

# 自由悬挂分段式柔性立管涡激振动试验\*

刘雨<sup>1</sup>, 蒋玉峰<sup>1</sup>, 王树青<sup>1,2</sup>, 于立伟<sup>1</sup>

(1. 中国海洋大学工程学院 青岛, 266100)

(2. 中国海洋大学山东省海洋工程重点实验室 青岛, 266100)

**摘要** 在拖曳水池中进行自由悬挂分段式柔性立管涡激振动试验,通过改变拖车速度拖动立管产生不同流速,研究分段式立管动力响应规律。基于模态分析方法,分析立管应变响应、主导频率和位移响应等参数,并对典型管节动力响应规律进行讨论,研究自由悬挂分段式柔性立管涡激振动作用机理。研究表明:自由悬挂分段式柔性立管在涡激振动影响下发生不同程度的扭转,且约化速度越大,其影响程度越强,拖曳力对自由悬挂分段式柔性立管横向振动响应的影响不容忽视;立管中下部位置在涡激振动作用下呈现明显的模态竞争现象,低约化速度下,不同于常规边界条件(两端铰接或两端固支)下柔性立管涡激振动两方向主导频率呈双倍关系,出现两方向主导频率一致现象;立管横向位移振幅变化趋势与顺流向相反,顺流向模态转换区间滞后于横向,导致未在同一约化速度区间内发生模态转换。

**关键词** 自由悬挂;分段式;柔性立管;涡激振动;动力响应

**中图分类号** TH128;P751;TV131.6

## 引言

深水立管结构作为海洋深水油气、矿产资源开发中的重要基础设施之一,广泛应用于深水资源开发中的钻井、完井和生产等环节。在特定流速范围内,海流经过这类细长圆柱型深水立管结构时,其尾部会产生交替发放的漩涡,从而使结构产生涡激振动现象<sup>[1-3]</sup>,导致立管结构振动加剧,引起立管的疲劳破坏。在海洋立管服役期间,因强风暴作用、水面船舶系泊故障或动态定位系统漂移等原因出现立管应力过大或底部球接头旋转的情况,需要将立管与海底井口断开,从而对海洋立管进行回收。然而,立管与海底井口断开后往往无法立即回收,立管被长时间悬挂于水面浮体结构上。因此,充分研究自由悬挂式立管的动力特性对于支持此类系统的工程设计至关重要<sup>[4]</sup>。

在理论分析方面,Sparks<sup>[5]</sup>研究了控制方程中弯曲刚度项对立管静态行为的影响,发现弯曲刚度项对计算挠度的影响仅为 2% 左右。Patel 等<sup>[6]</sup>对波浪作用下的自由悬挂立管的动力响应进行研究。

在数值模拟方面,Wang 等<sup>[7-9]</sup>对附着在浮船上的自由悬挂式立管涡激振动进行研究,发现波致运动会在立管周围产生等效的振荡流,引起立管的涡激振动,这种现象称为船舶运动诱导的立管涡激振动,并提出了一种小 Keulegan-Carpenter(简称 KC)数下船舶运动诱导涡激振动响应频率模型。Dai

等<sup>[10]</sup>利用 ABAQUS 软件分析了深水钻井隔水管悬挂工况下的动态特性。Qi 等<sup>[11]</sup>使用商业有限元方法软件 OrcaFlex 计算了台风到来前沿海地区硬悬挂钻井立管的全局响应。Mao 等<sup>[12]</sup>建立了钻井立管在硬悬挂条件下的动力学分析模型,分析了不同工况下对自由悬挂立管变形和弯矩的影响。

在模型试验方面,Jung 等<sup>[13]</sup>对自由悬挂式立管进行了强迫振荡模型试验,发现即使顶部 KC 数较低,也会发生船舶运动诱导的涡激振动。Kwon 等<sup>[14]</sup>研究了洋流对船舶运动诱发立管涡激振动响应的影响。Xiang 等<sup>[15]</sup>进行了考虑船舶运动和内部流动效应的自由悬挂式立管模型试验,发现面外涡激振动。Wang 等<sup>[16]</sup>在此基础上做了进一步研究。Zhu 等<sup>[17]</sup>研究了长径比为 158 的自由悬挂柔性立管的内段塞流振动特性。以上研究多采用数值模拟方法对自由悬挂式立管涡激振动响应进行讨论,且试验研究较多集中于船舶运动诱发整体式立管涡激振动响应,而实际工程应用中分段式作为立管连接的重要形式,管节间常采用法兰连接,结构形式更为复杂,导致分段式立管的动力特性与整体式立管存在差异。

笔者在拖曳水池中进行了不同流速下自由悬挂分段式柔性立管涡激振动试验研究,通过分析立管应变时程响应、主导频率和位移响应等动力参数,研究涡激振动对自由悬挂分段式柔性立管振动响应特性的影响。

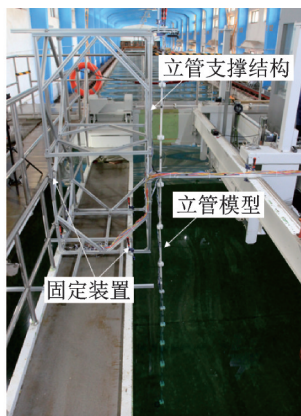
\* 国家重点研发计划资助项目(2019YFC0312404);国家杰出青年科学基金资助项目(51625902);山东省重大科技创新工程资助项目(2019JZZY010820)

