

# 正弦振荡来流下柔性立管涡激振动发展过程<sup>1)</sup>

王俊高 付世晓<sup>2)</sup> 许玉旺 宋磊建

(上海交通大学海洋工程国家重点实验室, 上海 200240)

**摘要** 在风浪流的作用下, 海洋浮式结构物将带动悬链线立管在水中作周期性往复运动, 从而在立管运动方向上产生相对振荡来流, 这种振荡来流将激励立管悬垂段发生“间歇性”的涡激振动. 在海洋工程水池中对一个 4 m 长的立管微段进行模型试验研究, 以探索相对振荡来流作用下立管涡激振动产生的机理及其发展的物理过程. 试验通过振荡装置带动模型作正弦运动来模拟不同最大约化速度  $U_{Rmax}$ 、不同  $KC$  (Keulegan-Carpenter number) 的相对振荡来流, 利用光纤应变片测量立管涡激振动响应. 结合模态分析方法处理试验数据得到位移响应时历, 继而提出相对振荡来流下柔性立管涡激振动发展的 3 个阶段: 建立阶段、锁定阶段以及衰减阶段. 并进一步总结了最大约化速度  $U_{Rmax}$ 、 $KC$  对涡激振动发展过程的影响规律. 最终获得不同最大约化速度  $U_{Rmax}$  下, 涡激振动各发展阶段随  $KC$  所占时间分布比例图.

**关键词** 涡激振动发展过程, 振荡来流, 柔性立管, 最大约化速度

中图分类号: P756.2 文献标识码: A doi: 10.6052/0459-1879-13-277

## 引言

随着海洋油气开发向深水推进, 立管的长度也从几百米到几千米不断增长. 在复杂的海洋环境载荷作用下, 深海柔性立管的涡激振动呈现出多模态参与、随机性强等特点. 目前为止, 已经有许多学者开展了柔性立管的涡激振动试验<sup>[1-12]</sup>. 这些试验反映了涡激振动发生时的高阶多模态响应、行波以及横流向 (cross flow, CF) 与顺流向 (in line, IL) 之间的耦合等复杂现象. 这对于柔性立管涡激振动的认识及响应预报有着极大的推动. 然而, 这些试验考虑的来流方式均为均匀来流、剪切来流及阶梯来流等传统意义上的海洋中的背景来流.

真实海洋环境中, 风浪流的作用会引起海上浮式结构物产生复杂的运动响应. 这些浮体将带动立管在水中作周期性往复运动, 从而在立管与周围水质点之间形成相对振荡来流 (若坐标系固定在立管上, 即可视立管处于振荡来流作用下), 并且这种振荡来流的流速及流向都是随时间变化的. 因此, 绕过立管周围的流体的泄涡频率也是时刻变化的, 当瞬时泄涡频率与结构固有频率接近时, 立管将发生明显的涡激振动现象. 近年美国名为 STRIDE 的联合工业项目在静水中的一次钢悬链线立管动力响应试

验, 偶然发现了这种不是由背景来流导致, 仅由顶部平台运动引发的“间歇性”的涡激振动<sup>[13]</sup> (研究人员通过计算平台运动引起立管动力响应, 从而获取由于动力响应产生的相对振荡来流沿立管长度方向的分布, 继而计算沿管长的泄涡频率分布, 通过判断振荡来流的泄涡频率与涡激振动响应频率之间的关系, 推测涡激振动由相对振荡来流诱发, 而不是背景来流或者平台运动引发的参激振动).

关于振荡来流诱发立管涡激振动这一问题, Chang<sup>[14]</sup> 基于定常来流下涡激振动响应预报机理, 利用尾流振子模型和离散涡模型对平台垂荡引起的立管涡激振动进行了简单的预报计算, 然而其准确性还没有得到试验的验证. Liao<sup>[15]</sup> 提出了针对立管动边界动力响应的算法, 用约化质量-阻尼系数  $S_g$  以及波传播参数  $n\zeta$  来分析立管在非定常来流下的涡激振动响应, 并分析了顶部浮体激励频率、立管固有频率、泄涡频率以及立管响应频率之间的相互关系, 但没有相应的试验对其算法进行验证. 麻省理工学院的 Gonzalez<sup>[16]</sup> 通过有限元软件计算了钢悬链线立管在顶部浮体带动下沿长度方向的最大速度、 $KC$  (Keulegan-Carpenter number) 及最大泄涡频率分布, 并根据最大泄涡频率与固有频率之间的关系来判断

2013-08-26 收到第 1 稿, 2013-09-18 收到修改稿.

1) 国家自然科学基金资助项目 (51279101, 51009088).

2) 付世晓, 研究员, 主要研究方向: 立管涡激振动. E-mail: shixiao.fu@sjtu.edu.cn

涡激振动是否发生;同时他在静水中开展立管模型试验,在立管施加顶部浮体运动,发现不同形式的钢悬链线式立管在平台运动诱导下均发生了涡激振动.但由于试验中仅测量了立管顶部的张力,所以仅对顶部张力进行频谱分析显然无法准确全面地反映钢悬链线立管本身(尤其是接近触地点的悬垂段)在振荡流作用下的涡激振动发生的规律;试验也没有从本质上(诱发涡激振动的来流形式,即振荡来流)给出流体参数如最大约化速度  $U_{Rmax}$ ,  $KC$  与涡激振动响应之间的关系.

综上所述,目前柔性立管的涡激振动研究的来流形式绝大多数都局限于传统意义上的背景来流,诸如均匀来流,剪切来流等.对于顶部浮体运动引起的相对振荡来流诱发的涡激振动问题,学术界开展了一些理论和试验研究,但并没有从本质上,即以振荡来流为着眼点,对这种涡激振动现象进行深入分析,也未得到振荡来流与悬链线立管涡激振动之间的相互作用规律.

对于顶部浮体运动作用下的钢悬链线立管而言,由于其特殊的几何特性,使得其沿长度方向不同位置处的相对振荡来流性质也不尽相同.因此,为了能从本质上揭示相对振荡来流下立管涡激振动产生的机理及其发展的物理过程,本文从钢悬链线立管中截取一细长微段进行模型试验研究,以保证试验参数的可控性.通过对这一微段施加不同形式的振荡来流,来模拟不同顶部激励条件、钢悬链线立管不同位置处的相对振荡来流.通过对试验数据的分析,提出了振荡来流作用下柔性立管涡激振动发展过程的3个阶段:建立阶段(building-up)、锁定阶段(locking-in)以及衰减阶段(dying-out);并最终获得不同最大约化速度  $U_{Rmax}$  下,涡激振动发展阶段所占时间分布与  $KC$  之间的关系,从而为后续振荡流作用下涡激振动响应的准确预报提供依据,也将为钢悬链线立管在顶部平台作用下的整体涡激振动响应特性的分析提供对比参考.

