

大长径比结构涡激振动响应中的行波特性研究¹⁾

康 凌^{*2)}, 葛 斐^{*}, 武 晓 东⁺, 洪 友 士^{*}

^{*} (中国科学院力学研究所, 北京 100190) ⁺ (太原理工大学, 太原 030024)

摘要: 随着基础设施建设向深广海域延伸, 大长径比结构的运用已日益普遍, 比如 TLP 平台中的张力腿系泊系统、Spar 平台中的系泊系统、深海平台的立管以及水中悬浮隧道(SFT)的锚索锚固系统。它们在洋流作用下发生涡激振动, 其响应特性与小长径比结构相比有明显的不同。行波振动是大长径比柱体涡激振动的一个重要特性, 其影响机制还有待于深入研究。本文通过实验的方法, 探讨了大长径比圆柱体在均匀来流作用下的行波振动特性。着重研究了涡激振动响应中的行波比随流速和张力的变化规律。行波比的推导采用了两种方法, 一种基于希尔伯特变换, 一种基于递归最小二乘法, 两种计算方法的结果互相验证。结果表明, 在实验流速范围内, 行波比不随流速的增大而增大, 而是在一定值附近波动; 不同的预张力使模型的自振频率发生改变, 但对行波比的影响不显著。

关键词: 大长径比, 涡激振动, 模型实验, 行波比

引 言

随着基础设施建设向深广海域延伸, 大长径比结构的运用已日益普遍, 比如 TLP 平台中的张力腿系泊系统、Spar 平台中的系泊系统、深海平台的立管以及水中悬浮隧道(SFT)的锚索锚固系统。它们在洋流作用下发生涡激振动, 其响应特性与小长径比结构相比有明显的不同^[1], 表现在: 一方面, 大长径比结构更可能发生多模态振动响应。

Vandiver^[2]利用 17 年的实验数据对大长径比结构多模态响应进行了详细研究, 并指出剪切比 $\Delta V / V_{\max}$

和激振模态数 N_s 是影响多模态响应的两个重要因素。Lucor 等^[3]利用 DNS 数值模拟的方法研究大长径比结构的涡激振动, 也指出流型是影响多模态响应的重要因素。其数值模拟的结果表明: 在线性剪切流的作用下, 结构发生第 3 阶模态的振动响应; 然而在指数剪切流的作用下, 结构发生多模态振动响应, 并且模态阶数高达第 12 阶和第 14 阶。

同样, Bourguet 等^[4-6]通过 DNS 方法, 发现大长径比结构多频响应中包含局部瞬时的单频响应, 并指出这种局部的单频响应由局部频锁造成, 流型是单频响应到多频响应的控制因素, 且在线性剪切流作用下, 多频响应表现为窄带响应模式, 在指数剪切流作用下, 多频响应表现为宽带响应模式。Trim 等^[7]则是通过实验研究发现, 大长径比结构多模态响应的频带宽度受流速的影响。实验流速范围为 0m/s-2.5m/s。低流速情况下, 多模态响应带宽为窄带且具有主导频率; 高流速下, 多模态响应带宽为宽带且主导频率不明显。在该实验中, 振动模态阶数高达 30 阶。

Chaplin 等^[8], Lie 等^[9]在实验中也分别发现多模态振动响应。在 Chaplin 等^[8]的实验中, 横流向和顺流向的振动模态分别达到了第 8 阶和第 12 阶。Lie 等^[9]通过其实验研究则指出非均匀流型(三角形)导致了大长径比结构 VIV 响应的高度不规则, 即宽频响应。Sanaati 等^[10]的实验结果则表明: 均匀流作用下, 在锁频低振幅速度区域内, 振动频谱为宽带频谱, 在其他锁频速度区域内, 振动频谱为窄带频谱。

Chen 等^[11]通过数值模拟的方法研究大长径比斜锚索在不同风速类型下 VIV 响应, 其结果也说明了流型对多模态响应的影响。该作者指出均匀流或是流速沿锚索轴向变化不大的时候, 斜锚索振动响应表现为单模态振动; 当流速沿锚索轴向变化很大的时候, 斜锚索振动响应表现为多模态振动。

另一方面, 大长径比结构更可能发生行波振动响应。

早在 20 世纪 80 年代, 大长径比结构的 VIV 振动响应中就已经观察到了行波^[12]。Vandiver 等^[13-14]运用

Miami2 实验^[15-17]数据进行分析, 分析结果表明结构振动响应中存在行波, 具体表现为行波与驻波共存。

Vandiver^[2]、Moe^[18]等提出可用无量纲参数 $n\zeta_n$ 作为行波出现的判别参数。其中 n 为模态数, ζ_n 为第 n 阶模态阻尼比。当 $n\zeta_n$ 小于 0.2 时, 响应为驻波响应; 当 $n\zeta_n$ 大于 2.0 时, 响应为行波响应; 当 $n\zeta_n$ 在 0.2 到 2.0 之间时, 响应包括驻波和行波响应^[1]。但武晓东博士运用此判据对其实验流速为 0.9m/s 下的 VIV 振动响应进行判断, 判据显示模型振动呈完全的驻波状态, 这与实际测量得到的行波响应结果相悖^[19]。Zhang 等^[20]通过无量纲分析, 也提出了类似用于大长径比结构振动响应波型判断的控制参数。

