

对柱式深吃水半潜平台涡激运动数值模拟

赵伟文, 万德成*

(上海交通大学 船舶海洋与建筑工程学院 海洋工程国家重点实验室
高新船舶与深海开发装备协同创新中心, 上海 200240)

*通信作者: dcwan@sjtu.edu.cn

摘要: 采用专门面向船舶与海洋工程问题自主开发的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU, 基于不可压缩 Navier-Stokes 方程及延迟的分离涡模拟 (delayed detached-eddy simulation, DDES) 方法, 模拟了新型的八柱式深吃水半潜平台在不同折合速度下的涡激运动响应。首先采用不同的湍流模型进行静水拖曳数值模拟, 并将结果与他人的模型试验比较。然后对静水中的平台进行横荡及首摇的数值自由衰减测试, 并将自由衰减测试得到周期与模型试验比较, 验证了本研究采用的弹簧系统相当刚度与模型试验一致。在此基础上分析了平台涡激运动响应幅值、频率随折合速度的变化规律, 并将数值模拟同模型试验比较, 结果吻合良好。数值模拟结果表明, 在折合速度在 5~9 时, 涡激频率接近平台固有频率, 产生“锁定”现象。

关键词: 深吃水半潜平台; 折合速度; 涡激运动; 分离涡模拟

1 引言

传统的半潜式平台对波浪激励的横荡和纵荡响应小, 但是垂荡响应大。一种改善大幅垂荡响应的方法是降低平台重心, 增加平台吃水。而这种方法将导致深吃水的柱状结构, 从而容易引发涡激运动 (Vortex-Induced Motions, VIM)。涡激运动是浮式平台在由流经柱状结构的流体在结构物两侧产生的交替涡流引发的脉动压力和系泊系统的系泊力共同作用下引起的。早在 2003 年国外学者就已经对单柱式的 Spar 平台涡激运动开展研究^[1,2]。近年来随着半潜平台吃水的增加, 对半潜平台涡激运动响应的研究开始逐渐受到工业界的重视。半潜平台涡激运动的研究手段目前集中在模型试验^[3-7]和 CFD 数值模拟^[8-11]。和 Spar 平台只考虑横荡和纵荡不同的是, 对半潜平台的涡激运动研究还需要额外考虑首摇自由度。

无量纲的折合速度和 Strouhal 数是和 VIM 特性相关的两个重要参数, 它们的定义如下:

$$U_r \equiv \frac{U}{f_n D} \quad (1)$$

$$St \equiv \frac{f_s D}{U} \quad (2)$$

其中, U 是来流速度, f_n 是系统的固有(横荡)频率, f_s 为泻涡频率, D 为特征长度。Norberg 等的试验表明, 圆柱绕流的 St 数在 0.21 左右^[12-13], 0° 和 45° 方柱的 St 数分别为 0.13 和 0.17 左右^[14]。对于固定立柱而言, 泻涡频率同来流速度成正比关系。若将立柱悬挂于弹簧系统中, 允许其在有限范围内做振荡运动, 当泻涡频率接近固有频率时, 将发生共振, 导致强烈的涡激运动。这种现象被称为“锁定”, 会严重影响平台立管和系泊系统的疲劳损害。发生锁定时, U_r 一般在 St 的倒数附近, 其值通常为 5~8。

对柱式半潜平台是 Houston Offshore Engineering (HOE) 公司设计的用于替代 Spar 的一种干式采油树平台。它和 Spar 平台相比能够提供更大的可变载荷, 具有更小的涡激运动响应。和传统的半潜平台相比, 对柱式半潜平台的吃水更深, 将发生更强烈的涡激运动。而对柱式的设计将使得平台具有独特的涡激运动响应特性。目前针对该平台已经有研究人员公开发表了大量的模型试验和数值模拟结果数据^[6-9,11,15]。

本研究采用自主开发的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU, 研究了对柱式半潜平台在锁定区间内的涡激运动响应特性。首先介绍了数值模拟中采用数值方法; 然后给出了对柱式半潜平台的几何参数和物理参数, 以及计算域和网格, 边界条件等; 接着给出了静水拖曳、自由衰减和涡激运动试验的结果; 最后得出全文结论。

2 数值方法

2.1 分离涡方法

本研究采用基于剪切应力输运 (Shear-Stress Transport, SST) 模式的延迟的分离涡方法 (Delayed Detached-Eddy Simulation, DDES) 模拟高雷诺数下带有大量分离的湍流流动问题。SST-DDES 是一种混合雷诺平均-大涡模拟 (hybrid RANS-LES) 方法。它在远离壁面的自由剪切流动区域采用 LES 亚格子模型求解流动, 而在靠近壁面的边界层区域内及其他区域采用 RANS 的 SST 模型求解流动。这样既能够保证 LES 的求解精度, 又可以通过减少近壁面处的边界层网格来降低计算量。对于不可压缩黏性流体, 经过平均或过滤后的连续性方程和动量方程可以表示为:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_j \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (4)$$

