

DOI: 10.16076/j.cnki.cjhd.2021.01.015

# 带附加分隔板细长柔性立管涡激振动的数值模拟\*

李敏<sup>1</sup>, 邓迪<sup>1</sup>, 万德成<sup>1,2</sup>

(1. 上海交通大学 船海计算水动力学研究中心(CMHL) 船舶海洋与建筑工程学院  
上海 200240, E-mail: dcwan@sjtu.edu.cn;  
2. 浙江大学 海洋学院, 舟山 316021)

**摘要:** 海洋立管等非流线型结构物在恒定来流的持续作用下容易发生涡激振动(VIV), 这会加速结构物的疲劳损伤, 因此抑振措施的研究引起学者们的广泛关注。分隔板是一种有效抑制立管涡激振动的方法, 学者们对其抑制机理和规律开展了大量研究工作。该文基于海洋立管求解器 viv-FOAM-SJTU, 并采用切片法模拟了  $Re=4\ 000$  时均匀流来流条件下的光滑立管和附加不同长度分隔板立管的涡激振动, 主要对比分析了不同工况下立管的频率响应、位移响应和脱涡模式等动力响应特性的变化规律。发现附加一定长度范围内的分隔板可对立管的涡激振动起到一定程度的抑制作用, 且抑制效果与分隔板的长度密切相关, 当分隔板长度与立管直径之比( $L/D$ )增大到 0.5 时, 立管振幅反而增大。

**关键词:** 涡激振动抑制; 分隔板; 柔性立管; viv-FOAM-SJTU 求解器

**中图分类号:** 0359.1

**文献标志码:** A

## Numerical simulation of vortex-induced vibration of a flexible riser with attached splitter plate

LI Min<sup>1</sup>, DENG Di<sup>1</sup>, WAN De-cheng<sup>1,2</sup>

(1. Computational Marine Hydrodynamics Lab (CMHL), School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;  
2. Ocean College, Zhejiang University, Zhoushan 316021, China)

**Abstract:** Under the continuous effect of current, Vortex-induced vibration (VIV) of non-streamlined structures such as marine risers may occur, which will accelerate the fatigue damage of the structure. Therefore, the study of vibration suppression measures has attracted wide attention from scholars. Splitter plate is an effective method to suppress the VIV of riser, and its inhibition mechanism and law have been studied by many scholars. Based on viv-FOAM-SJTU independently developed on OpenFOAM, a bare riser and a riser system attached with splitter plate of different lengths were numerically simulated respectively under  $Re=4\ 000$ . Characteristics of the vibration frequency, displacement response and vortex shedding mode with additional splitter plates for the different  $L/D$  ratios were analyzed. The numerical simulation results show that the additional splitter plate is able to suppress the VIV phenomenon effectively. There is a significant difference in the VIV suppression effect of the riser with the

\* 收稿日期: 2020-09-07(2020-10-05 修改稿)

基金项目: 国家自然科学基金(51806058)

作者简介: 李敏(1996—), 女, 山东潍坊人, 硕士。

通讯作者: 万德成, E-mail: dcwan@sjtu.edu.cn

Received: September 7, 2020 (Revised October 5, 2020)

Project supported by foundations: Supported by the National Natural Science Foundation of China (51806058)

Biography: LI Min (1996—), Female, Master.

Corresponding author: WAN De-cheng, E-mail: dcwan@sjtu.edu.cn

splitter plate of different lengths. Especially, when the length  $L/D=0.5$ , VIV of the riser will be amplified on the contrary.

**Key words:** vortex induced vibration suppression; splitter plate; flexible riser; viv-FOAM-SJTU solver

## 引言

随着海洋油气资源的勘探开发逐渐向深海领域推进, 深海开发系统结构的设计面临着更大的挑战。深水细长柔性立管是用于连接水下生产系统与海洋平台的关键设备, 立管在来流的持续作用下, 尾迹区域两侧会产生正负交替的周期性涡流, 形成作用于结构表面的周期性流体力, 进而引起涡激振动(VIV)。近年来, 国内外研究人员非常关注海洋立管的VIV问题, 开展了广泛的研究工作<sup>[1-6]</sup>, 研究成果颇丰。

由于柔性立管具有大长细比的特性, 在湍流的作用下更容易激发多模态共振和模态转换等复杂现象, 加速立管的疲劳损伤, 有时甚至引发重大安全事故, 因此亟需寻找科学有效的VIV抑制措施在工程上加以应用。主动控制法和被动控制法是两类不同的抑制方法。主动控制法以某种方式对流场进行干扰, 并对系统进行监测控制从而达到抑制漩涡脱落的效果, 例如: 旋转振荡法、射流体及喷吹法等。被动控制法是采取一定措施改变尾流场和漩涡发展形态来抑制漩涡脱落, 通常在结构表面或尾流区添加附属结构物, 比如控制杆、螺旋条纹、分隔板和整流罩等。由于被动控制法具有更强的可操作性, 且结构简单, 成本较低, 因此在海洋工程领域应用更广泛。吴浩等<sup>[7]</sup>分类阐述了诸如控制杆<sup>[8]</sup>和螺旋列板<sup>[9-10]</sup>等各种被动抑制措施的抑制机理和研究现状。Zheng<sup>[11]</sup>等探究了整流罩装置的涡激振动抑制效果, 并着重讨论了整流罩的形状和特征长度对尾流场中漩涡脱落方式的影响。

