

文章编号: 1005-9865(2016)03-0001-09

深水浮式平台垂荡运动与水下柔性立管 涡激振动的动力耦合

陈伟民¹ 李依伦² 姜春晖¹ 郭双喜¹

(1. 中国科学院力学研究所 流固耦合力学重点实验室, 北京 100190; 2. 北京航空航天大学 中法工程师学院, 北京 100191)

摘 要: 基于有限元数值模拟, 进行了“平台垂荡-顶张力立管涡激振动”整体系统的动响应数值模拟。动响应模型考虑了立管尾迹流场的水动力与结构动力的耦合和垂荡引起的立管结构刚度的时变特性; 分析了平台垂荡运动的频率、模态阶数等因素对水下顶张力立管涡激振动的影响。数值结果表明: 与不考虑平台运动相比, 立管的动响应位移会增大; 立管响应幅值随着模态阶数的降低而增大; 在响应过程中, 尤其对于低阶模态, 会出现响应的模态转换现象。鉴于在平台垂荡和涡激振动的共同作用下, 立管的动响应会大于涡激振动、参数激励分别单独作用的响应, 建议在立管实际工程设计中应该考虑平台运动和涡激振动耦合激励作用下的结构动响应。

关键词: 参数激励; 垂荡; 涡激振动; 立管; 海洋平台; 动响应

中图分类号: P751; O353.1 文献标志码: A DOI: 10.16483/j.issn.1005-9865.2016.03.001

Impact of top-end heave on vortex-induced vibration of submarine riser for deep-water platform

CHEN Weimin¹, LI Yilun², JIANG Chunhui¹, GUO Shuangxi¹

(1. Key Laboratory of Mechanics in Fluid Solid Coupling System, Institute of Mechanics, CAS, Beijing 100190, China; 2. Sino-French Engineering School, Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: The dynamic coupling between top-end motion (heave) and top-tensioned riser's vortex-induced vibration (VIV) is explored by our finite element simulations. First, a coupled hydrodynamic force approach, concerning vortex-induced lift force along with fluid drag force, is developed, which regards the interaction between instantaneous riser motion and fluid dynamics. The structural stiffness is changing during dynamic response. Then the dynamic responses of the integrated system involving both floating top-end and a top-tensioned riser undergoing VIV are presented to examine impacts of platform heave, in terms of heave frequencies and mode order number, on riser's VIV. Our numerical results show that the dynamic response displacement of riser becomes several times larger than the displacement for the case without top-end motion. The impact of top heave on riser's VIV gets larger as modal order number drops. Moreover, an interesting phenomenon, called the mode transition, is observed particularly at lower vibration frequencies due to the natural dynamic characteristics of the slender riser. Based on our results, it is suggested that, in practices of riser design, a combined excitation needs to be considered for accurate dynamic analysis of slender marine structures subjected to both top-end motion and VIV.

Keywords: parameter excitation; heave; vortex-induced vibration; riser; offshore platform; dynamic response

随着油气开采向深海发展, 越来越多的深水平台系统, 例如半潜式、SPAR、TLP 平台等, 被在工程中采

收稿日期: 2015-04-08

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(11232012); 国家自然科学基金面上项目(11372320)

作者简介: 陈伟民(1967-), 女, 江苏南京人, 副研究员, 主要从事海洋立管涡激振动和工程结构的流固耦合研究。

E-mail: wmchen@imech.ac.cn

用。水下立管在浮式平台系统中,用于传输从海底到上部平台的油气或者光电等通讯信息。水深的增加使得立管长度增加,由于结构的长径比大且柔度高,深水柔性立管的模态多为低频密集模态;而且,海流、波浪等环境流场的速度沿结构展长非均匀分布,导致立管的涡激振动呈现多模态参与、行波效应以及宽带随机振动等复杂现象^[1-3]。

另外,与以往浅海的固定式平台不同,深水平台多为浮式的,因此上部平台的运动幅度增大,使平台与水下立管之间的动力耦合作用加强,并引发一些新现象,比如新锁频区域、参数激励、非线性响应放大等^[4-7]。研究表明,由于平台垂荡运动造成的立管动张力、立管涡激振动与不计垂荡时相比,出现了更高阶模态振动,位移幅值增高约10%,而剪力增幅达到20%~100%^[5]。

关于平台和立管的耦合问题多见于对上部浮体平台的动响应研究中。通常有两种方法:准静态法^[8-11]和耦合法^[12-16]。准静态法把立管简化为集中质量的弹簧,主要考虑下部立管对平台的静恢复力,Spanos等^[10]将平台质量集中在重心处,用水平弹簧模拟立管和平台主体的相互作用,通过简化模型研究了立管刚度对SPAR平台总体运动响应的影响。Heurtier^[8]、Chen^[9]和 Wichers^[11]等研究了多种深海平台浮体与立管(或系泊系统)的相互作用,比较了时域耦合和准静态两种方法,结果表明准静态法会低估系泊系统抵御环境载荷的能力。而耦合方法多对水下立管及其水动力进行了简化^[14-16],例如采用Morison公式简化水动力。Lee等^[15]采用线性张力弦模拟张力腿,分析了平台纵荡下的张力腿动力响应,结果表明张力腿的振动模式与平台的运动模式类似,但是振幅会随着入射波周期的改变而变化。Tahar^[16]采用Bosman^[12]提出的计算杨氏模量的经验公式,计算了SPAR平台垂荡时系泊系统的响应,并将结果与线弹性系泊模型进行了对比,发现两种情况下的响应会差别很大。

