的正弦激励。对于系泊缆这种小尺寸的构件，其受到的海浪和海流作用产生的水动力荷载，可以采用莫里森方程进行计算。由莫里森方程^[24]可知，离散单元*i*在水中受到的水动力如下：

$$f_{\tau i} = \frac{\pi}{2} C_{D\tau} \rho_\omega d_c l_i V_b^{i,\tau} |V_b^{i,\tau}| \sqrt{1 + \varepsilon_i} \quad (3)$$

$$f_{ni} = \frac{1}{2} C_{Dn} \rho_\omega d_c l_i V_b^{i,n} \sqrt{(V_b^{i,n})^2 + (V_b^{i,b})^2} \sqrt{1 + \varepsilon_i} \quad (4)$$

$$f_{bi} = \frac{1}{2} C_{Db} \rho_\omega d_c l_i V_b^{i,b} \sqrt{(V_b^{i,b})^2 + (V_b^{i,n})^2} \sqrt{1 + \varepsilon_i} \quad (5)$$

式中： $f_{\tau i}$ 、 f_{ni} 、 f_{bi} 分别表示切向、法向、副法向三个方向在局部坐标系下的水动力； $C_{D\tau}$ 、 C_{Dn} 、 C_{Db} 分别表示切向、法向、副法向三个方向的拖曳力阻尼系数； ρ_ω 为海水密度； d_c 为单元直径； l_i 为单元长度； $V_b^{i,\tau}$ 、 $V_b^{i,n}$ 、 $V_b^{i,b}$ 分别分单元*i*在局部坐标系下三个方向的速度； ε_i 为单元应变。

此处求出的水动力是作用在单元上的，而在有限质点法中，单元并不承受荷载，而是将荷载全部等效转化为质点上的荷载。需要建立一个单元局部坐标系和质点整体坐标系之间的坐标转换矩阵，将荷载转化到质点上。

2.2 附加质量及附加质量力计算

在研究物体在流体中的运动时,附加质量是一个不可忽视的重要因素。当物体在流体中运动时,推动物体的力不仅需要克服物体本身的惯性,还需要克服物体与流体之间的相互作用力。因此,物体的加速所需要的力实际上大于物体质量与加速度的乘积,这一部分额外的力便被称为附加质量。准确计算和考虑附加质量,有助于更精确地预测和模拟物体在流体中的运动状态。

质点等效节点力和质点附加质量是与质点相连的前后单元的等效节点力和附加质量的平均值。首先,经过单元坐标转换矩阵计算整体坐标系下的单元内力和单元附加质量,然后将其累加到相连质点,得到质点等效节点力和附加质量。在有限质点法中,单元*i*在局部坐标系下的附加质量可以表示为

$$M_i^a = \begin{vmatrix} C_{at}\rho_w l_i \pi d_c^2 / 4 & 0 & 0 \\ 0 & C_{nt}\rho_w l_i \pi d_c^2 / 4 & 0 \\ 0 & 0 & C_{bt}\rho_w l_i \pi d_c^2 / 4 \end{vmatrix} \quad (6)$$

式中: C_{at} 、 C_{nt} 、 C_{bt} 分别为切向、法向、副法向三个方向的附加质量系数; d_c 为单元直径; l_i 为单元*i*长度; ρ_w 为海水密度。

由此,整体坐标系下单元*i*上作用的附加质量力 ${}^s F_i^M$ 可以表示为:

$${}^s F_i^M = [Q_i^T M_i^a Q_i] \cdot \ddot{u}_i^s - (Q_i^T M_i^a Q_i) \cdot \ddot{X}_i^s \quad (7)$$

式中: Q_i 为单元*i*的坐标转换矩阵; \ddot{u}_i^s 为质点*i*处的海流加速度; \ddot{X}_i^s 为质点*i*处的质点加速度。

求得整体坐标系下的单元附加质量和单元附加质量力后,再将其转换成节点附加质量和节点附加质量力。假设质点*j*与单元*i*和单元*i-1*相连,质点*i*的节点附加质量和节点附加质量力为

$$M_j^{\text{add}} = \frac{1}{2} (Q_i^T M_i^a Q_i + Q_{i-1}^T M_{i-1}^a Q_{i-1}) \quad (8)$$

$${}^s F_j^M = \frac{1}{2} ({}^s F_{i-1}^M + {}^s F_i^M) \quad (9)$$

式中: ${}^s F_j^M$ 为质点*j*的等效节点力; ${}^s F_{i-1}^M$ 为单元*i-1*的单元附加质量力; ${}^s F_i^M$ 为单元*i*的单元附加质量力; M_j^{add} 为质点*j*的附加质量; M_i^a 和 M_{i-1}^a 分别为单元*i*和*i-1*附加质量; Q_{i-1} 为单元*i-1*的坐标转换矩阵。

