

DOI:10.3969/j.issn.2096-8248.2024.04.004

深水钢悬链线立管多场源随机激励耦合作用机制*

王琰^a, 朱海涛^{a,b}, 何世伟^a

(天津大学 a. 建筑工程学院; b. 滨海土木工程结构与安全教育部重点实验室, 天津 300072)

摘要: 海洋立管运动状态的精确分析是海洋资源开发及工程领域的一个重要研究方向。已有研究主要关注海洋立管在浮体激励下的动态表现, 而忽略了波浪荷载对其运动状态的影响。鉴于此, 首先建立适用于计算分析自由悬挂钢悬链线立管的二维动力学数学模型; 基于 JONSWAP 波浪谱和 Longuet-Higgins 模型得到随机波浪力, 将立管顶部浮体激励简化为简谐激励, 分析顶部浮体简谐激励和随机波浪力耦合作用下的海洋立管的动力响应。结果表明, 绝大多数情况下浮体激励对于立管的动力响应的影响占优; 大波高低周期的波浪力会显著增加立管的位移峰值。

关键词: 钢悬链线立管; 随机波浪力; 顶部浮体激励

中图分类号: TE53 文献标志码: A 文章编号: 2096-8248(2024)04-0025-08

引用格式: 王琰, 朱海涛, 何世伟. 深水钢悬链线立管多场源随机激励耦合作用机制[J]. 江苏海洋大学学报(自然科学版), 2024, 33(4): 25-32.

Research on Coupling Mechanism of Multi-field Source Random Excitation of Deep-water Steel Catenary Riser

WANG Yan^a, ZHU Haitao^{a,b}, HE Shiwei^a

(a. School of Civil Engineering; b. Key Laboratory of Coastal Civil Engineering Structure and Safety, Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: Precise analysis of the motion state of marine risers is a significant research direction in marine resource development and ocean engineering. Previous studies primarily concerned about the dynamic performance of marine risers under floating body excitation, ignoring the effect of wave loading. In view of this, a two-dimensional dynamic mathematical model was firstly established for the use of the calculation and analysis of steel catenary riser. Random wave force was numerically obtained based on JONSWAP wave spectrum and Longuet-Higgins model, while the top floating body excitation was simplified to harmonic excitation. The dynamic analysis was carried out on the riser applying harmonic excitation and random wave force at the same time. The results show that the effect of floating body excitation on the dynamic response of the riser is dominant than random wave force in the vast majority of cases; meanwhile, the dynamic response of the riser can be significantly increased by the wave force with high and low periods.

Key words: steel catenary riser; random wave force; floating body excitation

* 收稿日期: 2024-03-14; 修订日期: 2024-05-22

基金项目: 国家自然科学基金(面上)资助项目(51478311); 天津大学自主创新基金项目(2017XRX-0018)

作者简介: 王琰(1997—), 男, 山东烟台人, 硕士研究生, 研究方向为海洋立管动态响应及振动分析, (E-mail) tjuwangyan@163.com。

通信作者: 朱海涛(1979—), 男, 山东微山人, 教授, 研究方向为随机振动、数值计算方法等, (E-mail) htzhu@tju.edu.cn。

0 引言

海洋立管是海面平台与海底井口的连接管道,是海洋油气开采过程中的重要部件,其主要类型有顶张力立管(TTR)、钢悬链线立管(SCR)和柔性立管3种^[1]。1994年后,因适用性更强且造价更低,钢悬链线立管在海洋平台上的应用逐渐增多。钢悬链线立管的下端与海底井口相接,上端与浮式平台通过柔性接头相连,立管自由悬挂在海洋平台外侧^[2]。从外观上看,钢悬链线立管是一个构型简单的供油气运输管道,但其内部构造十分复杂。恶劣的工作环境和复杂的内部构造使得立管的运动状态很难被精确描述。

部分学者采用数学模型法描述立管的动力响应特征。Chatjigeorgiou^[3]采用有限差分近似法和模态展开法分析海洋中垂直细长结构在参数激励下的动力特性;Park等^[4]采用Newmark加速度法在时域内分别分析了参数激励、强迫激励单独作用以及两种激励共同作用下海洋细长结构的横向位移响应。Martins等^[5]关注到钢悬链线立管TDP位置的疲劳问题,分析了顶部浮体的一阶和二阶运动对立管整体的疲劳寿命的影响;Mekha^[6]研究了钢悬链线立管在顶部浮体运动和涡激振动共同作用下的疲劳问题。Silveira等^[7]采用WKB法推导出钢悬链线立管的非线性模型,对立管的动力特性进行深度分析。巫志文等^[8]根据Euler梁理论和Galerkin法建立了顶张力立管的运动控制方程,研究了随机波浪和涡流联合作用下的立管多频参激振动特征。雷松等^[9]研究了参数激励和涡流激励作用耦合作用下顶张力立管的动力响应。张楠等^[10]研究了均匀流与振荡流共同作用对圆柱管状体横向振荡运动的影响,同时对振荡流强度以及圆柱的振幅和频率进行参数分析。孟丹^[11]利用虚功原理和Euler梁理论建立了自由悬挂钢悬链线立管的三维动力学模型,以尾流振子模型来模拟涡激振动,将浮式平台的正弦运动状态作为边界条件,求解得到立管的涡激振动响应和非线性动力响应。王安庆^[12]关注了在深水复杂激励情况下的交变荷载对于钢悬链线立管的疲劳损伤的影响,采用不同的边界条件和外部流速,研究了不同参数对于立管静态构型的影响,并且得到了其模态振动特性;然后在此基础上对立管进行涡激振动研究,采用有限差分法进行有限元模拟,分析了不同土体参数对于立管的TDP位置的应