需要指出的是,不同的平台运动形式与下部立管的动力耦合机理是不同的。例如,立管的水平运动即横荡和纵荡会沿着立管展向往底部传播,并直接与立管涡激振动的横向运动相互耦合;且平台运动边界还会造成新的非线性耦合现象。平台的垂荡运动主要造成立管的动张力,使得立管的结构参数发生周期性的变化,导致参数激励问题^[17-21],这里只考虑平台垂荡与立管涡激振动的动力耦合。目前已有的关于参数激励的研究,多关注的是立管结构稳定性问题,即对如何确定稳定区域的边界进行理论求解,并对不同的稳定性进行理论分析^[18-21]。Chandrasekaran等^[19]对TLP平台的张力腿的张力变化引起的Mathieu不稳定性进行了分析;Yang等^[20]对在涡激和多频参数激励共同作用的多种组合条件下,TTR立管的不稳定性进行了详细讨论,比较了参数激励和涡脱落激励在不同海况下的作用,指出在极端海况下会出现立管的高频-多模态参与的振动;肖飞等^[21]对深海钢悬链立管Hill不稳定性进行了预测。还有一些研究针对简化模型,如理想简支梁或简化水动力模型(Morrison公式或者定常涡激升力系数模型),给出了响应的数值解^[4,17,22-25]。徐万海等^[4]基于Euler梁和定常升力系数模型,研究了参数激励下的立管稳定性区域以及响应;Wu等^[25]考虑了梁结构的截面旋转和剪切变形,基于实验结果对定常涡激升力模型进行了修正,研究了参数激励的不同环境荷载作用对立管响应的影响。Wang等^[26]进行了大尺度模型的水池实验,进一步分析了平台强迫运动条件下的水下结构的涡激振动引起的钢悬链立管的疲劳破坏,给出了平台运动频率和幅度对锚链的关键位置例如触地点和上顶部的疲劳破坏的影响规律;唐友刚等^[17]利用定常升力系数模型研究了深海顶张力立管在参数激励和涡激振动耦合作用下的动响应,结果表明,立管的横向振动响应频率存在0.5倍参激亚谐成分,参数激励对于立管横向振动具有重要影响。

本文主要关注参数激励、涡激振动共同发生时,顶张力立管的动响应规律。首先,建立了考虑立管垂荡引起的具有时变结构刚度特性的有限元结构模型,以及与结构运动相耦合的立管尾迹流场的非定常涡激升力系数模型,利用有限元数值模拟分析了“平台运动-立管涡激振动”整体系统的动响应,研究平台运动与立管涡激振动的动力耦合规律及响应过程中的新现象,考察垂荡频率等参数对水下立管模态位移、振动波传播和演化的影响。

1 平台垂荡-立管涡激振动耦合系统

1.1 平台垂荡导致的立管参数激励

平台垂荡运动造成水下立管的张力会随时间变化,从而使得立管结构的刚度不再是一个常数而是时变的,引发参数激励问题。这里以简支Euler梁为例,考察动张力立管的动力特性。受轴向张力的无阻尼梁横

向自由振动的动力方程为

$$EI \frac{\partial^4 x(z, t)}{\partial z^4} - (T_0 + T \cos \omega_0 t) \frac{\partial^2 x(z, t)}{\partial z^2} + m_s \frac{\partial^2 x(z, t)}{\partial t^2} = 0 \quad (1)$$

其中, $x(z, t)$ 为梁的横向位移, z 和 t 分别为纵向坐标和时间, EI 和 T_0 分别为弯曲刚度和常数预张力, T 、 ω_0 为动张力的幅值和频率, m_s 为单位长度的结构质量。设方程 (1) 的解形式为 $x(z, t) = q_j(t) \sin(j\pi z/l)$, $j = 1, 2, 3, \dots$, 可得 Mathieu 方程:

$$\ddot{q}_j + \omega_j^2 (1 - 2\theta \cos \omega_0 t) q_j = 0 \quad (2)$$

其中, $\omega_j = \left(\frac{j\pi}{l}\right)^2 \left(\sqrt{\frac{EI}{m_s} + \frac{T_0 l^2}{(j\pi)^2 m_s}}\right)$ 是张力为常数 T_0 的简支梁的固有频率, $\theta = T/(T^* + T_0)$, $T^* = (j\pi/l)^2 EI$ 。设 $q_1(t)$ 和 $q_2(t)$ 为方程 (2) 两个线性无关的周期为 t_0 的特解, 则特征值方程为

$$\lambda^2 - 2\lambda r + p = 0 \quad (3)$$

其中, $p = q_1(t_0) \dot{q}_2(t_0) - q_2(t_0) \dot{q}_1(t_0)$, $r = (1/2) [q_1(t_0) + \dot{q}_2(t_0)]$ 。显然, 特征根的性质决定了对应给定初始条件的解的稳定性, 对于 Mathieu 方程 (2), 确定不稳定区域边界的问题可以归结为求解方程 (3) 具有周期 t_0 或 $2t_0$ 的周期解的问题。当 $|r| = 1$, $\lambda_1 = \lambda_2 = \pm 1$, 方程的解分别为

$$q(t) = d_0 + \sum_{k=2, 4, 6, \dots}^{\infty} \left(c_k \cos \frac{k\omega_0 t}{2} + d_k \sin \frac{k\omega_0 t}{2} \right), \quad \dot{q}(t) = \sum_{k=1, 3, 5, \dots}^{\infty} \left(c_k \cos \frac{k\omega_0 t}{2} + d_k \sin \frac{k\omega_0 t}{2} \right) \quad (4)$$

将式 (4) 代入方程 (3), 可得

$$\left(1 - \frac{\omega_0^2}{4\omega_j^2}\right) \left(1 - \frac{9\omega_0^2}{4\omega_j^2}\right) \left(1 - \frac{25\omega_0^2}{4\omega_j^2}\right) \dots = 0 \quad (5a)$$

$$\left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega_j^2}\right) \left(1 - \frac{16\omega_0^2}{4\omega_j^2}\right) \left(1 - \frac{36\omega_0^2}{4\omega_j^2}\right) \dots = 0 \quad (5b)$$