3 悬链线系泊缆波浪作用下动力非线性分析

本节对悬链线系泊缆在波浪和海流作用下的张紧-松弛非线性过程进行分析。

3.1 方法验证

为对采用有限质点法进行系泊缆动力分析的正确性进行验证,分析中取Chen等^[23]计算的系泊缆和环境参数。系泊缆模型和参数分别如图3和表1所示。海流视为准静态流,将风、浪、流对浮式平台产生的位移影响简化为Chen等^[21]所采用的作用于缆索顶端的正弦位移激励,具体位移激励为*x*向激振幅值5 m,频率0.05 Hz。系泊缆离散化为50个索单元,设定结构内部阻尼系数 $\xi=2$,时间步长设置为 $\Delta t=1 \times 10^{-4}$ s。

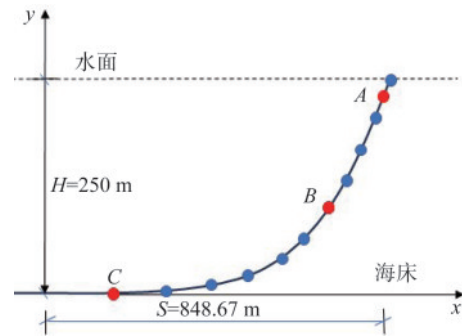


图3 悬链线式系泊缆初始形态

Fig.3 Initial configuration of the catenary mooring line

表1 系泊缆模型参数和环境参数表

Table 1 Parameters of the mooring line and environmental conditions

| 缆索参数 | 符号 | 单位 | 值 |
|----------|--------------------------|-------------------|--------------------|
| 原始长度 | L_0 | m | 902.2 |
| 直径 | d | m | 0.09 |
| 缆索单位长度质量 | m | kg/m | 77.71 |
| 抗拉刚度 | EA | N | 3.84×10^8 |
| 系泊深度 | h | m | 250 |
| 系泊长度 | s | m | 848.67 |
| 附加质量系数 | C_a | | 1.0 |
| 拖曳力系数 | C_{dt}, C_{dn}, C_{db} | | 0.1, 1.6, 1.6 |
| 流速 | U_c | m/s | 0.0 |
| 海水密度 | ρ_w | kg/m ³ | 1029 |
| 水下单位长度重量 | W_0 | N/m | 698.094 |

系泊缆在顶端 x 向激励下,将采用有限质点法求出的缆索张力与文献[23]中采用谐波平衡法计算的数值结果进行对比,如图4所示。两者较为吻合,验证了采用有限质点法计算系泊缆动张力的有效性和正确性。

3.2 波浪幅值对系泊缆动张力变化的影响

波浪激励作用会导致浮式风机出现摇荡现象,而浮式风机的摇荡位移作用会使缆索出现舞动。因此本文将波浪作用简化为缆索上端的正弦位移激励,用来模拟平台在波浪力作用下的摇荡位移。考虑 x 向的正弦波浪位移激励作用于缆索顶端时,不同的位移激励幅值对于系泊缆张紧-松弛变换过程中张力的影响。 x 向激励幅值取值分别为2 m、4 m、6 m、8 m,为了保证系泊缆索在较低的激励幅值作用时能得到有效的数据对缆索突

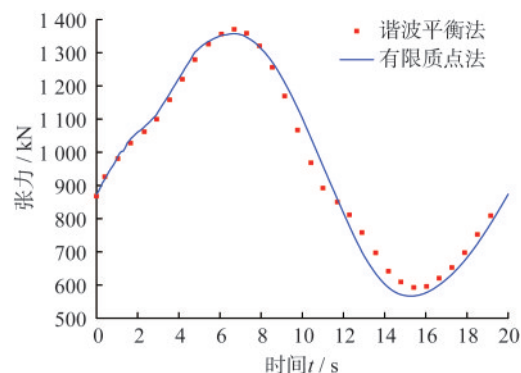


图4 系泊缆 x 向激励作用下缆索张力对比图
Fig.4 Comparison of cable tension under x -direction excitation of mooring lines