其中, ν 为分子黏度, τ_{ij} 为雷诺应力或亚格子应力张量。根据 Boussinesq 假设, τ_{ij} 可以表示为

$$\tau_{ij} = \frac{2}{3} \delta_{ij} k - \nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

SST-DDES 假设湍流黏度 ν_t 可表示为湍流动能 k , 特定湍流耗散率 ω 和速度应变 S 的函数^[16]

$$\nu_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, SF_2)} \quad (6)$$

这里, k 和 ω 通过求解其相应的输运方程得到

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial(u_j k)}{\partial x_j} = \tilde{G} - \frac{k^{3/2}}{l_{DDES}} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\nu + \alpha_k \nu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (7)$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{\partial(u_j \omega)}{\partial x_j} = \gamma S^2 - \beta \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\nu + \alpha_\omega \nu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + (1 - F_1) CD_{k\omega} \quad (8)$$

k 方程中的 l_{DDES} 为混合长度, 是控制 LES 或 RANS 求解的开关。各参数的具体定义可参考文献^[17]。

2.2 动态重叠网格技术

本研究采用动态重叠网格技术来处理物体运动问题。重叠网格最初是用于处理复杂物体结构网格划分的一种技术, 通过给物体不同部分单独划分网格, 将复杂的流动区域分成多个几何边界比较简单的子区域, 各子区域中的计算网格独立生成, 彼此存在着重叠、嵌套或覆盖关系, 不同网格之间通过重叠区边界单元插值传递流场信息。而近年来发展的非结构动态重叠网格技术则更多用于处理物体的复杂运动问题。动态重叠网格技术对各活动物体单独划分网格, 不同网格可以无约束地相对移动, 在每个迭代时间步内通过物体的运动信息更新网格。

求解器采用重叠网格程序 Suggar++^[18]来计算域连接信息 (Domain Connectivity Information, DCI)。DCI 信息主要包括单元信息 (洞单元、插值单元、贡献单元、孤点单元) 及插值权重系数。求解器通过在不同进程中分别运行 OpenFOAM 和 Suggar++实现全并行化的流场求解和重叠网格挖洞插值计算。不同进程之间的网格运动和 DCI 信息交换通过消息传递接口 (Message Passing Interface, MPI) 实现。关于 OpenFOAM 和 Suggar++耦合的详细方法可参考 Shen 的文章^[19]。

2.3 系泊系统

系泊系统是影响涡激运动特性的一个重要因素。模型试验中通常采用空气轴承和水平系泊系统来限制模型运动。空气轴承可以保证平台在水平面内做自由运动。系泊系统则通

常由四根等夹角分布的软弹簧构成,从而保证系泊系统全局刚度在各个方向上都是相等的。采用这种系泊系统布置,模型将只能在水平面内做三自由度的运动,即横荡、纵荡和首摇。整个系统可以视为弹簧质量系统,其横荡和首摇固有频率可以表示为

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K}{m+M}} \quad (9)$$

$$f_{nt} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_t}{J+J_a}} \quad (10)$$

其中 K 和 K_t 为有效平移刚度和有效扭转(旋转)刚度。 m 和 J 分别为平台的质量和惯性矩, M 和 J_a 为平台在水中的附加质量和附加惯性矩。

在 VIM 的 CFD 数值模拟中,通常将系泊系统提供的力施加到三个非耦合自由度横荡、纵荡和首摇的运动方程中

$$M\ddot{x}(t) + C_x\dot{x}(t) + K_x x(t) = F_x(t) \quad (11)$$

$$M\ddot{y}(t) + C_y\dot{y}(t) + K_y y(t) = F_y(t) \quad (12)$$

$$J\ddot{\theta}(t) + C_t\dot{\theta}(t) + K_t \theta(t) = M_z(t) \quad (13)$$

其中, C_x , C_y 和 C_t 为结构阻尼系数, $F_x(t)$, $F_y(t)$ 和 $M_z(t)$ 分别为施加在平台上 X, Y 轴的水动力和 Z 轴的水动力矩。

本研究采用能够考虑三自由度耦合的方法求解平台运动。如图 1 所示,四根带有预张力的弹簧将导缆孔和锚泊点连接起来。在数值模拟过程中,导缆孔附在平台上随着平台一起运动,锚泊点则在惯性坐标系中固定不动。每根弹簧在 VIM 数值模拟的整个程中均需保持张紧状态。弹簧力的求解过程概述如下:①根据每根弹簧的导缆孔、锚泊点的初始位置、刚度及预张力,求解松弛状态下的弹簧长度;②根据平台当前时刻的运动状态,求解当前时刻的导缆孔位置;③求解弹簧伸长量,并以此求出每根弹簧施加在平台上的弹簧力。

在得到所有弹簧的弹簧力及力矩后,将其作为一个整体的外力施加到平台的六自由度运动方程中^[20],然后求解运动微分方程。这样可以得到平台在六个自由度上的运动和位移,而本研究则将平台限制为水平面内的三自由度运动,即横荡、纵荡和首摇。