## 1 模型试验

### 1.1 试验装置

试验在上海交通大学的海洋工程水池中进行,水池尺寸为  $50\text{m}\times 40\text{m}\times 10\text{m}$ . 振荡试验装置安装在拖车底部,如图1所示.试验装置由两条水平轨道以及安装在水平导轨上的两条垂直轨道构成,其总体布置示意图如图2所示.

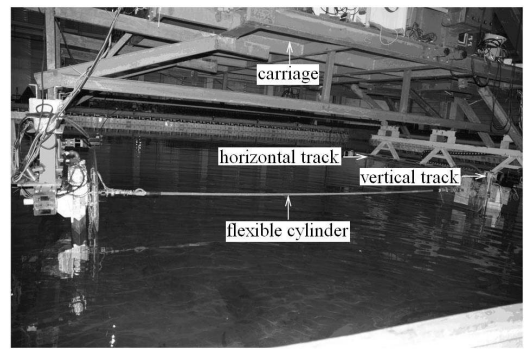


图1 试验装置总体安装图(模型在空气中)

Fig. 1 Experimental setup (in air)

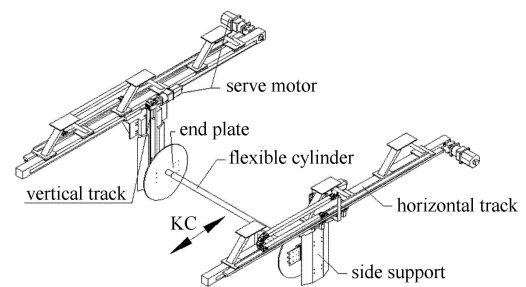


图2 试验装置示意图

Fig. 2 Sketch map of the experimental setup

模型端部安装示意图如图3所示.立管模型经端部夹紧装置与万向节一端相连,万向节另一端连接于固定在垂直轨道运动滑块上的三分力仪.另外,楔形的振荡装置,以及与模型连接处的绕流板均为避免装置的大幅运动对试验区域流场的干扰.

为消除池壁及自由表面影响,水深调节为  $4\text{m}$  (便于安装),并将立管模型浸没于水面以下  $0.5\text{m}$  处.

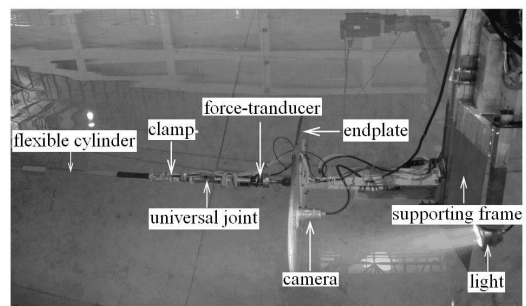


图3 试验装置端部装置细节图

Fig. 3 Detailed view of the end connection

### 1.2 试验模型

钢悬链线立管的几何特性使其在浮体运动的带动下,不同位置处的相对振荡来流性质也不一致.为

了保证试验参数的可控性, 本文为探索振荡来流下立管涡激振动的产生机理及发展的物理过程, 截取钢悬链线立管中一微段作为试验模型. 模型的主要参数如表 1 所示.

表 1 试验模型物理参数

| Item                                       | Value                  |
|--|------------------------|
| length $L$                                 | 4 m                    |
| outer diameter $D$                         | 0.024 m                |
| mass per unit length $m_s$                 | 0.69 kg/m              |
| bending stiffness $EI$                     | 10.5 N·m <sup>2</sup>  |
| tensioning stiffness $EA$                  | 6.67×10 <sup>5</sup> N |
| pretension $F_{axial}$                     | 500 N                  |
| first natural frequency in water $f_{n1}$  | 2.68 Hz                |
| second natural frequency in water $f_{n2}$ | 5.46 Hz                |

根据试验模型在水中运动方式将其分为 CF 与 IL 两个方向布置 4 组光纤应变传感器, 其布置方式如图 4 所示. 从模型截面来看:  $a$  和  $c$  两条线关于模型中性层对称, 为 CF 方向, 沿其轴向方向均布 7 个应变测点;  $b$  和  $d$  属于 IL 方向, 沿其轴向方向均布 11 个应变测点. 各应变测点的具体位置如表 2 所示.

在试验数据采集时, 运动机构速度信号、力信号以及应变信号同步采集, 采样频率为 250 Hz.

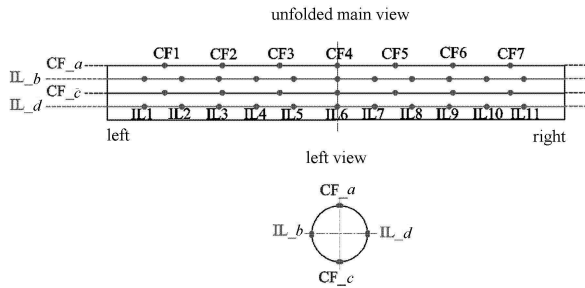


图 4 光纤应变片布置示意图

Fig. 4 Arrangements of the strain sensors

表 2 光纤应变点位置

| Measuring location | Number of locations | Spacing |
|--------------------|---------------------|---------|
| CF <sub>a</sub>    | 7                   | 0.50 m  |
| IL <sub>b</sub>    | 11                  | 0.33 m  |
| CF <sub>c</sub>    | 7                   | 0.50 m  |
| IL <sub>d</sub>    | 11                  | 0.33 m  |

### 1.3 试验内容

试验以振荡来流为着眼点, 通过强迫试验模型

作正弦运动来模拟相对振荡来流. 水平轨道上的伺服电机带动模型以设定的振幅  $A_m$  和振荡周期  $T$  在静水中进行水平简谐振荡. 模型运动的振幅、速度可表示如式 (1) 所示

$$\left. \begin{aligned} A(t) &= A_m \sin\left(\frac{2\pi t}{T}\right) \\ V(t) &= V_m \cos\left(\frac{2\pi t}{T}\right) = A_m \frac{2\pi}{T} \cos\left(\frac{2\pi t}{T}\right) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

传统意义上的  $KC$  表征振荡流场中的物体所受到的阻力相对惯性力的关系, 也表征振荡流相对结构物特征尺度的运动幅度大小. 同时,  $KC$  也广泛地被用来表征振荡物体在静水中运动幅度<sup>[17]</sup>, Sarpkaya<sup>[17]</sup> 即通过静水中振荡圆柱测量水动力, 其结果与 Skodedal 等在 U 型管中直接模拟振荡流测量出来的水动力结果十分一致. 本文也采用  $KC$  来描述相对振荡来流 (模型在静水中的振荡). 由于本文采用为简单的正弦振荡,  $KC$  可表示为

$$KC = \frac{2\pi A_m}{D} \quad (2)$$

涡激振动响应分析预报, 通常采用综合流体泄涡频率与结构固有频率间的关系的无因次参数约化速度  $U_R$  的大小来进行判断, 一般认为当  $3 < U_R < 8$  时, 结构将产生显著地涡激振动<sup>[18-19]</sup>.