跳行为进行分析,将激励频率取值为0.1 Hz。系泊缆在相同激励频率、不同激励幅值下的缆索上端张力A点变化情况如图5所示。

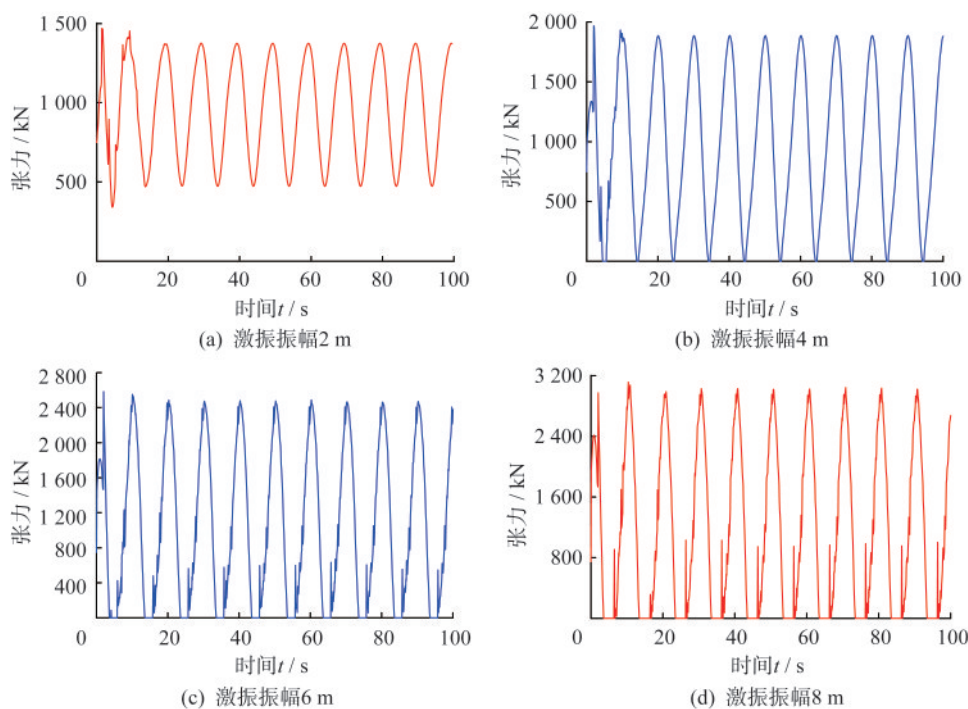


图5 系泊缆在相同激励频率、不同激励幅值下的缆索上端A点张力变化图

Fig.5 Tension variation at point A on the upper end of the mooring line under the same excitation frequency and different excitation amplitudes

图6为激励幅值为8 m时的缆索一个周期内的运动形态。当激励幅值为8 m时,缆索有明显的突跳行为出现,当 $t=20$ s时,此时缆索处于松弛状态。当 $t=22.5$ s时,缆索向上运动张力达到最大值,缆索张紧,随后缆索又重新从张紧状态回复到松弛状态。由于缆索突跳行为的运动形态都较为类似,后续便不再赘述。缆索上端A

点在不同激励幅值作用下的张力最大值、最小值如表2所示。

从图5和表2可以看出,当激励的频率保持不变时,随着激励幅值的增大,系泊缆上端的张力最大值和张力变化幅度迅速增加。当激励幅值为4 m时,缆索的上端张力最小值已经出现了等于零的情况,这说明此时缆索上端已经有松弛现象出

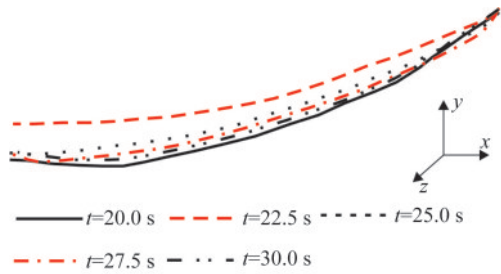


图6 激励幅值为 8 m 时一个周期的缆索形态变化
Fig.6 Mooring line configuration changes over one cycle with an excitation amplitude of 8 m

表2 相同激励频率、不同激励幅值缆索上端 A 点张力最大、最小值

Table 2 Maximum and minimum tension at point A on the upper end of the mooring line under the same excitation frequency and different excitation amplitudes

| 激励幅值/m | 激励频率/Hz | 上端张力最大值/kN | 上端张力最小值/kN |
|--------|---------|------------|------------|
| 2 | 0.1 | 1 489.69 | 345.78 |
| 4 | 0.1 | 1 968.90 | 0 (突跳发生) |
| 6 | 0.1 | 2 524.41 | 0 (突跳发生) |
| 8 | 0.1 | 3 114.52 | 0 (突跳发生) |

现了。当激励的幅值继续增大时,缆索张力变化的幅度也在迅速增大,同时缆索处于松弛状态的时间也在不断变长,说明此时系泊缆上端的突跳行为也随着激励幅值的增加而开始变得剧烈,在相同的激励频率下张力的变化幅度越大,系泊缆在松弛后又急速张紧的程度也越大,在这种情况下缆索的突跳就越剧烈。