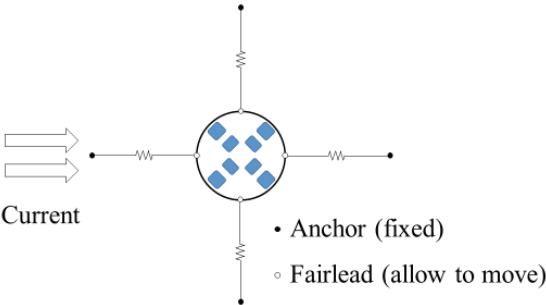


图 1 数值模拟中的系泊系统示意图

由于整个系泊系统的有效刚度由四根线性刚度的弹簧提供，因此必须通过调整单根弹簧的参数来调节有效刚度，并使之与模型试验提供的有效刚度一致。我们通过静态位移试验和自由衰减试验来验证系泊系统的有效刚度。静态位移试验是指将平台向某个方向平移或旋转，测量其回复力或力矩，以此计算出系统的有效刚度。自由衰减试验则是给平台一个初始位移或速度，让其在没有来流的情况下做振荡衰减运动，并计算自由衰减运动周期。

3 几何模型和算例

3.1 对柱式半潜平台几何模型

对柱式半潜平台由八根立柱组成，分为外侧的四根和内侧的四根。表 1 列出对柱式半潜平台原型（实尺度）的主体参数。平台的总体高度和宽度分别为 82.6m 和 113.4m，立柱和浮筒的高度分别为 74.4m 和 8.2m，设计吃水为 53.3m，即表示立柱的浸没长度 H 为 45.1m。立柱采用倒圆角设计，倒圆角的半径为 2.4m。该平台在模型试验时采用的缩尺比为 1:54。我们采用外侧立柱的有效直径 $D=19.4\text{m}$ （模型尺度下为 0.36m）作为半潜平台的特征尺度 L ，因此平台的长细比 H/L 为 2.32。折合速度也基于 D 计算，这与 Antony 等人^[9]的研究定义一致。

表 1 对柱式半潜平台原型的主体参数

参数名称	英制单位	国际单位
吃水	175 ft	53.3 m
宽度	372 ft	113.4 m
立柱中心间距(外侧/内侧)	315 ft/165 ft	90.6m/50.3 m
立柱截面尺寸(外侧/内侧)	46 x 44 ft/46 x 34 ft	14.0 x 13.40 m/14.0 x 10.4 m
立柱高度	244 ft	74.4 m
浮筒宽度	42 ft	12.8 m
浮筒高度	27 ft	8.2 m

表 2 质量和刚度相关参数^[11]

参数名称	实尺度	模型尺度
缩尺比	1:1	1:54
质量	79097 t	490.2 kg
回转半径	41.88 m	0.77593 m
横荡/纵荡有效刚度	520 kN/m	0.17398 kN/m
首摇有效刚度	55260 kN·m/(°)	0.00523 kN·m/(°)
固有横荡周期	113.5 s	15.45 s
固有首摇周期	68.5 s	9.32 s

表 2 列出了平台实尺度和模型尺度的质量、回转半径、有效刚度及固有周期等参数。

3.2 计算网格

我们在计算中采用多块非结构式嵌套重叠网格。图 2 和图 3 分别展示了我们采用的计算域和计算网格。计算网格包含两块独立的网格：平台网格和背景网格。平台网格可以依据平台的横荡、纵荡和首摇做平移和旋转运动，背景网格则在计算过程中保持静止不动。计算域的大小为 $-14D \leq x \leq 28D$ ， $-11D \leq y \leq 11D$ 和 $-10D \leq z \leq 0$ 。所有的网格均由 OpenFOAM 自带的网格划分工具 *snappyHexMesh* 生成。背景网格为均一尺寸的网格，大小为 $0.45D$ 。平台网格的外缘网格尺寸与背景网格一致，以避免挖洞过程中产生孤点单元（在其他网格中找不到插值贡献单元）。尾涡区域的网格以八叉树形式加密了三级，因此该区域的网格尺寸为 $0.05625D$ 。边界层网格数量为 4 层，最靠近壁面的那一层网格高度为 $0.0024m$ ，这样边界层网格尺寸可以保证 $y^+ < 5$ 。最终的背景网格数和平台网格数分别为 9 万和 243 万。