由于本文中振荡来流的流速实时变化, 所以采用最大约化速度  $U_{Rmax}$  来描述该工况下流体与结构之间的关系, 为涡激振动响应的分析提供参考, 表示为

$$U_{Rmax} = \frac{V_m}{f_{n1} D} = \frac{2\pi A_m}{T f_{n1} D} \quad (3)$$

最大泄涡频率  $f_{st,max}$  可表示为

$$f_{st,max} = \frac{St V_m}{D} = \frac{St A_m (2\pi)}{DT} \quad (4)$$

最大雷诺数  $Re_{max}$  可表示为

$$Re_{max} = \frac{V_m D}{\nu} = \frac{2\pi A_m D}{T \nu} \quad (5)$$

综上所述, 本文根据其最大约化速度  $U_{Rmax}$  将所有试验工况分为 3 大类, 在每类工况中  $KC$  的范围为 26~178, 也即振荡幅值  $A_m$  的范围为 0.10~0.68 m, 根据式 (3) 即可计算某一固定约化速度  $U_{Rmax}$ , 某一  $KC$  组合下的振荡周期  $T$ . 具体试验工况总结如表 3 所示.

表3 试验工况  
Table 3 Test matrix

| Item                   | Value     |           |           |
|------------------------|-----------|-----------|-----------|
| Case No.               | 1~30      | 31~60     | 61~90     |
| $U_{Rmax}$             | 4.0       | 6.5       | 7.9       |
| $f_{st,max}/\text{Hz}$ | 2.16      | 3.49      | 4.12      |
| $A_m/m$                | 0.10~0.68 | 0.10~0.68 | 0.10~0.68 |
| $KC$                   | 26~178    | 26~178    | 26~178    |
| $Re_{max}$             | 6 220     | 10 051    | 12 240    |

## 2 数据分析

### 2.1 涡激振动引起应变数据获取

试验过程中,模型两端施加 500 N 的预张力,模型的往复运动会使两端张力不断发生变化.这样,模型表面测得的应变就包括:预张力引起的初始拉伸应变、运动过程中张力变化引起的轴向应变和涡激力引起的弯曲应变.为了消除张力对弯曲应变的影响,将关于中性层对称的两测点的测量值相减再取平均值,可得到涡激振动引起的弯曲应变.因此,最终可以得到如式(6)所示的涡激振动引起的弯曲应变.

$$\varepsilon_{CF\_VIV}(t) = (\varepsilon_{CF\_a}(t) - \varepsilon_{CF\_c}(t))/2 \quad (6)$$

式中,  $\varepsilon_{CF\_a}(t)$ ,  $\varepsilon_{CF\_c}(t)$  分别表示 CF<sub>a</sub>, CF<sub>c</sub> 两测点在试验中测得的应变时历;而  $\varepsilon_{CF\_VIV}(t)$  表示消除了张力影响后的由涡激振动引起的弯曲应变时历.

### 2.2 模态分析

模态分析法基于线性模态叠加,可以将模型表面测得的应变信号结合结构的模态振型计算得到测点的位移.一般的,模型表面的位移可以表示为

$$W(t, x) = \sum_{i=1}^n p_i(t)\varphi_i(x), \quad x \in [0, l] \quad (7)$$

其中,  $p_i(t)$  表示第  $i$  阶模态的位移权重,  $\varphi_i(x)$  表示模型的第  $i$  阶位移振型.

由于位移与曲率之间存在的空间二次导数关系,可以得到曲率  $\kappa(t, x)$  的表达式如式(8)所示

$$\kappa(t, x) = \frac{d^2w}{dx^2} = \sum_{i=1}^n p_i(t)\varphi_i''(x) \quad (8)$$

本文中的试验模型为张紧梁模型,其第  $i$  阶位移振型可以用正弦三角函数表示为  $\varphi_i(x) = \sin\left(\frac{\pi i x}{l}\right)$ , 则曲率振型为

$$\varphi_i''(x) = -\left(\frac{\pi i}{l}\right)^2 \sin\left(\frac{\pi i x}{l}\right) = -\left(\frac{\pi i}{l}\right)^2 \varphi_i(x)$$

结合  $\kappa(t, x) = \frac{\varepsilon(t, x)}{R}$ , 可以得到

$$\varepsilon(t, x) = \sum_{i=1}^n p_i(t) \left[ -R \left( \frac{\pi i}{l} \right)^2 \right] \varphi_i(x) = \sum_{i=1}^n e_i(t) \varphi_i(x) \quad (9)$$

其中,  $e_i(t)$  为第  $i$  阶应变模态权重.通过方程(7)~(9)就能建立起应变  $\varepsilon(t, x)$  与位移  $w(t, x)$  的关系.

在进行模态分析时,所有的计算过程均为矩阵运算.因此必须对选取的模态振型矩阵进行正交性考察以及条件数计算以控制矩阵求逆引入的误差.

