

文章编号: 1007-7294(2026)05-0752-12

超大型浮体与系泊系统耦合水弹性响应分析

倪歆韵^{1,2}, 汤苏西², 丁 军^{1,2}, 王 泽^{1,2}, 王思雨^{1,2}, 魏子阳^{1,2}, 陆 晔^{1,2}

(1. 深海技术科学太湖实验室, 江苏 无锡 214082; 2. 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082)

摘要: 在工程应用中, 超大型浮体需要借助系泊系统实现海上定位。然而超大型浮体因其大长宽比的特征, 整体刚度较低, 在波浪作用下易产生显著的弹性变形, 刚体理论无法考虑这种变形对系泊系统的影响, 也难以预报系泊状态下浮体的结构动力响应。为此, 本研究基于三维水弹性力学理论和细长杆系泊动力学理论, 建立了超大型浮体与系泊系统耦合计算模型, 该模型可同步计算浮体在系泊作用下的结构响应及系泊系统在浮体刚体运动与弹性变形共同影响下的动力响应, 从而实现对系泊张力与结构响应更高精度的同步预报。本文采用该模型对三模块超大型浮体耦合性能进行了分析, 获得了浮体典型剖面载荷响应和系泊缆张力。结果表明, 该浮体的弹性变形显著改变了系泊点位移, 导致系泊缆张力增量达到 10^5 N 量级, 最大增量达到其预张力的 40% 左右。

关键词: 超大型浮体; 系泊系统; 细长杆理论; 水弹性响应

中图分类号: U661.4 **文献标识码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1007-7294.2026.05.008

Hydroelastic analysis of very large floating structure coupled with mooring system

NI Xin-yun^{1,2}, TANG Su-xi², DING Jun^{1,2}, WANG Ze^{1,2}, WANG Si-yu^{1,2}, WEI Zi-yang^{1,2}, LU Ye^{1,2}

(1. Taihu Laboratory of Deepsea Technological Science, Wuxi 214082, China; 2. China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China)

Abstract: In engineering applications, Very Large Floating Structures (VLFS) need to rely on mooring systems to achieve offshore positioning. However, due to their large length-to-width ratio, VLFS have low overall stiffness and are prone to significant elastic deformation under wave action. Based on the rigid body theory, the impact of such deformation on the mooring system cannot be taken into account, nor can the structural dynamic response of the floating structure in the moored state be easily predicted. To address this, this study established a coupled calculation model of the VLFS and the mooring system based on three-dimensional hydroelasticity theory and slender rod mooring dynamics theory. With this model, the structural response of the floating structure under mooring loads is calculable, and the dynamic response of the mooring system to the combined effects of the floating structure's rigid body motion and elastic deformation is synchronously computable, thereby realizing the high-precision synchronous prediction of mooring tension and structural response. In this paper, this model is used to analyze the coupling performance of a three-module VLFS, and the floating structure's load response of typical sections and the mooring line tensions are obtained. The results show that the elastic deformation of the floating structure significantly changes the displacement of the mooring points, leading to an increment in mooring line tension reaching the order of 10^5 N,

收稿日期: 2025-09-10

基金项目: 江苏省基础研究计划资助(BK20243019); 船舶 CAE 研发应用项目

作者简介: 倪歆韵(1983-), 男, 博士, 研究员, 通讯作者, E-mail: nixinyun@cssrc.com.cn;

汤苏西(1999-), 男, 硕士研究生; 丁 军(1986-), 男, 博士, 研究员。

with the maximum increment being approximately 40% of its pretension.

Key words: Very Large Floating Structures (VLFS); mooring system; slender rod theory; hydroelastic response

0 引言

超大型浮体(Very Large Floating Structures, VLFS)具有使用空间充裕、环境友好、建造成本低、机动性强以及建设周期短等显著优势,已成为海上机场、浮式桥梁、养殖牧场和漂浮光伏电站等海上设施的理想载体,其应用前景备受关注^[1-2]。然而,由于此类结构物的尺寸巨大,其在波浪激励下,自身的水弹性变形可能会与浮体的刚体位移达到同一个量级。因此,在超大型浮体的设计阶段,为了准确获取浮体的载荷响应,采用水弹性力学方法对结构进行分析就显得十分必要^[3]。三维水弹性理论^[4-5]将浮体视为连续的弹性体,通过流固耦合与模态分析,可直接求解浮体在波浪作用下的整体弹性变形与结构动力响应。该方法在保证工程精度的前提下,具有较高的计算效率,因而在大尺度线弹性浮体整体响应分析中得到了广泛应用。

此外,超大型浮体另一个显著的特征是通常由众多模块组成。在采用三维水弹性力学方法对多模块浮体进行水弹性分析时,根据是否考虑各模块浮体结构变形分为刚体模型和弹性模型两类^[5]。刚性模块柔性连接器(RMFC)^[6]方案将每个模块视作刚体,认为弹性变形全部来自连接器的弹性变形,而弹性模块弹性连接器(FMFC)^[7]则将浮体和连接器视为一个整体,统一研究浮体的运动与变形。尽管两者均需建立三维模型并进行模态分析,但FMFC方法能更真实地反映各模块的弹性变形,尤其适用于模块尺度较大的多模块超大型浮体,在模拟超大型浮体结构动力响应时更为准确。

系泊系统作为保障海上浮体安全的关键组成部分,其与传统浮体之间的耦合分析方法已取得显著进展^[8-10]。然而,随着浮体尺度不断增大,尤其是针对多模块超大型浮体这类刚度较低、弹性变形更为显著的结构,耦合分析面临新的挑战:一方面,浮体的弹性变形对系泊缆张力的影响已不可忽略;另一方面,在浮体位移较大时,系泊系统较高的刚度也会对浮体结构强度产生重要影响^[11]。已有一些研究对上述问题进行了探讨,Liu等(2024)^[12]针对一艘长246.5 m的FPSO开展分析,发现仅浮体弹性变形对悬链线式系泊缆张力的贡献就可达 10^5 N量级,但该研究未考虑动系泊力对浮体结构响应的影响。Wei等(2024)^[3]结合CFD-DMB和系泊线准静态法,分析了超大型浮体弹性变形与系泊系统的相互作用,发现系泊系统会显著改变结构的挠曲与弯矩分布。Ni等(2018)^[4]针对三模块超大型浮体的研究指出,弹性变形对系泊张力波动幅值的贡献最高可达26%,但该研究中系泊分析同样采用了准静态方法,且未建立系泊系统作用下超大型浮体水弹性响应计算方法。综上所述,超大型浮体的弹性变形与系泊系统之间的确存在着显著的耦合关系,但目前的研究多聚焦于它们之间的单向影响,或采用准静态方法计算系泊系统动态响应,这些问题的存在会导致系泊状态下超大型浮体水弹性响应计算能力不足,系泊缆张力预报精度不够,从而影响工程判断。