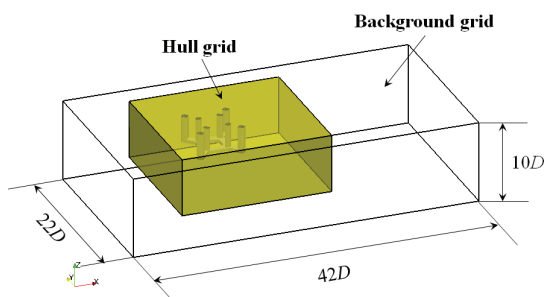


图 2 计算域和嵌套网格

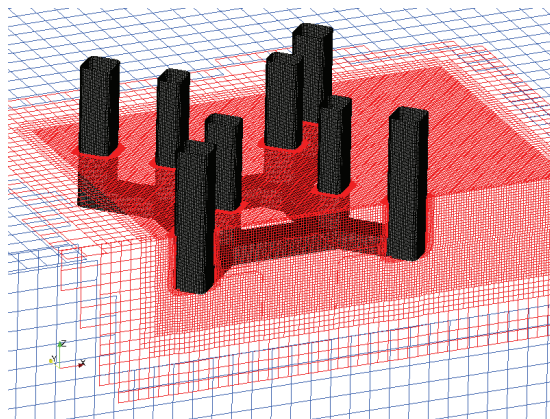


图 3 重叠网格局部

上游入口处 ($x=-14D$) 的边界条件为速度入口，即速度为 Neumann 边界条件，压力为 Dirichlet 边界条件。下游出口处 ($x=28D$) 的边界条件为压力出口，即速度为 Dirichlet 边界

条件，压力为 Neumann 边界条件。顶部设置为对称边界条件，其余边界设置为可滑移条件。

计算域采用有限体积单元离散，时间项使用二阶欧拉隐式格式，动量方程对流项采用 LUST 格式，湍流输运方程对流项采用 limitedLinear 格式，时间步长取 0.02s。

4 结果与讨论

4.1 静水拖曳试验

静水拖曳试验保持平台固定不动，给定来流速度 0.272 m/s（对应实尺度下的 2.0 m/s）。选取了 SST-DDES 和 SST-URANS 两种湍流模拟方法，研究不同湍流模型对静水拖曳试验的影响。表 3 给出了两种方法获得的阻力系数，用 $F_x / (\rho U^2)$ 来表示。从表中可以看出 SST-URANS 计算得到的阻力比试验值大 6.7%，这与我们之前得到的对比结果一致^[21]。

表 3 两种湍流模拟方法获得的阻力系数

	模型试验	SST-DDES	SST-URANS
$F_x / (\rho U^2)$	0.91 (±3.0%)	0.913	0.971
误差	-	0.3%	6.7%

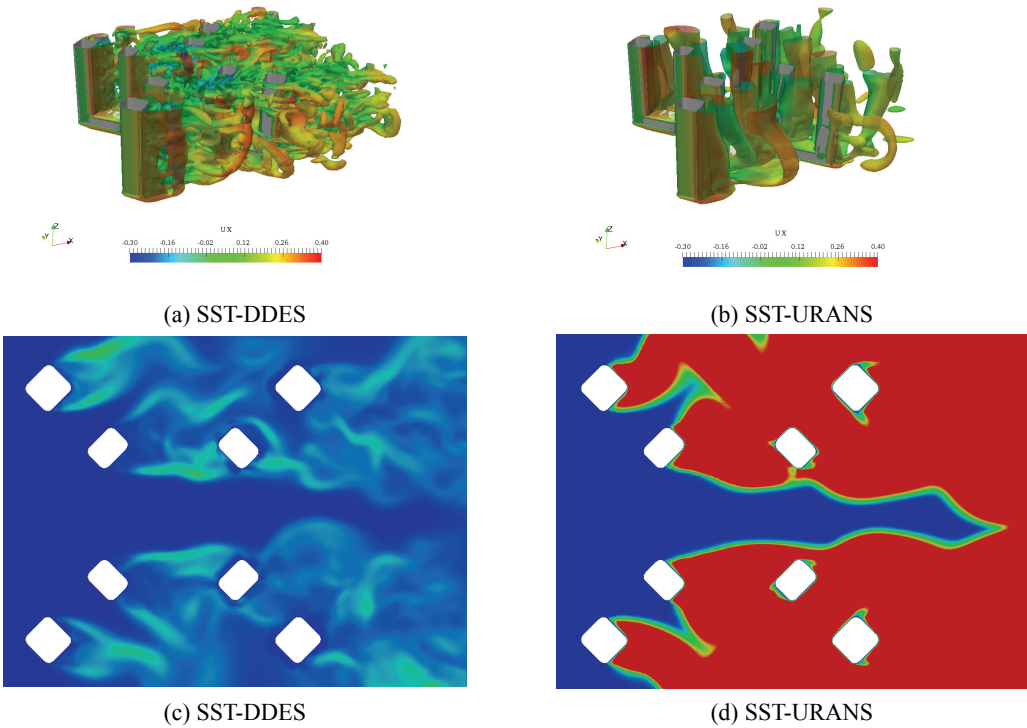


图 4 SST-DDES 和 SST-URANS 得到的(a), (b)涡量图和(c), (d) z=-0.5m 处的湍流黏度

图 4 展示了两种方法得到的三维涡量图和二维切面湍流黏度云图。其中三维涡量图用 Q 准则表示, 取 $Q=0.2$, 用速度的流向分量着色。二维切面湍流黏度云图取 $z=-0.5\text{m}$ 处的水平切面。从 SST-DDES 得到的涡量图中, 可以在立柱后方的尾流区域观察到明显的拟序结构, 这种湍流特有的结构特征无法被 SST-URANS 捕捉到。对比湍流黏度云图可以看出, SST-URANS 计算得到的湍流黏度要大于 SST-DDES, 这直接导致了 SST-URANS 得到的黏性力偏大, 这也解释了之前 SST-URANS 得到的阻力偏大。显然, SST-URANS 不适用于模拟涡激运动, 因此接下来的自由衰减试验和 VIM 试验均采用 SST-DDES 进行。