Evangelinos 等^[21]、Lucor 等^[3]、Bourguet 等^[4-6]利用 DNS 数值模拟的方法研究柔性管的涡激振动。Evangelinos 等^[21]探讨了长径比和位移边界条件两个因素对柔性管涡激振动横流向位移响应的影响。从模拟结果可以看出: 在相同的初始条件和长径比下, 两端固定的柔性管位移响应为驻波, 两端自由的柔性管位移响应为行波; 在相同的初始条件和位移边界条件下, 长径比从 4π 变为 378, 横流向位移响应的波型并没有发生改变。Lucor 等^[3]研究了流型对长径比大于 500 的柔性管涡激振动响应的影响。结果表明: 在线性剪切流作用下, 结构响应为驻波; 在指数剪切流作用下, 结构响应为驻波与行波的混合形式。Bourguet 等^[4-6]则讨论了雷诺数对长径比为 200 的柔性管涡激振动响应的影响。雷诺数分别为 110, 330 和 1100。研究结果表明: 在剪切流作用下, 结构响应为驻波和行波的混合形式; 随着雷诺数的增大, 响应逐步呈现驻波主导的形式。

由此可见, 行波响应是大长径比结构涡激振动响应的一个重要特性, 其影响机制和发生条件都还有待于深入研究。尤其是驻波和行波同时存在于响应中时, 应当如何准确判断主导波型。本文通过实验的方法, 进一步探讨流速和预张力两个参数变化对涡激振动响应行波的影响, 并定义行波比, 定量分析结构涡激振动中的行波响应。

1 实验布置

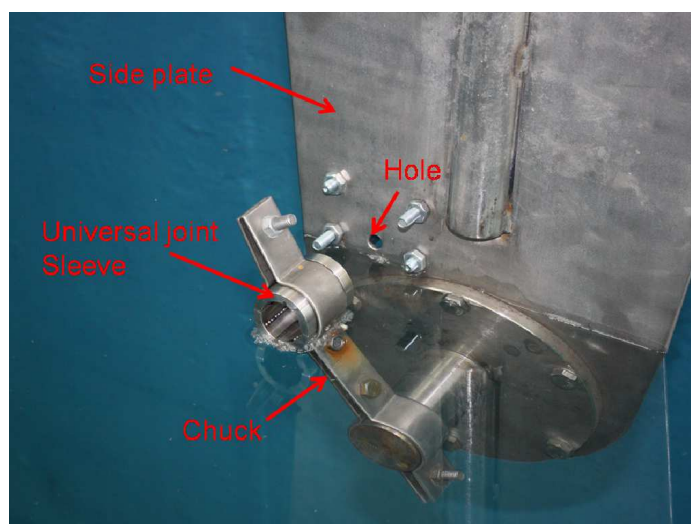
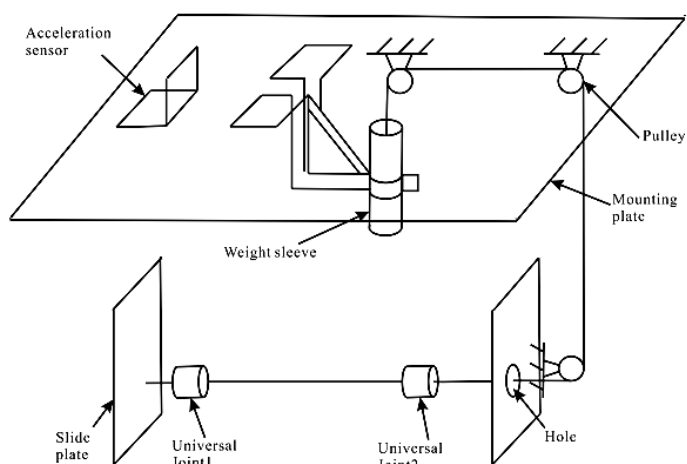
本实验在 $29\text{m} \times 4.5\text{m} \times 4\text{m}$ 的拖曳水池中进行, 如图 1 所示, 实验模型安装在拖车上, 通过可升降的侧板下降到水中, 随拖车匀速前进或后退, 便有均匀流产生。均匀流流速在 $0\text{m/s} \sim 1.5\text{m/s}$ 范围内线性可调。



图 1 中国科学院力学研究所拖曳水池

Fig.1 Towing Tank at the Institute of Mechanics, CAS

实验模型为长度 3300mm、外径 6mm 的铝管。模型两端通过万向节连接到拖车侧板上, 如图 2 所示。拖车一侧侧板上留有孔, 通过此孔, 可将模型与砝码连接, 用以改变模型的预张力。整个实验模型布置如图 3 所示。

图2 模型连接^[19]Fig.2 Model Connections ^[19]图3 实验模型布置^[19]Fig.3 Deployment of the Model Test ^[19]