收稿日期:2021-09-07;修回日期:2021-10-26

## 1 模型试验设计

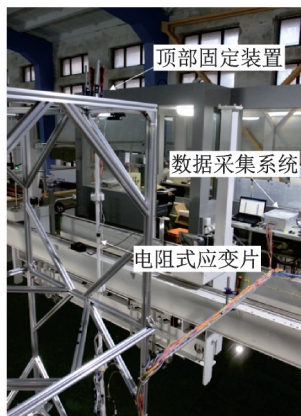
### 1.1 试验整体布置

试验在大连理工大学船模实验室拖曳水池中进行,水池长×宽×深为170.0 m×7.0 m×4.0 m,桁车最大拖曳速度为8.0 m/s,整个系统可以用来模拟规则波和稳定流速,满足试验要求。试验整体布置如图1所示,包括支撑结构、立管模型和数据采集系统3部分。



(a) 试验装置立面图

(a) Elevation view of experiment device



(b) 试验装置侧视图

(b) Side view of experiment device

图1 试验整体布置

Fig.1 Experiment overall arrangement drawing

### 1.2 立管模型

为了激发立管高阶模态,选择玻纤增强聚丙烯管作为立管模型材料。根据文献[18]可知,立管长度在35%水覆盖下足以使水流引起立管的振动,结合实验室水池及支撑结构尺寸,确定立管模型总长度 $L=6.0$  m,浸没水深 $L_1=3.0$  m。通过对不同尺寸的立管模型进行力学性能试验,确定立管壁厚 $\delta=2.5$  mm,直径 $D=20$  mm,立管长细比 $L/D=300$ 。立管模型参数如表1所示。其中,立管每段管节长为0.5 m,共12节,管节间采用法兰连接。为模拟实

际海洋立管底部立管组件质量,在立管模型末端施加自由悬挂的附加质量块,其质量为3.17 kg,立管上端采用G型固定装置锁定,实现一端固定、另一端自由的边界条件。本试验流速的变化区间为0.1~0.5 m/s,每级流速间隔为0.05 m/s,共9级流速,对应无量纲约化速度( $U_r$ )范围为3.89~19.43。

表1 立管模型参数

Tab.1 Geometric and mechanical parameters of the riser model

| 参数                           | 数值           |
|------------------------------|--------------|
| 有效长度 $L/m$                   | 6.00         |
| 浸没水中长度 $L_1/m$               | 3.00         |
| 直径 $D/m$                     | 0.02         |
| 单位长度质量 $m/(kg \cdot m^{-1})$ | 0.41         |
| 弹性模量 $E/GPa$                 | 10.0         |
| 密度 $\rho/(kg \cdot m^{-3})$  | 900.0        |
| 泊松比 $\mu$                    | 0.3          |
| 质量比 $m^*$                    | 0.22         |
| 阻尼比 $\zeta$                  | 0.003 5      |
| 雷诺数 $Re$                     | 2 000~10 000 |

### 1.3 数据采集系统

试验采用电阻式应变片测量立管的涡激振动特性。为了准确采集立管顺流向与横向的应变数据,试验中应变片选择半桥连接,在立管上设置8个测点,测量立管横向(cross-flow,简称CF)和顺流向(in-line,简称IL)振动响应,每个测点在 $CF_1, CF_2, IL_1$ 以及 $IL_2$ 4个方向呈 $90^\circ$ 布置应变片,共粘贴32个应变片。立管沿轴向应变片布置示意图如图2所示。2个CF方向各布置8个传感器用于测量立管横向振动,记为 $G_1 \sim G_8$ ;2个IL方向同样布置8个传感器测量立管顺流向振动,记为 $G_9 \sim G_{16}$ 。其中: $G_1 (G_9) \sim G_8 (G_{16})$ 测点分别位于管节#1, #3, #5, #6, #7, #8, #10和#12中间位置。

## 2 基于振型叠加原理的模态分析方法

试验研究及数据处理实践表明,模态分析法可根据柔性立管离散点的应变信息,高效、准确地获取位移特性。立管振动位移 $y=y(z, t)$ 可按模态分解为

$$y(z, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \omega_n(t) \varphi_n(z) \quad (z \in [0, l]) \quad (1)$$

其中: $y(t, z)$ 为立管 $z$ 处、 $t$ 时刻的位移响应函数; $\varphi_n(z)$ 为柔性立管的第 $n$ 阶模态振型函数; $\omega_n(t)$ 为立管轴线流向第 $n$ 阶位移的模态权重; $l$ 为立管长度。

对于一端固定、另一端自由且带有集中质量的

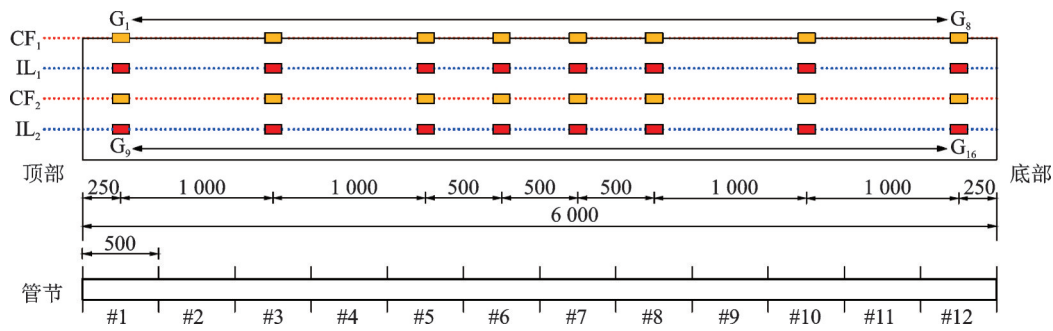


图2 立管沿轴向应变片布置示意图(单位:mm)

Fig.2 Schematic diagram of the arrangement of strain gauges along the axial direction of the riser(unit:mm)