分隔板是应用最广泛的涡激振动抑制措施之一, 关于分隔板的抑制机理和规律国内外研究学者进行了大量的探讨。它的抑制机理是通过尾迹区的流线进行干扰, 使漩涡在结构后方较远处发生脱落或抑制漩涡脱落, 降低结构受到的流体力, 削弱涡激振动。大量学者研究发现, 分隔板的流向长度是影响抑制效果的关键因素, 这一问题引起了国内外众多学者的研究与探讨。Roshko<sup>[12]</sup>最早提出了将分隔板作为流动控制装置, 发现分隔板能够起到抑制柱体漩涡脱落的作用; Nakamura<sup>[13]</sup>对层流区到湍流区附加分隔板的圆柱绕流问题进行了数值计算, 得到了不同分隔板长度下的漩涡脱落频率, 并重点探究了不同分隔板长度对斯特劳哈尔频率的影响; Assi<sup>[14]</sup>研究了柔性立管附加不同流向长度的分隔板的涡激振动抑制情况, 发现立管的振动响应幅值随着Cd的下降得到了有效控制; wang等<sup>[15-16]</sup>进行了大量分隔板对圆柱涡激振动控制的数值和

实验研究; 张弘扬<sup>[17]</sup>研究了不同雷诺下二维圆柱绕流问题, 分析了随分隔板长度的改变圆柱水动力系数和流态的变化规律, 并进一步拓展到三维数值计算, 研究了分隔板轴向空间位置和分隔板长度对圆柱水动力系数和相关性系数的影响。

目前, 大多数针对分隔板的研究侧重于分隔板对绕流结构周围的流场控制作用, 关注分隔板对漩涡脱落及阻力升力的抑制作用、漩涡脱落形态的变化以及绕流场流动模式, 而鲜有人分析立管VIV动力响应。此外, 针对二维刚性圆柱抑振措施的研究远远多于细长柔性立管。工程实践中, 细长柔性立管是海洋生产系统的重要组成部分, 因此亟需开展对大长细比立管涡激振动抑制的研究工作。

本文以附加分隔板的大长细比立管(抑制管)为研究对象, 采用viv-FOAM-SJTU求解器对立管涡激振动开展了一系列的数值模拟, 研究分隔板长度这一参数对大长细比立管抑振效果的影响。本文首先介绍了流固耦合的数值方法, 然后根据实验开展了模型构建与实验验证, 最后对比分析了不同分隔板长度立管涡激振动响应特征的变化规律, 得出了相关结论。

## 1 数值方法

### 1.1 流体控制方程

本文采用RANS方程进行流场域的求解, 并假定流体为黏性不可压缩, 控制方程如式(1)和式(2)

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( 2\mu \bar{S}_{ij} - \overline{\rho u'_j u'_i} \right) \quad (2)$$

式中:  $S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right)$  为时均流体应变率张量,

湍流应力张量  $\tau_{ij} = -\overline{\rho u'_j u'_i}$  由脉动速度产生。这一方程是不封闭的, 湍流模型是使方程封闭的重要方法, 本文采用的是SST  $k-\omega$ 湍流模型。

### 1.2 结构控制方程

结构场的计算采用欧拉-伯努利梁方程

$$f_x(z, t) = EI \frac{\partial^4 x(z, t)}{\partial z^4}$$

$$\frac{\partial}{\partial z} \left[ T(z) \frac{\partial x(z,t)}{\partial z} \right] + m_s \frac{\partial^2 x(z,t)}{\partial t^2} + c \frac{\partial x(z,t)}{\partial t} \quad (3)$$

$$f_y(z,t) = EI \frac{\partial^4 y(z,t)}{\partial z^4} -$$

$$\frac{\partial}{\partial z} \left[ T(z) \frac{\partial y(z,t)}{\partial z} \right] + m_s \frac{\partial^2 y(z,t)}{\partial t^2} + c \frac{\partial y(z,t)}{\partial t} \quad (4)$$

式中： $E$ 为弹性模量， $I$ 为截面惯性矩， $m_s$ 为立管结构线密度， $c$ 为阻尼系数。 $T(z) = T - \omega_s(L - z)$ 为结构轴向张力，参数 $T$ 为施加于立管顶端的预张力， $\omega_s$ 为浸没在水中立管单位长度重量，已考虑重力及浮力影响。

采用有限元方法将方程(3)和方程(4)进行离散分别得到了顺流向和横流向的离散方程

$$M\ddot{x} + C\dot{x} + Kx = F_x \quad (5)$$

$$M\ddot{y} + C\dot{y} + Ky = F_y \quad (6)$$

式中： $M$ 为质量矩阵， $C$ 为阻尼矩阵， $K$ 为刚度矩阵， $F_x$ 和 $F_y$ 分别为顺流向和横流向的载荷矩阵。

对结构有限元离散后，采用Newmark- $\beta$ 法<sup>[18]</sup>求解结构动力学方程。

### 1.3 基于切片理论的准三维数值模拟

对于深水中细长柔性立管的求解，直接采用三维数值模拟会消耗庞大的计算资源，采用切片法处理诸如细长柔性立管VIV此类超大计算域问题能极大地提高计算效率，在CFD领域内得到广泛应用。