针对上述问题,本文将基于三维水弹性力学理论和细长杆系泊动力学理论,建立超大型浮体与系泊系统耦合计算模型,并以系泊状态下的三模块超大型浮体为计算对象,对超大型浮体的水弹性响应、系泊张力的动态响应进行计算,获得系泊状态下超大型浮体典型剖面的载荷特性,分析超大型浮体弹性变形对系泊系统张力大小的影响程度。

1 超大型浮体与系泊系统耦合分析模型

1.1 三维水弹性力学理论

对于结构为线弹性且在平衡位置作小幅振动的超大型浮体,三维水弹性力学中采用广义运动方程

对其进行描述。即在结构整体的动力学方程两侧同时乘以转置的模态矩阵 $[D]^T$,得到广义运动方程^[13]

$$[a]\{\ddot{q}\} + [b]\{\dot{q}\} + [c]\{q\} = \{\theta\} + \{\Gamma\} + \{\Omega\} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} [a] &= [D]^T[M][D] \\ [b] &= [D]^T[C][D] \\ [c] &= [D]^T[K][D] \\ \{\theta\} &= [D]^T\{Q\} \\ \{\Gamma\} &= [D]^T\{F\} \\ \{\Omega\} &= [D]^T\{G\} \end{aligned} \quad (2)$$

式中: $[M]$ 、 $[C]$ 、 $[K]$ 分别总体质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵, $[a]$ 、 $[b]$ 、 $[c]$ 为广义质量矩阵、广义阻尼矩阵和广义刚度矩阵; $\{Q\}$ 、 $\{F\}$ 、 $\{G\}$ 为作用在结构上的分布力、集中力和体积力向量, $\{\theta\}$ 、 $\{\Gamma\}$ 、 $\{\Omega\}$ 分别为广义分布力、广义集中力和广义体积力; $\{q\}$ 为广义模态主坐标。这样就实现了将求解有限元各个节点响应转换成了求解各个模态主坐标,从而方便将刚体模态融入其中。

为了使刚体模态的振型向量与弹性模态相一致, Wu(1984)^[13] 依据耐波性原理提出了离散系统第 j 个节点处 6 阶刚体模态振型的表达式

$$\begin{aligned} \{D_1^{(j)}\} &= \{1, 0, 0, 0, 0, 0\}, \\ \{D_2^{(j)}\} &= \{0, 1, 0, 0, 0, 0\}, \\ \{D_3^{(j)}\} &= \{0, 0, 1, 0, 0, 0\}, \\ \{D_4^{(j)}\} &= \{0, -(z - z_G), (y - y_G), 1, 0, 0\}, \\ \{D_5^{(j)}\} &= \{(z - z_G), 0, -(x - x_G), 0, 1, 0\}, \\ \{D_6^{(j)}\} &= \{-(y - y_G), (x - x_G), 0, 0, 0, 1\} \end{aligned} \quad (3)$$

式中: (x, y, z) 为结构上任意一节点坐标, (x_G, y_G, z_G) 为结构重心坐标。

求解式(1)获得广义模态主坐标后,根据模态叠加原理,结构的位移、弯矩、剪力等响应即可利用模态响应向量得到

$$\begin{cases} u(t) = \sum_{r=1}^n u_r q_r(t) \\ M(t) = \sum_{r=1}^n M_r q_r(t) \\ V(t) = \sum_{r=1}^n V_r q_r(t) \end{cases} \quad (4)$$

式中: $q_r(t)$ 为模态主坐标的第 r 阶分量; $u(t)$ 为结构上某一点的动态位移, u_r 为该点上第 r 阶振型对应的模态位移矢量; $M(t)$ 、 $V(t)$ 为结构任意剖面的动态弯矩和剪力, M_r 、 V_r 则为该剖面第 r 阶模态对应的模态弯矩和模态剪力。

基于上述思想可在利用有限元法计算得到船体模态振形后,运用三维势流理论描述流体域,在船体湿表面施加 Price-Wu 耦合边界条件,并考虑浮体的弹性模态对流场的扰动计算得到流场的速度势。然后,根据广义载荷计算公式,在湿表面上将流体压力投影到各阶模态上,计算出由流体带来的广义附加质量、阻尼、恢复力及波浪激励力。最后,将这些广义水动力与结构本身的模态运动方程结合,推导出以模态主坐标表示的、描述整个流固耦合系统的频域水弹性力学方程

$$(-\omega^2[a + A] - i\omega[b + B] + [c + C])\{\bar{q}\} = \{\bar{F}_w(\omega)\} \quad (5)$$

式中: $[A]$ 、 $[B]$ 、 $[C]$ 分别为附加质量矩阵、附加阻尼矩阵和静水刚度矩阵; $\{\bar{q}\}$ 为主坐标响应的复振幅; $\{\bar{F}_w(\omega)\}$ 为广义波浪激励力复振幅。

由于系泊力是动态非线性荷载,所以在进行系泊系统与浮体之间时域耦合分析时,需采用间接时域方法,即首先通过频域水弹性分析方法获得浮体的水动力系数、波浪激励力频域响应;然后在此基础上进行傅里叶逆变换、卷积积分等得到时域方程中的附加质量和附加阻尼项;最后,采用波浪激励力频

域响应结合波浪谱时域规则波叠加方法,获取波浪激励力在数值计算中的时域描述^[14]。系泊系统的系泊力通过浮体实时位置计算得出,从而确定在此系泊力和流体动力作用下浮体的位置,通过上述迭代计算,可以得到浮体的时域运动响应和系泊力的时历变化,时域运动方程如下

$$[a + A_{\infty}]\{\ddot{q}(t)\} + \int_{-\infty}^t [K(t-\tau)]\{\dot{q}(\tau)\}d\tau + [b]\{\dot{q}(t)\} + [c + C]\{q(t)\} = \{F_w(t)\} + \{F_{curr}(t)\} + \{F_{wind}(t)\} + \{F_m(t)\} \quad (6)$$