合并两方程得到:

$$\omega_0 = \frac{2\omega_j}{k}, \quad k = 1, 2, 3, \dots \quad (6)$$

即当激励频率 ω_0 和自然频率 ω_j 满足式 (6), 可能发生共振。

尽管以上推导是针对简支 Euler 梁的情况, 得到的稳定临界点的频率关系, 唐驾时^[22]、毕勤胜^[23]等进一步推广了参数激励的稳定区域, 认为对于不同频率比值 $\bar{\omega}$ ($\bar{\omega} = \omega_j/\omega_0$), 当 $\bar{\omega} = 1$ 时为主共振, 当 $\bar{\omega} = 1/n$ ($n = 2, 3, \dots$) 时为亚谐共振, 当 $\bar{\omega} = n$ ($n = 2, 3, \dots$) 时为超谐共振。而当外激励频率除了平台垂荡频率 ω_0 还有漩涡脱落频率 ω_v 时, 情况变得更复杂, 王东耀^[5]、唐友刚^[17]等对均匀简支梁、常数涡激升力作用下的理论推导表明, 当频率满足 $\omega_v \pm k\omega_0 = \omega_j$ ($k = 0, 1, 2, 3, \dots$) 时, 可能发生共振。

对于工程实际中的复杂结构, 而且需要考虑流体的涡激升力与结构运动的动力耦合作用, 参数激励下的结构动响应用单纯的理论求解方法很难得到。这里将基于有限元数值模拟, 对平台垂荡和立管涡激振动耦合系统的动响应及其耦合新现象进行分析。

1.2 平台垂荡-立管涡激振动耦合系统的动响应模型

1.2.1 有限元模型

平台-顶张力立管系统模型如图 1 所示, 假设来流沿 y 轴正方且流速为 U , 上部平台沿垂直方向 (z 轴) 做简谐运动 $b(t) = B e^{-i\omega_0 t}$, 其中 B 、 ω_0 分别为平台垂荡振幅、频率。图 1(b) 为结构有限元模型, 顶部平台采用体单元, 立管被等分为 100 个 Euler 梁单元, 单元节点自由度包括横向位移、轴向位移(为简化起见, 这里忽略轴向扭转自由度), 梁单元的轴向和弯曲位移插值函数分别用线性和三次位移函数。单元的质量矩阵 M^e 、弯曲刚度矩阵 K_e^e 、几何刚度矩阵 K_t^e 分别为:

$$M^e = \int_{l_e} \rho \varphi^T \varphi d\xi, \quad K_e^e = \int_{l_e} B^T D B d\xi, \quad K_t^e = \int_{l_e} \bar{B}^T T \bar{B} d\xi$$

其中, $\varphi = [\varphi_1^0 \quad \varphi_1^1 \quad \varphi_2^0 \quad \varphi_2^1]$, $B = \frac{d^2 \varphi}{dx^2}$, $\bar{B} = \frac{d\varphi}{dx}$, $D = EI$ 。形函数: $\varphi_1^0(\xi) = 1 - 3\xi^2 + 2\xi^3$, $\varphi_1^1(\xi) = 3\xi^2 -$

$2\xi^3, \varphi_1(\xi) = (\xi - 2\xi^2 + \xi^3)/l_e, \varphi_2(\xi) = (\xi^3 - \xi^2)/l_e$, 单元内部坐标 $\xi = (z - z_1)/L, 0 \leq \xi \leq 1, l_e$ 和 L 为单元和立管长度。

基于梁自由振动方程(方程(1)),有限元离散化后的多自由度系统的动力平衡方程可以写为:

$$M\ddot{X} + C\dot{X} + KX = F \quad (7)$$

式中: M 、 C 、 K 分别为结构质量、阻尼和刚度矩阵, X 为节点位移列阵。对于小结构阻尼, Rayleigh 阻尼矩阵可用质量和刚度矩阵的线性组合表达, 即 $C = aM + bK$, 系数 a 和 b 的值可以由结构的前两阶自然频率确定, 即

$$a = \frac{2\omega_1\omega_2(\zeta_1\omega_2 - \zeta_2\omega_1)}{\omega_2^2 - \omega_1^2}, b = \frac{2(\zeta_2\omega_2 - \zeta_1\omega_1)}{\omega_2^2 - \omega_1^2}$$

阻尼比通常取 $\zeta_1 = \zeta_2 = 0.03$ 。需要注意的是, 对于常规的在外激励力作用下的动响应问题, 结构的刚度矩阵为常数或者与时间无关, 而对于变张力的参数激励问题, 结构的刚度矩阵包括两部分: 常规的与结构变形几何相关的弹性刚度 K_e 和与轴向力 $T' = T_0 + T_c \cos \omega_0 t$ 相关的时变刚度 K_t , 即

$$K(t) = K_e + K_t(T', t) \quad (8)$$

因此在动响应计算的每一个时间步中, 需要更新计算结构的刚度矩阵。

另外, 为了消除大质量平台对整体系统稳定性的干扰, 限制了平台绕 x, y, z 轴方向的转动; 由于平台与立管的单元类型不一样, 在立管与平台的连接点处采用了多点约束(MPC)设置, 它允许在模型的不同自由度之间施加约束。立管两端的边界条件为:

$$\begin{cases} x(0, t) = b(t) \\ \partial^2 x(0, t) / \partial z^2 = 0 \end{cases} \quad \text{和} \quad \begin{cases} x(L, t) = 0 \\ \partial^2 x(L, t) / \partial z^2 = 0 \end{cases}$$