力影响。魏晓锋^[13]综合考虑了各项可能影响钢悬链线立管安全使用的风险因素,对已有的模糊故障树法对于立管风险预测的劣势,采用层次分析法进行改进;同时对于专家评估法也提出了新的改进方案,以达到更快更准确地对服役状态下的钢悬链线立管进行风险评估,综合各项立管失效可能导致的人身安全、环境污染和经济损失等后果,给出了量化的评估方案进行综合评分,确定立管的整体风险等级。白兴兰等^[14]考虑了海床土吸力,将海洋立管与顶部浮式平台作为一个整体,建立了立管与浮式平台的耦合分析模型,研究立管和平台整体在外部波浪作用下的静力和动力响应问题。

海洋中储藏有丰富的油气资源,我国南海已成为世界上第4个海洋热点区域^[2]。对海洋油气资源的开发利用,促进着海洋工程领域的发展。虽然国内外的学者对于钢悬链线立管在浮体激励下的响应研究较多,但对于波浪荷载与浮体激励同时作用下立管的动力响应机制研究十分局限。本文基于南海海洋环境,根据莫里森方程和JONSWAP波浪谱,考虑立管内外流共同作用,建立钢悬链线立管二维动力模型,分析了钢悬链线立管在顶部浮体简谐激励和随机波浪力联合作用下立管的动力响应特征。

1 立管振动方程

图1为钢悬链线立管的受力示意图。假设立管仅受预张力、重力和浮力的作用,立管在平面内呈现出简单悬链线状态。

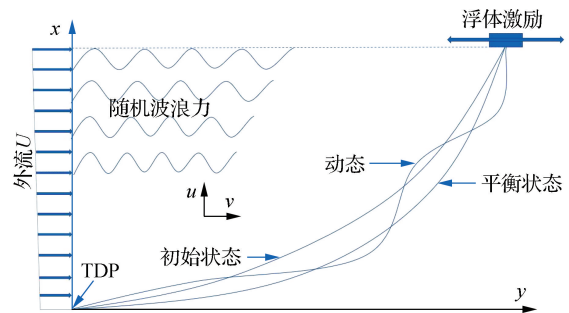


图1 钢悬链线立管受力示意图

Fig. 1 Force diagram of steel catenary riser

在工程中,钢悬链线立管会在定常流速流体的拖曳力作用下产生明显的轴向变形和弯曲变形。当变形达到平衡时立管的位移和应变产生的力与外界环境载荷相平衡,此平衡状态被认定为立管动力学分析的初始状态。立管的平衡状态会被不同类型的

外部激励打破,包括波浪力、浮体激励和涡激力等。基于立管的平衡状态和本文的分析要求,现给出本文模型的基本假设:

(1) 考虑平面内位移 x 方向和 y 方向两个自由度,分别设为 u 和 v ,忽略立管剪切和扭转变形的影响。

(2) 立管上部铰接于浮体、下部铰接于海底触地点,仅进行悬垂段的构型和动态分析,不考虑外部作用力对于触地点位置移动的影响。

(3) 立管的材料为线弹性,材料的密度不随管道的位移和应变变化而改变。

(4) 立管内外流均为稳定均匀流,流动的方向均为单一方向,无黏性、无旋转、不可压缩,且密度不随管道的位移和应变变化而改变。

(5) 在立管产生位移和应变时,管道的横截面积保持不变。

根据参考文献[11]可得钢悬链线立管二维动力模型为

$$m_r \ddot{u} + m_f \left[\ddot{u} + \left(\frac{1}{s'^2} - \frac{1}{s'^4} \right) u'' V^2 - \left(\frac{y'}{s'^4} \right) v'' V^2 + \frac{2V}{s'} \dot{u}' \right] + c \dot{u} - \left[\frac{T_a}{s'} u' + \frac{T_b}{s'^3} (u' + y' v') \right]' = (-P_n y' + P_t)_D, \quad (1)$$

$$m_r \ddot{v} + m_f \left[\ddot{v} + \left(\frac{1}{s'^2} - \frac{1}{s'^4} \right) v'' V^2 - \left(\frac{y'}{s'^4} \right) u'' V^2 + \frac{2V}{s'} \dot{v}' \right] + c \dot{v} - \left[\frac{T_a}{s'} v' + \frac{T_b}{s'^3} (u' y' + y'^2 v'^2) \right]' + EI v^{(4)} \left(\frac{1+\epsilon}{s'} \right)^3 = (-P_n + P_t y')_D. \quad (2)$$

其中,下标 D 表示 Morison 方程的动力部分,利用伽辽金有限元法将立管振动方程写成矩阵形式,即

$$\mathbf{A} \ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{B} \dot{\mathbf{u}}' + \mathbf{B} \dot{\mathbf{u}} + \mathbf{C} \mathbf{u}' + \mathbf{E} \mathbf{u}^4 = \mathbf{F}. \quad (3)$$

式中: $\mathbf{u} = \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix}$, $\mathbf{A} = \begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & m \end{bmatrix}$,