立管模型,第  $n$  阶模态振型函数可表示为

$$\varphi_n(z) = \cos a_n z - \cosh a_n z - \lambda_n (\sin a_n z - \sinh a_n z) \quad (2)$$

其中:  $\lambda_n = \frac{\cos a_n l + \cosh a_n l}{\sin a_n l + \sinh a_n l}$

$$a_n l = \frac{1 + \cosh a_n l \cos a_n l}{\beta (\cosh a_n l \sin a_n l - \sinh a_n l \cos a_n l)} \quad (3)$$

其中:  $\beta$  为自由端集中质量与立管质量之比,本研究取  $\beta = 1.29$ 。

柔性立管的曲率在小变形假设的前提下可表示为位移对坐标的二次导数,即

$$\kappa(z, t) = \frac{\partial^2 y(z, t)}{\partial z^2} = \sum_{n=1}^N \omega_n(t) \varphi_n''(z) \quad (4)$$

$(z \in [0, l])$

其中:  $\kappa(z, t)$  为立管  $z$  处、 $t$  时刻的曲率。

根据几何关系,立管曲率和弯曲应变之间的关系为

$$\kappa(z, t) = \epsilon(z, t) / R \quad (5)$$

其中:  $\epsilon(z, t)$  为立管  $z$  处、 $t$  时刻的应变;  $R$  为立管的水动力半径,取  $R = 0.01$  m。

根据式(4)与式(5)可得

$$y''(z, t) = \sum_{n=1}^N \omega_n(t) \varphi_n''(z) = \epsilon(z, t) / R \quad (6)$$

试验在立管的  $z_1, z_2, \dots, z_M$  点处共布置  $M$  个应变测点,测量应变响应值,立管的振动位移取  $N$  个模态函数叠加。对于各个时刻,式(6)可表示为

$$\frac{\epsilon_{t \times M}}{R} = \omega_{t \times N} \varphi''_{N \times M} \quad (7)$$

由式(7)可以看出:当立管的弯曲应变以及曲率振型已知时,可求出立管位移的各阶模态权重  $\omega_n(t)$ ,将其代入式(1),可得到结构的位移响应。

### 3 试验结果分析

#### 3.1 不同管节应变响应

图3为不同约化速度下典型管节顺流向和横向的应变时程曲线。如图3(a),(c),(e)所示,对于顺流向,管节1的变化最为显著,在均匀流激励下呈现

先增大后平稳再减小的趋势,这是由于拖曳力对立管顶端的位置影响最大,在  $7.77 \leq U_r \leq 15.54$  范围内,其稳定段应变幅值依次递增为  $U_r = 7.77$  时的倍数。在  $U_r = 7.77$  时,管节10应变幅值在  $-400 \sim 200 \mu\epsilon$  内波动,而管节5,8应变幅值稳定在较低范围内。随着约化速度的进一步增大,立管应变响应呈现出管节8振动幅值最大、管节10次之、管节5最小的现象,这说明涡激振动对自由悬挂分段式柔性立管底端偏上位置影响较大,对中部位置影响较小。

横向在  $7.77 \leq U_r \leq 15.54$  范围内,管节1应变幅值虽波动较大,但在涡激升力作用下,相较于管节5,8,10并未出现明显增大。在低约化速度下,各管节振动幅值差异较小。随着约化速度不断增大,各管节间出现较为明显的差异,管节1,5在振动稳定阶段应变幅值相较于管节8,10变化范围更大,而管节8,10在应变幅值增大阶段较管节1,5更为显著,这是由于自由悬挂分段式柔性立管在涡激振动影响下发生不同程度的扭转,且约化速度越大,其影响程度越强,因此拖曳力对自由悬挂分段式柔性立管横向振动响应的影响不容忽视。

#### 3.2 不同管节频率响应

为进一步研究涡激振动对自由悬挂分段式柔性立管各管节振动频率的影响,对特征约化速度下立管应变数据进行频谱分析。图4~6分别为  $U_r = 7.77, 11.66, 15.54$  时典型管节在顺流向和横向的频谱图。由图4可以看出:当  $U_r = 7.77$  时,立管各管节主导频率在顺流向与横向上均为  $1.35$  Hz,靠近立管2阶固有频率;另外,管节1在顺流向与管节8在横向上有明显的高阶频率参与。由图5可以看出,当  $U_r = 11.66$  时,立管各管节主导频率增大为  $2.18$  Hz,高阶频率参与的现象更为明显。如图6所示,随着约化速度的进一步增大,当  $U_r = 15.54$  时,立管各管节主导频率出现较大差异。在顺流向,管节1,8,10的主导频率为  $2.42$  Hz,管节5主导频率为  $4.85$  Hz;在横向,管节8出现较为明显的多阶频率参与,管节1,5,10的主导频率依旧与顺流向相同。这说明高约化速度下,高动量流体的输入增强了立管后侧压