流固耦合受力插值模块的主要思想是沿着立管轴向等间距划分若干二维切片，根据流体控制方程，将切片模块计算出的水动力系数 $C_I$ 和 $C_d$ 换算成均匀力 $ff_x$ 和 $ff_y$ ，将载荷信息传递给相应的立管轴向单元，施加范围为以切片为中心的上一半长度和下一半长度，如图1所示。这时，由结构计算模块得到立管所有结构节点的位移，并通过位移插值模块得到各切片的动边界位移，由边界位移更新整个流场域的位移，实现网格的进一步更新，如图2所示。整个切片法的流固耦合迭代示意图如图3。立管的轴向切片设置方案和插值方法在一定程度上可能会牺牲部分计算精度，但极大节省了计算资源。

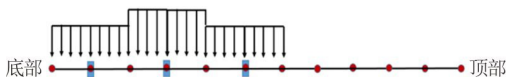


图1 (Color online) Force interpolation module

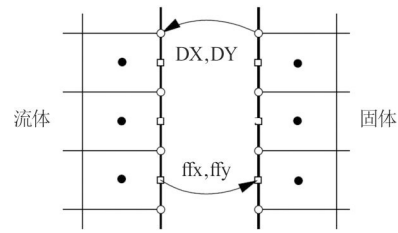


图2 位移插值模块示意图  
Fig.2 Displacement interpolation module

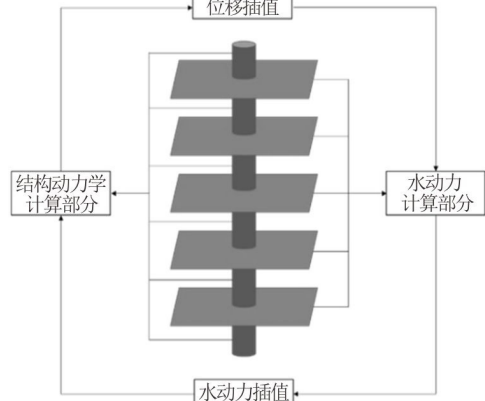


图3 切片法求解示意图  
Fig.3 Fluid-structure coupling solution procedure

## 2 计算模型

本文研究选取Lehn<sup>[19]</sup>的模型实验作为计算模型，模型实验在挪威海洋技术研究所(Marintek)开展。立管直径为0.02 m，长度高达9.63 m，给立管施加大小为817 N的顶部预张力。立管的主要参数如表1所示。实验中，立管被垂直放置在水池中，两端通过万向节与实验装置连接且已做水密处理。Lehn利用此模型在均匀流和剪切流来流条件下设置了若干实验工况，本文选取标模实验中 $U=0.2$  m/s的均匀流工况进行后续数值研究。

表1 立管模型的主要参数

Table 1 Main parameters of the riser model

参数名称	符号	数值	单位
立管直径	$D$	0.02	m
立管长度	$L$	9.63	m
长细比	$L/D$	481.5	-
弯曲刚度	$EI$	135.4	$N \cdot m^2$
顶端张力	$T$	817	N
质量比	$m^*$	2.23	-
一阶自然频率	$f_{n1}$	1.79	Hz
二阶自然频率	$f_{n2}$	3.67	Hz

图4为立管的切片布置示意图，切片沿立管轴向均匀布置，所有切片的计算域大小、网格划分及边界条件设置均保持一致。如图5(a)所示，每个切片的计

算域范围为:  $-15D \leq x \leq 30D$ ,  $-15D \leq y \leq 15D$ 。流体域的边界条件设置为: 左侧入口边界设置初始流速, 右侧出口边界设置压强相对值为0, 速度梯度为0, 物面设为无滑移边界。为精确捕捉结构附近的流场信息, 对立管中心 $6D$ 范围内的环形区域进行网格加密, 沿立管结构到外圆方向网格逐渐变稀疏, 网格 $y^+$ 值约为2。图5(b)给出了抑制管结构的网格划分, 为保证结构周围的网格密度, 相比于光滑立管加密范围更广, 网格数量骤增。

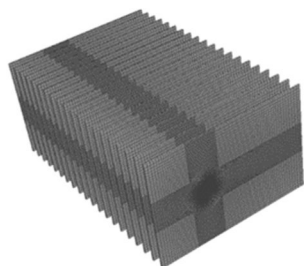
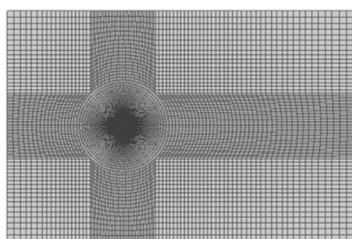
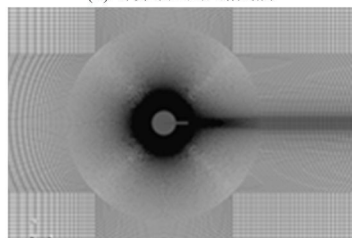