图5给出了本文中模型 CF 方向前 6 阶位移模态振型矩阵得到的正交阵  $\varphi^T(x)\varphi(x)$  的归一化结果,从图中可以看出位移模态矩阵具有非常好的正交性.同样,对该矩阵求条件数可以得到  $\text{cond}(\varphi^T(x)\varphi(x)) = 1.001$ .根据矩阵理论,矩阵条件数越小越接近 1,其求逆的误差就越小.可以从图5看出,本文将矩阵运算带来的数值计算误差控制在非常小的范围内.这时,可以得到数据处理过程中应变模态权重  $e(t)$  的计算表达式(10),所有的物理量均为矩阵形式

$$e(t) = (\varphi^T(x)\varphi(x))^{-1}\varphi(x)\varepsilon(t, x) \quad (10)$$

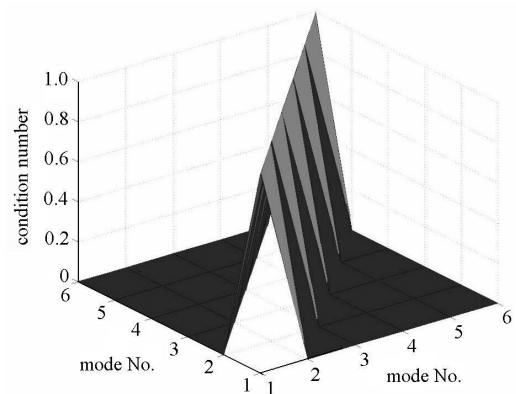


图5 CF方向位移模态矩阵正交性示意图

Fig. 5 Orthogonality of the modal matrix along CF

## 3 试验结果分析与讨论

### 3.1 分时特性

从美国 STRIDE 项目中发现的现象得知:在顶部平台激励下,钢悬链线立管在其近触地点附近的悬垂段产生了“间歇性”的涡激振动,这种涡激振动响应随时间变化.在本文开展的模型试验中,再现了这种响应特性随时间不断变化的涡激振动响应,如图6所示.可以看出,其与如图7中的稳定流作用下的涡激振动响应有着明显的区别.从图6中的方块区域可以看出:应变响应间歇性的出现趋近于0的小

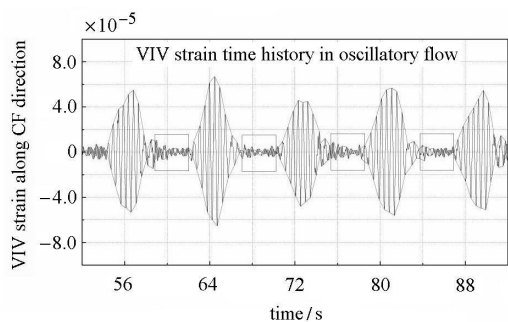


图 6 振荡流下涡激振动响应

Fig. 6 VIV responses under oscillatory flow

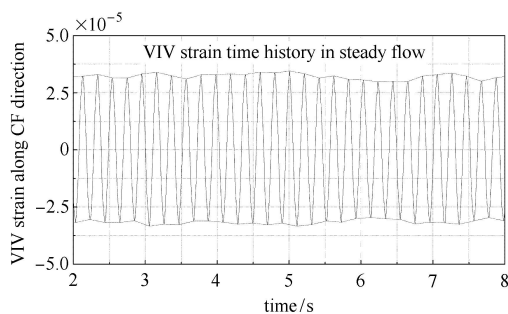


图 7 定常流下的涡激振动响应

Fig. 7 VIV responses under steady flow

段区间, 而其余区间则发生了明显具有“振幅调制”的涡激振动. 本文将振荡流作用下涡激振动响应特性随时间变化定义为“分时特性”. 在下文中, 将针对这种特性进行详细分析.

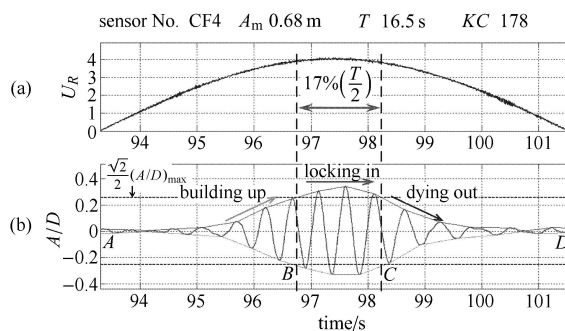
### 3.2 振荡来流下涡激振动发展过程

根据传统环境背景来流下立管涡激振动试验的结论可知: 结构的响应幅值与其约化速度的大小紧密相关, 一般认为约化速度  $U_R$  介于 3~8 之间时, 会出现较大的响应幅值<sup>[18-19]</sup>. 而对于本文的振荡来流作用下的立管涡激振动而言: 根据式 (2)、式 (3) 可知, 在每半个振荡周期中, 约化速度  $U_R$  从 0 正弦增长至最大值  $U_{Rmax}$ , 再减小至 0. 因此结合试验现象, 认为振荡来流作用下涡激振动的“分时特性”与实时变化的约化速度  $U_R$  密切相关.

结合试验现象, 提出振荡来流作用下立管涡激振动发展过程的 3 个阶段: “建立阶段” (building-up)、“锁定阶段” (locking-in) 以及“衰减阶段” (dying-out). 接下来, 将从不同最大约化速度  $U_{Rmax}$  以及不同  $KC$  的角度分析振荡来流作用下涡激振动发展的物理过程.

如图 8 所示, 其给出当最大约化速度  $U_{Rmax} = 4$  时, 工况 ( $KC = 178, T = 16.5$  s) 中 CF4 测点 (模型的

中点处, 如图 4) 的约化速度  $U_R$ , 无因次位移响应幅值  $A/D$  (由上文模态分析的式 (7) 计算得到) 在半个振荡周期中的时历曲线. 其中, 图 8(a) 栏为随时间正弦变化的约化速度  $U_R$  曲线, 图 8(b) 栏为位移响应幅值  $A/D$  随时间变化曲线. 图 8(b) 栏中的  $A$  点代表“建立阶段”的起始点,  $B$  点代表“建立阶段”与“锁定阶段”的交接点,  $C$  点代表“锁定阶段”与“衰减阶段”的交接点, 而  $D$  点代表“衰减阶段”的结束点.

图 8 工况  $KC = 178, T = 16.5$  s 涡激振动发展过程Fig. 8 VIV developing process when  $KC = 178, T = 16.5$  s

从图 8(a) 栏中的约化速度曲线可以看出其最大约化速度  $U_{Rmax} = 4$ . 在图 8(b) 栏中, 位移响应幅值  $A/D$  呈现出明显的“振幅调制”现象, 明显发现其位移包络线形状呈明显的“三角形”.  $A/D$  随着约化速度的增大而逐渐达到最大值  $0.35D$ , 然后随着约化速度的减小而衰减至接近于 0. 为了更好地定量地定义振荡流下涡激振动的发展阶段, 如图 8(b) 栏中所示, 规定当响应位移低于  $\frac{\sqrt{2}}{2}(A/D)_{max}$  (最大位移响应的有效值) 并且当其约化速度位于加速段时, 涡激振动表现为“建立阶段”, 其位移响应幅值随着约化速度增加而增大. 当响应位移超过  $\frac{\sqrt{2}}{2}(A/D)_{max}$  时, 认为涡激振动达到了稳定的“锁定”状态. 该工况中锁定区间大约占据半个振荡周期的 17%. 最后, 当其响应幅值再次低于  $\frac{\sqrt{2}}{2}(A/D)_{max}$  时, 涡激振动则表现为“衰减阶段”, 其响应幅值随着约化速度减小而减小.