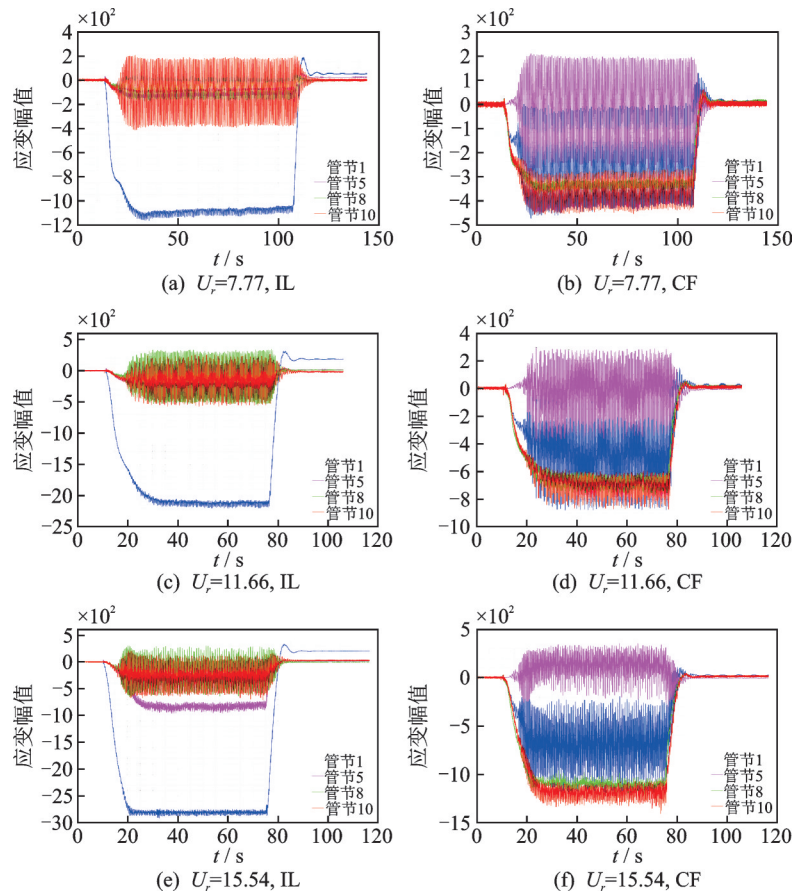


图 3 不同约化速度下典型管节顺流向和横向的应变时程曲线

Fig.3 Strain time history curves of typical pipe sections under different reduced velocities in the IL and CF directions

强,强烈的漩涡泄放影响分段式立管各管节顺流向与横向振动频率,改变其振动模态。

通过对图 4~6 立管各管节在 2 个方向上频率响应的整体分析发现:①随着约化速度的增大,多阶频

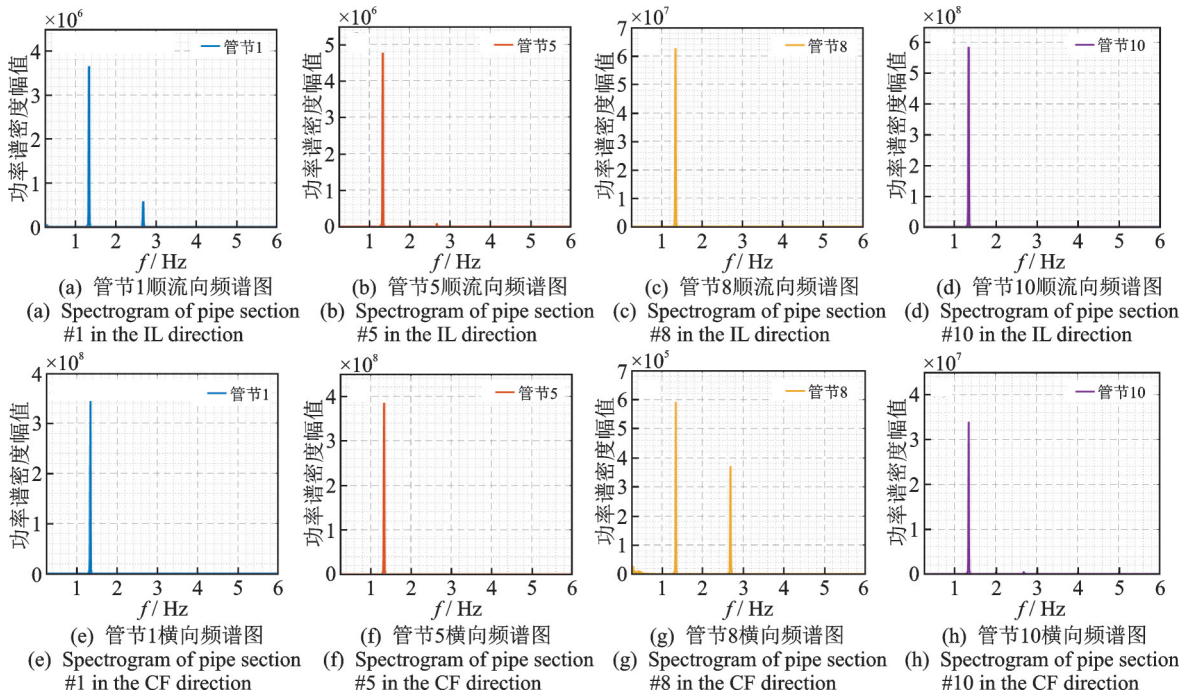


图 4  $U_r=7.77$  时典型管节在顺流向和横向的频谱图

Fig.4 Spectrogram of a typical pipe section when  $U_r=7.77$  in the IL and CF directions