本文中长径比定义为模型长度与其外径之比，实验模型的长径比为 550。实验流速变化范围 0.1m/s~1.5m/s，流速间隔取 0.1m/s。采用三种不同重量的砝码施加模型预张力，砝码质量分别为 1.0kg, 5.0kg, 7.5kg。

模型在均匀流下的应变响应通过光纤光栅应变传感器测量得到。为测量模型横流向和顺流向振动应变，沿模型轴向分别在横流向和顺流向布置光纤光栅应变传感器，如图 4 所示。传感器间距为 160mm，横流向和顺流向均布置 20 个采集点。通过 SM130 光纤光栅动态数据采集仪获得应变信号^[22]。

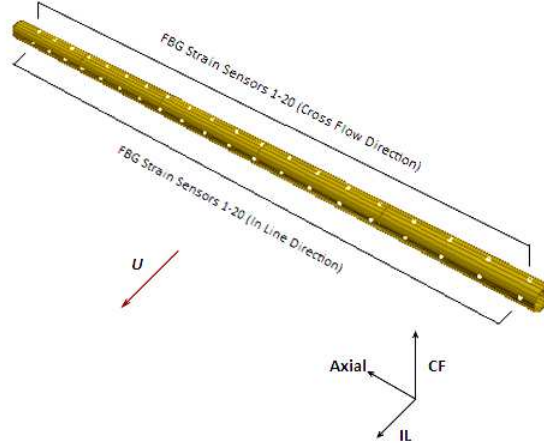


图 4 传感器布置

Fig.4 Deployment of FBG Strain Sensors

2 数据处理

本文通过定义和计算行波比，实现 VIV 行波响应的定量化分析。

2.1 行波比定义

假设大长径比结构物涡激振动的响应是由同频反向的简谐波叠加构成。简谐波圆频率设为 ω ，波数设为 κ ，并以 x 正向为波传播方向的正向，则振动响应可写为公式(1)的形式。

$$y(x,t) = A_+^c \cos(\omega t - \kappa x) + A_+^s \sin(\omega t - \kappa x) + A_-^c \cos(\omega t + \kappa x) + A_-^s \sin(\omega t + \kappa x) \quad (1)$$

式中， $A_+^c, A_+^s, A_-^c, A_-^s$ 分别为正向和负向余弦波和正弦波的振幅， $y(x,t)$ 为涡激振动响应。将公式(1)展开整理可得：

$$y(x,t) = A(\kappa x) \cos \omega t + B(\kappa x) \sin \omega t \quad (2)$$

式中，

$$\begin{cases} A(\kappa x) = (A_+^c + A_-^c) \cos \kappa x + (A_-^s - A_+^s) \sin \kappa x \\ B(\kappa x) = (A_+^s + A_-^s) \cos \kappa x + (A_+^c - A_-^c) \sin \kappa x \end{cases}$$

对于给定的位置 x ， $y(x,t)$ 为该位置处的振动响应， $A(\kappa x), B(\kappa x)$ 为该位置处总振幅矢 $\mathbf{A}(\kappa x)$ 的分量，即有总振幅 $|\mathbf{A}(\kappa x)| = \sqrt{A(\kappa x)^2 + B(\kappa x)^2}$ 。

由此定义复振幅 $\bar{A}(\kappa x) = A(\kappa x) + i \cdot B(\kappa x)$ ， i 为虚数单位。将 $A(\kappa x), B(\kappa x)$ 的表达式代入复振幅表达式中，利用欧拉公式整理可得：

$$\bar{A}(\kappa x) = A_+ e^{i(\varphi_1 + \kappa x)} + A_- e^{i(\varphi_2 - \kappa x)} \quad (3)$$

式中，

$$\begin{cases} A_+ = \sqrt{(A_+^c)^2 + (A_+^s)^2}, \varphi_1 = \arctan\left(\frac{A_+^s}{A_+^c}\right) \\ A_- = \sqrt{(A_-^c)^2 + (A_-^s)^2}, \varphi_2 = \arctan\left(\frac{A_-^s}{A_-^c}\right) \end{cases}$$

从公式(3)可以看出, 复振幅 $\overline{A}(\kappa x)$ 是复数 $A_+ e^{i(\varphi_1 + \kappa x)}$ 与复数 $A_- e^{i(\varphi_2 - \kappa x)}$ 的和。将它们表示在复平面上, 并令 x 变动 (规定复平面上转角逆时针转动为正), 可知 $A_+ e^{i(\varphi_1 + \kappa x)}$, $A_- e^{i(\varphi_2 - \kappa x)}$ 的轨迹分别是以 $|A_+|$, $|A_-|$ 为半径的圆。由此, $\overline{A}(\kappa x)$ 的轨迹是这两个圆叠加形成的椭圆。

可见 $(A(\kappa x), B(\kappa x))$ 是椭圆上的点。该椭圆长半轴长度 a 和短半轴长度 b 分别写出:

$$a = |A_+| + |A_-|, b = \left| |A_+| - |A_-| \right| \quad (4)$$

在公式(4)中令 $b = 0$, 即振幅椭圆退化为一条直线, 那么 $|A_+| = |A_-|$, 代入 A_+, A_- 的表达式中, 得到 $|A_+^c| = |A_-^c|, |A_+^s| = |A_-^s|$, 即正向传播的简谐波与负向传播的简谐波振幅相等。同频反向等幅的行波叠加成驻波, 所以公式(1)表示的振动响应 $y(x, t)$ 中仅有驻波。