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 2\rho_f V & 0 \\ 0 & 2\rho_f V \end{bmatrix}, \quad \bar{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} c & 0 \\ 0 & c \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{E} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & EI \left(\frac{1+\epsilon}{s'} \right)^3 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{F} = \begin{Bmatrix} -P_n y' + P_t \\ -P_n + P_t y' \end{Bmatrix}_D,$$

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} \rho_f \left(\frac{1}{s'} - \frac{1}{s'^3} \right) V^2 - \frac{T_a}{s'} - \frac{T_b}{s'^3} & -\rho_f \frac{y'}{s'^3} V^2 - \frac{T_b}{s'^3} y' \\ -\rho_f \frac{y'}{s'^3} V^2 - \frac{T_b}{s'^3} y' & \rho_f \left(\frac{1}{s'} - \frac{y'^2}{s'^3} \right) V^2 - \frac{T_a}{s'} - \frac{T_b}{s'^3} y'^2 \end{bmatrix}.$$

式中: u 和 v 分别为水平向和竖向的位移,上标(')表示对于水深 x 的积分; s 为立管的单位轴向长度; m_r 和 m_f 分别为平衡状态下立管的单位长度质量和内部流体的单位长度质量; c 为立管运动阻尼系数; E 为立管弹性模量; I 为立管截面惯性矩; ρ_f 为单位长度内部流体质量; V 为单位长度内部流体体积; P_n 和 P_t 分别为外部流体作用在立管上的正向作用力和切向作用力; ϵ 表示平衡状态下立管的应变。

$$T_a = EA\epsilon + \sigma_1 A, \quad (4)$$

$$T_b = EA\epsilon - \sigma_1 A, \quad (5)$$

$$\sigma_1 = \frac{2v(P_e A_{oe} - P_i A_{oi})}{A}. \quad (6)$$

式中: σ_1 为初始应力; v 为泊松比; P_e 为外部流体静水压力; P_i 为内部流体静水压力; A_{oe} 为管外单位截面面积; A_{oi} 为管内单位截面面积; A 为管道横截面积。

2 构造时域波浪力

2.1 波浪力谱

对钢悬链线立管等小尺度海洋结构物可采用莫里森公式推算其所受波浪力。仅考虑水平流速的影响,外部流体的作用力可以用莫里森方程表示为

$$F_D = \frac{1}{2} \rho_e \pi D C_D (U - \dot{u}) |U - \dot{u}| +$$

$$C_M \rho_e \frac{\pi D^2}{4} \dot{U} - C_A \rho_e \frac{\pi D^2}{4} \ddot{u}. \quad (7)$$

式中: ρ_e 为外部流体密度; D 为立管外径; C_D 为拖曳力系数; C_M 为惯性系数; C_A 为附加质量系数; U 和 \dot{U} 分别为波浪的瞬时速度和加速度; \dot{u} 和 \ddot{u} 分别为立管的瞬时速度和加速度。

用波浪谱来模拟波浪的瞬时速度,即

$$U = \omega \frac{\cos kz}{\sinh kd} \eta. \quad (8)$$

式中: ω 为波浪角频率; d 为海面到海底的距离; z 为计算位置到海面的距离; η 为波浪谱 $S_{\eta}(\omega)$ 的自由表面; k 为波数,可通过表达式(9)计算,即

$$\omega^2 = gk \tanh kd. \quad (9)$$

式中, g 为重力加速度。

莫里森方程第一项为关于波浪的速度的平方,即莫里森方程计算的波浪力和速度具有非线性关系。为便于莫里森方程在结构随机响应分析中应用,工程实践中一般对其进行线性化分离,则第一项可以表示为

$$F_1 = \frac{1}{2} \rho_e \pi D C_D U_r |U_r|. \quad (10)$$

式中, U_r 为波浪与立管的相对速度。

将由相对流速引起的非线性拖曳力的二次项进行降次,用包含相对速度均方根的线性表达式来代替,则简化后的波浪力公式为

$$F_D = \frac{1}{2} \rho_e \pi D C_D \sqrt{\frac{8}{\pi}} \sigma_{U_r} U_r + C_M \rho_e \frac{\pi D^2}{4} \dot{U} - C_A \rho_e \frac{\pi D^2}{4} \ddot{u}. \quad (11)$$

式中: σ_{U_r} 为相对速度均方根,即为速度谱 $S_{v_r}(\omega)$ 的标准差,表达式为

$$\sigma_{U_r} = \sqrt{\int_0^{\infty} S_{v_r}(\omega) d\omega}. \quad (12)$$

鉴于立管的运动速度远小于波浪的瞬时速度,所以用波浪的速度近似表示波浪与立管之间的相对运动速度,即 $\sigma_{U_r} \approx \sigma_U, U_r \approx U$ 。

公式(11)的第三项为附加质量项,是关于立管运动加速度的平方项,将其加入到质量矩阵中计算。

此时构造随机波浪力只需要得到波浪的速度和加速度,则波浪力谱可以用速度谱和加速度谱来表示,即

$$S_{FF}(\omega) = \left(\frac{1}{2} \rho_e D C_D \sqrt{\frac{8}{\pi}} \sigma_U \right)^2 S_{v_r}(\omega) + \left(C_M \frac{\pi}{4} \rho_e D^2 \right)^2 S_{aa}(\omega). \quad (13)$$