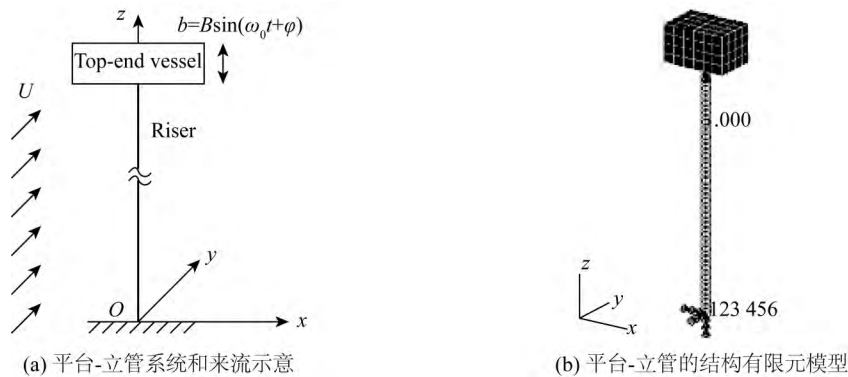


图1 平台-立管系统示意

Fig. 1 The platform-riser system sketch

考虑到本文的结构刚度的时变特性以及将要用到的水动力载荷的非线性, 在施加立管动张力以及非线性水动力到结构激励区域节点上并进一步求解动响应时, 采用递推演算效率较高的 Newmark-Beta 直接数值积分法求解动力平衡方程(7); 求出每一个时间步的结构位移和相应的速度响应, 然后得到新的升力系数, 再代回方程, 进行下一个时间步的求解, 直至动响应过程收敛到稳态阶段。

1.2.2 水动力模型

作用于立管上的水动力可以分为涡激升力 F_L 与流体阻力 F_D 两部分, 其中 F_D 可以用 Morison 公式表示:

$$F_D = \frac{1}{2} C_D \rho_f D \dot{x} |\dot{x}| + \frac{1}{4} C_a \rho_f \pi D^2 \ddot{x}$$

其中, ρ_f 为流体密度, D 为立管外径, C_a 、 C_D 分别为附加质量和拖曳力系数, 对于细长柔性立管, 通常取 $C_a = 1.0$ 、 $C_D = 1.1$ 。

水动力中的涡激升力 F_L 的描述则较为复杂, 因为涡激振动本质上是一个流固耦合问题, 在锁频共振发生时, 一方面结构尾迹中的涡脱落产生的周期升力通过复杂的耦合效应, 对结构产生激励; 而另一方面, 被激励起来的结构周期振荡又会反过来影响尾迹涡脱落和相应的涡激升力。对于结构动力和水动力的耦合作用

形式和表达,多年来一直存在很多争议^[1-2]。而且,锁频阶段呈现的一些特有现象,例如自激励、自限制、展向相关以及多模态参与、宽带随机振动等,其机理至今仍不是非常清楚。实际工程中,通常采用唯象的(例如尾流振子模型)或者半经验模型,如假设升力为:

$$F_L = \frac{1}{2} \rho_f U^2 D C_L$$

其中,升力系数 C_L 为一个常数。

近年来,随着对涡激振动研究的深入,以及基于 PIV 的先进流场观测手段和基于 CFD 的数值计算的发展,人们对涡激振动这种自激励同时又自限制的非线性现象,以及在结构运动过程中尾迹流场的水动力和结构动力的耦合机理认识有了很大提高。研究表明^[2,3,27],如果在升力模型中考虑结构动力与尾迹水动力的耦合作用,可以给出更准确的升力模型。Sarpkaya^[1]将涡激升力分解为拖曳力项(正比于结构运动速度的二次方)和惯性项(正比于结构加速度)两部分,测量了升力系数在用几个振动周期内的傅里叶平均值,指出在工程实际的雷诺数范围内,与用结构运动的线性函数来表达的升力模型相比,结构运动速度的非线性函数(二次函数)更能表征流体的主要作用;Govardhan^[27]进行了大量的 VIV 实验研究,测量了涡激升力,观察了升力随结构运动速度的变化规律;Vandiver^[2]则建议根据不同的结构振幅范围,用分段双曲函数来表达升力曲线。上述研究成果表明,锁频阶段的涡激升力系数应该与结构运动相关,而不仅仅只是一个常系数。

因此,这里采用如下的结构振动速度的多项式来模拟涡激升力 F_L ,即:

$$\begin{aligned} F_L(x) &= p_f (C_{L0} \sin(\omega t) + C_1 \dot{x}(z, t) + C_2 \dot{x}^2(z, t) + C_3 \dot{x}^3(z, t)) \\ &= p_f C_L(\dot{x}(z, t)) \end{aligned} \quad (9)$$

式中: $p_f = (1/2) \rho U^2 D$, 时变的涡激升力系数为 $C_L(\dot{x}(z, t)) = C_{L0} \sin(\omega t) + C_1 \dot{x}(z, t) + C_2 \dot{x}^2(z, t) + C_3 \dot{x}^3(z, t)$ 。式(9)中各个系数 C_{L0} 、 C_1 、 C_2 、 C_3 的具体值,可以根据实验数据来拟合确定,具体的拟合方法详见 Chen^[3]。在选择实验数据时,最好选择实验条件为:结构为细长柔性缆索(非刚性圆柱)、振动为自由振动(非强迫振动)的有关实验数据^[1,2,24]。

进一步观察式(9)中升力系数的各项在结构的响应中的作用效果,总体来说,他们在一定程度上能够呈现涡激振动的主要特性:1) 锁频阶段的自激特性,常数项 $p_f C_{L0} \sin(\omega t)$ 和线性项 $p_f C_1 \dot{x}(z, t)$ (系数 C_1 为正,随响应速度增大而增大) 主要起激励结构振动的作用。2) 振幅的自限制特征,我们知道涡激振动的幅值不会无限增大,响应的最大幅值一般为 $(x/D)_{\max} = 1.5$ or 2.0 ,而式(9)中两个高阶项(其中至少一项系数为负值)起到了非线性阻尼的作用,这样可以使得结构振动在达到一定幅值以后因为阻尼的增大而开始减小,从而模拟了涡激振动的振幅自限制性。3) 水动力的展向相关性(升力的展向分布),对于刚性圆柱,通常认为展向相关是理想的,相关长度是无穷大;而对于柔性结构,其展向相关性降低,水动力沿结构展向是非均匀分布;而式(9)中,由于结构速度沿展向是变化的,因此升力系数也随之变化,这样就可以自动地计入了水动力的展向相关性。