4.2 自由衰减试验

自由衰减试验包含两部分: 横荡自由衰减试验和首摇自由衰减试验。横荡自由衰减试验给平台一个 Y 方向上的初始速度或位移, 让平台在无来流的情况下做横荡衰减振荡运动。首摇自由衰减类似, 只不过给平台的为在 Z 方向上的初始旋转角度或旋转速度。图 5 给出了横荡和首摇自由衰减运动的结果, 衰减运动的快速傅里叶变换得到的频率峰值与实验值非常接近, 误差在 1% 以内, 说明当前所采用的弹簧系统能够提供和模型试验相同的有效平移刚度和旋转刚度。

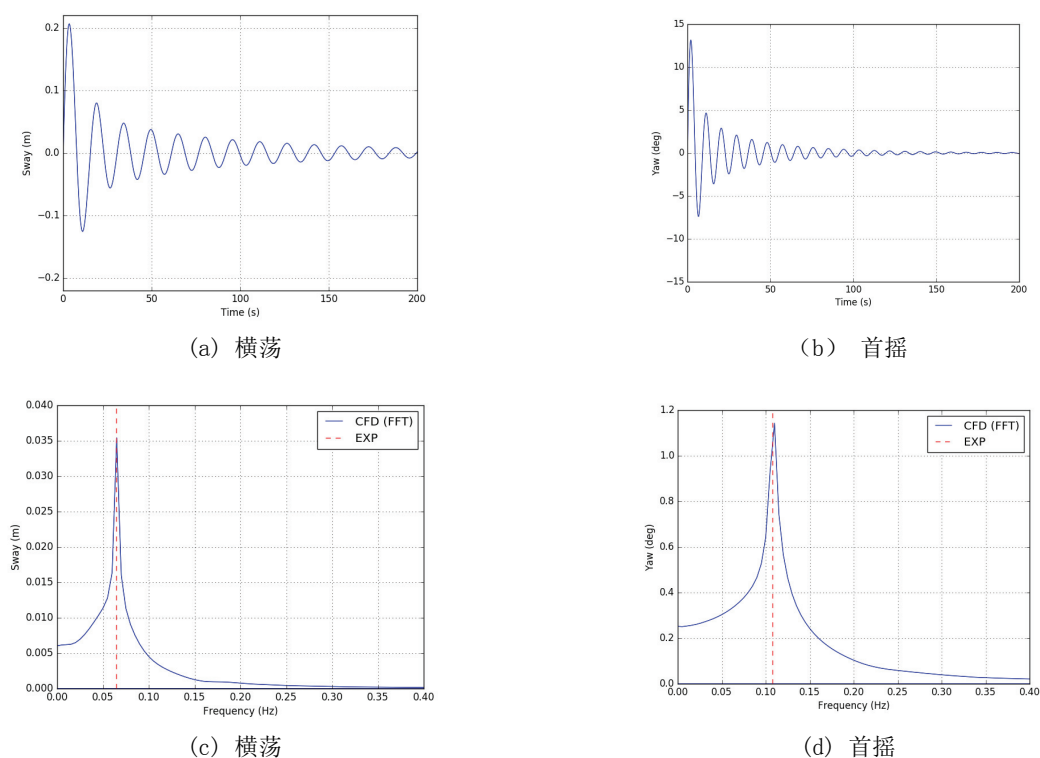


图 5 自由衰减的(a), (b)时历曲线和(c), (d)快速傅里叶变换频谱分析

4.3 VIM 试验

我们选取了 5 个不同的折合速度 $U_r=5/6/7/8/9$ 进行 VIM 试验。折合速度基于外侧立柱

的有效直径 $D=0.36\text{m}$ 计算。只研究了 0° 来流夹角时的工况，注意对柱式半潜平台的来流夹角和一般固定方柱绕流的来流夹角定义不同，对柱式半潜平台的 0° 夹角实际上对应方柱的 45° 夹角。

除了 $U_r=5$ 和 6 这两个工况之外，其余工况的模拟时长为 300s 。不同折合速度下的横荡时历曲线见图 6。对于 $U_r=5$ 和 6 ，平台在经历一段长时间的过渡后（分别为 200s 和 150s ），发生锁定。而对于其他工况，过渡时间较短，平台很快发生锁定。基于此，我们将 $U_r=5$ 和 6 的模拟时长增加到 400s 。用于 VIM 响应统计计算的时间区间将剔除初始的过渡时间，包含至少 18 个横荡周期（对于 $U_r=5$ 为 14 个周期）。