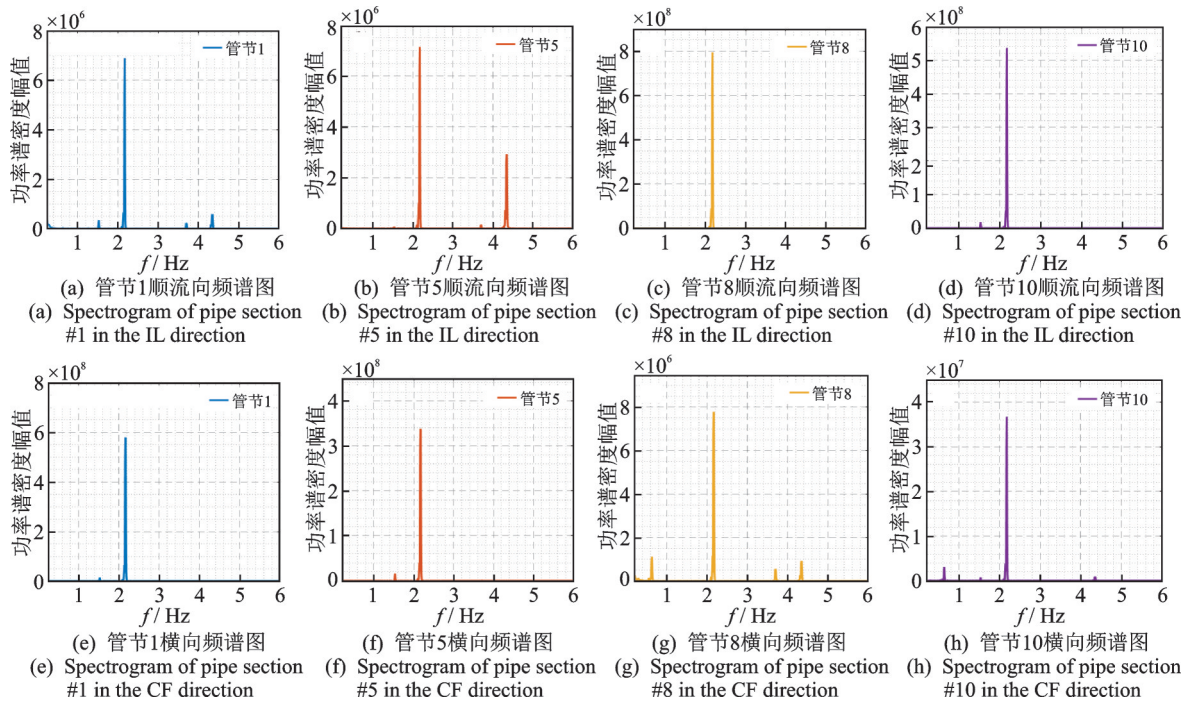


图 5  $U_r=11.66$ 时典型管节在顺流向和横向的频谱图

Fig.5 Spectrogram of a typical pipe section when  $U_r=11.66$  in the IL and CF directions

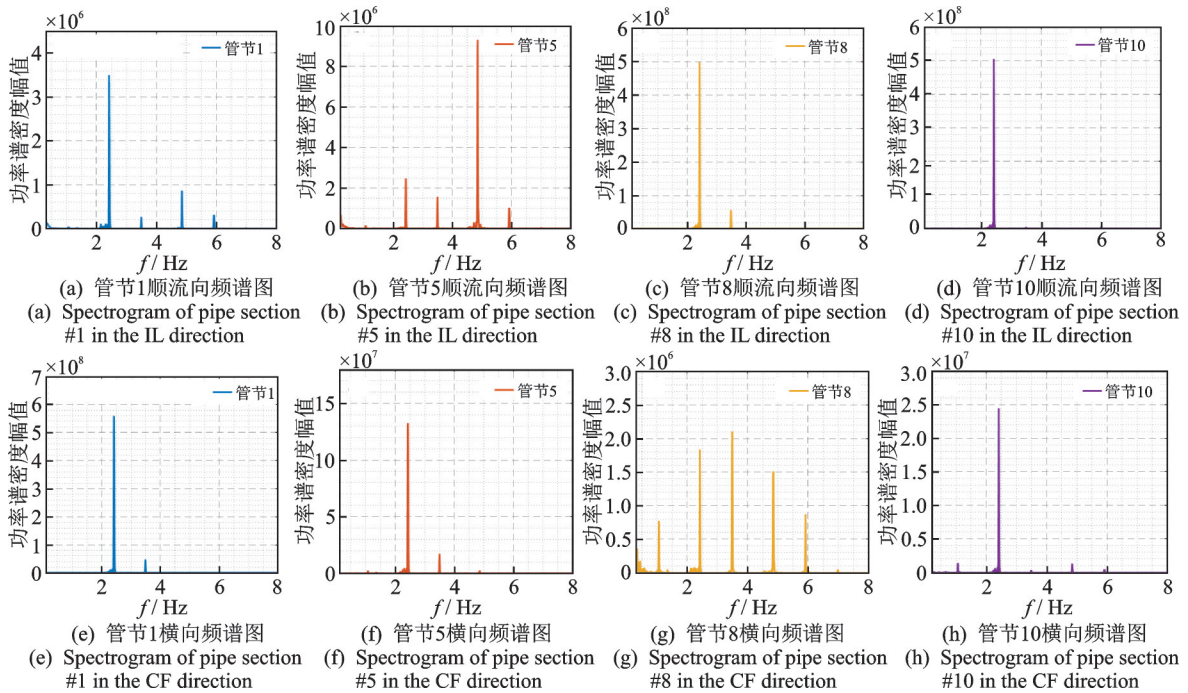


图 6  $U_r=15.54$ 时典型管节在顺流向和横向的频谱图

Fig.6 Spectrogram of a typical pipe section when  $U_r=15.54$  in the IL and CF directions

率共同参与的现象不断显著,尤其是管节8,在横向虽然各阶频率的功率谱密度幅值较低,但多阶振动频率参与度较高,这说明立管中下部位置在涡激振动作用下呈现明显的模态竞争现象;②低约化速度下2个方向上的主导频率保持一致,这有别于常规边界条件(两端铰接或两端固支)下,柔性立管涡激振动2个方向主导频率成双倍关系的特性<sup>[19]</sup>。

### 3.3 不同管节位移响应

位移均方根(root mean square,简称RMS)是描述结构涡激振动响应强弱的重要指标。笔者基于实测立管应变时程数据,采用振型叠加方法重构位移幅值,进而获得立管各管节位移均方根。