当  $KC = 84$  时, 如图 9 所示, 可以看出此时的响应幅值包络线同样呈“三角形”, 图中的半个振荡周期也被分为“建立”、“锁定”以及“衰减”3 个阶段, 但是该工况下“锁定阶段”所占时间比例增长至 22%, 响应最大幅值约为  $0.38D$ .

当  $KC$  减小至 26 时, 从图 10 中可以看出, 此时的涡激振动响应非常稳定, 响应最大幅值约为  $0.5D$ ,

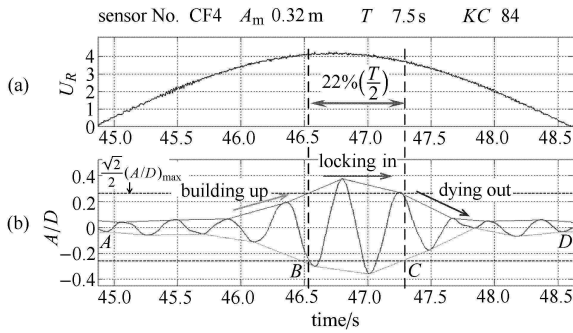


图9 工况  $KC = 84, T = 7.5\text{ s}$  涡激振动发展过程  
Fig. 9 VIV developing process when  $KC = 84, T = 7.5\text{ s}$

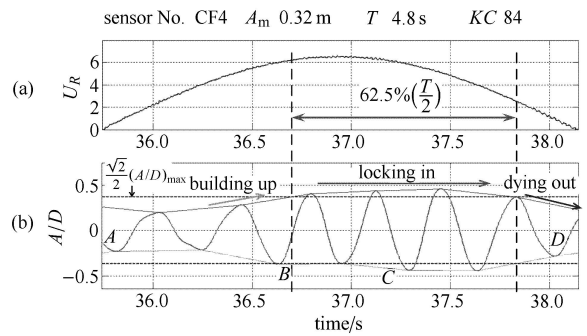


图12 工况  $KC = 84, T = 4.8\text{ s}$  涡激振动发展过程  
Fig. 12 VIV developing process when  $KC = 84, T = 4.8\text{ s}$

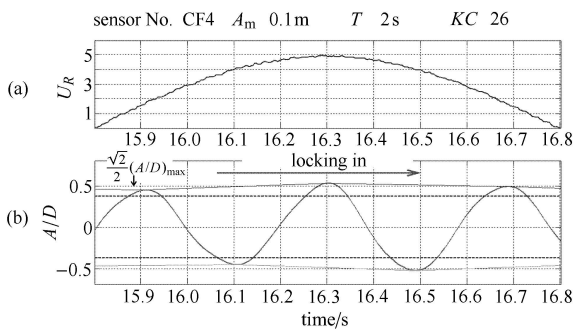


图10 工况  $KC = 26, T = 2\text{ s}$  涡激振动发展过程  
Fig. 10 VIV developing process when  $KC = 26, T = 2\text{ s}$

其在整个振荡周期中发生了“完全锁定”。

如图 11 所示, 其给出最大约化速度  $U_{R\max} = 6.5$  时, 工况 ( $KC = 178, T = 10.2\text{ s}$ ) 中 CF4 测点的约化速度  $U_R$ , 无因次位移响应幅值  $A/D$  的时历曲线. 区别于最大约化速度  $U_{R\max} = 4$  时响应幅值包络线呈“三角形”, 此时的幅值包络线形状呈明显的“梯形”. 图 11 中, 位于“锁定阶段”中的位移幅值几乎保持一致, 约为  $0.5D$ , 认为这 34% 的区间内发生了非常稳定的涡激振动.

而当  $KC$  减小至 84 时, 如图 12 所示, 可以发现

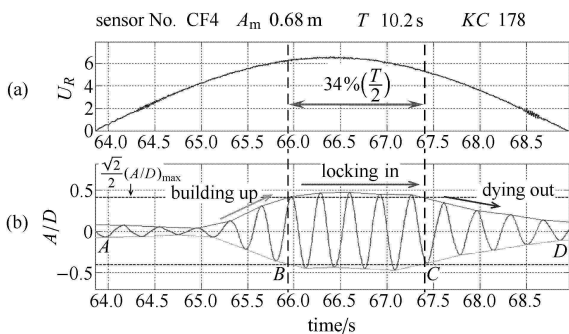


图11 工况  $KC = 178, T = 10.2\text{ s}$  涡激振动发展过程  
Fig. 11 VIV developing process when  $KC = 178, T = 10.2\text{ s}$

“锁定阶段”的区间增加至 62.5%, 响应最大幅值约为  $0.48D$ . 并且“建立阶段”所占时间也要远大于“衰减区间”。

当  $KC$  进一步减小至 26 时, 如图 13 所示, 此时涡激振动响应趋于稳定, 响应最大幅值约为  $0.2D$ , 其在整个振荡周期中发生了“完全锁定”。

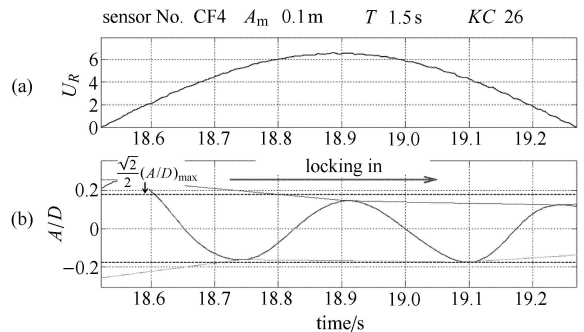


图13 工况  $KC = 26, T = 1.5\text{ s}$  涡激振动发展过程  
Fig. 13 VIV developing process when  $KC = 26, T = 1.5\text{ s}$

如图 14 所示, 其给出最大约化速度  $U_{R\max} = 7.9$  时, 工况 ( $KC = 178, T = 8.45\text{ s}$ ) 中 CF2 测点的约化速度  $U_R$ , 无因次位移响应幅值移  $A/D$  的时历曲线. 由于该类工况中, 当约化速度值较大时, 会出现比较明显的“模态转换”现象, 即结构的二阶模态也将参与到结构中总振动中来. 而 CF4 测点为二阶位移振型的节点, 所以这里采用 CF2 测点的结果进行分析. 图 14 中 b 栏的幅值包络线呈近似的“梯形”, 并不像当  $U_{R\max} = 6.5$  时其包络线形状呈现出比较整齐的“梯形”, 并且在“锁定区间”出现部分幅值小于  $\frac{\sqrt{2}}{2}(A/D)_{\max}$  的情况, 这也是由于二阶位移模态的大量参与引起的, 涡激振动自身的“随机性”也是其中的原因之一. 图 14 中, 由于“模态转换”的发生, “锁定阶段”中的位移幅值相对比较统一, 占据了半个振

荡周期 50%，其最大位移幅值约为 0.5D.