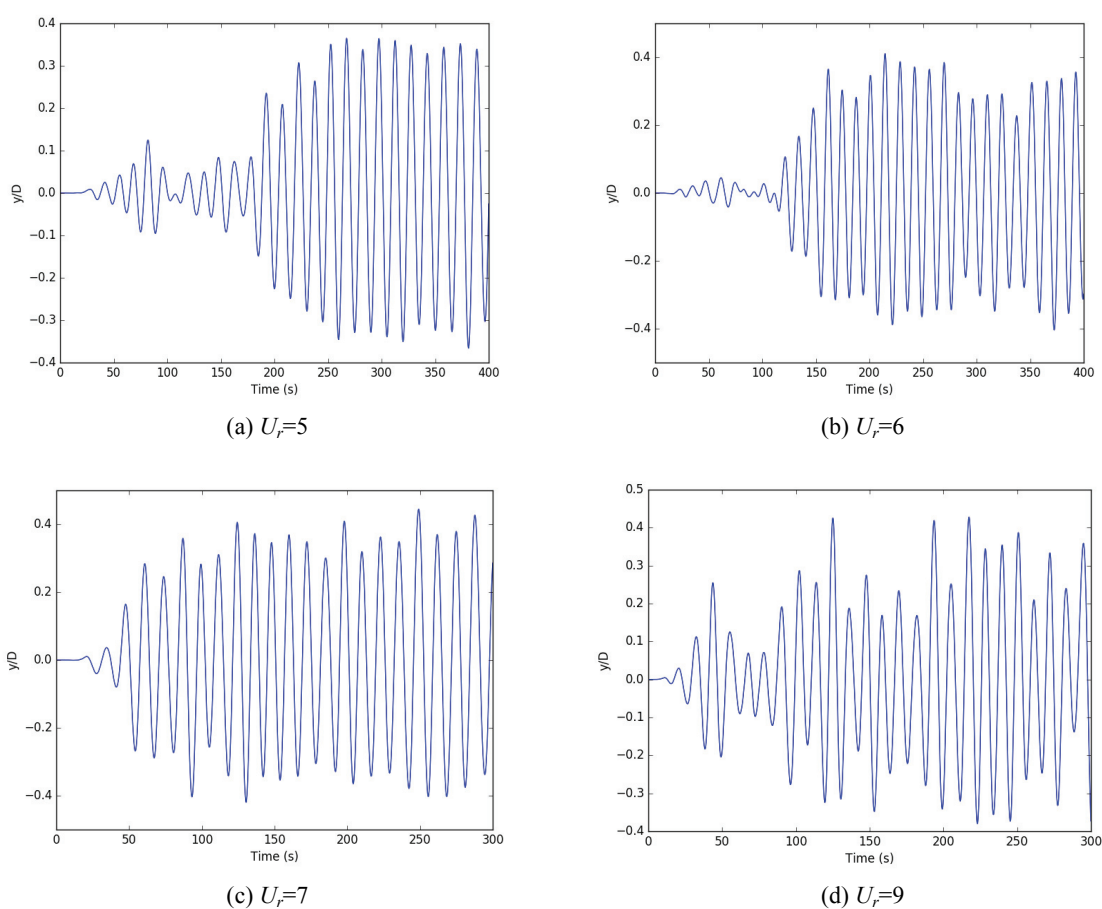


图 6 不同折合速度下的横荡时历曲线

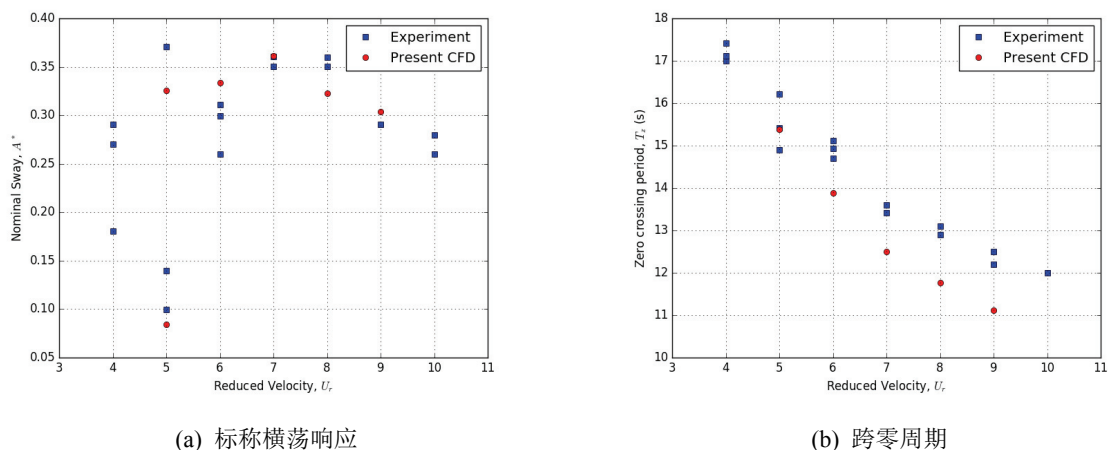


图 7 不同折合速度下的标称横荡响应和跨零周期

图 7 给出了不同折合速度下平台的标称横荡响应和跨零周期。标称横荡响应的定义为 $A^* = \sqrt{2} \text{RMS}(y/D)$ 。在模型试验 $U_r=5$ 的工况中，重复拖曳得到的 A^* 值变化较大，从最小的 0.10 到最大的 0.37。我们对这个工况下的横荡运动响应做统计分析时进行特别处理：分别对初始过渡时间区段和稳定后的锁定区段做统计分析，得到的两个值呈现出与模型试验一致的分布，见图 7 (a)。这表明在此折合速度下，存在锁定与非锁定两种不同的 VIM 响应特性，是 VIM 锁定现象发生的临界点。

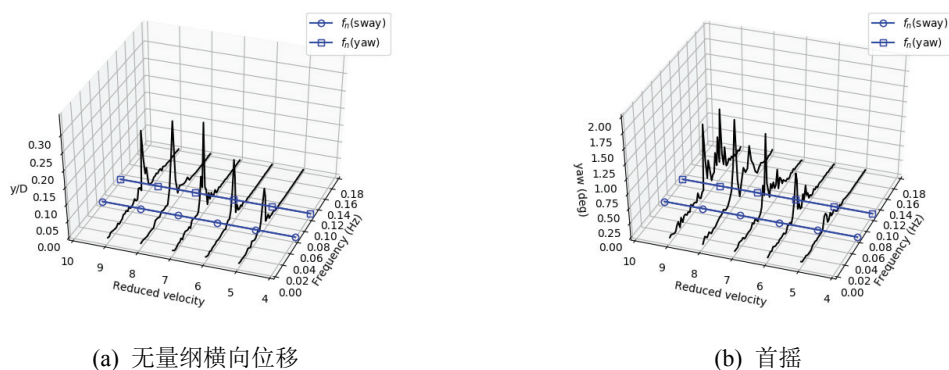


图 8 横荡和首摇响应的快速傅里叶变换

图 8 给出了不同折合速度下无量纲横向位移和首摇响应的快速傅里叶变换频谱分析结果。快速傅里叶变换去掉了所有工况的过渡区间。对比横向运动和首摇可以看出，横向运动频率的峰值和首摇频率的峰值一致，说明除了横向运动外，首摇也是由交替漩涡所导致。 $U_r=5$ 工况下，运动响应频率和平台固有频率几乎相等。随着折合速度增加，频率峰值逐渐

增大并远离固有频率。注意到 $U_r=8$ 和 9 时,首摇出现两个频率峰值,高频峰值可能是由于折合速度较大时出现的不同涡涡模式所导致。

4 结论