不同约化速度下典型管节顺流向和横向无量纲

位移均方根如图7所示。首先,对于顺流向,在整个约化速度区间内,管节1,3,6位移幅值保持较低的水平,均在 $0.5D$ 以下,管节10与管节12振动位移幅值则出现较大的变化,最大位移均方根达到 $3.2D$ 附近,这说明顺流向的涡激振动对悬挂式立管底端位移响应影响较大;其次,以 $U_r=13.60$ 为临界点,立管位移幅值在此临界约化速度左侧整体呈增长趋势,右侧呈下降趋势,特别是当管节10与管节12在 $U_r \leq 5.83$ 时,位移幅值不断下降,这是由于底部管节较其他位置更容易激发高阶模态,从而使得立管底部在低约化速度范围内出现模态转换。

如图7(b)所示,立管各管节在不同约化速度下

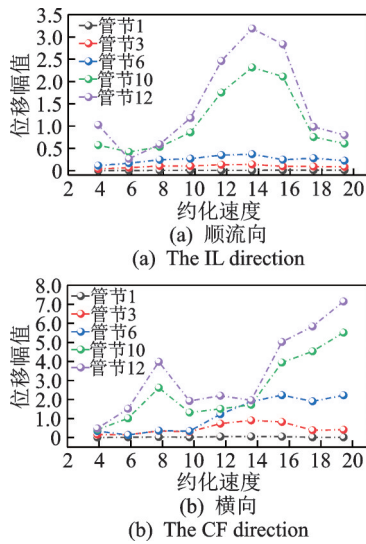


图7 不同约化速度下典型管节顺流向和横向无量纲位移均方根

Fig.7 The RMS of the dimensionless displacement of typical pipe sections at different reduced velocities in the IL and CF directions

横向位移均方根较顺流向更加离散,各管节最大位移均方根均大于顺流向位移幅值,说明横向振动较顺流向更为剧烈。管节1,3,6位移幅值在 $3.89 \leq U_r \leq 9.71$ 范围内较为接近,稳定在 $0.5D$ 以下。随着约化速度的进一步增大,管节3与管节6出现明显上升,不同的是管节3位移幅值未超过 $1.0D$ ,而管节6增长显著,最终稳定在 $2.0D$ 附近。可以观察到,各管节横向位移振幅随约化速度的变化趋势与顺流向相反,这是由于顺流向模态转换区间滞后于横向导致,并未在同一约化速度区间内发生模态转换。

驻波效应是振动响应在时间上发生变化的振动现象,行波效应则是振动响应在空间和时间上同时发生变化的振动现象。为进一步研究立管驻波与行波现象,选取不同约化速度时振动稳定时段内的振动响应进行分析。图8~10分别为立管典型管节在 $U_r=7.77, 11.66, 15.54$ 时的振动模态分析。

图8表明,当 $U_r=7.77$ ,各管节位移幅值随时间均呈现稳定的周期性变化,但沿轴向非均匀分布,在此约化速度下,立管振动以二阶模态振动为主,振动频率为 $1.35 \text{ Hz}$ ,在 $z/L=0.40$ 附近出现位移等于零振幅的清晰节点,这明显说明涡激振动响应只有驻波行为而没有行波行为。随着约化速度的增大,当 $U_r=11.66$ 时,管节10( $z/L=0.80$ 附近)与管节12( $z/L=0.95$ 附近)上的位移幅值在时域内周期性振动减弱,如图9所示,立管位移包络图出现明显变化,沿轴长的振动姿态出现一阶二阶共同参与现象,由对应位移振幅时变图可以发现,涡激振动响应以行波行为为主,行波节点如图红色虚线框内所示。观察图10发现,在 $U_r=15.54$ 时,各管节位移时程曲线相对于零值的表现为非对称性,其振动响应多模态参与,驻波效应明显,在立管中点附近未发现明显