而当  $KC$  减小至 84 时，如图 15 所示，可以发现涡激振动响应趋于稳定，其在整个振荡周期中发生了“完全锁定”，其最大位移幅值约为 0.45D. 同样的，当  $KC$  进一步减小至 26 时，如图 16 所示，其在整个振荡周期中也发生了“完全锁定”，其最大位移幅值约为 0.2D. “完全锁定”中出现部分幅值小于  $\frac{\sqrt{2}}{2}(A/D)_{\max}$  的情况，这也是由于二阶位移模态的大量参与引起的，这与涡激振动发展过程的“3 个阶段”并不矛盾.

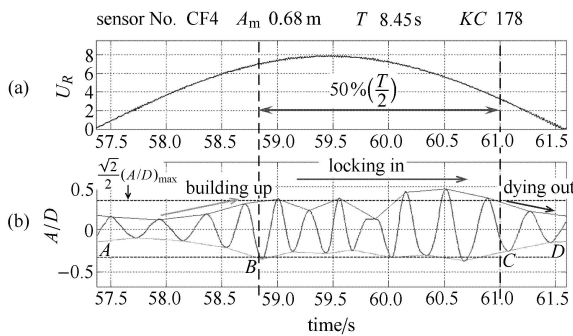


图 14 工况  $KC = 178$ ,  $T = 8.45$  s 涡激振动发展过程

Fig. 14 VIV developing process when  $KC = 178$ ,  $T = 8.45$  s

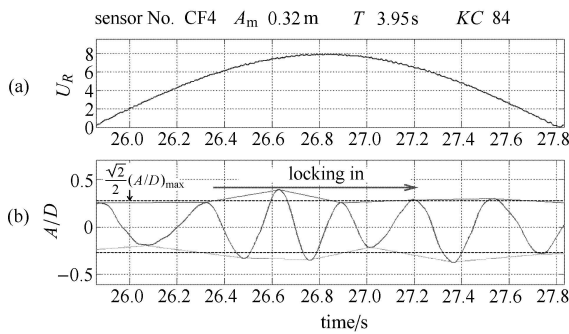


图 15 工况  $KC = 84$ ,  $T = 3.95$  s 涡激振动发展过程

Fig. 15 VIV developing process when  $KC = 84$ ,  $T = 3.95$  s

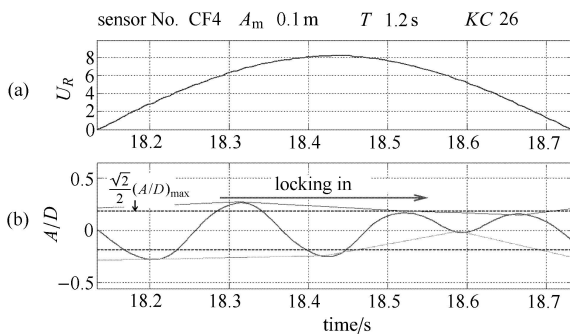


图 16 工况  $KC = 26$ ,  $T = 1.2$  s 涡激振动发展过程

Fig. 16 VIV developing process when  $KC = 26$ ,  $T = 1.2$  s

### 3.3 讨论与总结

经过对以上不同最大约化速度  $U_{R\max}$ ，不同  $KC$  下试验工况的结果分析可以发现：涡激振动的产生、发展过程与实时约化速度  $U_R$  以及  $KC$  的大小紧密相关，这主要体现在涡激振动发展的 3 个阶段在每半个振荡周期中所占时间比例分配上. 通过对所有试验工况总结，图 18，图 19 及图 20 分别给出了 3 种不同的最大约化速度的振荡来流作用下，涡激振动发展过程的 3 个阶段所占时间比例随  $KC$  变化的分布图. 其中，横坐标为从小到大增长的  $KC$ ，纵坐标为各个阶段所占半个周期的归一化时间坐标，图中的各颜色区间分布即代表不同发展阶段.

从图 17 可以看出最大约化速度  $U_{R\max} = 4$ ， $KC = 26$  时，涡激振动响应属于“完全锁定”状态. 其余“锁定阶段”所占时间比例随  $KC$  的增大而增加. 而在  $KC > 100$  之后，“锁定阶段”的时间比例基本趋于一个稳定值，大约为半个振荡周期的 17% 左右. 同时注意到“建立阶段”所占时间比例基本与“衰减阶段”相当.

从图 18 可以看出最大约化速度  $U_{R\max} = 6.5$  时，明显有更多的小  $KC$  工况发生了“完全锁定”. 随着  $KC$  的增大，“锁定阶段”所占时间比例逐渐减小，当  $KC > 140$  以后，其比例基本稳定. 并且该组工

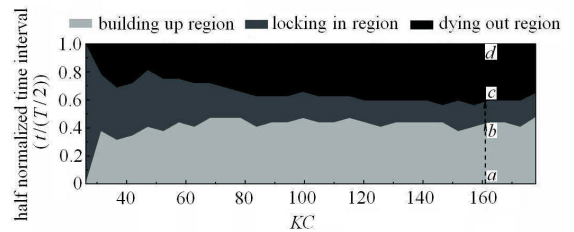


图 17 涡激振动发展过程 3 阶段时间比例沿  $KC$  分布图 ( $U_{R\max} = 4$ )

Fig. 17 Time distribution of 3 VIV developing phases with  $KC$

when  $U_{R\max} = 4$

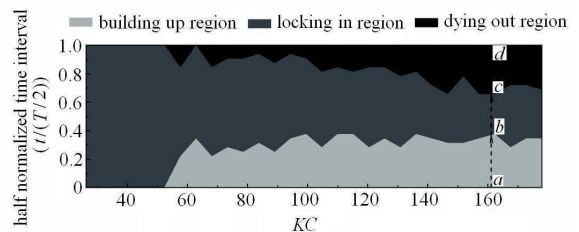


图 18 涡激振动发展过程 3 阶段时间比例沿  $KC$  分布图

( $U_{R\max} = 6.5$ )

Fig. 18 Time distribution of 3 VIV developing phases with  $KC$

when  $U_{R\max} = 6.5$

况下,“建立阶段”所占时间比例大于“衰减阶段”.