图4 沿立管展向的切片布置  
Fig.4 The slice arrangement along the riser



(a) 计算域全局网格划分



(b) 结构周围的网格划分(附加分隔板)

图5 计算域与结构周围的网格划分

Fig.5 Computational domain and mesh around the cylinder

### 3 数值计算结果及分析

#### 3.1 实验验证

为确保求解器可靠及计算准确, 首先开展模型实验验证工作。由于网格划分的质量直接影响着数值计算的质量, 本文首先进行网格收敛性验证, 设置三种不同网格疏密度和切片数量的网格划分方案进行比较, 其中, 保持网格1和网格2的单切片网格分布相同, 网格2的切片数量为网格1的两倍, 网格3增大网格密度。表2给出了三套网格的顺流向及横流向的最大无量纲化均方根(RMS)振幅的计算结果, 同时给出了实验数据以及Wang等<sup>[20]</sup>和Wu等<sup>[21]</sup>的数值结果。图6(a)和图6(b)描绘了横流向和顺流向

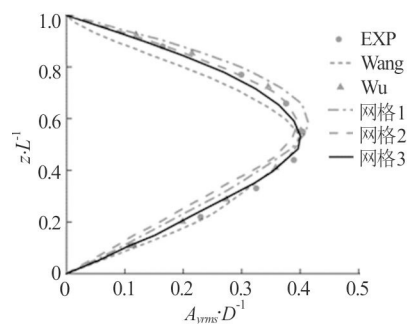
的位移均方根数值在立管轴向上的分布, 可以清晰地看到, 在顺流向上立管以两阶模态发生振动, 主振模态为横流向的两倍。三套网格的数值计算结果与实验值对比吻合较好, 横流向位移均方根幅值计算误差小于3%, 顺流向在20%以内, 误差均在可接受的范围内。另外, 网格1与网格2的计算结果基本吻合且与实验数据接近, 且网格1网格数量较少, 在满足计算精确度的前提下能提高计算效率。通过对求解器的验证, 为后续计算提供了可靠支撑。

基于上述验证结果的准确性, 继续研究分隔板长度对立管涡激振动的影响, 分别选取分隔板长度与直径之比 $L/D=0.1$ 、 $0.25$ 、 $0.35$ 和 $0.5$ 的计算工况。

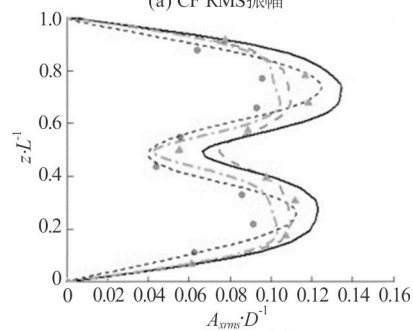
表2 网格无关性验证结果

Table 2 Mesh independence validation results

$Re=4000$	切片数	网格量	$A_{x,rms}^{max} / D$	$A_{y,rms}^{max} / D$
Lehn(Exp) <sup>[19]</sup>	-	-	0.103	0.401
Wang <sup>[20]</sup>	-	-	0.125	0.395
Wu <sup>[21]</sup>	20	811 000	0.114	0.404
Mesh 1	10	366 720	0.102	0.410
Mesh 2	20	733 440	0.110	0.393
Mesh 3	10	710 850	0.125	0.413



(a) CF RMS振幅



(b) IL RMS振幅

图6 不同网格划分方案的立管振动位移均方根曲线  
Fig.6 The RMS displacement of different mesh systems

#### 3.2 位移分析

图7(a)给出了光滑立管横流向沿立管展向的无量纲位移均方根曲线, 位移均方根幅值约为0.41。图7(b)到图7(e)给出了抑制管的数值结果。观察图7(b), 此工况下立管振动位移虽然大幅度减小, 由0.41减小为0.241, 但立管主振模态由一阶升高为两阶, 这是细长柔性立管相比于刚性立管的特有特性。此工

况下由于分隔板长度较小，立管对漩涡脱落的抑制作用不明显，且由于立管质量比和刚度等结构特性的变化，加之湍流的随机性及不稳定性，立管发生模态跃迁现象，二阶振动模态被激发，这时立管振动的模态特征更加复杂。由于模态的上升导致立管容伸率减小，从而会导致振动位移幅值减小，从流体与立管能量传递角度来看，振幅较大的高振型很难被激发。由此看见，相比于刚性立管，细长柔性立管发生振动时要注意立管的模态变化，大长细比立管容易发生高模态跃迁甚至多模态共振的复杂现象，容易造成立管的疲劳损坏，在研究立管VIV的抑制中应该引起重视。如图7(c)和图7(d)，分隔板均对立管振动起到一定程度的抑制作用，立管振动幅值减小，且振动模态恢复为一阶。