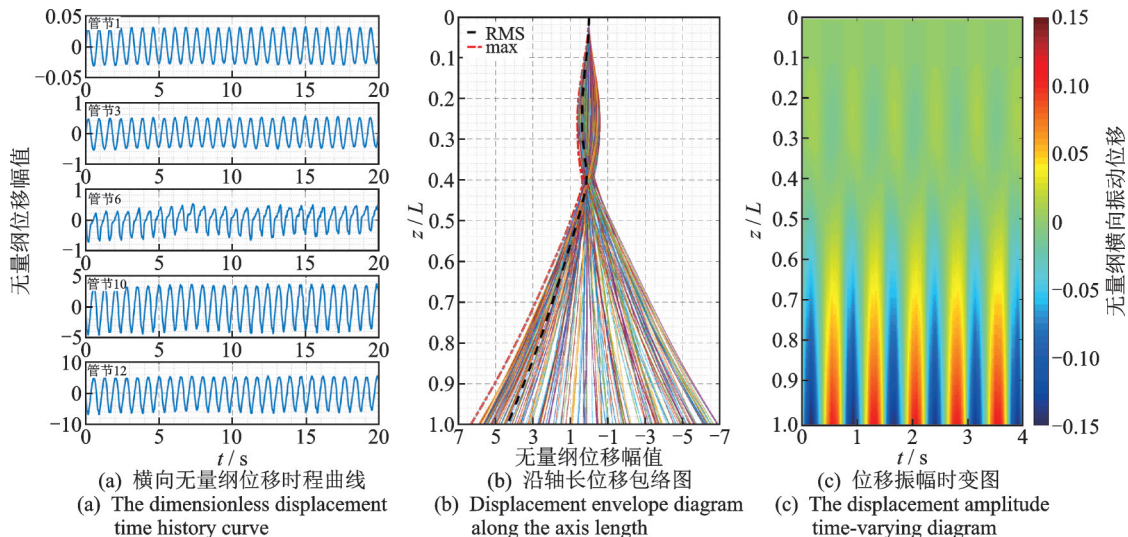


图8 立管典型管节在约化速度 $U_r=7.77$ 时的振动模态分析

Fig.8 Vibration mode analysis of a typical pipe section at  $U_r=7.77$

的零振幅节点,这说明在高约化速度下,立管后方尾流紊乱,造成立管出现不规则振动,导致漩涡脱落频

率不再规律的靠近立管固有频率附近,从而出现立管模态由二阶至一阶的转换。

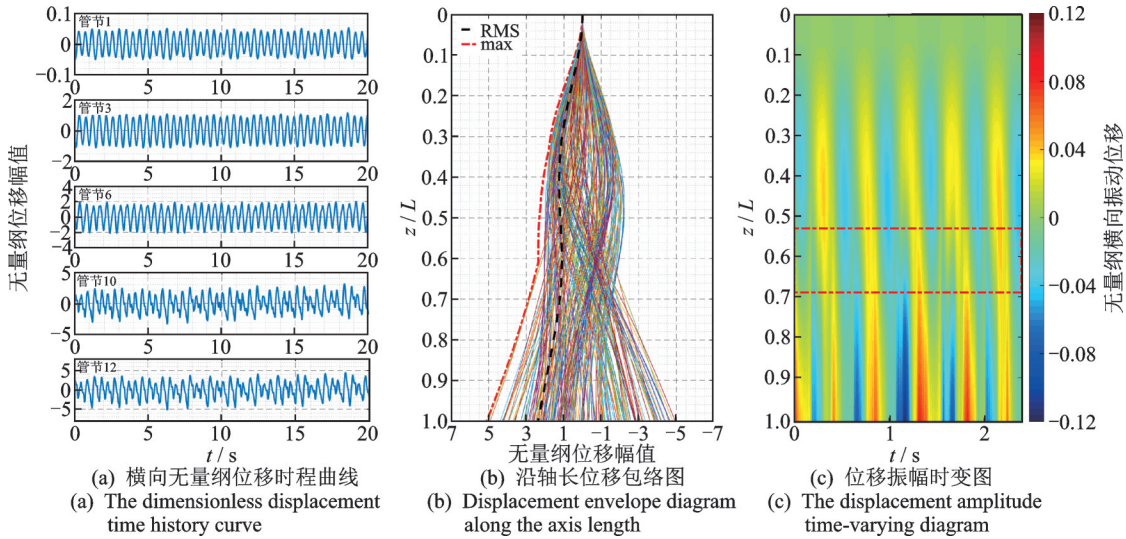


图9 立管典型管节在约化速度  $U_r=11.66$  时的振动模态分析

Fig.9 Vibration mode analysis of a typical pipe section at  $U_r=11.66$

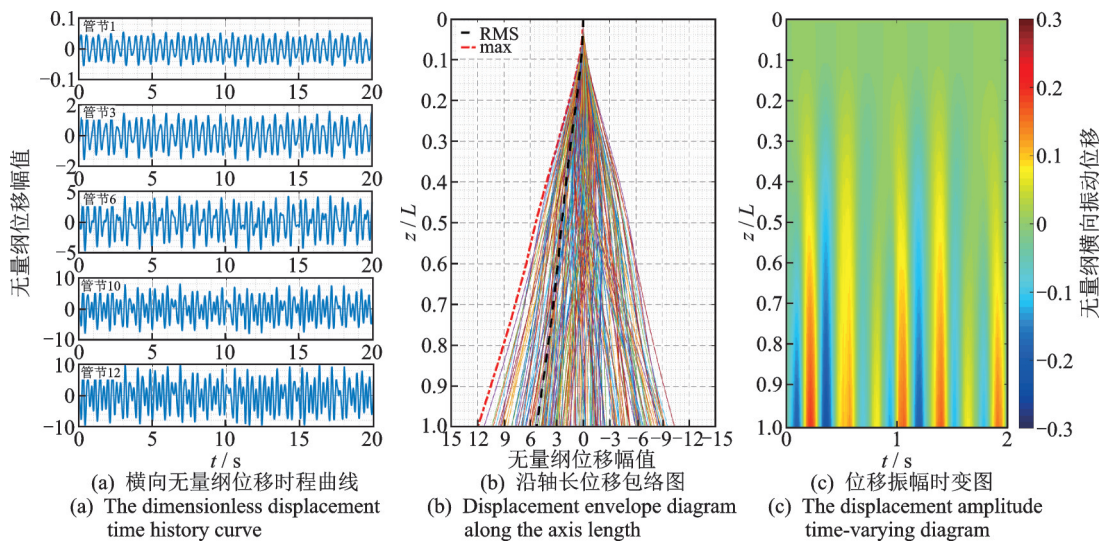


图 10 立管典型管节在约化速度  $U_r=15.54$  时的振动模态分析

Fig.10 Vibration mode analysis of a typical pipe section at  $U_r=15.54$

### 4 结 论

1) 在顺流向,自由悬挂分段式柔性立管涡激振动对立管底端应变响应影响较大,中部位置影响较小,拖曳力对立管顶端位置影响最大。在横向上,自由悬挂分段式柔性立管在涡激振动影响下发生不同程度的扭转,且约化速度越大,影响程度越强,因此拖曳力对自由悬挂分段式柔性立管横向振动响应的影