式中: $[A_{\infty}]$ 为波频无穷大处的附加质量, $[K(t-\tau)]$ 为脉冲响应函数矩阵; $\{F_w(t)\}$ 为广义流体作用力, 主要包括一阶和二阶波浪力; $\{F_{curr}(t)\}$ 、 $\{F_{wind}(t)\}$ 为定常流、风力; $\{F_m(t)\}$ 为动态系泊力, 通过下一节介绍的细长杆理论进行求解。

1.2 系泊系统分析理论

系泊缆索可以被认为是细长结构, 通常会出现较大几何变形。为了能够准确模拟系泊缆索的动力响应特性, 本文将采用能够考虑轴向拉伸和弯曲行为的细长杆理论对系泊线进行建模, 该方法的优势在于控制方程在总体坐标系中进行构建, 无需进行坐标转换^[15]。

如图1所示, 细长杆理论中, 是利用杆件中心线的位置来描述杆件的形态。杆件中心线由空间曲线 $r(s, t)$ 表示, 位置向量 r 是弧长 s 和时间 t 的函数, 在假设杆件轴向不可伸长的前提条件下, 可得到空间曲线的单位切向量为 r' , 主法向量为 r'' , 以及副法向量为 $r' \times r''$, 左上角标的“'”和“''”分别代表对弧长 s 求一阶和二阶导数。

在杆件上针对微元进行受力分析, 并基于达朗贝尔原理即可建立细长杆模型的动力学方程, 具体形式如下

$$-(EI r'')'' + (\lambda r')' + q = \rho \ddot{r} \quad (7)$$

$$\lambda(s, t) = T(s, t) - EI \kappa^2(s, t) \quad (8)$$

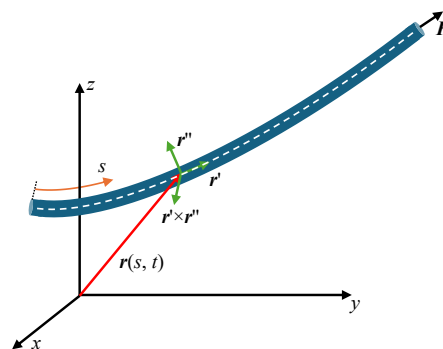


图1 细长杆理论坐标系

Fig.1 Coordinate system of slender rod theory

式中: EI 为弯曲刚度; q 为单位长度上的外力, 包括水动力、海床支撑与摩擦、自身重力等; ρ 为单位长度质量; $\ddot{r}$ 表示单元的加速度; λ 为等效张力; T 为线张力; κ 为曲率。

运动方程(7)中存在未知量 r 和 λ , 仅凭该方程无法求解, 因此需要根据细长杆件的轴向拉伸假定确定拉伸控制方程。如假设杆件轴向不可伸长, 则可获得控制方程

$$r' \cdot r' = 1 \quad (9)$$

若认为细长杆件是可伸长的, 且伸长量是线性小量, 则线弹性伸长条件为

$$\frac{1}{2}(r' \cdot r' - 1) = \frac{T}{EA} \approx \frac{\lambda}{EA} \quad (10)$$

式中: EA 为细长杆件的轴向拉伸刚度。将运动方程(7)与拉伸控制方程(9)或(10)联立, 再结合初始条件、边界条件以及外荷载即可确定未知量 r 和 λ 。考虑到通常系泊缆索的轴向拉伸刚度有限, 沿轴向会产生一定的微小伸长, 因此本文中采用能够考虑轴向小变形的拉伸控制方程(10)。

对于方程(7)和(10)组成的非线性方程组, 采用有限元方法对其进行离散, 并利用牛顿迭代法在每个时间步上迭代求解。对于时间积分, 采用无条件稳定的 Newmark- β 法进行求解, 具体的有限元离散格式、代数方程推导及求解流程与文献[16]一致。

1.3 浮体与系泊系统耦合分析方法

与传统分析方法不同, 本研究需考虑浮体的弹性模态, 因此必须建立系泊载荷与浮体弹性变形之间的耦合关系。第 l 个导缆孔的空间位置作为系泊线的上端边界条件, 在考虑浮体弹性变形的影响后, 其表达式如下

$$\mathbf{R}_{cl} = \mathbf{r}_G + \mathbf{x}(t) + \Lambda^{-1} \mathbf{p}_l + \sum_{j=7}^n \mathbf{H}_{lr} q_r \quad (11)$$

式中: $\mathbf{r}_G$ 是浮体重心的初始坐标; $\mathbf{x}(t)$ 表示浮体重心的刚体位移; $\mathbf{p}_l$ 是第 l 个导缆孔相对于重心的位置; Λ 是将坐标从空间固定坐标系转换到随体坐标系的旋转矩阵; $\mathbf{H}_{lr}$ 是第 l 个导缆孔处第 r 阶弹性模态的模态位移向量; q_r 是浮体第 r 阶模态的主坐标响应; n 是结构模态的总数, 包括 6 个刚体模态和 $n-6$ 个弹性模态。上式右侧最后一项即代表了超大型浮体的弹性模态变形对导缆孔位移的贡献。

基于细长杆理论可计算得到系泊线施加在平台上的系泊力 $\mathbf{f}_l$ 和系泊力矩 $\mathbf{m}_l$ 表达式分别为

$$\mathbf{f}_l = -\{\lambda \mathbf{r}' - (EI \mathbf{r}'')\}_{s=L} \quad (12)$$

$$\mathbf{m}_l = -\{\mathbf{r}' \times EI \mathbf{r}''\}_{s=L} \quad (13)$$

相应的第 l 根缆绳对浮体所施加的弹性模态广义系泊力 $\mathbf{f}_{el}$ 可通过导缆孔处的模态位移向量来计算, 其表达式如下

$$\mathbf{f}_{el} = \mathbf{H}_l^T \begin{bmatrix} \mathbf{f}_l & \mathbf{m}_l \end{bmatrix}^T \quad (14)$$