式中,水平波浪的速度谱和加速度谱可表示为

$$S_{v_r}(\omega) = \frac{\omega^2 \cosh^2(kz)}{\sinh^2(kd)} S_{\eta}(\omega), \quad (14)$$

$$S_{aa}(\omega) = \frac{\omega^4 \cosh^2(kz)}{\sinh^2(kd)} S_{\eta}(\omega). \quad (15)$$

2.2 JONSWAP 谱

JONSWAP 谱的表达式为

$$S_{\eta}(\omega) = 487(1 - 0.287 \ln \gamma) H_s^2 T_p^{-4} \omega^{-5} \cdot \exp(-1.948 T_p^{-4} \omega^{-4}) \gamma^{\exp[-(0.159 \omega T_p - 1)^2 / 2 \sigma^2]}. \quad (16)$$

式中: H_s 为波浪的有义波高; T_p 为谱峰周期; γ 为谱峰参数; σ 为峰形系数,当 $\omega \leq \omega_m$ 时,取峰形参数 $\sigma = \sigma_a$,当 $\omega > \omega_m$ 时,取峰形参数 $\sigma = \sigma_b$ 。对于平均的 JONSWAP 谱有如下取值: $\gamma = 3.3, \sigma_a = 0.07, \sigma_b = 0.09$ 。当给定波浪谱的有义波高 H_s 和特征周期 T_p 时,波浪谱的形状可对应确定。

2.3 Longuet-Higgins 模型

采用 Longuet-Higgins 模型来构造时域波浪力。假设波浪速度和加速度为二元平稳高斯随机过程,则通过波浪力谱模拟的波浪力时程函数为

$$f(t) = \sum_{i=1}^N \sqrt{2 S_{FF}(\hat{\omega}_i) \Delta \omega_i} \cos(\omega_i t + \epsilon_i). \quad (17)$$

式中: S_{FF} 为波浪力; ω_i 为每个区间端点处的频率; ϵ_i 为每个区间端点处的相位; $\hat{\omega}_i$ 为第 i 个组成谐波的圆频率,可用每个区间中点处的频率值来表示,

$$\hat{\omega} = (\omega_{i-1} + \omega_i) / 2. \quad (18)$$

3 边界条件

立管底端的边界条件为

$$\mathbf{u}_{1\text{bottom}} = \mathbf{u}_{2\text{bottom}} = 0. \quad (19)$$

立管顶部的边界条件为

$$\mathbf{u}_{1\text{top}} = 0, \quad \mathbf{u}_{2\text{top}} = u_2^0 \sin \omega_{\text{ex}} t. \quad (20)$$

式中: $\mathbf{u}_{1\text{bottom}}$ 和 $\mathbf{u}_{2\text{bottom}}$ 分别为二维平面内立管底端在 x 和 y 方向的位移向量; $\mathbf{u}_{1\text{top}}$ 和 $\mathbf{u}_{2\text{top}}$ 分别为二维平面内立管顶端在 x 和 y 方向的位移向量; u_2^0 为顶部激励幅值; ω_{ex} 为顶部激励频率; t 为顶部激励周期。

4 结果分析

将上部浮体在 xOy 平面内的水平运动简化为简谐激励作用于立管顶部。取 $\omega_{\text{ex}} = 0.6, u_2^0 = 2$ m 构造顶部浮体激励,取 $H_s = 6.5$ m, $T_p = 12.82$ s 构造随机波浪力,然后在立管顶部分别单独施加浮体激励、单独施加随机波浪力,同时施加浮体激励和随机波浪力,对立管进行动力响应分析。

由图2和图3可知,在谱峰周期较大和有义波高取值较小时,控制立管主要动力响应的仍然为浮体激励。在单独随机波浪力作用下,立管整体动力响应幅值上下保持均匀,仅在最顶部单元和最底部单元有略微突出。且可以明显看出,立管在随机波浪力的单独作用下,应力分布曲线杂乱无章,没有明

显的规律。在随机波浪力和浮体激励同时作用下，立管的应力幅值并没有比浮体激励单独作用下有非常明显的变化。且联合激励的应力幅值不是简单地单独激励下二者幅值相加，实际上在波浪力较小的情况下，立管整体应力响应幅值仅有略微增大，甚至在中部位置某些单元应力幅值略微减小，这取决于在浮体激励单独作用下应力取最大值时，随机波浪力的作用方向是否与浮体激励作用的方向一致。图 4 为不同激励组合下立管不同位置单元的应力时程图。由图 4 可以看出随机波浪力是同时作用于立管各个位置，所以响应从开始时刻就产生。在浮体激励和随机波浪力联合作用下立管的动力响应不再趋于稳定，而是始终保持随机波动。