从图 19 可以看出,当最大约化速度  $U_{Rmax} = 7.9$  时,  $KC$  小于 105 的所有工况均发生了“完全锁定”,而当  $KC$  增长至 120 以后,“锁定阶段”所占时间比例基本稳定在半个周期的 50% 左右. 同样,“建立阶段”所占时间比例大于“衰减阶段”.

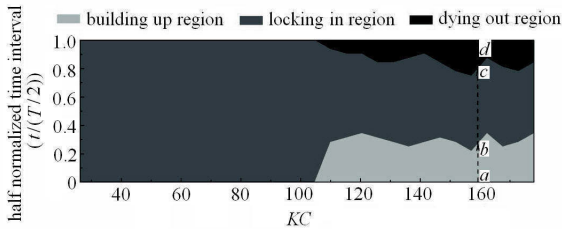


图 19 涡激振动发展过程 3 阶段时间比例沿  $KC$  分布图 ( $U_{Rmax} = 7.9$ )

Fig. 19 Time distribution of 3 VIV developing phases with  $KC$  when  $U_{Rmax} = 7.9$

通过试验结果对比可以发现: 振荡来流作用下的涡激振动特性是由最关键的两个流体参数——最大约化速度  $U_{Rmax}$  以及  $KC$  决定的. 从图 17, 图 18 及图 19 的对比中发现:

(1) 试验中,在  $KC$  比较小的工况中,出现了“完全锁定”的现象,这与当  $KC$  较小时,没有足够的来流距离在立管截面的尾部形成稳定的泄涡的这一传统的感性理解是相悖的. 事实上,当  $KC$  非常小时,由于来流距离非常小,结构响应还没有来得及衰减就又出现新的来流激励,换言之,前半个振荡周期的尾流从某种程度上增强了后半个周期中的涡激振动响应. 这是首次发现小  $KC$  的振荡来流下的涡激振动反而更加明显. 因此,未来针对小  $KC$  工况的涡激振动试验非常必要!

(2) 随着  $KC$  的增大,涡激振动发展过程出现从“完全锁定”转变到 3 个阶段并存. 根据定常剪切来流下柔性立管涡激振动,根据约化速度沿管长分布大小将其分为“激励区间”和“阻尼区间”,认为约化速度位于  $3 < U_R < 8$  时对应“激励区间”. 对于振荡来流作用下的涡激振动,每半个振荡周期中的泄涡对数会随着  $KC$  增长而增多. 因此,  $KC$  增大引起的泄涡总对数增加也必将使得“阻尼区间”的泄涡对数相应增加,这样“阻尼区间”中泄涡对数的增加势必会在一定程度上限制涡激振动响应,从而在较大  $KC$  数时出现 3 个阶段并存.

(3) 随着最大约化速度  $U_{Rmax}$  从 4 增长至 7.9, 涡激振动发展过程出现从“完全锁定”转变到 3 个阶段

并存对应的临界  $KC$  从 26 增长至 105. 这是因为当最大约化速度  $U_{Rmax}$  越大时,其最大泻涡频率  $f_{st,max}$  也越大. 如图 20 所示,相同  $KC$  工况中,  $U_{Rmax}$  越小时,其位于“激励区间”的时间比例也会越少,位于“阻尼区间”的则会越多,这样“阻尼区间”对应时间比例的扩大势必会在一定程度上限制涡激振动响应. 这也使得最大约化速度增大时,越来越多的工况出现了“完全锁定”.

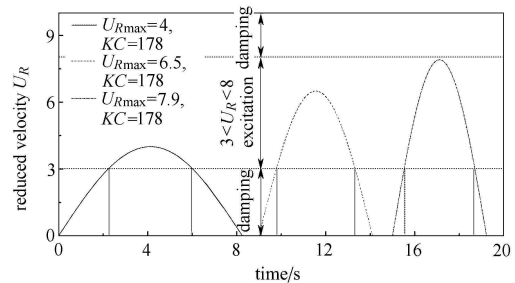


图 20 同一  $KC$ , 不同  $U_{Rmax}$  下“激励区间”、“阻尼区间”示意图  
Fig. 20 Sketch map for “excitation zone” and “damping zone” under the same  $KC$  but different maximum reduced velocity  $U_{Rmax}$

通过本文开展的振荡来流作用下柔性立管涡激振动试验研究,确认了涡激振动的发生以及“锁定区间”的存在. 在未来的研究工作中,需要找到本文中开展的机理性试验研究结果与真实悬链线立管中发现的由顶部平台运动引起的涡激振动之间的联系,并尝试发展新的振荡来流(非定常流)作用下涡激振动响应预报模型.

### 4 结 论

本文开展了振荡来流作用下柔性立管涡激振动试验,发现了全新的涡激振动响应形式,即具有“分时特性”的涡激振动. 试验主要研究最大约化速度  $U_{Rmax}$  及  $KC$  对涡激振动响应特性的影响. 利用模态分析法处理试验数据,通过不同工况试验结果的对比分析,得到以下结论:

(1) 经试验证实,相对振荡来流也会导致立管产生涡激振动,并具有“振幅调制”现象的“分时特性”,这是其与稳定来流作用下涡激振动最本质的区别.

(2) 结合试验现象,本文提出振荡来流作用下涡激振动发展过程的 3 个阶段:“建立阶段”、“锁定阶段”以及“衰减阶段”. 并得到不同工况下涡激振动 3 个发展阶段的时间比例分布,这为振荡来流作用下涡激振动响应的经验预报模型的发展奠定了基础.



(3) 试验首次发现小  $KC$  的相对振荡来流将诱发立管产生更明显的涡激振动. 这是当  $KC$  非常小时, 来流距离非常小, 结构响应还没有来得及衰减就出现新的来流激励, 即前半个振荡周期的尾流从某种程度上增强了后半周期中的涡激振动响应.