最终的广义系泊力如下所示

$$\mathbf{F}_m = \begin{bmatrix} \sum_{l=1}^k \mathbf{f}_l \\ \sum_{l=1}^k \mathbf{r}_l \times (\Lambda \cdot \mathbf{f}_l) + (\mathbf{T} \cdot \mathbf{m}_l) \\ \sum_{l=1}^k \mathbf{f}_{el} \end{bmatrix} \quad (15)$$

其中, k 是系泊缆的数量。本文将系泊线与导缆孔的连接方式视为铰接, 所以方程中相应的系泊力矩分量 $\mathbf{m}_l$ 均设为零。

2 耦合分析模型计算验证

2.1 计算对象

2.1.1 三模块超大型浮体

本文所采用的计算对象为图 2 所示的多模块超大型浮体, 其由三个大型半潜式浮体组成, 组成的超大型浮体的主要特征参数列于表 1 中。模块之间间距为 5 m, 采用 2 个弹性连接器连接, 2 个连接器之间的横向距离为 56 m, 连接器平动刚度为 5.0×10^{10} N/m, 转动刚度为 5.0×10^{11} N·m/rad, 并通过多节点约束方法将连接器与浮体的外壳相互连接, 实现浮体之间六自由度相对位移约束, 浮体布放海域的水深为 50 m。

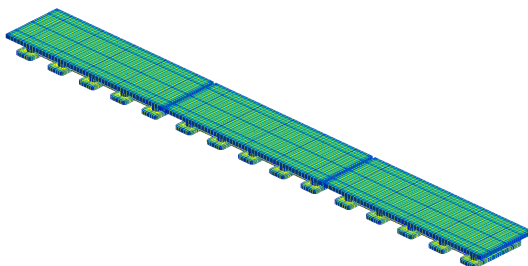


图 2 三模块半潜式超大型浮体示意图

Fig.2 Schematic diagram of three-module semi-submersible VLFS

表 1 三模块超大型浮体主要参数

Tab.1 Main parameters of three-module VLFS

参数	单位	数值	参数	单位	数值
长度	m	910.0	质量	kg	2.81×10^8
宽度	m	100.0	I44	$\text{kg}\cdot\text{m}^2$	2.24×10^{11}
高度	m	27.0	I55	$\text{kg}\cdot\text{m}^2$	$1.92\text{e}\times10^{13}$
吃水	m	12.0	I66	$\text{kg}\cdot\text{m}^2$	$1.93\text{e}\times10^{13}$

2.1.2 系泊系统

图 3 给出了浮体的坐标系定义及本文采用的系泊系统布置方案。坐标系原点为尾垂线与重心所在水平面交点,由船尾指向船首为 x 轴正方向,指向左舷为 y 轴正方向, z 轴竖直向上。浪向角与 x 轴正向一致时为 0° ,逆时针旋转角度为正,流向角和风向角的定义与浪向角一致。系泊方面,在每个模块的两舷分别布置一组“M”型系泊系统,同时为了兼顾浮体在纵向的运动性能,在浮体的四角各增加了一根系泊线,形成了如图 3 所示的 $4\times6+4$,共 28 缆的系泊系统。导缆孔共 12 个,均位于各模块四角的水下浮箱上。每根系泊线初始构型均为悬链线,系泊半径为 240 m,由两组分系泊锚链组成,具体参数见表 2。

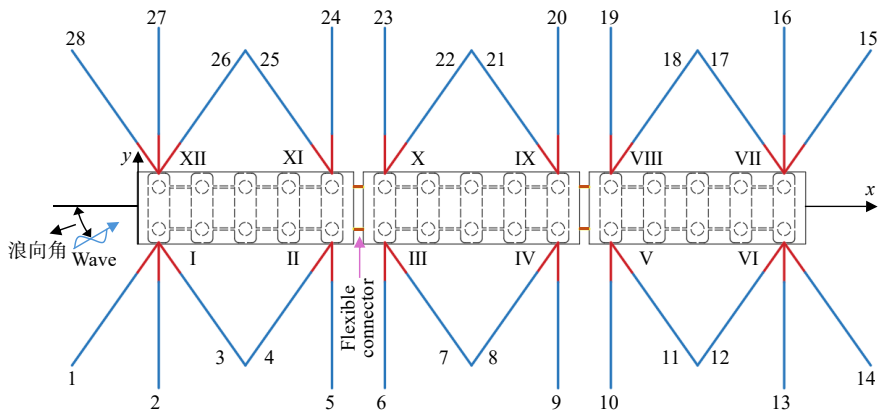


图 3 系泊系统布置方式

Fig.3 Layout of mooring system

表 2 系泊线参数

Tab.2 Main parameters of mooring lines

类型	直径/mm	干重/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}$)	拉伸刚度EA/kN	长度/m	预张力/MN
顶链	140	429.24	1.980E6	25	0.758
底链	315	2173.00	1.002E7	235	

2.2 算例验证

本文通过与商业软件 Orcaflex 对比浮体的运动响应和系泊张力来验证方法的准确性。在验证中,由于 Orcaflex 只能在刚体理论范围进行耦合分析,所以本节中忽略了平台的弹性模态,仅考虑了平台的刚体位移对系泊点的影响。验证的工况条件为波浪周期 10 s,波高 2 m,浪向 45° 的规则波,模拟时间为 200 s,前 100 s 添加有缓冲函数以确保计算的稳定性。

图 4 展示了三模块超大型浮体在斜向波浪激励的情况下的位移情况,可以看到浮体在纵荡、垂荡以及纵摇方向均能够与 Orcaflex 吻合良好。图 5 展示了部分系泊线的动态张力与 Orcaflex 的对比结果,可以看到系泊张力的绝对误差约小于 10^3 N,不足预张力的 0.5%。图 4 和图 5 的结果表明,本研究