从图7(e)可以看出，当分隔板长度增大到0.5 D时，位移均方根幅值增大为0.427，此时分隔板对VIV抑制产生了反作用。由此可见，相比于刚性立管<sup>[15]</sup>，细长柔性立管VIV响应对分隔板长度较为敏感，较长的分隔板可能会对漩涡脱落造成干扰，对脱涡形态的影响见后文的尾涡分析部分。与光滑立管对比发现，附加一定长度范围内(L/D=0.1、0.25、0.35)的分隔板立管横流向位移振幅有不同程度的减小，如图7(b)和图7(d)所示，位移均方根幅值分别为0.241、0.325和0.38。可见附加一定长度范围内的分隔板将会对柔性立管VIV响应幅值产生一定的抑制作用，且抑制效果与分隔板长度密切相关，当分隔板增大到一定长度时，反而会加剧湍激振动。图8分别给出了光滑立管和抑制管的瞬时振动轮廓叠加图，可以清晰地看到当为L/D=0、0.25和0.35时，立管呈单一模态振动，模态阶数为一阶。

为使计算结果更为清晰，利用CF方向最大位移均方根的减小率来定义抑制效率

$$\eta = \frac{y_1 - y_2}{y_1} \times 100\% \tag{7}$$

式中： $y_1$ 为光滑立管的位移均方根幅值， $y_2$ 为附加分隔板后的位移均方根幅值， $\eta$ 值越大则抑制效果越好。

由上式可以得到不同长度分隔板对立管振幅的抑制效率，结果如图9所示，从图中可以看出长度为L/D=0.1、0.25和0.35的分隔板均对横流向振动位移起到了一定的抑制作用，最高抑制效率为42.1%，而分隔板长度为L/D=0.5时，振幅略微增大，未起到抑制作用。

### 3.3 频率谱分析

图10展示了附加不同长度分隔板的立管各阶振动模态对应的功率谱密度曲线图，可以清晰地看到各阶振动模态成分占比。横轴表示结构振动频率，参与振动的频率越多，图中的频域部分(横轴区间)

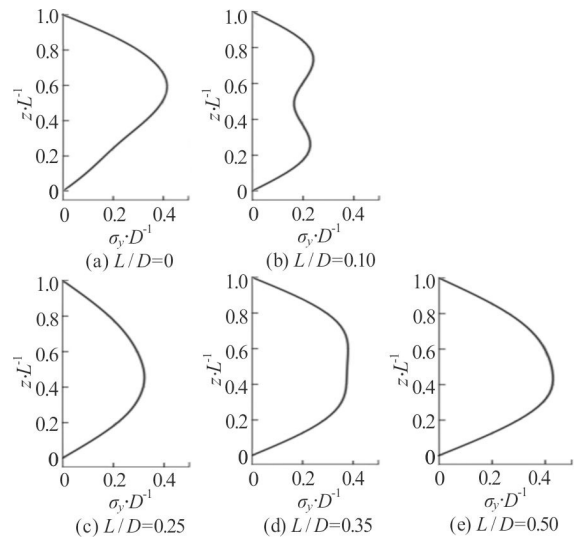


图7 附加不同长度分隔板的立管位移均方根曲线(横流向)  
Fig.7 The RMS displacement of the riser in the CF direction with different splitter plate

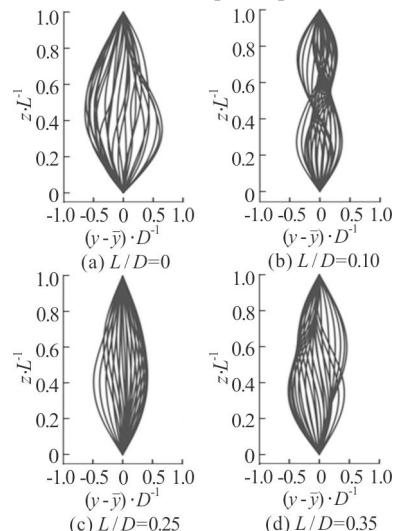


图8 附加不同长度分隔板的立管结构瞬时振动轮廓叠加图(横流向)

Fig.8 Instantaneous vibration profiles with different splitter plate

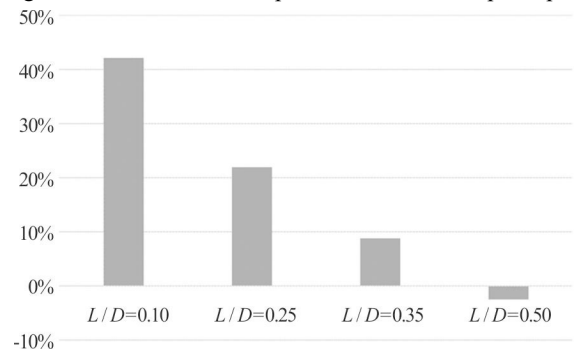


图9 抑制效率柱状图

Fig.9 Inhibition efficiency with different splitter plate

覆盖范围越宽。图10(a)为光滑立管的频谱图，它以主控频率为1.67 Hz左右的单一频率发生振动，且频域带宽非常窄，其振动频率与一阶固有频率1.79 Hz非常接近，立管轴向较大范围内都可能发生“锁定”