将激励幅值与缆索上端 A 点张力最大值之间的关系进行拟合,拟合曲线如图 7 所示。

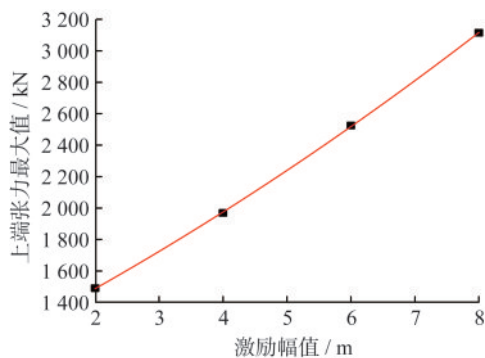


图7 激励幅值与缆索上端 A 点张力最大值关系曲线
Fig.7 Relationship curve between excitation amplitude and maximum tension at point A on the upper end of the mooring line

可以看出系泊缆上端 A 点最大张力与激励幅值基本呈线性关系,并随着激励幅值的增大而增大。张力增加的幅度也随着激励幅值的增大而增大。突跳行为也随着变得更加剧烈。

同理,对系泊缆在相同激励频率、不同激励幅值下的缆索中部 B 点和底部 C 点张力变化情况进行研究,为了方便分析对比,将系泊缆索中部和底部张力最大、最小值列出,如表 3 和表 4 所示。

表3 相同激励频率、不同激励幅值缆索中部 B 点张力最大、最小值

Table 3 Maximum and minimum tension at point B in the middle of the mooring line under the same excitation frequency and different excitation amplitudes

| 激励幅值/m | 激励频率/Hz | 中部张力最大值/kN | 中部张力最小值/kN |
|--------|---------|------------|------------|
| 2 | 0.1 | 1 253.65 | 355.77 |
| 4 | 0.1 | 1 673.90 | 0 (突跳发生) |
| 6 | 0.1 | 2 076.75 | 0 (突跳发生) |
| 8 | 0.1 | 2 410.98 | 0 (突跳发生) |

表4 相同激励频率、不同激励幅值缆索下端 C 点张力最大、最小值

Table 4 Maximum and minimum tension at point C on the lower end of the mooring line under the same excitation frequency and different excitation amplitudes

| 激励幅值/m | 激励频率/Hz | 下端张力最大值/kN | 下端张力最小值/kN |
|--------|---------|------------|------------|
| 2 | 0.1 | 1 167.03 | 375.32 |
| 4 | 0.1 | 1 616.98 | 20 |
| 6 | 0.1 | 2 165.07 | 0 (突跳发生) |
| 8 | 0.1 | 2 512.56 | 0 (突跳发生) |

对比表 2—表 4 可以看出,缆索中部和下端在不同激励幅值作用下的张力变化趋势与缆索上端的变化趋势并没有什么差别,都随着激励幅值的增大而不断增大。但缆索下端张力要小于缆索上端张力,缆索中部的张力值小于上端和下端的张力。随着激励幅值的不断上升,在缆索出现突跳行为后,缆索下端的张力会大于缆索中部的张力,并且张力变化幅值也要大于中部,这说明当激励作用足够大时,悬链线式系泊缆的突跳行为会率先在缆索的上端和下端出现,并传递到中部。综上所述,缆索上端的突跳行为可以作为整个缆索突跳的先兆。

3.3 波浪频率对系泊缆动张力变化的影响

波浪激励中除了激励幅值对缆索的运动有重要影响之外,激励的频率也是一个不能忽略的因素。考虑 x 向的正弦波浪位移激励对于缆索张力影响,为了在低频时能够更好地分析激励频率对

于缆索张力的影响,取激励幅值为6 m,激励频率分别取0.2 Hz、0.1 Hz、0.067 Hz、0.05 Hz,对应的激励周期分别为5 s、10 s、15 s、20 s。系泊缆在相同激励幅值、不同激励频率下的缆索上端A点张力变化情况如图8所示。