(4) 通过试验结果对比分析, 发现最大约化速度  $U_{R_{max}}$  越大, “锁定”阶段的时间比例变大, 更多的小  $KC$  数工况发生了“完全锁定”, 即“完全锁定”的临界  $KC$  也逐渐变大.

本文开展的振荡来流作用下的立管涡激振动试验研究属于机理性的探索研究, 提出并分析了相对振荡来流作用下立管涡激振动发展的物理过程. 未来需要开展更多小  $KC$  工况, 同时也应扩展最大约化速度  $U_{R_{max}}$  的取值范围, 以更全面的认识振荡来流作用下的涡激振动特性, 为发展新的振荡来流(非定常流)作用下涡激振动预报模型.

**致谢** 本文作者对挪威国家石油公司 Statoil 给予的资助和支持表示由衷的感谢. 同时特别感谢来自挪威科技大学 Carl Martin Larsen 教授以及挪威 Marintek 高级科学家 Jie Wu 与本文作者的讨论!

### 参 考 文 献

- Griffin OM, Vandiver JK. Vortex-induced strumming vibrations of marine cables with attached masses. *Journal of Energy Resources Technology*, 1984, 106: 458-485
- Lie H, Kaasen KE. Modal analysis of measurements from a large-scale VIV model test of a riser in linearly sheared flow. *Journal of Fluids and Structures*, 2006, 22(4): 557-575
- Karl HH, Kunt M. Vortex induced vibrations of a catenary riser. In: Proc. of 3rd International Symposium on Cable Dynamics, Trondheim, 1999. 103-110
- Allen DW, Henning DL. Prototype vortex-induced vibration tests for production risers. In: Proc. of Offshore Technology Conference, Houston, USA, 2001. Paper OTC 13114
- Tognarelli MA, Slocum ST, Frank WR, et al. VIV response of a long flexible cylinder in uniform and linearly sheared currents. In: Proc. of Offshore Technology Conference, Houston, USA, 2004. Paper OTC 16338
- Wilde DE, Jaap J, Huijsmans, et al. Laboratory investigation of long riser VIV response. In: Proc. of ISOPE Conference, Toulon, 2004
- Chaplin JR, Bearman PW, Huera HFJ, et al. Laboratory measurements of vortex-induced vibrations of a vertical tension riser in a stepped current. *Journal of Fluids and Structures*, 2005, 21: 3-24
- Trim AD, Braaten H, Lie H, et al. Experimental investigation of vortex-induced vibration of long marine risers. *Journal of Fluids and Structures*, 2005, 21: 335-361
- Vandiver JK, Marcollo H, Swithenbank S, et al. High mode number vortex-induced vibration field experiments. In: Proc. of Offshore Technology Conference, Houston, USA, 2005. Paper OTC 17383
- Fu SX, Ren T, Li RP, et al. Experimental investigation on VIV of the flexible model under full scale re number. In: Proc. of 30th OMAE, Rotterdam, 2011. Paper No. OMAE2011-49042
- 唐国强, 吕林, 滕斌等. 大长细比柔性杆件涡激振动试验. 海洋工程, 2011, 29(1): 18-25 (Tang Guoqiang, Lü Lin, Teng Bin, et al. VIV model test for large space ratio flexible risers. *Ocean Engineering*, 2011, 29(1): 18-25 (in Chinese))
- 张永波, 郭海燕, 孟凡顺等. 基于小波变换的顶张力立管涡激振动规律试验研究. 振动与冲击, 2011, 30(2): 149-154 (Zhang Yongbo, Guo Haiyan, Meng Fanshun, et al. Experimental investigation on VIV of top-tensioned riser based on wavelet transformation. *Journal of Vibration and Shock*, 2011, 30(2): 149-154 (in Chinese))
- Robert GG, Richard WL, Partha M. Highly compliant rigid (HCR) riser model tests and analysis. In: Proc. of Offshore Technology Conference, Huston, USA, 1999. Paper No. OTC 10973
- Chang SH, Mike I. Vortex-induced vibrations of steel catenary risers and steel offloading lines due to platform heave motions. In: Proc. of Offshore Technology Conference, Huston, USA, 2003. Paper No. OTC 15106
- Liao JC. Vortex-induced vibration of slender structures in unsteady flow. [PhD Thesis]. Massachusetts: Massachusetts Institute of Technology, 2002
- Gonzalez EC. High Frequency dynamic response of marine risers with application to flow-induced vibration. [PhD Thesis]. Massachusetts: Massachusetts Institute of Technology, 2001
- Sarpkaya T. Wave Forces on Offshore Structures. Cambridge: Cambridge University Press, 2010
- Vandiver JK, Li L. SHEAR7 V4.4 Program Theoretical Manual. Massachusetts Institute of Technology, 2005
- Larsen CM, Vikestad K, Rtttervik R, et al. VIVANA Theory Manual. MARINTEK, 2001

(责任编辑: 刘希国)

## VIV DEVELOPING PROCESS OF A FLEXIBLE CYLINDER UNDER OSCILLATORY FLOW<sup>1)</sup>

Wang Jungao Fu Shixiao<sup>2)</sup> Xu Yuwang Song Leijian

(State Key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

**Abstract** Offshore floating structures would bring the catenary risers moving in the water periodically under sea loads, then to generate relatively oscillatory flow between the riser and the water particles. Such oscillatory flow would easily trigger the “intermittent VIV” at sag-bend of the catenary riser. Experimental investigations on the behaviors of a 4 m long straight flexible cylinder in the relatively oscillatory flow were carried out in this paper by forcing it oscillating with different combinations of both maximum reduced velocity  $U_{R\max}$  and Keulegan–Carpenter number ( $KC$ ) in still water. Fiber bragg grating (FBG) strain sensors were used to measure the VIV responses of the model cylinder. Meanwhile, modal analysis was adopted to process the experimental data, and three VIV developing process in oscillatory flow including “building-up”, “locking-in” and “dying-out” were firstly proposed. Furthermore, effects on VIV in oscillatory flow from both reduced velocity  $U_{R\max}$  and  $KC$  were discussed and summarized. Finally, normalized time ratio contour plots of three VIV developing phases in different maximum reduced velocities were obtained.

**Key words** VIV developing process, oscillatory flow, flexible cylinder, maximum reduced velocity

---

Received 26 August 2013, revised 18 september 2013.

1) The project was supported by the National Natural Science Foundation of China (51279101, 51009088).

2) Fu Shixiao, professor, research interests: vortex-induced vibration of flexible risers. E-mail: shixiao.fu@sjtu.edu.cn