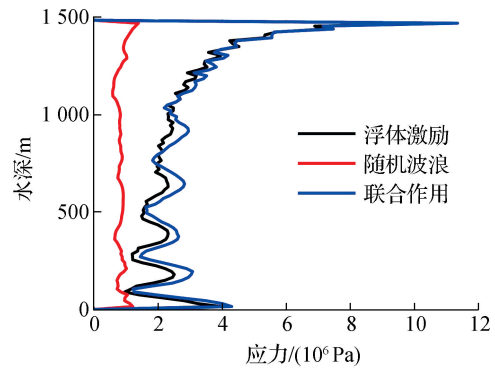


图 2 不同激励组合应力包络图

Fig. 2 Stress envelope diagram of different excitation combinations

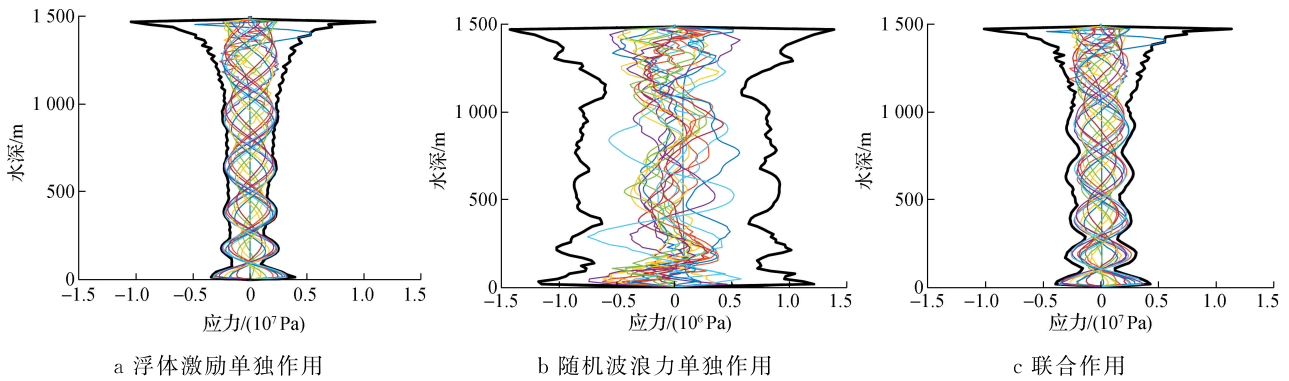


图 3 不同激励组合应力比较

Fig. 3 Comparison of stress in different excitation combinations

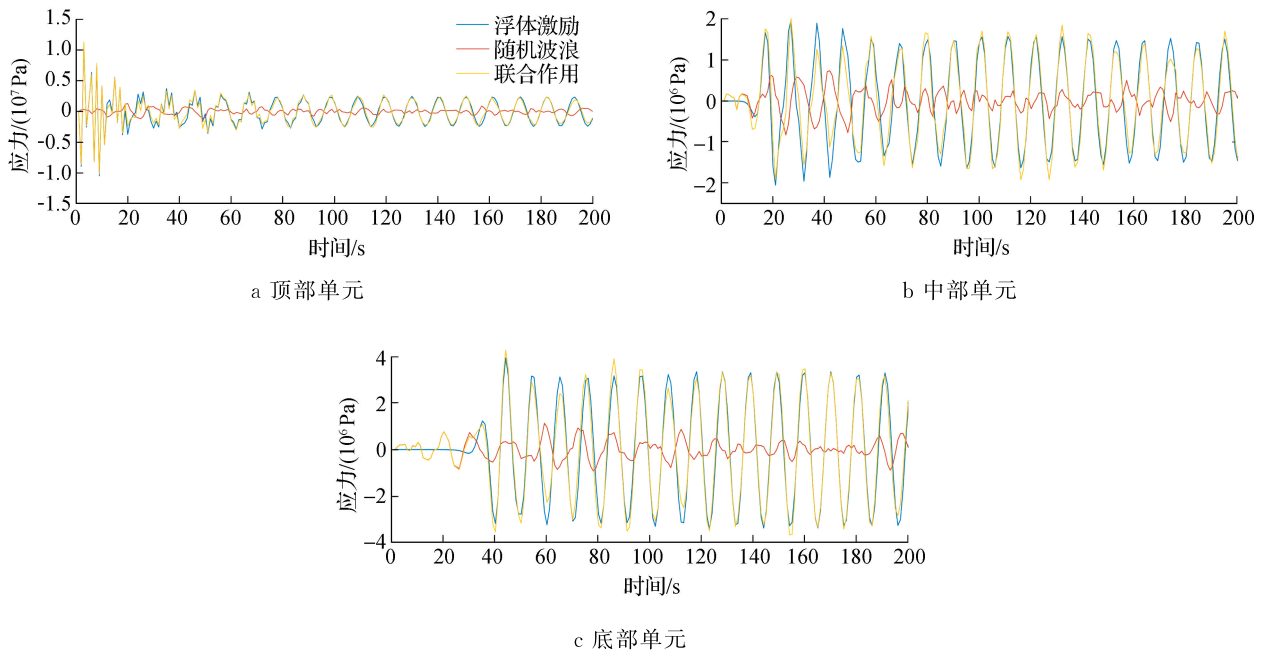


图 4 不同位置单元应力时程

Fig. 4 Stress time history of elements at different positions

基于新的观测和监测技术获取的南海实际波浪参数,更能反映实际情况下有义波高和谱峰周期。在极端环境条件下,南海的有义波高可以达到 13.4 m,谱峰周期达到 14.7 s。这个范围完全包括了海洋结构物在波浪作用下的疲劳响应范围,对于波致疲劳的影响不可忽视。选取不同工况,保持外部波浪有义波高不变,选取不同谱峰周期,研究其对于立管在浮体激励和随机波浪力联合作用下的动力响应,见表 1。