本研究选取了 HOE 公司新设计的一种对柱式深吃水半潜平台进行涡激运动的数值模拟。所有的数值模拟均采用自主开发的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU 完成,湍流模拟采用 SST-DDES 方法,平台运动则采用六自由度运动模型和动态重叠网格技术处理,系泊系统的模拟考虑了不同自由度下的耦合运动。

静水拖曳试验采用了两种不同的湍流模拟方法: SST-DDES 和 SST-URANS。结果表明 SST-DDES 能够更精确地预测拖曳力和尾涡结构。横荡和首摇的自由衰减测试表明当前数值模拟采用的系泊系统设置能够提供与模型试验相等的有效刚度。在此基础上进行 VIM 试验,结果表明 $U_r=5$ 为锁定现象的临界区域,在此折合速度下存在两种不同的 VIM 响应特性。首摇运动同横荡一样,也是由两侧周期性涡涡引起的。由于平台的固有首摇周期比固有横荡周期短,在折合速度增加时,涡涡模式有所改变,因此在较大折合速度情况下会出现两个首摇频率。

本研究对深吃水半潜平台的涡激运动特性展开了初步研究,目前只研究了折合速度对涡激运动特性的影响。实际上由于不同来流夹角下的方柱绕流具有不同的 Strouhal 数,来流夹角也是影响半潜平台涡激运动的另一个重要因素。此外,尺度效应也是 VIM 研究的热点,这些将作为后续工作的重点研究方向。

致谢

本工作得到国家自然科学基金项目(51379125, 51490675, 11432009, 51579145)、长江学者奖励计划(T2014099),上海高校东方学者特聘教授岗位跟踪计划(2013022),上海市优秀学术带头人计划(17XD1402300),上海市船舶工程重点实验室基金项目(K2015-11),以及工信部数值水池创新专项 VIV/VIM 项目(2016-23/09)的资助。在此一并表示衷心感谢。