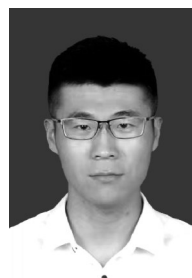
响不容忽视。  
2) 随着约化速度的增大,立管各管节多阶频率共同参与的现象不断显著,立管中下部位置在涡激

振动作用下呈现明显的模态竞争。低约化速度下,不同于常规边界条件(两端铰接或两端固支),柔性立管涡激振动两方向主导频率呈双倍关系,出现两方向主导频率一致现象。

3) 顺流向上,涡激振动对自由悬挂分段式柔性立管底端位移响应影响较大,底部管节较其他位置更容易激发高阶模态,从而使立管底部在低约化速度范围内出现模态转换。由于顺流向模态转换区间滞后于横向,导致横向位移振幅变化趋势与顺流向相反。

## 参 考 文 献

- [1] 李琳,付世晓,杨建民.运用光纤光栅传感器的涡激振动测试技术[J].振动、测试与诊断,2011,31(6):728-732.  
LI Lin, FU Shixiao, YANG Jianmin. Measuring technique based on the fiber bragg used in the vortex-induced-vibration model test [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2011, 31(6): 728-732. (in Chinese)
- [2] HUERA-HUARTE F J. Suppression of vortex-induced vibration in low mass-damping circular cylinders using wire meshes[J]. Marine Structures, 2017, 55: 200-213.
- [3] CHAPLIN J R, BEARMAN P W, HUERA-HUARTE F J, et al. Laboratory measurements of vortex-induced vibrations of a vertical tension riser in a stepped current [J]. Journal of Fluids and Structures, 2005, 21: 3-24.
- [4] PATEL M H, JESUDASEN A S. Theory and model tests for the dynamic response of free hanging risers[J]. Journal of Sound Vibration, 1987, 112: 149-166.
- [5] SPARKS C P. Mechanical behaviour of marine risers, mode of influence of principal parameters[J]. Journal of Energy Resources Technology, 1980, 102:214-222.
- [6] PATEL M H, SAROHIA S. Dynamic response of free hanging risers in waves [C]//The Third Offshore Mechanics and Arctic Engineering/Deep Seas Symposium. [S. l.]: American Society of Mechanical Engineers, 1974: 455-470.
- [7] WANG J, JOSEPH R S, ONG M C, et al. Numerical investigation on vortex-induced vibration caused by vessel motion for a free hanging riser under small Keulegan-Carpenter numbers [J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2019, 141(4): 041804.
- [8] WANG J, FU S, ONG M C, et al. Experimental investigation on vortex-induced vibration of a free-hanging riser under vessel motion [C]//The 35th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. [S. l.]: American Society of Mechanical Engineers, 2016:1-18.
- [9] WANG J, FU S, WANG J, et al. Experimental investigation on vortex-induced vibration of a free-hanging riser under vessel motion and uniform current [J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2017, 139(4): 041703.
- [10] DAI W, GAO F, BAI Y. FEM analysis of deepwater drilling risers under the operability and hang-off working conditions[J]. Journal of Marine Science and Application, 2009, 8: 156-162.
- [11] QI M, LI L, SONG L, et al. Configuration and operation optimization of deepwater drilling riser considering of evacuation due to typhoon[C]//The 15th International Ocean and Polar Engineering Conference. [S. l.]: International Society of Offshore and Polar Engineers, 2015: 410-425.
- [12] LIAN M, SONG Z, QING L, et al. Dynamical mechanics behavior and safety analysis of deep water riser considering the normal drilling condition and hang-off condition [J]. Ocean Engineering, 2020, 199: 106996.
- [13] JUNG D, LEE H, KIM H, et al. Study of vortex-induced vibrations in a riser under low Keulegan-Carpenter numbers[C]//The 22nd International Offshore and Polar Engineering Conference. [S. l.]: International Society of Offshore and Polar Engineers, 2012: 559-572.
- [14] KWON Y, KIM H, JUNG D. A study for forced oscillation experiment for OTEC riser under current [C]//The 25th International Ocean and Polar Engineering Conference. [S. l.]: International Society of Offshore and Polar Engineers, 2015: 212-227.
- [15] XIANG S, CAO P, HE J, et al. Water intake riser model test and numerical calibration [C]//The 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Montreal, Canada: American Society of Mechanical Engineers, 2015:1-11.
- [16] WANG J, XIANG S, FU S, et al. Experimental investigation on the dynamic responses of a free-hanging water intake riser under vessel motion [J]. Marine Structures, 2016, 50: 1-19.
- [17] HONG Z, YUE G, HONG Z. Experimental investigation on the flow-induced vibration of a free-hanging flexible riser by internal unstable hydrodynamic slug flow[J]. Ocean Engineering, 2018, 164: 488-507.
- [18] HUERA-HUARTE F J, BEARMAN P W. Wake structures and vortex-induced vibrations of a long flexible cylinder, part 2: drag coefficients and vortex modes [J]. Journal of Fluids and Structures, 2009, 25(6): 991-1006.
- [19] HONG S, CHOI Y R. Experimental study on the vortex-induced vibration of towed pipes [J]. Journal of Sound and Vibration, 2002, 249(4): 649-661.



**第一作者简介:**刘雨,男,1994年6月生,博士生。主要研究方向为海洋结构损伤识别及健康监测。曾发表《Dynamic response of five-riser group subjected to vortex-induced vibration in a cylindrical arrangement configuration》(《Ocean Engineering》2022, Vol.254)等论文。  
E-mail:sdustly1994@163.com

**通信作者简介:**王树青,男,1975年6月生,博士、教授。主要研究方向为海洋平台结构健康监测及安全评估,海洋浮式结构及系泊系统耦合动力分析。  
E-mail:shuqing@ouc.edu.cn