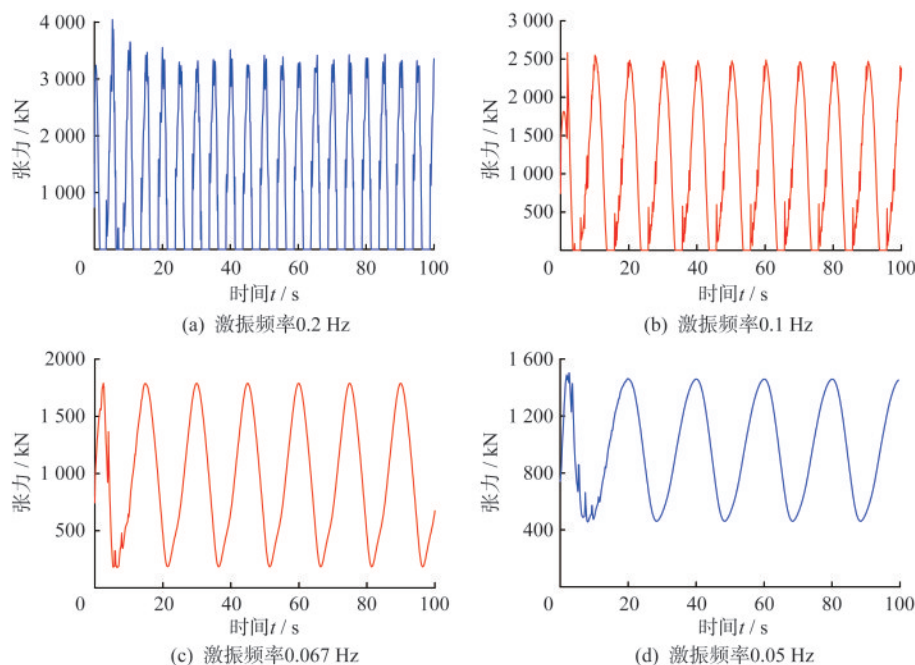


图8 缆索在相同激励幅值、不同激励频率下的缆索上端A点张力变化图

Fig.8 Tension variation at point A on the upper end of the mooring line under the same excitation amplitude and different excitation frequencies

相同激励幅值、不同激励频率作用下的缆索上端张力最大值、最小值列出如表5所示。

表5 相同激励幅值、不同激励频率缆索上端A点张力最大、最小值

Table 5 Maximum and minimum tension at point A on the upper end of the mooring line under the same excitation amplitude and different excitation frequencies

| 激励幅值/m | 激励频率/Hz | 上端张力最大值/kN | 上端张力最小值/kN |
|--------|---------|------------|------------|
| 6 | 0.2 | 4045.03 | 0(突跳发生) |
| 6 | 0.1 | 2524.41 | 0(突跳发生) |
| 6 | 0.067 | 1789.04 | 177.81 |
| 6 | 0.05 | 1465.51 | 448.62 |

根据图8缆索张力变化趋势和表5中最大、最小值对比可知,当激励幅值一定时,缆索上端张力的最大值随着激励频率的减小而减小,缆索上端张力的最小值会随着激励频率的变小而增大,说

明此时缆索由于激励作用的降低,运动幅度也在逐渐降低,且缆索突跳现象也随着激励频率的减小而逐渐消失,缆索上端不再出现松弛现象,而是保持张紧状态。

为了对比研究激励频率的变化对于缆索中部张力的影响,将缆索在相同激励幅值、不同激励频率下缆索中部B点和下端C点的张力最大值、最小值列出,如表6和表7所示。

表6 相同激励幅值、不同激励频率缆索中部B点张力最大、最小值

Table 6 Maximum and minimum tension at point B in the middle of the mooring line under the same excitation amplitude and different excitation frequencies

| 激励幅值/m | 激励频率/Hz | 中部张力最大值/kN | 中部张力最小值/kN |
|--------|---------|------------|------------|
| 6 | 0.2 | 2 884.72 | 0(突跳发生) |
| 6 | 0.1 | 2 076.75 | 0(突跳发生) |
| 6 | 0.067 | 1 425.24 | 216.01 |
| 6 | 0.05 | 1 248.51 | 456.97 |

表 7 相同激励幅值、不同激励频率缆索下端 C 点
张力最大、最小值

Table 7 Maximum and minimum tension at point C on
the lower end of the mooring line under the same
excitation amplitude and different excitation frequencies

| 激励幅 值/m | 激励频 率/Hz | 下端张力最 大值/kN | 下端张力最 小值/kN |
|------------|-------------|----------------|----------------|
| 6 | 0.2 | 4 022.83 | 0 (突跳发生) |
| 6 | 0.1 | 2 030.09 | 0 (突跳发生) |
| 6 | 0.067 | 1 362.41 | 225.86 |
| 6 | 0.05 | 1 291.08 | 612.97 |

对比表 5—表 7 可以看出,缆索中部和下端在激励频率影响下的张力变化情况与缆索上端的张力变化情况基本一致,张力都随着激励频率的降低而减小,但缆索中部 B 点的张力最大值始终要小于缆索上端和下端张力最大值,同时,缆索的突跳行为也随着激励频率的降低而逐步减弱甚至消失。对比三者相同激励频率之间张力最小值的变化情况,可以看出,当激励频率很高时,缆索下端、中部和上部的张力值非常接近,三者之间的差值都不超过 3%,说明当激励频率很高时,缆索整体处于相同的运动状态。当激励频率较低时,缆索下端和缆索中部的张力值同样处于一个非常接近