2 平台垂荡对立管动响应的影响

对于无阻尼系统,当平台垂荡频率与立管固有频率满足一定关系时,立管会发生振幅无限增大的振动,而实际工程中由于结构和水动力阻尼的作用,虽然参数共振的振幅会增大,但是幅值是有限的。下面将基于本文计算模型,具体分析平台垂荡-立管 VIV 整体系统的动响应。

计算模型的具体参数:立管外径 $D = 0.500$ m,内径 $d = 0.445$ m,长度为 500 m。材料结构密度 $\rho_s = 7.8 \times 10^3$ kg/m³,抗弯刚度 $EI = 3.8 \times 10^9$ Nm²,结构阻尼 0.03。立管预张力 $T = 6.8 \times 10^7$ N,来流速度 $U = 1.0$ m/s,假设涡激振动发生时涡脱落频率与结构固有频率一致,即 $\omega_v = \omega_j$ 。

2.1 不同模态的立管动响应

计算了不同平台垂荡频率下立管的动力响应,垂荡频率与立管的固有频率一致,变化范围从 1 阶频率上升到 24 阶频率。

图 2 为部分模态的 RMS 位移曲线,从图中可以看出 1 阶模态的响应幅值最大,并且随着模态阶数的增高,立管响应幅值不断减小。如果观察各阶模态的位移波形,可见低阶模态(1 阶、2 阶、4 阶)的波形主要是

驻波,而随着模态阶数的升高,立管振动波形逐渐由驻波向行波转换。这一方面是由于高阶模态的衰减越来越快,振动波在沿结构展向往立管底部传播的过程中较快地衰减掉了,从而难以形成驻波;另一方面由于随着模态阶数的提高,结构变形的曲率明显增大,也就是说结构弯曲刚度的作用相对于拉伸刚度的作用更明显,即张力的影响越来越小。

图3给出了平台垂荡运动与平台不运动两种情况时,各阶模态响应的最大振幅的对比。从图中可以看出与不考虑平台运动的情况相比,平台垂荡引起立管位移响应明显增大,其中最大为1阶模态,比平台不运动(只有涡激升力单独作用)时的位移大3倍左右;而且平台垂荡对立管位移的放大效应随模态升高会逐渐减小。

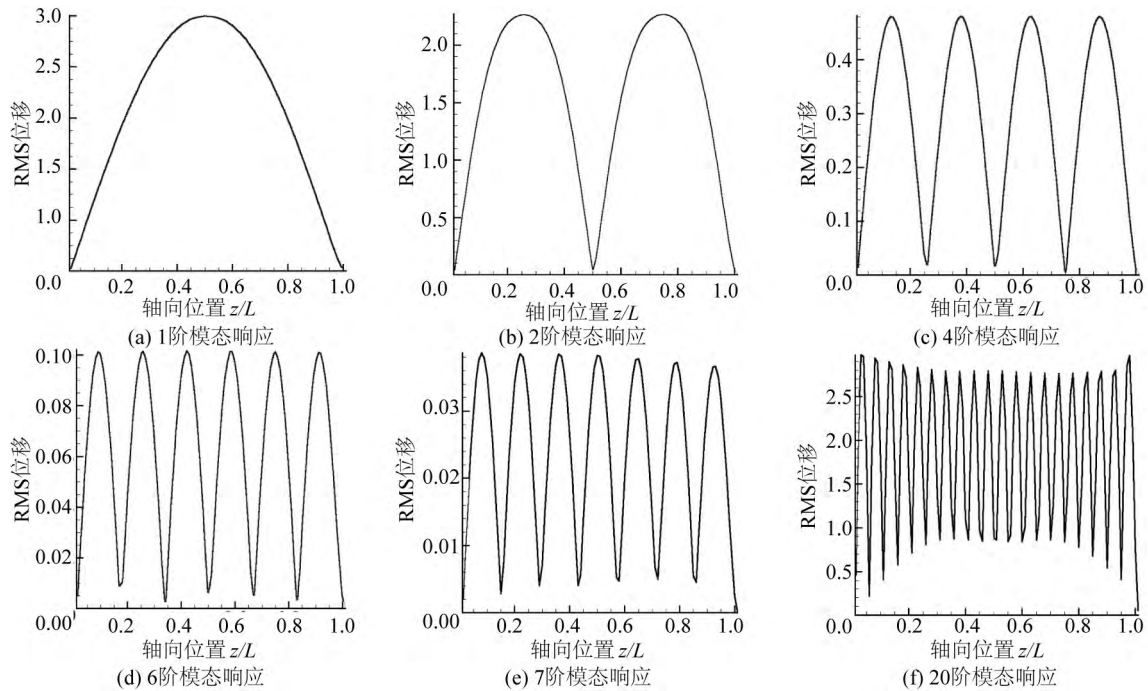


图2 上部平台垂荡和立管涡激振动共同作用下的立管 RMS 位移

Fig. 2 Dynamic responses of RMS displacements of the riser suffering top-end heave and VIV simultaneously

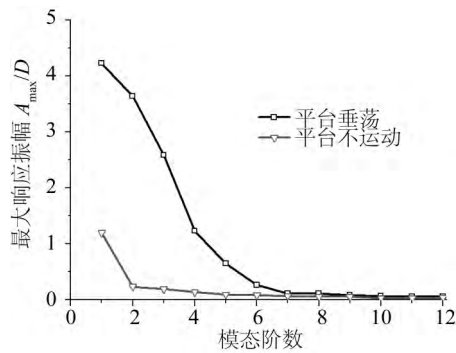


图3 立管在上部平台垂荡、不运动两种情况下的位移响应对比

Fig. 3 Maximum displacements of risers for cases with and without heave

(立管垂荡频率分别为 $\omega_0 = 1/2\omega_1$ 、 $\omega_0 = 2/3\omega_1$) 可见, 尽管 RMS 位移曲线的形状基本相同, 但是位移幅值不同。图4(b)给出了最大振幅随垂荡频率的变化, 由图可见最大的三个振幅分别发生在垂荡频率取 $\bar{\omega} = 1, 1/2, 2$ 时, 而且振幅均比垂荡频率为零时的振幅要大, 尤其当 $\omega_0 = 2\omega_1$ 时, 参数共振幅值达到最大值。