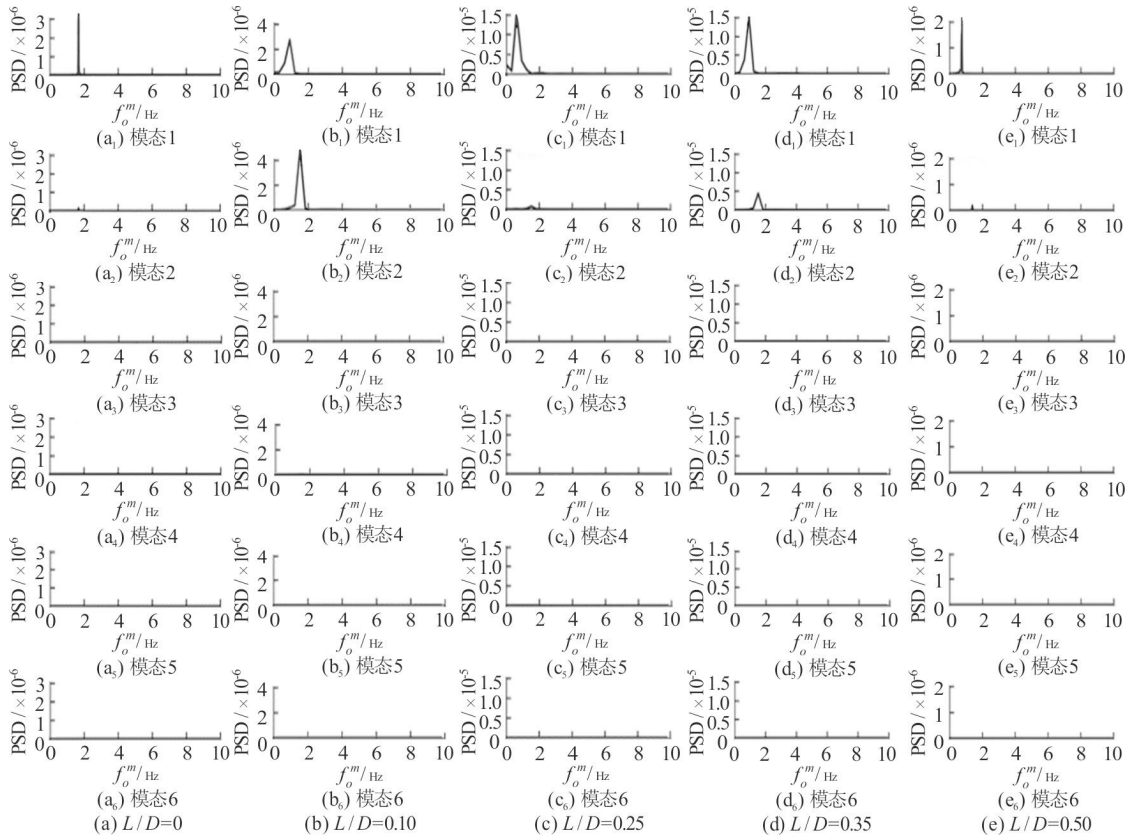


图 10 附加不同长度分隔板的立管各阶振动模式的功率谱密度曲线图

Fig.10 Power spectral density (PSD) of each crossflow vibration mode with different splitter plate

(lock-in)现象, 振动较为剧烈。

对比发现附加分隔板对光滑立管振动频率产生了较为显著的影响。图 10(b)显示了分隔板长度为 0.1 倍立管直径时, 立管以主控振动频率为 1.49 Hz 的两阶模态发生振动, 而立管的二阶固有频率为 3.67 Hz, 因此远离二阶“锁定”区间, 振动被抑制, 再加上立管振动模态的跃迁自然会导致振幅的降低, 这就很好地解释了此工况下位移减小的原因。另外发现存在不可忽略的一阶次生频率成分。如图 10(c)-图 10(d)所示, 当分隔板长度  $L/D=0.25$  和 0.35 时, 仍表现为以一阶频率成分发生振动, 但振动频率大小发生显著变化, 主控频率显著降低, 分别为 0.62 Hz 和 0.93 Hz, 立管远离共振区域。另外发现当  $L/D=0.1$ 、0.25 和 0.35 时, 频域覆盖范围变宽, 表明附加分隔板对结构周围的流场和漩涡脱落产生一定干扰, 使得参与振动的频率成分变多。如图 10(e), 当分隔板长度继续增加到  $L/D=0.5$  时, 恢复单一主频, 且频域带很窄, 主控频率在 0.71 Hz 附近。

综合上述分析, 发现横向振动频率对分隔板长度的变化较为敏感, 但总体上振动频率都得到显著降低, 这说明分隔板能有效地抑制漩涡交替产生。由于“锁定”现象发生时, 漩涡频率与结构振动频率极为接近, 据此可以探究不同长度的分隔板对漩涡频率的影响。

进一步验证立管振动的模态特性, 如图10(a)所示, 光滑立管横流向振动为单一的一阶主振模态。当分隔板长度为0.1  $D$ 时, 抑制管的主振模态为二阶, 且存在不可忽视的一阶模态成分, 虽然立管振动幅值大幅度降低, 但立管发生多模态振动现象, 结构动力响应变得更复杂。如图10(c)、图10(d)和图10(e)所示, 当 $L/D=0.25$ 、0.35和0.5时, 抑制管的模态特性与光滑立管相似, 表现为单一的一阶振动模态, 二阶振动极为微弱, 这与前面位移响应的分析相一致。