图 5 和图 6 分别为不同谱峰周期随机波浪力与顶部浮体激励联合作用下立管应力分布以及不同位置单元应力时程。由图 7 可看出,随着谱峰周期逐渐增大,立管应力幅值逐渐减小,且中部单元对于谱峰周期的敏感性相对于顶部和中部单元要更大。总体来说,改变谱峰周期对于立管的动力响应影响较小,但在 4 s 到 8 s 谱峰周期内,立管所受的波浪疲劳分布较为集中,所以此范围内的波浪作用仍值得关注。

表 1 不同周期工况参数

工况	波高/m	周期/m
工况 1	8.0	4.0
工况 2	8.0	8.0
工况 3	8.0	15.0

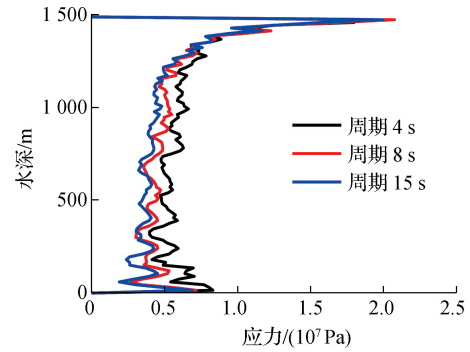


图 5 不同周期应力包络图

Fig. 5 Stress envelope diagram under different periods

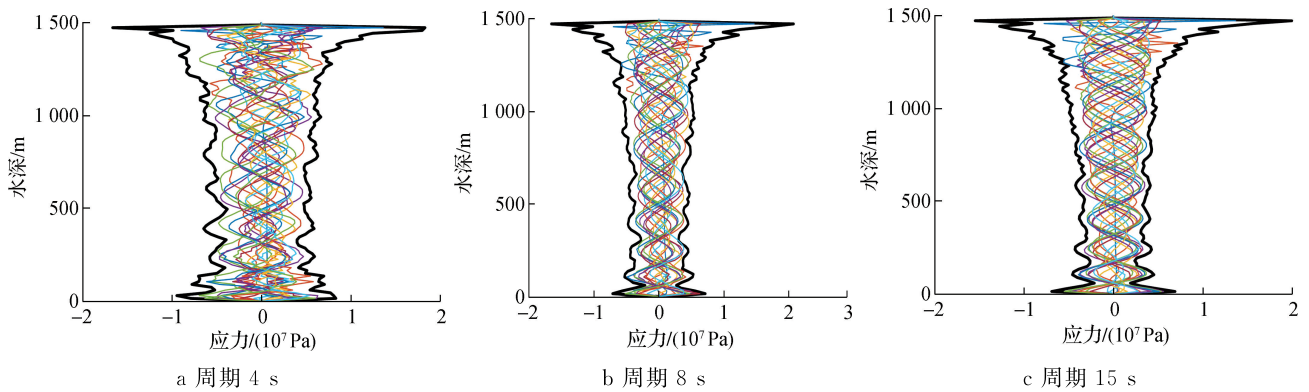


图 6 不同周期下立管应力分布

Fig. 6 Stress distribution diagram of riser under different periods

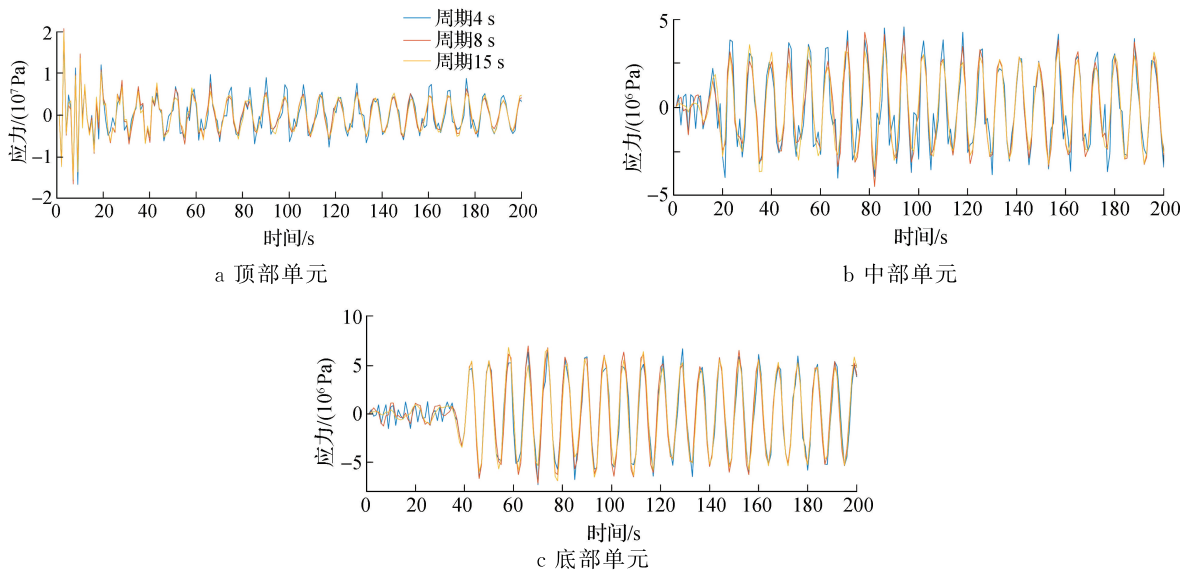


图 7 不同位置单元应力时程

Fig. 7 Stress time history of elements at different positions

保持外部波浪的谱峰周期不变,选取不同的有义波高,研究有义波高对立管在浮体激励和随机波浪力联合作用下的动力响应。研究工况如表 2 所示。图 8 展示了在不同波高条件下不同深度处的立管应力包络图。其中选取 4 m 和 8 m 有义波高的原因是,这两种工况是中国南海海洋结构受疲劳影响数据较为密集的区域,而 15 m 的有义波高为中国南海百年一遇的极端工况。