值得注意的是, 观察图2(a)和2(b)的位移幅值可以看到, 在平台垂荡和涡激升力两种激励共同作用下, 立管位移会比单独涡激振动的位移(通常单独立管涡激振动的位移幅值为1.5~2.0)、或者垂荡单独作用的位移都要大。这种响应增大的现象可能是由于平台垂荡引起的立管纵向运动和涡激振动引起的立管横向振动两种运动的非线性耦合引起的, 这种细长立管垂直和水平双向运动造成的耦合放大在文献[4, 7, 28]中也有过报道。

2.2 不同垂荡频率比的立管动响应

计算了当垂荡频率与立管的固有频率不一致, 但是仍满足参数激励条件, 即垂荡频率分别为 $\omega_0 = \omega_j, 1/2\omega_j, 2/3\omega_j, 2\omega_j, 4\omega_j$ 时立管的动响应。图4和5分别为1阶和3阶模态的动响应。比较图4(a)中的两条 RMS 位移曲线

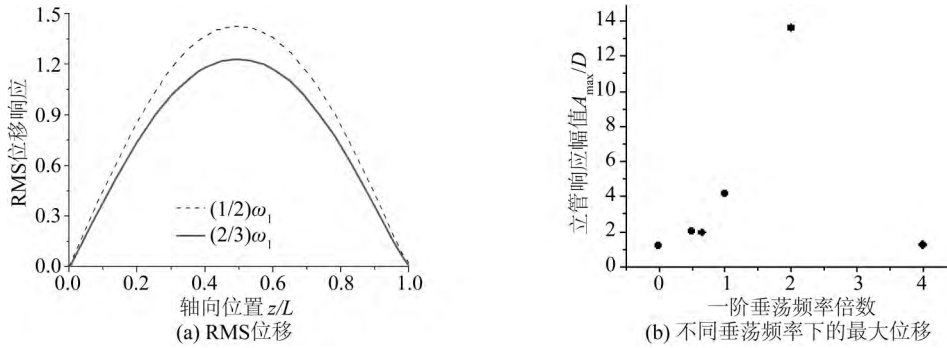


图 4 1 阶模态在不同垂荡频率下的响应位移

Fig. 4 Dynamic response of mode 1

图 5 为 3 阶模态的动响应结果, 两个垂荡频率($\omega_0 = 1/2\omega_3$ 和 $\omega_0 = 2/3\omega_3$) 的 RMS 位移曲线的形状基本相同(图 5 (a)) , 三个最大的振幅分别发生在垂荡频率为 $\bar{\omega} = 1, 2/3, 2$ 时, 但是, 最大响应幅值发生在 $\bar{\omega} = 1$ (图 5 (b)) 这与 1 阶模态的($\bar{\omega} = 2$) 不同。

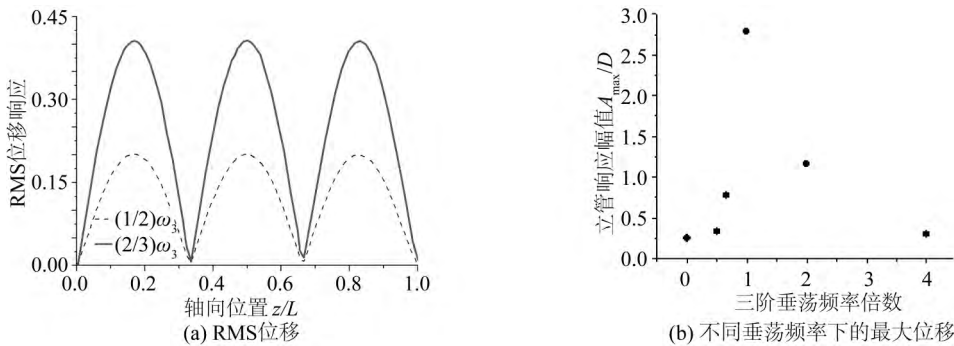


图 5 3 阶模态在不同垂荡频率下的响应位移

Fig. 5 Dynamic response of mode 3

2.3 立管动响应过程中的模态转换

在某些特殊频率下, 发现立管的动响应会出现“模态转换”现象。Silveira^[6] 和 Park^[7] 等曾经在立管的参数激励响应中观察到了响应模式的跳跃(分别被称为 mode jump , alternation of response pattern) , 尽管当时没有给出其发生的原因。我们认为, 引起这种模态转换现象的一个主要原因是立管的固有频率存在倍频特征。由简支梁固有频率表达式可以看出对于低阶模态, 由于拉伸刚度的影响大于抗弯刚度, 立管前几阶模态的频率会出现倍频的关系(如表 1) , 从表中可以看出, $\omega_2 \approx 2\omega_1$, $\omega_4 \approx 2\omega_2$ 。因此, 我们计算了垂荡频率分别为 $\omega_0 = 2\omega_1$ 、 $\omega_0 = \omega_2$ 以及 $\omega_0 = \omega_4$ 的情况, 并且给出了位移响应均方根曲线和时空云图结果, 如图 6~8 所示。

表 1 立管固有频率

Tab. 1 Natural frequencies of the riser

| 模态阶数 | 1 | 2 | 4 |
|---------|----------|----------|----------|
| 立管频率/Hz | 0.171 51 | 0.341 49 | 0.691 74 |