在公式(4)中令 $b = a$, 即振幅椭圆退化为一个圆, 那么 $|A_+| = 0$ 或 $|A_-| = 0$, 代入 A_+, A_- 的表达式中, 得到 $\begin{cases} A_+^c = 0 \\ A_+^s = 0 \end{cases}$ 或 $\begin{cases} A_-^c = 0 \\ A_-^s = 0 \end{cases}$, 即振动响应 $y(x, t)$ 中仅有正向传播的简谐波或仅有负向传播的简谐波, 所以公式(1)表示的振动响应 $y(x, t)$ 中仅有行波。

在本文中将振幅椭圆的短半轴长与长半轴长之比定义为行波比(Traveling Wave Fraction), 即:

$$TWF = \frac{b}{a} \quad (5)$$

当 $TWF = 0$ 时, $y(x, t)$ 中仅有驻波; 当 $TWF = 1$ 时, $y(x, t)$ 中仅有行波; 当 $TWF \in (0, 1)$, $y(x, t)$ 中既有行波又有驻波。由此可见, TWF 是行波响应在总响应中所占的比例, 它反应了行波响应具有的能量大小。

2.2 行波比计算

由行波比的定义可知, 要求解行波比 TWF , 必须先求解振幅椭圆的长短半轴长, 而要求解长短半轴长, 必须先根据 $(A(\kappa x), B(\kappa x))$ 拟合振幅椭圆。因此, 行波比的计算分为如下四步:

- a. 根据采集得到的数字信号求解传感器所在位置的信号振幅分量 $(A(\kappa x_i), B(\kappa x_i))$, 其中 x_i 为传感器位置坐标, i 为传感器编号。本实验中 $i \in (1, 20)$ 。
- b. 根据 $(A(\kappa x_i), B(\kappa x_i))$ 拟合非标准椭圆方程。

- c. 通过非标准椭圆方程求解长短半轴长。
- d. 根据长短半轴长计算行波比。

求解振幅分量 $(A(\kappa x_i), B(\kappa x_i))$ 有两种方法，一种是希尔伯特变换法，一种是递归最小二乘法。因此，本文将行波比的计算也分为两种方法：一种基于希尔伯特变换，称为希尔伯特变换-椭圆法（Hilbert Transform-Ellipse Method, HTEM）；一种基于递归最小二乘法，称为递归最小二乘-椭圆法（Recursive Least Square-Ellipse Method, RLSEM）。

利用希尔伯特变换法求解振幅分量，振动圆频率 ω 未知需选定参考传感器，将参考传感器位置设为 x 轴零点，即 $x_r = 0$ ，并假设振动响应具有公式(6)的形式^[23]：

$$y(x, t) = \cos \kappa x \cos \omega t \pm \gamma \sin \kappa x \sin \omega t \quad (6)$$

由此可知，振幅分量为 $\begin{cases} A(\kappa x) = \cos \kappa x \\ B(\kappa x) = \pm \gamma \sin \kappa x \end{cases}$ ($\gamma \in [0, 1]$)，显然是标准椭圆参数方程，那么振幅椭圆就为标准椭圆，因此可直接得到响应的行波比为：

$$\gamma^2 = \frac{\sin^2 \Delta \phi}{A^2 - \cos^2 \Delta \phi} \quad (7)$$

式中， $A, \Delta \phi$ 分别为采集得到的数字信号通过希尔伯特变换分解法（HVD 方法^[24]），求得的单一振动频率信号的振幅和相对于参考传感器相位角的相对相位角。

但是，大长径比结构的涡激振动响应不一定就恰好具有公式(6)的形式，因此，需要将希尔伯特变换法推广到一般情况下，即振动响应具有公式(2)所示的形式。

通过希尔伯特变换分解法（HVD 方法^[24]）分解信号，可以得到单一振动频率信号的所有信息，包括单一振动频率信号的振幅 A 、相位角 ϕ 以及振动圆频率 ω 。因此，振动圆频率 ω 可以看作已知量。

运用三角函数的和差化积公式，可将公式(2)变形为公式(8)：

$$y(x, t) = \sqrt{A(\kappa x)^2 + B(\kappa x)^2} \cos(\phi(\kappa x) - \omega t) \quad (8)$$

式中，

$$\phi(\kappa x) = \arctan\left(\frac{B(\kappa x)}{A(\kappa x)}\right)$$

由此可以得到：
$$\begin{cases} A^2 = A(\kappa x)^2 + B(\kappa x)^2 \\ \phi(\kappa x) = \phi + \omega t = \arctan\left(\frac{B(\kappa x)}{A(\kappa x)}\right) \end{cases}$$
，联立求解就可得到 $A(\kappa x), B(\kappa x)$ ，如公式(9)所示。

$$A(\kappa x) = \pm A \cos(\phi + \omega t) \quad (9-a)$$

$$B(\kappa x) = \pm A \sin(\phi + \omega t) \quad (9-b)$$

利用递归最小二乘法求解振幅分量，可参考文献[25]。非标准椭圆方程的参数拟合可采用最小二乘法^[26-27]，根据非标准椭圆方程的参数与其长短半轴长度之间的关系可求解该椭圆的长短半轴长^[28]，从而解得行波比。