的状态,这说明在激励频率较低时,缆索的中部和下端并未在激励的作用下出现明显的运动。缆索振动主要集中在上端。

4 悬链线系泊缆海流作用下动力非线性分析

海流是导致系泊缆索出现非线性行为的主要因素之一。当系泊缆索在海中工作时,系泊缆索会因为海流本身的密度和速度等因素从而受到来自流体的阻力影响,拖曳力系数则是一个衡量这些因素的重要参数。而其中切向拖曳力系数与拖缆的雷诺数、攻角、长度直径比、表面粗糙度以及抖动等因素有很大的关系,当拖曳力系数逐渐增大时,说明缆索在海中受到的阻力越大^[25]。由于缆索上端连接在平台上,受到的主要激励作用来自于水平方向的位移激励,所以本文主要研究切向拖曳力系数对缆索在出现突跳行为时的影响。假设系泊缆顶端受到 x 向的正弦波浪激励幅值为 3 m,激励频率为 0.1 Hz,切向拖曳力系数分别取为 0.02、0.04、0.06、0.08。系泊缆上端 A 点张力变化情况如图 9 所示。将切线拖曳力系数改变时,缆索上端张力变化的最大、最小值列出,如表 8 所示。

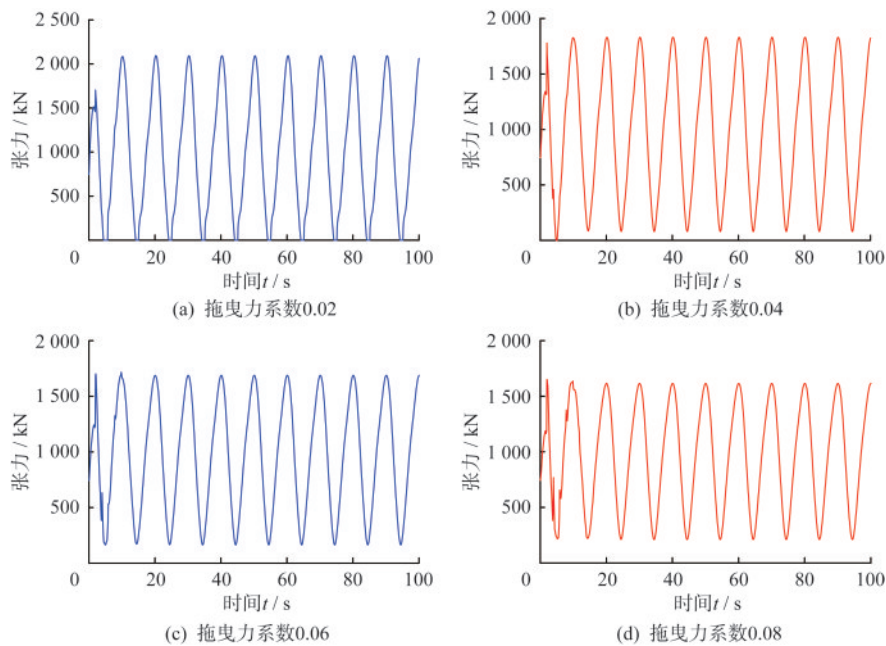


图 9 切向拖曳力系数改变时缆索上端 A 点张力变化图

Fig. 9 Tension variation at point A on the upper end of the mooring line with changing tangential drag coefficients

从图 9 和表 8 可以看出,缆索上端张力的最大值会随着切向拖曳力系数的增大而减小,且这种减小的趋势会越来越小。缆索上端张力的最小值

则会随着切向拖曳力系数的不断增大而增大,并且增大的趋势也是逐渐减弱的,这说明随着切向拖曳力系数的增大,缆索在相同激励的作用下运

表8 切向拖曳力系数改变时缆索上端A点张力最大值、最小值

Table 8 Maximum and minimum tension at point A on the upper end of the mooring line with changing tangential drag coefficients

| 激励幅值/m | 激励频率/Hz | 切向拖曳力系数 | 张力最大值/kN | 张力最小值/kN |
|--------|---------|---------|----------|----------|
| 3 | 0.1 | 0.02 | 2 092.09 | 0(突跳发生) |
| 3 | 0.1 | 0.04 | 1 828.34 | 0(突跳发生) |
| 3 | 0.1 | 0.06 | 1 693.58 | 176.36 |
| 3 | 0.1 | 0.08 | 1 616.91 | 217.03 |