图 6、图 7 分别为 $\omega_0 = 2\omega_1$ 、 $\omega_0 = \omega_2$ 时立管的 RMS 位移以及位移的时间-空间演化云图。如果只比较图 6(a) 和 7(a) 的 RMS 位移曲线, 可见二者的位移大小和曲线形状都非常接近; 但是, 从时空云图可以看到二者响应的波形是不一样的, 当垂荡频率为二阶固有频率时($\omega_0 = \omega_2$) , 立管振动只在响应的初期呈现 2 阶模态振型, 而随着振动时间的持续增加, 两个最大位移点渐渐向立管中部靠拢直至合并, 从而由 2 阶模态振型转换成 1 阶振型。

类似地, 当垂荡频率为 4 阶固有频率($\omega_0 = \omega_4$) 时(如图 8) , 由于 $\omega_4 \approx 2\omega_2$, 4 阶模态振型也只持续了一小段时间, 之后振动从 4 阶模态转变为 2 阶振型(如图 8(b))。另外, 从图 6~图 8 还可看到, 当高阶振型转变为低阶振型后, 位移幅值会有一个明显地增大。

根据计算结果,这种模态转换的现象只发生在从高阶模态向低阶模态的转换。例如,从2阶模态向1阶模态转换,或者从4阶模态向2阶模态转换;而且,发生模态转换之后,位移幅值会有明显增大。



图6 垂荡频率 $\omega_0 = 2\omega_1$ 时立管响应

Fig. 6 Dynamic responses at heave frequency $\omega_0 = 2\omega_1$



图7 垂荡频率 $\omega_0 = \omega_2$ 时立管响应

Fig. 7 Dynamic responses at heave frequency $\omega_0 = \omega_2$



图8 垂荡频率 $\omega_0 = \omega_4$ 时立管响应

Fig. 8 Dynamic responses at heave frequency $\omega_0 = \omega_4$

3 结 语

动响应的有限元数值模型中考虑了与结构运动相耦合的尾迹流场涡激升力、响应过程中时变的结构刚度;分析了平台垂荡的频率、模态阶数等参数对立管位移幅值、振动波形及其演化的影响。数值计算的结果表明:

1) 与平台固定不动相比,平台垂荡运动会增大立管的动响应,并且响应的幅值大于单独立管涡激振动或者单独参数激励的振动幅值。立管位移幅值随模态阶数的降低而增大;低阶模态响应形式以驻波为主,随模态阶数的升高响应转变为行波。

2) 在某些激励频率下,立管动响应过程中会出现模态转换现象。这种模态转换现象只发生在从高阶模态向低阶模态的转换;而且,发生模态转换之后,位移幅值会有明显增大。

鉴于在平台垂荡和涡激振动的共同作用下,立管的动响应会大于涡激振动、参数激励分别单独作用的响应,建议在立管实际工程设计中,应该考虑平台运动和涡激振动共同作用下的耦合结构动响应。

参考文献:

- [1] SARPKEYA T. A critical review of the intrinsic nature of vortex-induced vibration [J]. *Journal of Fluids and Structures Mechanics*, 2004, 46: 389-447.
- [2] VANDIVER J K, JAISWAL V, JHINGRAN V. Insights on vortex-induced, traveling waves on long risers [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2009, 25: 641-653.
- [3] CHEN W M, LI M, ZHENG Z Q. Dynamic characteristics and VIV of deepwater riser with axially varying structural properties [J]. *Ocean Engineering*, 2012, 42: 7-12.
- [4] 徐万海, 曾晓辉, 吴应湘. 深水张力腿平台与系泊系统的耦合动力响应 [J]. *振动与冲击*, 2009, 28(2): 145-150. (XU W H, ZENG X H, WU Y X. Coupled dynamic response of the tension leg platform and tendon in deep water [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2009, 28(2): 145-150. (in Chinese))
- [5] 王东耀, 凌国灿. 在平台振荡条件下 TLP 张力腿的涡激非线性响应 [J]. *海洋学报*, 1998, 20(5): 119-128. (WANG D Y, LING G C. Vortex-induced nonlinear vibration of TLP tethers under circumstances of platform oscillation [J]. *ACTA Oceanologica SINICA*, 1998, 20(5): 119-128. (in Chinese))
- [6] DA SILVEIRA L M Y, MARTINS C D A, LEANDRO D C, et al. An investigation on the effect of tension variation on VIV of risers [C]//*Proceedings of the ASME 20th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2007-29247*. 2007.
- [7] PARK H I, JUNG D H. A finite element method for dynamic analysis of long slender marine structures under combined parametric and forcing excitations [J]. *Ocean Engineering*, 2002, 29: 1313-1325.
- [8] HEURTIER J M, BUHAN L, FONTAINE E. Coupled dynamic response of moored FPSO with risers [C]//*Proceedings of the Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference*. 2001: 17-22.
- [9] CHEN X H, DING Y, ZHANG Y. Coupled dynamic analysis of a mini TLP: Comparison with measurements [J]. *Ocean Engineering*, 2006, 33: 93-117.
- [10] SPANOS P D, GHOSH R, FINN L D. Coupled analysis of a spar structure: Monte Carlo and statistical linearization solutions [J]. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2005, 127(1): 11-16.
- [11] WICHERS J E W, VOOGT H J, ROELOFS H W, et al. DeepStar-CTR 4401 benchmark model test [R]. Technical Report No. 16417-1-OB, MARIN, Netherlands, 2001.
- [12] BOSMAN R L M, HOOKER J. Elastic modulus characteristics of polyester mooring ropes [C]//*Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference*. 1999: 1246-1251.
- [13] 谷家扬, 吕海宁, 杨建民. 随机波浪中张力腿平台耦合运动及系泊系统特性研究 [J]. *海洋工程*, 2012, 30(4): 42-48. (GU J Y, LU H N, YANG J M. Studies on coupling dynamic response and characteristics mooring system of TLP in stochastic waves [J]. *The Ocean Engineering*, 2012, 30(4): 42-48. (in Chinese))
- [14] LI B B, OU J P, TENG B. Fully coupled effects of hull, mooring and risers model in time domain based on an innovative deep draft multi-spar [J]. *China Ocean Engineering*, 2010, 24(2): 219-233.
- [15] LEE H H, WANG P W. Analytical solution on the surge motion of tension-leg twin platform structural systems [J]. *Ocean Engineering*, 2000, 27: 393-415.
- [16] TAHARA A, KIM M H. Coupled-dynamic analysis of floating structures with polyester mooring lines [J]. *Ocean Engineering*, 2008, 35(17-18): 1676-1685.
- [17] 唐友刚, 邵卫东, 张杰. 深海顶张力立管参激-涡激耦合振动响应分析 [J]. *工程力学*, 2013, 30(5): 282-286. (TANG Y G, SHAO W D, ZHANG J. Dynamic response analysis for coupled parametric vibration and vortex-induced vibration of top-tensioned riser in deep-sea [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(5): 282-286. (in Chinese))
- [18] CHATJIGEORGIOU I K. On the parametric excitation of vertical elastic slender structures and the effect of damping in marine applications [J]. *Applied Ocean Research*, 2004, 26: 23-33.
- [19] CHANDRASEKARAN S, CHANDAK N R, ANUPAM G. Stability analysis of TLP tethers [J]. *Ocean Engineering*, 2006, 33: 471-482.
- [20] YANG H Z, XIAO F. Instability analyses of a top-tensioned riser under combined vortex and multi-frequency parametric excitations [J]. *Ocean Engineering*, 2014, 81: 12-28.