中所采用的耦合分析程序能准确预报超大型浮体的刚体运动响应以及系泊系统动态张力。

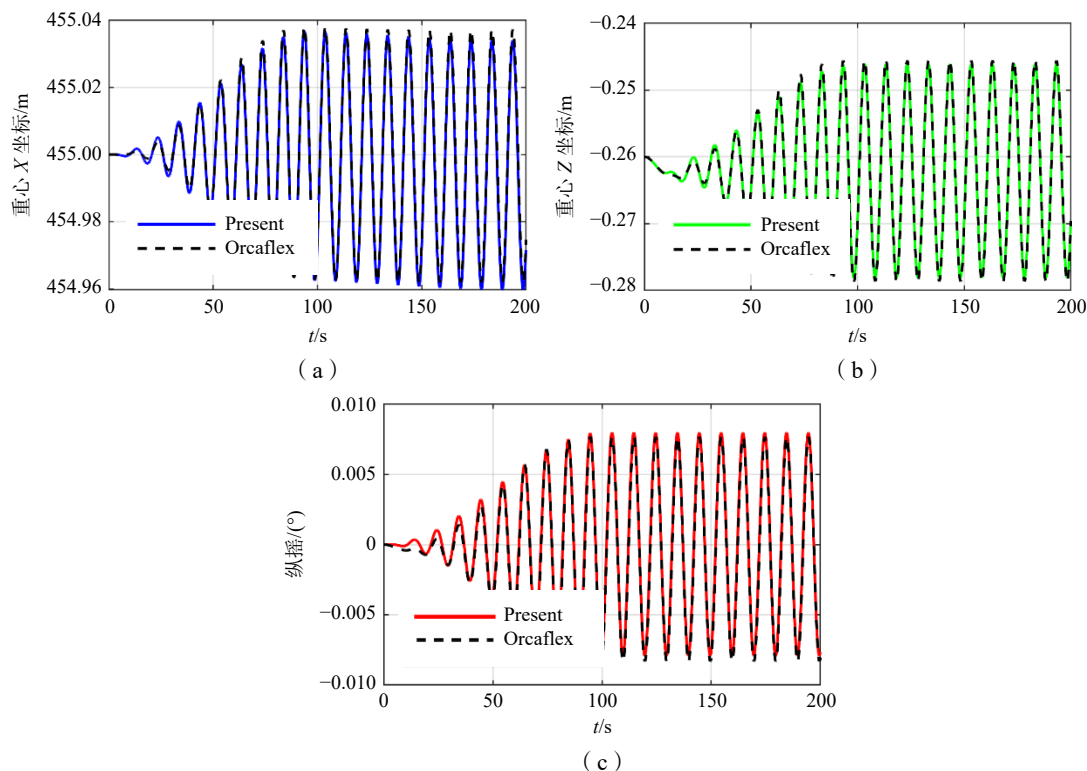


图4 系泊三模块超大型浮体的运动响应验证

Fig.4 Motion response verification of moored three-module VLFS

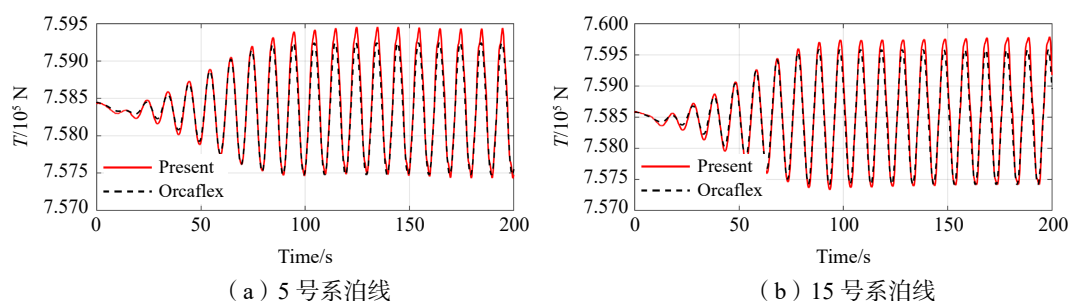


图5 系泊三模块超大型浮体的系泊线张力验证

Fig.5 Mooring line tension verification of moored three-module VLFS

3 超大型浮体与系泊系统耦合水弹性响应分析

上一节中验证了本文计算模型的准确性,本节中将浮体的弹性模态纳入考虑,着重分析浮体的弹性变形与系泊系统动力响应之间的相互影响关系。

3.1 计算对象及环境工况设置

本节计算对象为前文完成验证的三模块超大型浮体及悬链线式系泊系统,在水弹性响应分析中,选取浮体固有频率为 $0.220 \sim 3.248 \text{ rad/s}$ 的前10阶弹性模态参与计算,模态振型如图6所示。

计算工况采用有义波高为5m的不规则波,具体环境参数设置如表3所示。不规则波采用Jonswap谱进行模拟,计算中波浪的浪向角范围取为 $0^\circ \sim 90^\circ$,水流流向、风向与浪向保持一致。