本文采用推广后的希尔伯特变换法求解 $(A(\kappa x_i), B(\kappa x_i))$ ，进而解得行波比，同时采用递归最小二乘-椭圆法求解行波比。整个计算过程通过 MATLAB R2012b 编程实现^[29-30]。两种方法计算结果如图 5 所示。由图 5 可知两种方法得到的行波比均值相差不大，但行波比标准差有较大差异，希尔伯特变换-椭圆法求得的行波比在均值附近的波动性更大。

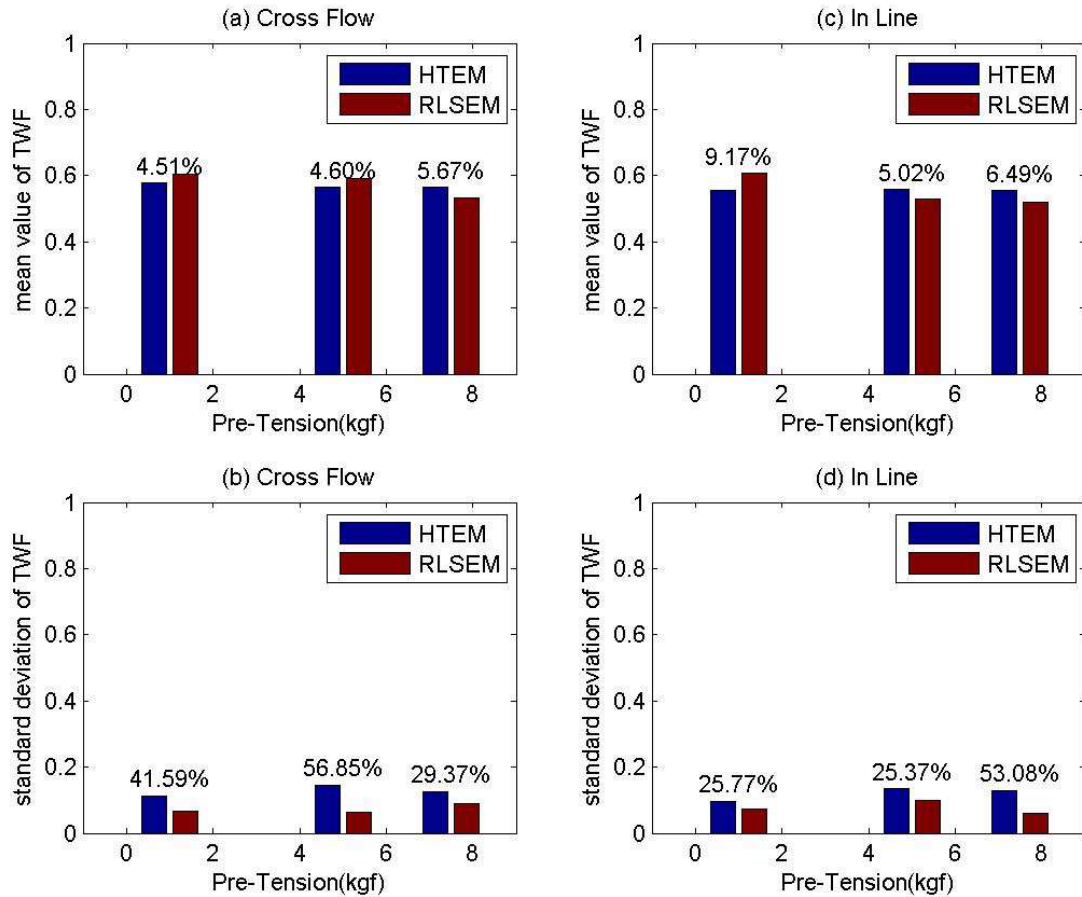


图 5 HTEM 和 RLSEM 比较
Fig.5 Comparison of HTEM and RLSEM

3 实验结果

本实验研究了流速和预张力对响应行波比的影响。行波比采用 HTEM 的计算结果。

3.1 流速的影响

模型涡激振动应变响应的行波比随流速的变化情况如图 6 所示。从图中可以看出，在实验流速范围内，行波比随流速的增大并不增大，而是在某个特定值附近波动。例如，预张力在 1.0kgf 的时候，横流向应变行波比在其均值 0.577 附近波动。进一步，从图中还可以看出，横流向应变行波比与顺流向应变行波比随流速变化的趋势几乎相同；比较两者行波比的均值 μ 和标准差 σ ，如表 1 所示，均值相差不大，标准差几乎相等。横流向和顺流向应变行波比均值最大相对误差 $e=3.64\%$ ($T=1.0\text{kgf}$)，最小相对误差 $e=1.24\%$ ($T=5.0\text{kgf}$)。