参考文献

- 1 Dijk R R T van, Magee A, Perryman S, et al. Model test experience on vortex induced vibrations of Truss Spars. Offshore Technology Conference. Houston, Texas, USA, 2003.
- 2 Dijk R R T van, Fourchy P, Voogt A, et al. The effect of mooring system and sheared currents on vortex induced motions of truss Spars. Proceedings of the 22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE. Cancun, Mexico, 2003, 1: 285-292.
- 3 Waals O J, Phadke A C, Bultema S. Flow induced motions of multi column floaters. Proceedings of the 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. San Diego, California, USA, 2007, 1: 669-678.
- 4 Gonçalves R T, Nishimoto K, Rosetti G F, et al. Experimental study on vortex-induced motions (VIM) of a large-volume semi-submersible platform. Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics

- and Arctic Engineering - OMAE. Rotterdam, The Netherlands, 2011, 7: 1–9.
- 5 Magee A, Sheikh R, Guan K Y H, et al. Model tests for VIM of multi-column floating platforms. Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE. Rotterdam, The Netherlands, 2011, 7: 127–136.
 - 6 Zou J, Poll P, Roddier D, et al. VIM testing of a paired column semi submersible. Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE. Nantes, France, 2013, 7: V007T08A001.
 - 7 Antony A, Vinayan V, Holmes S, et al. VIM Study for Deep Draft Column Stabilized Floaters. Offshore Technology Conference. Houston, Texas, USA, 2015.
 - 8 Kim J-W, Magee A, Guan K Y H. CFD simulation of flow-induced motions of a multi-column floating platform. Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE. Rotterdam, The Netherlands, 2011, 7: 319–326.
 - 9 Antony A, Vinayan V, Halkyard J, et al. A CFD based analysis of the Vortex Induced Motion of deep-draft semisubmersibles. Proceedings of the International Offshore and Polar Engineering Conference. Kona, Big Island, Hawaii, USA, 2015: 1048–1055.
 - 10 Chen C-R, Chen H-C. Simulation of vortex-induced motions of a deep draft semi-submersible in current. Ocean Eng. 2016, 118: 107–116.
 - 11 Kara M, Kaufmann J, Gordon R, et al. Application of CFD for Computing VIM of Floating Structures. Houston, Texas, USA, 2016.
 - 12 Norberg C, Sunden B. Turbulence and Reynolds number effects on the flow and fluid forces on a single cylinder in cross flow. J. Fluids Struct. 1987, 1(3): 337–357.
 - 13 Norberg C. An experimental investigation of the flow around a circular cylinder: influence of aspect ratio. J. Fluid Mech. 1994, 258: 287–316.
 - 14 Norberg C. Flow around rectangular cylinders: Pressure forces and wake frequencies. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn. 1993, 49(1–3): 187–196.
 - 15 Vinayan V, Antony A, Halkyard J, et al. Vortex-induced motion of deep-draft semisubmersibles: A CFD-based parametric study. Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE. St. John's, Newfoundland, Canada, 2015, 2: V002T08A003.
 - 16 Menter F R, Kuntz M, Langtry R. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model. Turbul. Heat Mass Transf. 2003, 4(1): 625–632.
 - 17 Zhao W, Wan D. Detached-Eddy Simulation of Flow Past Tandem Cylinders. Appl. Math. Mech. 2016, 37(12): 1272–1281.
 - 18 Noack R W, Boger D A, Kunz R F, et al. Suggar++: An improved general overset grid assembly capability. 19th AIAA Computational Fluid Dynamics Conference. San Antonio, Texas, USA, 2009.
 - 19 Shen Z, Wan D, Carrica P M. Dynamic overset grids in OpenFOAM with application to KCS self-propulsion and maneuvering. Ocean Eng. 2015, 108: 287–306.
 - 20 Shen Z, Wan D. RANS computations of added resistance and motions of a ship in head waves. Int. J. Offshore Polar Eng. 2013, 23(4): 263–271.
 - 21 赵伟文, 万德成. 用 SST-DES 和 SST-URANS 方法数值模拟亚临界雷诺数下三维圆柱绕流问题. 水动力学研究与进展 A 辑. 2016, 31(1): 1–8.

Numerical simulation of deep draft semi-submersible at different reduced velocities

ZHAO Wei-wen, WAN De-cheng^{*}

(Collaborative Innovation Center for Advanced Ship and Deep-Sea Exploration, State Key Laboratory of Ocean Engineering, School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

^{*}Corresponding author: dcwan@sjtu.edu.cn

Abstract: In this paper, the VIM characteristics of Paired-Column Semi-Submersible (PC Semi) was numerically investigated by our in-house CFD solver naoe-FOAM-SJTU. Drag test and free-decay tests were carried out first, then VIM tests at different reduced velocities were performed. Shear-stress transport based delayed detached-eddy simulation (SST-DDES) was used for modeling the massively separated turbulent flows. To illustrate the benefit of SST-DDES model, an extra unsteady Reynolds-Average Navier-Stokes (URANS) simulation was computed for drag test. Drag, flow fields and vortical structures were compared with those obtained by SST-DDES. For VIM tests, the dynamic overset grid technique was applied to handle the motions of platform. Results showed that the current CFD approach is applicable and reliable for VIM and can be an alternative for model testing.

Key words: deep-draft semi-submersible; reduced velocity; lock-in; vortex-induced motions