动的幅度是不断降低的,缆索出现突跳行为的可能性逐步降低。

同样地,为了比较切向拖曳力系数的改变可能会对缆索中部张力造成的影响,将不同切向拖曳力系数时,缆索中部B点和下端C点的张力变化情况列出,如表9和表10所示。

表9 切向拖曳力系数改变时缆索中部B点张力最大值、最小值

Table 9 Maximum and minimum tension at point B in the middle of the mooring line with changing tangential drag coefficients

| 激励幅值/m | 激励频率/Hz | 切向拖曳力系数 | 中部张力最大值/kN | 中部张力最小值/kN |
|--------|---------|---------|------------|------------|
| 3 | 0.1 | 0.02 | 1 420.56 | 140.67 |
| 3 | 0.1 | 0.04 | 1 413.34 | 148.73 |
| 3 | 0.1 | 0.06 | 1 397.58 | 151.87 |
| 3 | 0.1 | 0.08 | 1 395.16 | 154.22 |

表10 切向拖曳力系数改变时缆索下端张力C点最大值、最小值

Table 10 Maximum and minimum tension at point C on the lower end of the mooring line with changing tangential drag coefficients

| 激励幅值/m | 激励频率/Hz | 切向拖曳力系数 | 下端张力最大值/kN | 下端张力最小值/kN |
|--------|---------|---------|------------|------------|
| 3 | 0.1 | 0.02 | 1 389.28 | 164.59 |
| 3 | 0.1 | 0.04 | 1 367.97 | 179.63 |
| 3 | 0.1 | 0.06 | 1 359.62 | 223.84 |
| 3 | 0.1 | 0.08 | 1 357.19 | 235.85 |

从表9和表10可以看出,切向拖曳力系数的改变对于缆索中部和下端的张力并未造成明显的影响。例如当切向拖曳力为0.02时,缆索中部的张力最大值为1 420.56 kN,最小值为140.67 kN;当切向拖曳力为0.08时,缆索中部的张力最大值为1 395.16 kN,最小值为154.22 kN,缆索中部张力

的最大值减小幅度只有2.5%,最小值增大幅度也仅有10%,说明切向拖曳力系数的改变对于缆索中部的张力变化影响有限。这是因为采用悬链线系泊的系泊缆索离下锚点越近,缆索与水平方向的夹角就越小,缆索受水平力影响就越弱,而切向拖曳力系数的增加主要影响缆索在水平方向受到的阻力,所以切向拖曳力系数的增加对于缆索中部和下部的张力影响并不如对于缆索上部张力的影响大。

5 结 语

本文基于有限质点法对深海浮式风机悬链线系泊缆在浪、流联合作用下的非线性动力行为进行了研究,主要针对系泊缆的突跳行为进行深入分析,得出以下主要结论:

(1) 本文采用有限质点法实现了对大变形、大位移情况下系泊缆行为的有效分析,为系泊缆非线性行为研究提供了新方法。

(2) 系泊缆的突跳行为通常先发生在缆索的上端,并随着波浪激励的持续和强度增加,逐渐传递到中部和下端。特别是在波浪激励幅值达到4 m及以上时,缆索出现突跳的频率显著增加,且最大动张力可以达到初始张力的2至3倍。

(3) 浪、流联合作用对系泊缆的突跳行为有显著影响。随着波浪幅值和频率的增加和拖曳力系数的降低,缆索的运动幅度和突跳行为显著增强。

参 考 文 献

- [1] WU X, HU Y, LI Y, et al. Foundations of offshore wind turbines: A review [J]. *Renew Sustain Energy Rev.*, 2019, 104: 379-393.
- [2] MUHAMMAD N, ULLAH Z, CHOI D H. A numerical procedure accounting for fluid drag forces and cable extensibility for the static response of mooring cables [J]. *Int. J. Steel Struct.*, 2018, 18: 293-303.
- [3] QIAO D, YAN J, LIANG H, et al. Analysis on snap load characteristics of mooring line in slack-taut process [J]. *Ocean Eng.*, 2020, 196: 106807.
- [4] LI C, ZHANG J. Nonlinear coupled dynamics analysis of a truss spar platform [J]. *China Ocean Eng.*, 2016, 30: 835-850.
- [5] GAO Y, GUO C, WANG L, et al. Experimental investigation on responses characteristics of a mooring line with imposed top-end motions [J]. *Ocean Eng.*, 2021, 229: 108980.
- [6] 张素侠. 深海系泊系统松弛-张紧过程缆绳的冲击张