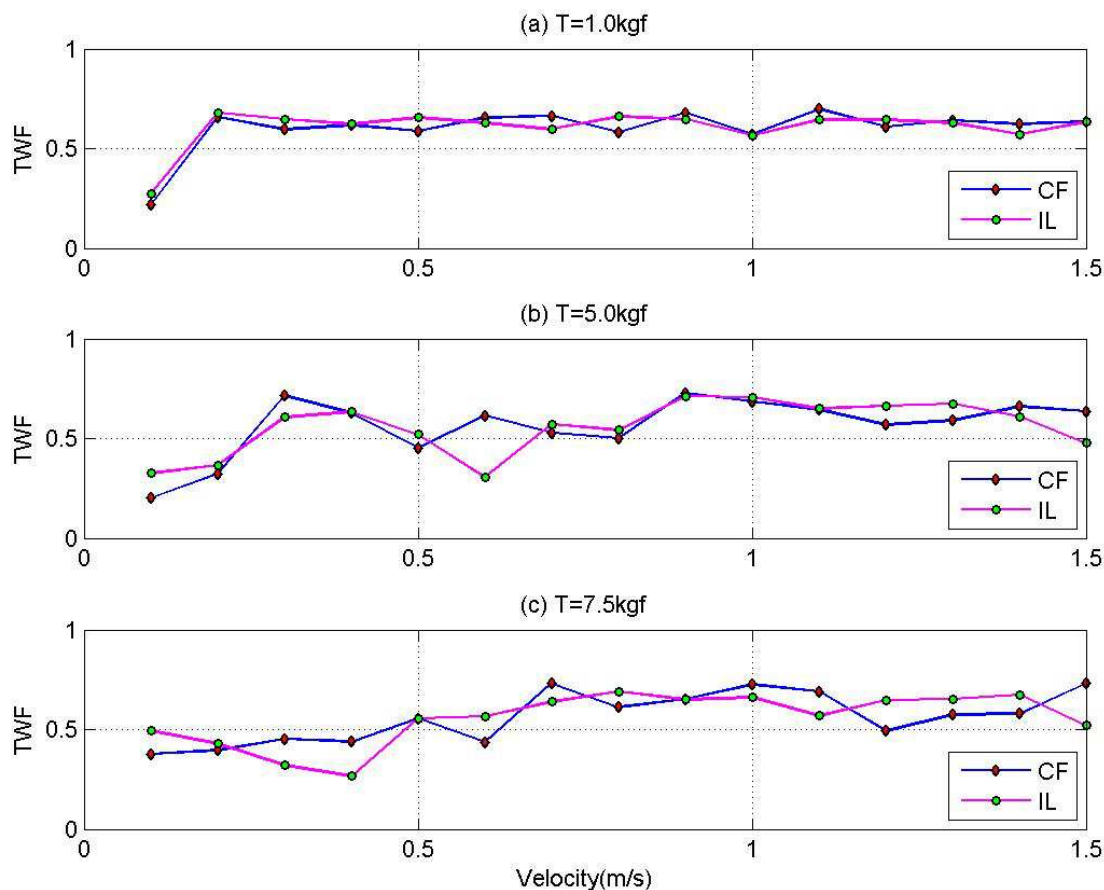


图 6 行波比随流速的变化
Fig.6 TWF versus Velocity

表 1 横流向和顺流向应变行波比均值和标准差

Table 1 Mean and Standard Deviation of TWF

TWF	T=1.0kgf		T=5.0kgf		T=7.5kgf	
	μ	σ	μ	σ	μ	σ
CF	0.577	0.113	0.565	0.146	0.564	0.126
IL	0.556	0.097	0.558	0.134	0.555	0.130
e (%)	3.64	-	1.24	-	1.60	-

3.2 预张力的影响

模型涡激振动应变响应的行波比均值和标准差随预张力的变化情况如图 7 所示。从图中可以看出，在本实验预张力变化范围内，横流向应变行波比均值和顺流向应变行波比均值几乎不发生改变；而标准差变化也不明显。