(下转第 79 页)

- foundation on clay [J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2008, 28(3): 287-291. (in Chinese)
- [12] 肖忠, 王元战, 及春宁. 复合加载下软基上半圆堤结构稳定性分析 [J]. *岩土力学*, 2014, 35(3): 789-800. (XIAO Zhong, WANG Yuanzhan, JI Chunqing. Stability analysis of semi-circular breakwater on soft foundation under combined loading [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, 35(3): 789-800. (in Chinese))
- [13] 肖忠. 软土地基上新型防波堤结构的稳定性分析 [D]. 天津: 天津大学, 2009. (XIAO Zhong. Stability analysis for new types of breakwaters on soft foundation [D]. Tianjin: Tianjin University, 2009. (in Chinese))
- [14] TAN F S. Centrifuge and theoretical modeling of conical footings on sand [D]. London: Cambridge University, 1990.
- [15] GOVONI L, GOURVENE S, GOTTARDI G. Acentrifuge study on the effect of embedment on the drained response of shallow foundations under combined loading [J]. *Geotechnique*, 2011, 61(12): 1055-1068.
- [16] BRANSBY M F, RANDOLPH M F. The effect of embedment depth on the undrained response of skirted foundations to combined loading [J]. *Soils and Foundations*, 1999, 39(4): 19-33.
- [17] TAIEBAT H, CARTER J P. Numerical studies of the bearing capacity of shallow footings on cohesive soil subjected to combined loading [J]. *Geotechnique*, 2000, 50(4): 409-418.
- [18] GOURVENE S, RANDOLPH M. Effect of strength non-homogeneity on the shape of failure envelopes combined loading of strip and circular foundations on clay [J]. *Geotechnique*, 2003, 53(6): 575-586.
- [19] LOUKIDIS D, CHAKRABORTY T, SAIGADO R. Bearing capacity of strip footings on purely frictional soil under eccentric and inclined loads [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2008, 45(6): 768-787.
- [20] ZHANG Qiyi, LUAN Maotian, WANG Zhongtao. Study on failure mechanism and bearing capacity of three-dimensional rectangular footing subjected to combined loading [J]. *China Ocean Engineering*, 2008, 22(2): 313-330.

~~~~~  
(上接第9页)

- [21] 肖飞, 杨和振. 深海钢悬链立管 hill 不稳定性预测 [J]. *上海交通大学学报*, 2014, 48(4): 583-588. (XIAO F, YANG H Z. Hill stability prediction of deep-sea steel catenary riser [J]. *Journal of Shanghai Jiao Tong University*, 2014, 48(4): 583-588. (in Chinese))
- [22] 唐驾时, 贺新柱. 参数振动系统的共振分析 [J]. *岳阳师范学院学报: 自然科学版*, 2001, 14(1): 34-40. (TANG J S, HE X Z. Response analysis of parametrically excited system [J]. *Journal of Yueyang Normal University, Natural Science*, 2001, 14(1): 34-40. (in Chinese))
- [23] 毕勤胜, 陈章耀, 朱玉萍, 等. 参数激励耦合系统的复杂动力学行为分析 [J]. *力学学报*, 2003, 35(3): 123-127. (BI Q S, CHEN Z Y, ZHU Y P, et al. Dynamical analysis of coupled oscillators with parametrical excitation [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2003, 35(3): 123-127. (in Chinese))
- [24] 菅永军, 鄂学全, 柏威. 参数激励圆柱形容器中的非线性 Faraday 波 [J]. *应用数学和力学*, 2003, 24(10): 60-66. (JIAN Y J, E X Q, BAI W. Nonlinear faraday waves in a parametrically excited circular cylindrical container [J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2003, 24(10): 60-66. (in Chinese))
- [25] WU X M, HUANG W P. Study on analysis method for deepwater TTR coupled vibration of parameter vibration and vortex-induced vibration [J]. *Journal of Vibroengineering*, 2012, 24(3): 977-983.
- [26] WANG J G, FU S X, BAARHOLM R, et al. Fatigue damage of a steel catenary riser from vortex-induced vibration caused by vessel motions [J]. *Marine Structures*, 2014, 39: 131-156.
- [27] GOVARDHAN R, WILLIAMSON C H K. Critical mass in vortex-induced vibration of a cylinder [J]. *European Journal of Mechanics B/Fluids*, 2004, 23: 17-27.
- [28] PATEL M H, PARK H I. Combined axial and lateral responses of tensioned buoyant platform tethers [J]. *Engineering Structures*, 1995, 17(10): 687-695.