### 3.4 尾涡分析

图 11 给出了不同工况的瞬时涡量云图, 对于每一个工况, 分别选取了计算收敛后四个时刻的瞬时涡量场以分析不同工况的漩涡泻放过程和脱涡形态, 其中时间间隔取为 0.1 s。本算例中雷诺数为 4 000, 处于亚临界雷诺数范围, 出现了漩涡周期性脱落现象。从图中可以清晰地看到漩涡脱落过程, 在分离点位置处由于边界层分离产生的漩涡随着立管的横向运动向两侧摆动, 并在近尾流场交叠脱落, 在向后运动的过程中旋转方向相反的涡对交替脱落, 漩涡能量持续不断地发生耗散直到漩涡破碎并消失, 这也是卡门涡街的形成过程。

如图 11(a)所示, 未加分隔板的光滑立管在立管后缘处直接发生漩涡脱落, 使得立管后缘压力差较大, 横向位移振动幅值较大。图 11(b)和图 11(c)分

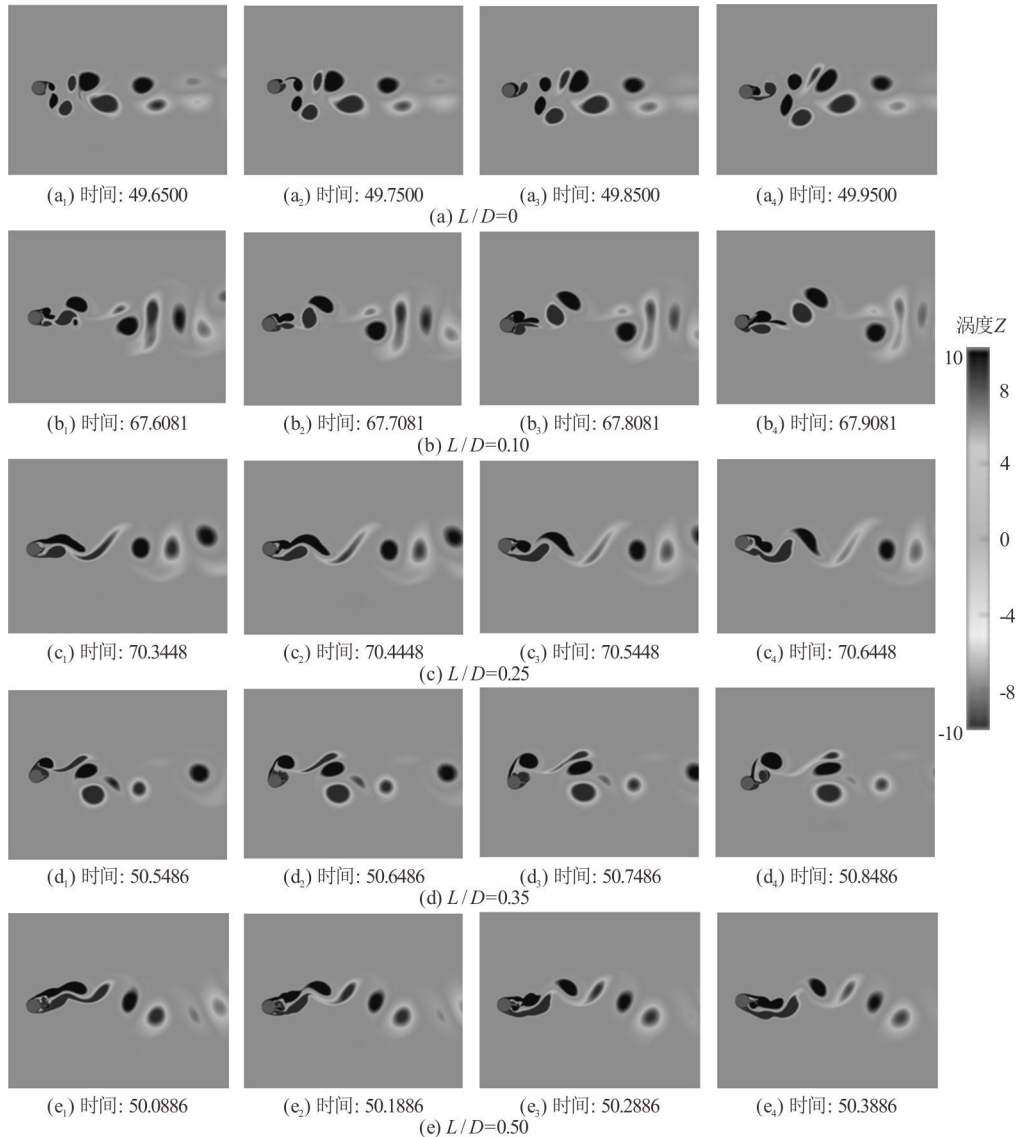


图 11 附加不同长度分隔板的立管瞬时涡量云图  
Fig.11 Vortex evolution of the cylinder with different splitter plate