- 力研究[D].天津:天津大学,2008.
- ZHANG Suxia. Research on impact tension of mooring line in the slack-tight process of deep-sea mooring systems [D]. Tianjin: Tianjin University, 2008. (in Chinese)
- [7] LI Y, GUO S, CHEN W, et al. Analysis on restoring stiffness and its hysteresis behavior of slender catenary mooring-line[J]. Ocean Eng., 2020, 209: 107521.
- [8] GUO S, CHEN W, FU Y. Non-linearly restoring performance of sft's catenary mooring-lines under consideration of its dynamic behaviors [J]. Procedia Eng., 2016, 166: 202-211.
- [9] ZHANG L, GAO Q, LIU Y, et al. An efficient finite element formulation for nonlinear analysis of clustered tensegrity[J]. Eng. Comput., 2016, 33: 252-273.
- [10] BROUMAND P, KHOEI A R. The extended finite element method for large deformation ductile fracture problems with a non-local damage-plasticity model[J]. Eng. Fract. Mech., 2013, 112-113: 97-125.
- [11] JI D, ZHANG J, YI K, et al. Surface crack growth simulation and residual life assessment of high-speed train axles based on extended finite element method [J]. Eng. Fail. Anal., 2022, 134: 106043.
- [12] YU Y, PAULINO G H, LUO Y Z. Finite particle method for progressive failure simulation of truss structures[J]. J. Struct. Eng., 2011, 137: 1168-1181.
- [13] 罗尧治, 郑延丰, 杨超, 等. 结构复杂行为分析的有限质点法研究综述[J]. 工程力学, 2014, 8: 1-7.
- LUO Yaozhi, ZHENG Yanfeng, YANG Chao, et al. A review of finite particle method for analyzing complex structural behaviors[J]. Engineering Mechanics, 2014, 8: 1-7. (in Chinese)
- [14] SHIH C, WANG YK, TING EC. Fundamentals of a vector form intrinsic finite element: Part III. Convected material frame and examples [J]. J. Mech., 2004, 20: 133-143.
- [15] 喻莹, 许贤, 罗尧治. 基于有限质点法的结构动力非线性行为分析[J]. 工程力学, 2012, 29: 8-15.
- YU Ying, XU Xian, LUO Yaozhi. Nonlinear dynamic behavior analysis of structures based on finite particle method [J]. Engineering Mechanics, 2012, 29: 8-15. (in Chinese)
- [16] 王素梅. 基于向量式有限元的风-车-轨-桥耦合系统动力分析[D]. 杭州: 浙江大学, 2018.
- WANG Sumei. Dynamic analysis of wind-turbine-rail-bridge coupled system based on vector finite element method [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2018. (in Chinese)
- [17] 喻莹, 谭长波, 金林, 等. 基于有限质点法的单层球面网壳强震作用下连续倒塌破坏研究[J]. 工程力学, 2016, 33: 134-141.
- YU Ying, TAN Changbo, JIN Lin, et al. Progressive collapse of single-layer spherical lattice shells under strong earthquakes based on finite particle method [J]. Engineering Mechanics, 2016, 33: 134-141. (in Chinese)
- [18] YU Y, XIA P, YANG C. Form finding and collapse analysis of cable nets under dynamic loads based on finite particle method [J]. Comput. Model Eng. Sci., 2018, 117: 73-89.
- [19] 许雷阁, 林緬. 基于向量式有限元方法的长输海底管道平整度分析[J]. 油气储运, 2016, 35: 208-214.
- XU Leige, LIN Mian. Unevenness analysis of long-distance subsea pipelines based on vector finite element method [J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2016, 35: 208-214. (in Chinese)
- [20] 王启宇. 基于向量式有限元的海上风电桩式基础碰撞分析[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2017.
- WANG Qiyu. Collision analysis of offshore wind turbine pile foundation based on vector finite element method [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2017. (in Chinese)
- [21] 系泊链: GB/T 20848—2017 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2017.
- Mooring Chain: GB/T 20848—2017 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2017. (in Chinese)
- [22] RAFFAELLO A, CHRISTOPHE P, ATILLA I, et al. Dynamic mooring simulation with Code_Aster with application to a floating wind turbine [J]. Ocean Engineering, 2018, 151: 366-377.
- [23] CHEN L, BASU B, NIELSEN S R K. Nonlinear periodic response analysis of mooring cables using harmonic balance method [J]. Journal of Sound and Vibration, 2019, 438: 402-418.
- [24] TANG H, YEH P, HUANG C, et al. Numerical study of the mooring system failure of aquaculture net cages under irregular waves and current [J]. Ocean Engineering, 2020, 216: 108110.
- [25] 周磊, 何景异, 陈科, 等. 水下非均匀拖缆稳态动力学分析[J]. 海洋工程, 2023, 41(3): 146-156.
- ZHOU Lei, HE Jingyi, CHEN Ke, et al. Steady-state dynamic analysis of underwater non-uniform towed cables [J]. Ocean Engineering, 2023, 41(3): 146-156. (in Chinese)