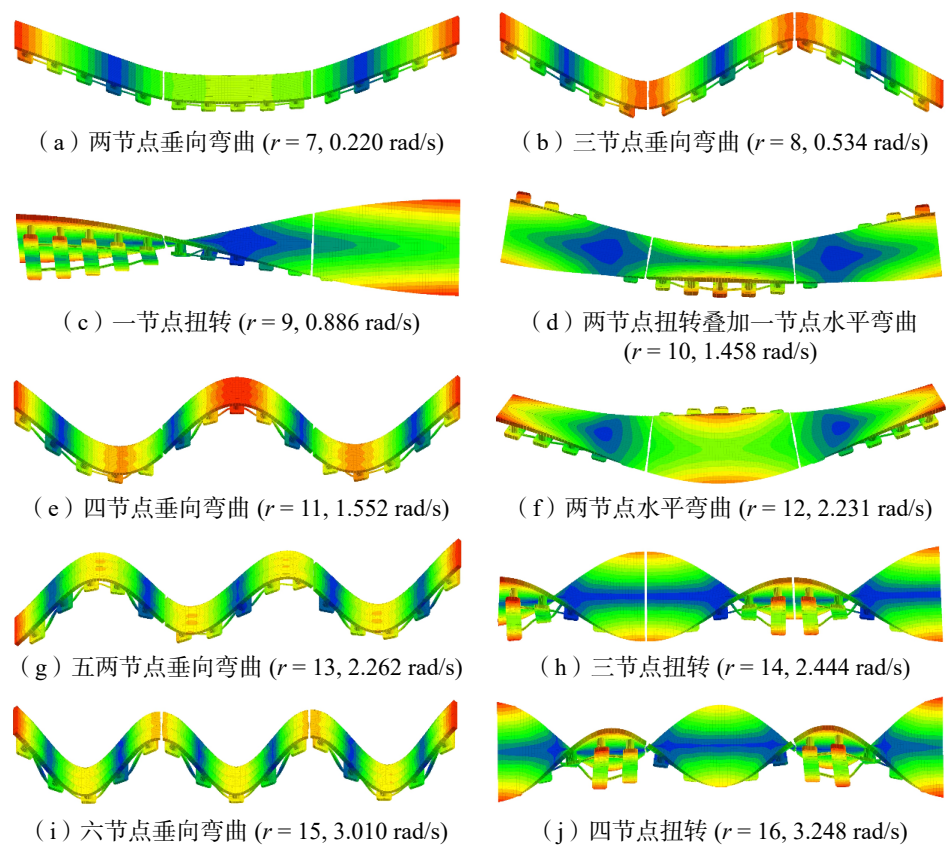


图 6 三模块超大型浮体前十阶弹性模态振型图

Fig.6 Mode shapes of the first ten elastic modes of the three-module VLFS

表 3 计算工况

Tab.3 Calculation conditions

工况	风速/ $(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	流速/ $(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	波浪			
			类型	有义波高/m	谱峰周期/s	浪向角/ $^{\circ}$
M01	20	0.5	Jonswap	5.0	12.0	0
M02						30
M03						60
M04						90

3.2 水弹性响应分析

3.2.1 剖面载荷

如图 7 所示,选取了 15 个横向典型剖面,剖面均位于各模块立柱的横向对称面,各模块上剖面之间的间距为 60 m,考虑连接器长度后模块间相邻两截面的间距为 65 m。利用前文建立的方法计算了三模块超大型浮体典型剖面的载荷时历响应值,并提取了各剖面在时域模拟中的载荷最大值,通过拟合得到剖面载荷最大值随船长分布的关系,最终剖面载荷结果如图 8 所示。图中“Coupled”指的是考虑了广义系泊力与浮体弹性模态之间的相互影响;而“Decoupled”状态则未考虑系泊系统与浮体弹性模态之间的耦合关系,浮体的剖面载荷响应均由波浪力激励产生,系泊力只起到约束平台刚体位移的作用,在弹性模态的广义系泊力均为零。

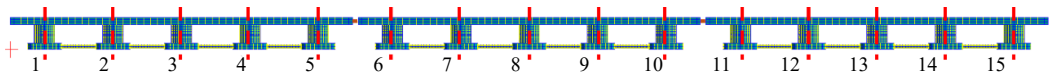


图 7 计算剖面示意图

Fig.7 Schematic diagram of calculation section

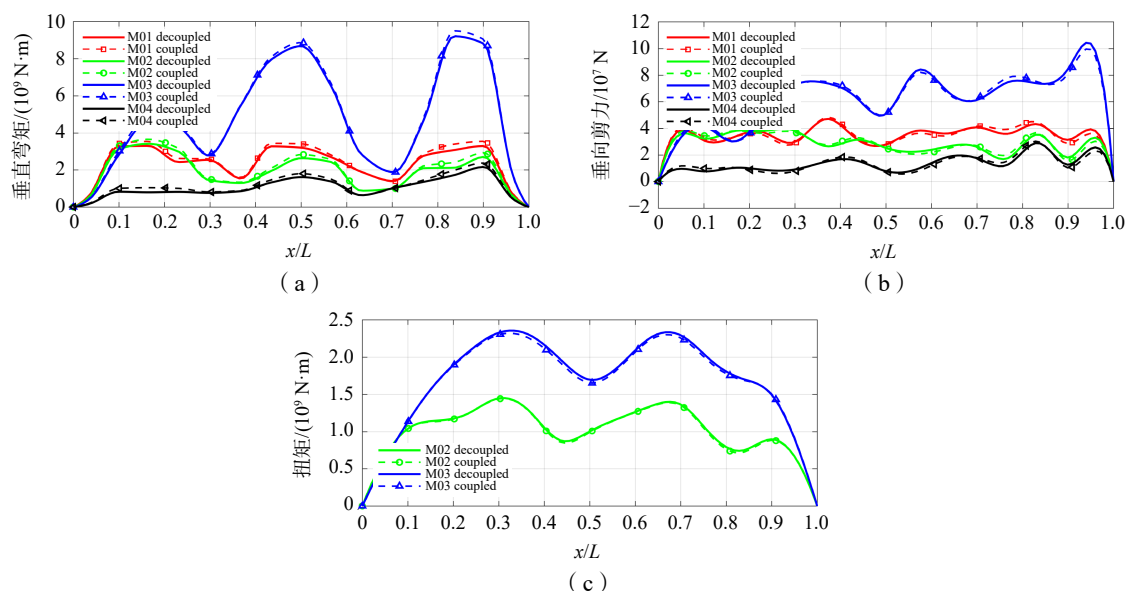


图8 三模块超大型浮体沿长度方向的剖面载荷最大值分布

Fig.8 Distribution of maximum sectional loads of the three-module VLFS along the VLFS length direction

由图可知,平台剖面载荷的主要承载区为船中区域($x/L=0.3\sim 0.8$),垂向弯矩最大值在各模块的中部存在峰值($x/L=0.165, 0.5, 0.835$),这符合船体梁在波浪作用下出现中拱变形的弯矩分布特征;在浪向角为 60° 时,浮体的剖面载荷显著高于其他工况。下面定量分析系泊作用下第7、8、9号剖面载荷最大值及其变化情况数据,可知M02工况下第8号剖面($x/L=0.5$),垂向弯矩增量为 0.20×10^9 N·m,增长率为7.6%,第7、9号剖面($x/L=0.43, 0.57$)上,垂向剪力增量约为 $0.16\times 10^7\sim 0.18\times 10^7$ N,增长率约为5.1%~8.0%;而M03工况下,上述两个增量为 0.20×10^9 N·m和 $0.17\times 10^7\sim 0.20\times 10^7$ N,增长率为2.3%和1.89%~1.99%。尽管两种工况下剖面载荷的变化量相当,但由于 60° 浪向角对应的剖面载荷基数更大,因此广义系泊力所引起的相对影响较小。通过上述分析可以发现系泊系统对浮体的剖面载荷存在一定的影响。

3.2.2 导缆孔位移

系泊系统通过导缆孔与浮体相连,导缆孔的位移直接影响系泊缆索的动态载荷响应。在传统分析方法中,导缆孔位移仅计入浮体的刚体运动贡献。本节中将超大型浮体的弹性模态考虑在内,重点探讨波浪激励下浮体弹性变形对导缆孔位移的影响。