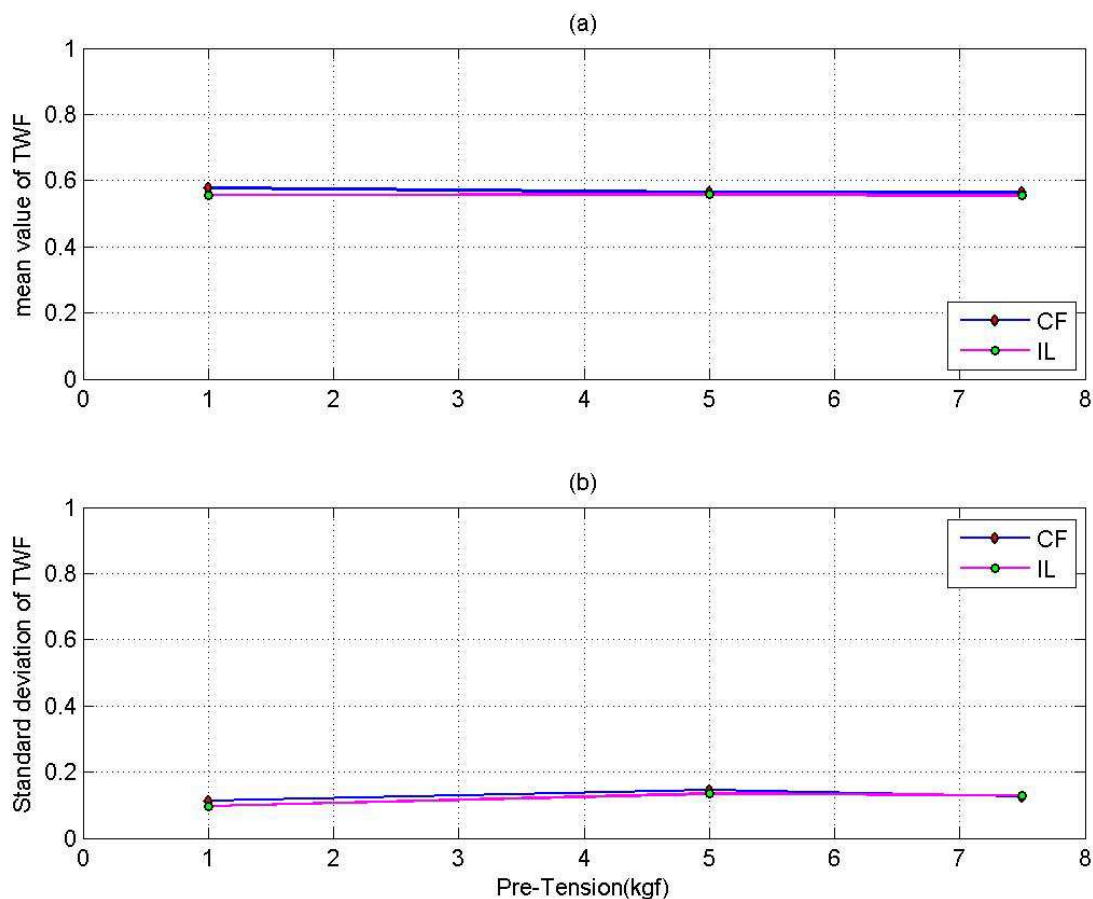


图 7 行波比均值和标准差随预张力的变化

Fig.7 Mean and Standard Deviation of TWF versus Pre-Tension

4 结论

本文主要通过实验的方法研究了长径比为 550 的模型在均匀流作用下涡激振动响应的行波特性。定义了行波比为振幅椭圆的短半轴长度与长半轴长度之比，提出了定量分析涡激振动中行波响应的方法，运用两种行波比的计算方法，相互对比验证了行波比计算结果具有可靠性。在此情况下，主要探讨了流速与预张力两个参数对行波比的影响，可得到如下结论：

- (1) 在实验流速范围内，横流向和顺流向应变行波比具有相同的变化趋势；在同一个预张力情况下，横流向和顺流向应变行波比均值和标准差几乎相同；
- (2) 在实验流速范围内，随着流速的增加，应变行波比只在其均值附近波动。
- (3) 在实验预张力变化情况下，应变行波比均值和标准差变化均不明显。

参考文献

- 1 Wu Xiaodong, Ge Fei, Hong Yongshi. A review of recent studies on vortex-induced vibrations of long slender cylinders. *Journal of Fluids and Structures*. 2012, 28: 292-308
- 2 Vandiver JK. Dimensionless parameters important to the prediction of vortex-induced vibration of long flexible cylinders in ocean currents. *Journal of Fluids*