由图 9 和图 10 可以看出,随着有义波高的增大,立管各个位置的应力也都随之增大。尤其是波浪的有义波高趋近于极端工况的情况下,浮体激励对于立管的动力响应的影响不再占据优势,随机波浪力对于立管的动力响应影响急剧增加。从图 10 时程图也可以看出,立管各个位置的时程也不再趋于稳定,呈现出随机振动的形式。尤其是对于底部单元和中部单元来说,动力响应会提前发生,但幅值仍然在浮体激励和随机波浪力联合作用下产生。

表 2 不同波高工况参数

Table 2 Operating parameters of different wave heights		
工况	波高/m	周期/m
工况 4	4.0	8.0
工况 5	8.0	8.0
工况 6	15.0	8.0

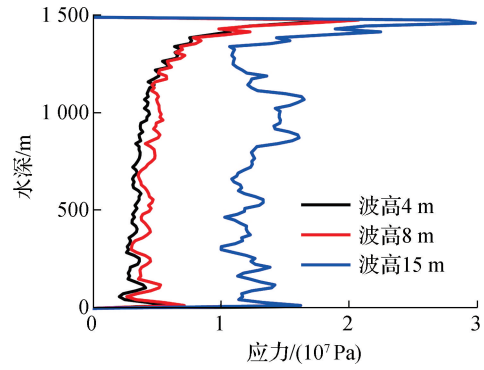


图 8 不同波高应力包络图

Fig. 8 Stress envelope diagram of different wave heights

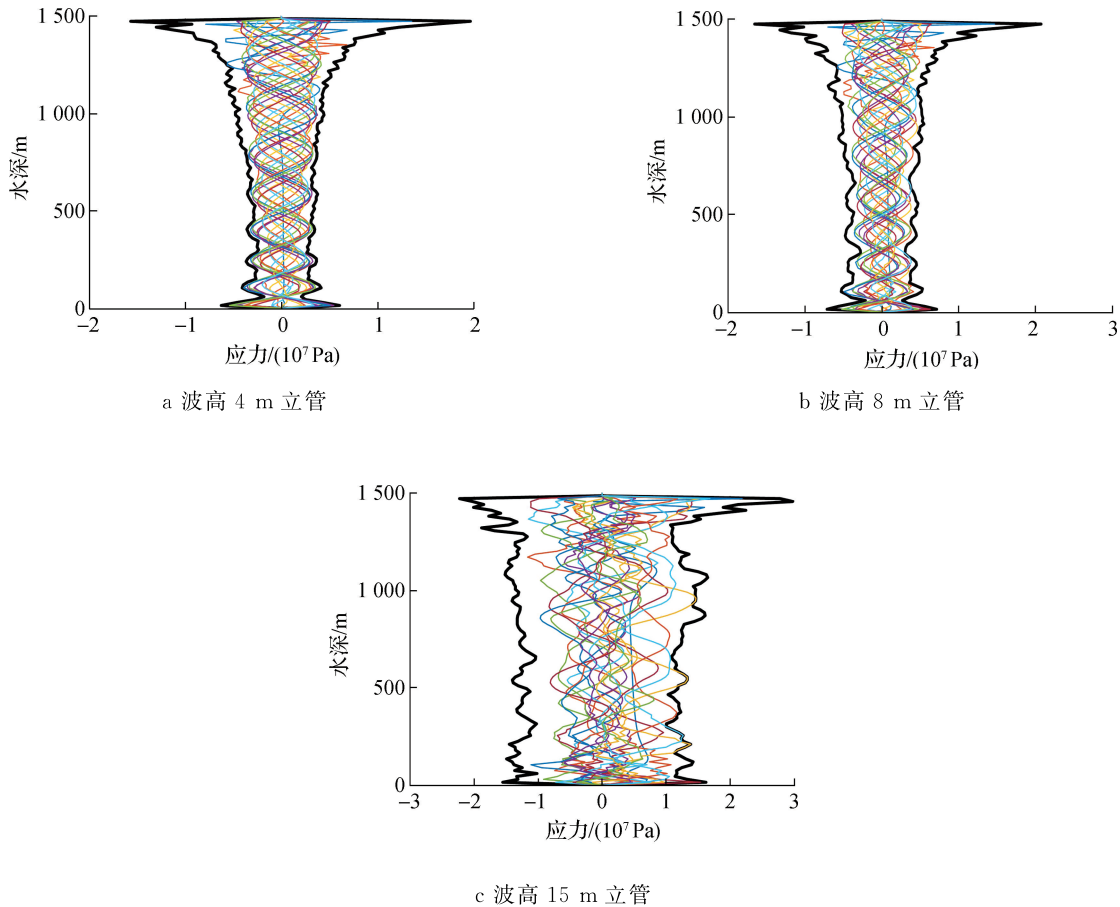


图 9 不同波高下立管应力分布

Fig. 9 Stress distribution of riser under different wave heights

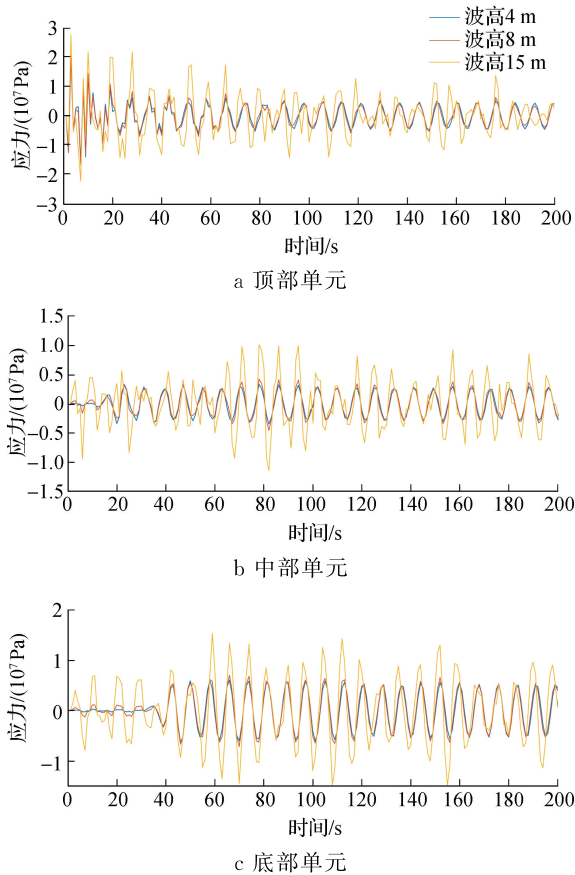


图 10 不同位置单元应力时程

Fig. 10 Stress time history of elements at different positions

5 结论

本文选取 JONSWAP 波浪谱和 Longuet-Higgins 随机波浪模型,得到了可以用于计算的随机波浪力,对同时施加顶部浮体简谐激励和随机波浪力的立管进行动力分析,得到其应力分布图和时程图。在此基础上,选取了多种工况进一步分析讨论了立管在不同有义波高和谱峰周期作用下的动力响应变化。结果表明:① 在外部激励输入方面,在谱峰周期较大和有义波高较小的正常工作环境下,浮体激励与随机波浪扰动的耦合作用中,浮体激励对立管的动力响应起控制作用,立管沿高度分布的应力分布状态与浮体激励单独作用下相似;在谱峰周期小和有义波高较大的极端环境下,外部荷载中的随机波浪力会急剧增大,与浮体激励联合决定立管的动力响应。② 外部波浪的谱峰周期变化没有显著改变立管的应力峰值分布状态,不同高度处立管组件的应力发展时程状态基本一致。③ 在南海环境中,当有义波高由 4 m 增加至 8 m 时,立管整体动力响应变化较小,而当有义波高由 8 m 增加至 15 m 时,水深 1 500 m 处的峰值应力增

加约 50.4%,水深 0~1 200 m 范围内的应力分布均匀且增幅明显超过 100%。因此,有义波高对立管动力响应的研究需要进一步细化工况,以明确外部荷载引起构件响应突变的临界阈值。

参考文献:

- [1] 常毓文,李宏伟.全球海域油气开发形势与展望[J].国际石油经济,2022,30(3):1-11.
- [2] 王子雯,汪贵锋,易春燕.南海油气资源勘探开发形势分析[J].中国石油和化工标准与质量,2018,38(20):131-132.