为量化弹性变形的影响,表4列出了全部四种工况下12个导缆孔因弹性变形引起的位移有意义。分析可知,弹性变形对位移的贡献主要体现在垂向(z 方向),且在 60° 斜浪工况下最为显著,有意义值可达2~3 m。这主要由于波浪激励下超大型浮体的垂向弯曲模态响应最为突出,且部分模态的固有频率位于主要波浪频率区间内,从而加剧了此类现象。从弹性变形贡献与浪向角的关系来看, 60° 浪向附近浮体弹性变形对导缆孔位移的影响最大,这与前文该浪向下剖面载荷较大的观测结果一致。而在 90° 浪向时,由于波浪波峰、波谷沿浮体纵向分布,浮体的垂弯及扭转模态变形较小,因此弹性变形对导缆孔位移的贡献也相应较弱。

3.3 系泊线动态张力

上一节的结果表明,该三模块超大型浮体自身的弹性变形会对导缆孔的位移产生重要影响,而导缆孔的空间位置是精确计算系泊缆索动态载荷的关键边界条件。为此,本节将针对系泊缆索的动态张力展开分析,重点探究浮体弹性变形对系泊动态张力的影响机制。

表5列出了由浮体弹性变形引起的系泊线张力增量及其相对于预张力的百分比。数据显示,弹性变形所引起的张力增量量级约为 10^5 N。在M03工况下,浮体的弹性变形尤为显著,其对系泊线张力的

贡献最大可达到预张力的 40% 左右。图 9 进一步给出了 M03 工况下四根系泊线的张力时程曲线及其张力增量曲线。可以看出,在计入浮体弹性变形后,15、28 号系泊线处于浮体背浪侧,总体保持较为松弛的状态,在叠加弹性变形后,系泊张力的动态响应显著加剧,与传统基于刚体理论的系泊分析中出现的动态张力状态完全不同。系泊张力的剧烈波动对于其自身以及导缆孔处的局部疲劳强度可能会生不利影响,这在超大型浮体的设计阶段是值得考虑的。

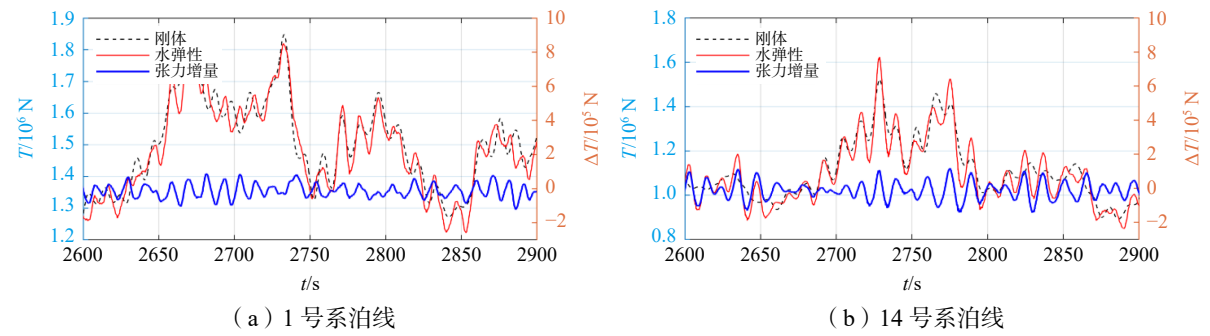
表 4 弹性变形对导缆孔位移贡献的有义值（单位:m）

Tab.4 Significant values of elastic deformation contribution to chock displacement (Unit: m)												
工况	导缆孔 I			导缆孔 II			导缆孔 III			导缆孔 IV		
	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>
M01	0.170	0.057	0.538	0.170	0.047	0.612	0.205	0.045	0.515	0.197	0.041	0.846
M02	0.089	0.204	0.489	0.093	0.093	0.659	0.127	0.124	0.640	0.120	0.098	0.637
M03	0.123	0.302	0.808	0.144	0.132	1.335	0.274	0.114	1.457	0.318	0.122	1.798
M04	0.040	0.120	0.386	0.036	0.099	0.354	0.050	0.097	0.356	0.048	0.083	0.283
工况	导缆孔 V			导缆孔 VI			导缆孔 VII			导缆孔 VIII		
	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>
M01	0.192	0.042	0.597	0.205	0.042	0.842	0.208	0.042	1.066	0.197	0.042	0.600
M02	0.101	0.069	0.598	0.114	0.171	0.647	0.128	0.171	0.989	0.115	0.069	0.389
M03	0.199	0.161	1.958	0.319	0.239	1.393	0.371	0.239	2.902	0.258	0.162	1.228
M04	0.035	0.077	0.279	0.056	0.087	0.387	0.058	0.088	0.428	0.038	0.076	0.291
工况	导缆孔 IX			导缆孔 X			导缆孔 XI			导缆孔 XII		
	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>
M01	0.195	0.041	0.854	0.203	0.045	0.593	0.169	0.047	0.688	0.170	0.057	0.583
M02	0.100	0.098	0.516	0.110	0.124	0.526	0.105	0.093	0.492	0.094	0.204	0.871
M03	0.246	0.122	1.403	0.221	0.114	1.345	0.191	0.132	1.014	0.146	0.302	1.864
M04	0.053	0.082	0.301	0.053	0.096	0.417	0.034	0.100	0.404	0.038	0.122	0.366

表 5 三模块超大型浮体弹性变形引起的系泊线张力变化统计数据

Tab.5 Statistical data of mooring line tension variation caused by elastic deformation of three-module VLFS

工况	1号系泊线		14号系泊线		15号系泊线		28号系泊线	
	最大张力	占预张力	最大张力	占预张力	最大张力	占预张力	最大张力	占预张力
	变化量/kN	比值/%	变化量/kN	比值/%	变化量/kN	比值/%	变化量/kN	比值/%
M01	132.67	17.5	104.72	13.8	131.74	17.3	174.10	22.9
M02	149.13	19.7	95.03	12.5	133.32	17.5	157.05	20.7
M03	146.95	19.4	266.39	35.1	306.99	40.5	308.21	40.6
M04	103.18	13.6	124.01	16.3	106.74	14.1	87.93	11.6