- and Structures. 1993, 7: 423-455.
- 3 Lucor D, Imas L, Karniadakis GE. Vortex dislocations and force distribution of long flexible cylinders subjected to sheared flows. *Journal of Fluids and Structures*. 2001, 15: 641-650.
- 4 Bourguet R, Karniadakis GE, Triantafyllou MS. Vortex-induced vibrations of a long flexible cylinder in shear flow. *Journal of Fluid Mechanics*. 2011, 677: 342-382.
- 5 Bourguet R, Lucor D, Triantafyllou MS. Mono- and multi-frequency vortex-induced vibrations of a long tensioned beam in shear flow. *Journal of Fluids and Structures*. 2012, 32: 52-64.
- 6 Bourguet R, Karniadakis GE, Triantafyllou MS. Distributed lock-in drives broadband vortex-induced vibrations of a long flexible cylinder in shear flow. *Journal of Fluid Mechanics*. 2013, 717: 361-375.
- 7 Trim AD, Braaten H, Lie H, Tognarelli MA. Experimental investigation of vortex-induced vibration of long marine risers. *Journal of Fluids and Structures*. 2005, 21: 335-361.
- 8 Chaplin JR, Bearman PW, Huera Huarte FJ, et al. Laboratory measurements of vortex induced vibrations of a vertical tension riser in a stepped current. *Journal of Fluid and Structures*. 2005, 21: 3-24.
- 9 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: 557-575.
- 10 Sanaati B, Kato N. Vortex-induced vibration (VIV) dynamics of a tensioned flexible cylinders subjected to uniform cross-flow. *Journal of Marine Science Technology*. 2013, 18: 247-261.
- 11 Chen Wenli, Li Hui, Ou Jinping, et al. Numerical Simulation of Vortex-induced vibration of inclined cables under different wind profiles. *Journal of Bridge Engineering*. 2013, 18(1): 42-53.
- 12 Alexander CM. The complex vibrations and implied drag of a long oceanographic wire in cross-flow. *Ocean Engineering*. 1981, 8(4): 379-406.
- 13 Vandiver JK. Phenomena observed in VIV bare riser field tests. In: *Proceedings of the 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. San Diego, USA. 2007.
- 14 Vandiver JK, Jaiswal V, Jhingran V. Insights on vortex-induced traveling waves on long risers. *Journal of Fluids and Structures*. 2009, 25: 641-653.
- 15 Swithenbank S, Vandiver JK. Identifying the power-in region for Vortex-induced vibration on long flexible cylinders. In: *Proceedings of OMAE*. 2007. OMAE2007-19156.
- 16 Jhingran V, Vandiver JK. Incorporating the higher harmonics in VIV fatigue predictions. In: *Proceedings of OMAE*. 2007. OMAE2007-29352.
- 17 Jaiswal V, Vandiver JK. VIV response prediction for long risers with variable damping. In: *Proceedings of OMAE*. 2007. OMAE2007-29353.
- 18 Meo G, Arntsen O. VIV analysis of risers by complex modes. In: *11th International Offshore and Polar Engineering Conference*. 2001, 3: 426-430.
- 19 武晓东. 水中大长径比结构物涡激振动的实验研究和数值模拟. [博士论文]. 北京: 中国科学院力学研究所, 2013 (Wu Xiaodong. *Experimental Investigation and Numerical Simulation on Vortex-Induced Vibrations of Structures with Large Aspect Ratios in Water*. [PhD Thesis]. Beijing: Chinese Academy of Sciences. 2013 (in Chinese))
- 20 Zhang Liwu, Chen Weimin, Zheng Zhongqin. Controlling parameter for wave types of long flexible cable undergoing vortex-induced vibration. In: *Proceedings of 1st International Symposium on Archimedes Bridge*. 2010, 4: 161-170.
- 21 Evangelinos C, Lucor D, Karniadakis GE. DNS-derived force distribution on flexible cylinders subject to vortex-induced vibration. *Journal of Fluids and Structures*. 2000, 14: 429-440.
- 22 SM130 基本操作手册. (Operating Booklet for SM130) 2010.
- 23 Feldman M. *Hilbert Transform Application in Mechanical Vibration*. First Edition, John Wiley & Sons Ltd. ISBN: 978-0-470-97827-6. 2011
- 24 Feldman M. Time-varying vibration decomposition and analysis based on the Hilbert Transform. *Journal of Sound and Vibration*. 2006, 295: 518-530.
- 25 Bucher I. Estimating the ratio between traveling and standing vibration waves under non-stationary conditions. *Journal of Sound and Vibration*. 2004, 270: 341-359.
- 26 http://en.wikipedia.org/wiki/Least_squares. 2013
- 27 <http://mathworld.wolfram.com/LeastSquaresFitting.html>. 2013
- 28 <http://mathworld.wolfram.com/Ellipse.html>. 2013
- 29 <http://www.mathworks.cn/products/matlab/>. 2012
- 30 <http://www.mathworks.cn/cn/help/matlab/ref/help.html>. 2013

RESEARCH ON VIV RESPONSE WAVE OF LONG FLEXIBLE STRUCTURES¹⁾

Kang Ling^{*,2)}, Ge Fei^{*}, Wu Xiaodong⁺, Hong Yongshi^{*}

^{*} (*Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China*)

⁺ (*Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China*)

Abstract: Long flexible structures, such as mooring systems of TLP, Spar, SFT and risers of deep sea drilling platforms, have distinct response properties when it is subjected to sea flows and experiencing vortex-induced vibration (VIV). One of the most important properties is traveling wave propagating on the structure. This paper is to give the effects of the flow velocity with range of 0.1m/s~1.5m/s and the pre-tension (1.0kgf, 5.0kgf, 7.5kgf) on the traveling wave in structural responses by using experimental method. The lab experiment is implemented in a towing tank, having dimensions of 29m×4.5m×4m at the institute of Mechanics, CAS. In the experiment, an aluminum pipe with the aspect ratio (length to diameter) 550 is investigated. Traveling Wave Fraction (TWF) is defined and calculated by two methods to quantitatively give the traveling wave energy proportion in total response energy. The results show that, within the experimental flow velocity and pre-tension ranges, TWF fluctuates around its mean value as the flow velocity increases and has few changes as the pre-tension increases.

Key words: aspect ratio, vortex-induced vibration, model experiment, travelling wave fraction

1) The project was supported by the Chinese Academy of Sciences Knowledge Innovation Project - Important Direction (KJ CX2-YW-L07) and Transportation Ministry Construction, Science and Technology Project (2013 318 740 050)

2) E-mail: kangling@imech.ac.cn