- [3] CHATJIGEORGIOU I K. On the parametric excitation of vertical elastic slender structures and effect of damping in marine applications[J]. Applied Ocean Research, 2004, 26(1/2): 23-33.
- [4] PARK H, JUNG D. A finite element method for dynamic analysis of long slender marine structures under combined parametric and forcing excitations[J]. Ocean Engineering, 2002, 29(11): 1313-1325.
- [5] MARTINS C, HIGASHI E. A parametric analysis of steel catenary risers; fatigue behavior near the top[C]. Proceedings of the International Offshore and Polar Engineering Conference, 2000, 2: 54-59.
- [6] MEKHA B. On the wave and VIV fatigue of steel catenary risers connected to floating structures[C]. Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2002, 1: 57-63.
- [7] SILVEIRA L M Y D, CLOVIS de A M. A numerical method to solve the static problem of a catenary riser[C]. International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2004, 37432: 693-702.
- [8] 巫志文,陆启贤,梅国雄.随机波浪和涡流联合作用下海洋立管多频参数激励振动响应[J].船舶力学,2020,24(5):599-610.
- [9] 雷松,张文首,赵岩,等. FDPSO 立管涡激振动响应分析[J].工程力学,2010(S1):294-298.
- [10] 张楠,李春,丁勤卫,等.均匀流与振荡流作用下圆柱横向振荡水动力特性研究[J].水资源与水工程学报,2017,28(4):119-123.
- [11] 孟丹.钢悬链线输流立管非线性振动数值模拟[D].青岛:中国海洋大学,2010.
- [12] 王安庆.钢质悬链线立管力学特性与疲劳损伤分析[D].上海:上海交通大学,2011.
- [13] 魏晓峰.基于层次分析法的深海平台钢悬链线立管风险评估[D].大连:大连理工大学,2013.
- [14] 白兴兰,黄维平.考虑海床土吸力的 SCR-Spar 整体波浪响应分析[J].海洋工程,2010,28(2):58-64

(责任编辑:褚金红 实习编辑:张昌保)