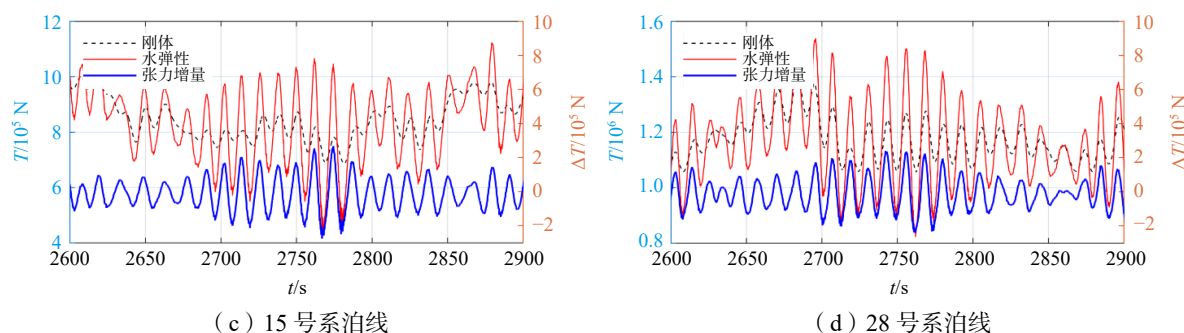


图9 系泊线张力时历曲线与张力增量曲线

Fig.9 Time-history curves of mooring line tension and tension increment

4 结 语

本文采用基于三维水弹性力学理论与细长杆系泊动力学理论相耦合的数值分析方法,建立了超大型浮体与系泊系统耦合作用下的水弹性响应分析方法,实现了系泊状态下超大型浮体剖面载荷的计算,以及浮体弹性变形作用下系泊系统的动力响应计算。以三模块超大型浮体为研究对象,验证了本文所建立方法的准确性,并对超大型浮体的水弹性响应和系泊动力响应进行了分析。研究表明,超大型浮体在波浪激励下呈现出显著的弹性变形。在 60° 浪向下,弹性变形贡献的导缆孔 z 方向位移的有义值可达 $2\sim 3$ m。此类变形导致系泊张力波动幅值增大量级达 10^5 N,最大增量可达系泊线预张力的40%,且相对松弛的系泊线动态张力的增幅相较于传统方法得到的结果更为显著。由此可见,超大型浮体的弹性变形对系泊系统动力特性影响显著,而这类张力波动在传统基于浮体刚体假定的耦合分析中无法被捕捉。

综上所述,本文所采用的超大型浮体与系泊系统耦合计算模型能够充分计及浮体弹性模态与系泊系统之间的相互作用,可以提高系泊状态下超大型浮体的动力响应的预报精度,获得更为精确的浮体水弹性响应和系泊线动态张力。该模型可为系泊超大型浮体的总体性能预报提供有效方法,为其工程设计提供重要理论与技术支撑。

参 考 文 献:

- [1] Lamas-pardo M, Iglesias G, Carral L. A review of very large floating structures (VLFS) for coastal and offshore uses[J]. Ocean Engineering, 2015, 109: 677–690.
- [2] Xie Z, Gu X, Ding J, et al. Review on conceptual designs and key technologies of very large floating structures[J]. Journal of Ship Mechanics, 2020, 24(6): 825–838.
- [3] Wei Y, Yu S, Jin P, et al. Coupled analysis between catenary mooring and VLFS with structural hydroelasticity in waves[J]. Marine Structures, 2024, 93(1): 103516.
- [4] Ni X, Cheng X, Wu B, et al. Coupled analysis between mooring system and VLFS with an effect of elastic deflection of floater[J]. Ocean Engineering, 2018, 165: 319–327.
- [5] Wang Q, He C, Ding J, et al. Numerical and experimental studies on hydroelastic responses of a multiply-connected domain tourism platform in head waves[J]. Ocean Engineering, 2024, 294: 116795.
- [6] Yang P, Li Z, Wu Y, et al. Boussinesq-hydroelasticity coupled model to investigate hydroelastic responses and connector loads of an eight-module VLFS near islands in time domain[J]. Ocean Engineering, 2019, 190: 106418.
- [7] Michailides C, Loukogeorgaki E, Angelides D C. Response analysis and optimum configuration of a modular floating structure with flexible connectors[J]. Applied Ocean Research, 2013, 43: 112–130.

- [8] Yang M, Teng B, Xiao L, et al. Full time-domain nonlinear coupled dynamic analysis of a truss spar and its mooring/riser system in irregular wave[J]. *Science China Physics, Mechanics and Astronomy*, 2014, 57: 152–165.
- [9] Rui S, Zhou Z, Gao Z, et al. A review on mooring lines and anchors of floating marine structures[J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2024, 199: 114547.
- [10] Zhong W, Zhao W, Wan D, et al. Comparison study on mooring line models for hydrodynamic performances of floating offshore wind turbines[J]. *Ocean Engineering*, 2024, 296: 117083.
- [11] 付世晓. 锚泊弹性浮体及通载浮桥的非线性水弹性响应研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2005.
Fu S X. Study of nonlinear hydroelastic response of moored floating body and floating bridge subjected to moving loads[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2005. (in Chinese)
- [12] Liu C, Li H, Liu R, et al. Numerical analysis of FPSO mooring dynamic tension and its fatigue damage under a simplified coupled method considering structural elastic deformation[J]. *Ocean Engineering*, 2024, 314: 119702.
- [13] Wu Y. Hydroelasticity of floating bodies[D]. London: University of Brunel, 1984.
- [14] 倪歆韵, 程小明, 吴波, 等. 考虑结构弹性变形的超大型浮体锚泊系统时域耦合分析[J]. *船舶力学*, 2020, 24(7): 908–916.
Ni X Y, Cheng X M, Wu B, et al. Coupled analysis of mooring system and VLFS in time domain with the structural elastic defection included[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2020, 24(7): 908–916. (in Chinese)
- [15] Chen X. Studies on dynamic interaction between deep -water floating structures and their mooring/tendon systems[D]. College Station: Texas A&M University, 2002.
- [16] Cheng Y, Ji C, Zhai G, et al. Nonlinear analysis for ship-generated waves interaction with mooring line/riser systems[J]. *Marine Structures*, 2018, 59: 1–24.