别展示了附加分隔板长度为  $0.1D$  和  $0.25D$  时的漩涡泻放过程，可以清晰地看到附加分隔板后漩涡脱落分离点的变化。当  $L/D=0.25$  时，相比于光滑立管漩涡在结构后方较远处才发生脱落，交替泄涡现象被推迟到距离立管较远的位置，起到了抑制涡激振动的效果，结构受到的流体力将减小。从图 11(d) 可以看出，当分隔板长度继续增大到  $0.35D$  时，分隔板后缘位置的漩涡在不断流动交汇过程中于一侧脱落。如图 11(e) 所示，当分隔板长度增大到  $L/D=0.5$  时，可以明显地看到在分隔板后缘附近产生了较小尺度的次生漩涡，次生漩涡的产生及脱落使得分隔板两侧压力差增大，从而引起立管横向位移振动幅值增大，这也很好地解释了  $L/D=0.5$  时对涡激振动抑制产生了相反的效果。

图 12 为分隔板长度为  $0.5$  倍立管直径时整个立管轴向以及立管顶端局部切片处某一瞬时的漩涡脱落过程，可以清晰地观察到立管轴向每一切片处

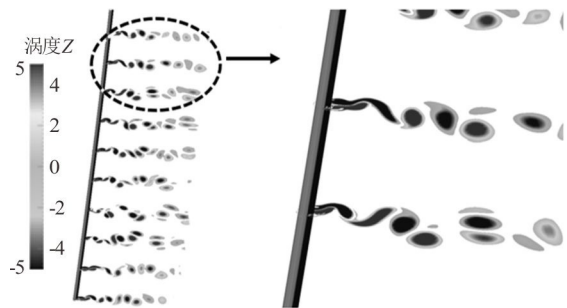


图 12 分隔板长度为  $0.5D$  时立管轴向和局部泻涡过程  
Fig.12 Wake flow contours along the cylinder and partial enlarged detail with the splitter plate of  $L/D=0.5$

泻涡模式和尾涡形态。附加分隔板后，脱涡模式为  $2S$  模式，未发生明显的变化，即尾流场中每一周期泻放出一正负涡对。同时可以看到部分切片出现了同向或反向涡黏现象，漩涡脱落呈现出明显的随机性和不规则性。

由于附加分隔板后漩涡脱落位置和形态的变化, 流场域中漩涡脱落频率以及结构振动位移和振动频率等动力响应特性都会随之发生较大的变化。在本文的计算工况中, 分隔板长度 $L=0.1 D$  时振幅得到了最大程度的抑制, 但也要同时考虑频率以及模态等动力响应参数, 如避免发生模态跃迁和多模态共振等的复杂现象。而分隔板长度为  $0.25 D$  时, 立管仍以一阶模态发生振动, 且振动幅值和频率均得到显著降低, 漩涡脱落位置被推迟到立管后方较远处, 因此综合来看在本文计算工况中分隔板长度为 $L=0.25 D$  时能够最有效地抑制涡激振动。

## 4 结论

本文探讨了分隔板长度这一参数对大长细立管涡激振动的影响。选取了四种不同长度的计算工况, 并与光滑立管计算结果进行对比, 侧重于对立管动力响应变化规律的分析, 包括位移响应、频率响应以及尾涡形态等动力响应特性。在计算之前为确保数值计算的可靠性, 选取标模实验进行了数值验证工作。得出的结论主要有:

(1) 一定长度范围内的分隔板可以推迟或抑制漩涡脱落, 从而有效地抑制涡激振动, 同时结构的位移响应和频率响应等动力特征受其影响发生不同程度的改变。从位移响应来看, 分隔板可以抑制结构振幅, 当 $L/D=0.1$ 时, 抑制效率可达42.1%, 但当 $L/D$ 增大到0.5时, 结构振动更加剧烈。从频率响应来看, 附加分隔板可以显著降低立管振动频率, 使得立管远离“锁频”区域。当VIV振幅和响应频率都得到显著抑制时, 可以极大减轻结构疲劳损伤, 提高结构寿命。

(2) Wang等<sup>[15]</sup>开展了附加不同长度分隔板的刚性立管涡激振动数值模拟。对比发现, 由于柔性立管涡激振动响应特性的影响因素更加复杂, 分隔板长度对大长细比柔性立管振动特性的影响规律呈现更大的不确定性, 体现为不同长度分隔板对立管涡激振动抑制效果的不确定性。

(3) 分隔板这一附加装置对柔性立管VIV响应的影响更为复杂。湍流的随机性及不稳定性会引起结构振幅和响应频率发生变化, 这会改变立管涡激振动的频域带宽, 容易激发大长细比立管的多模态共振, 需要引起足够重视。

## 参 考 文 献:

[1] 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(1): 3-24.

[2] CHAPLIN J R, BEARMAN P W, CHENG Y, et al. Blind predictions of laboratory measurements of vortex-induced vibrations of a tension riser[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2005, 21: 25-40.

[3] TRIM A D, BRAATEN H, LIE H, et al. Experimental investigation of vortex-induced vibration of long marine risers[C]. *Flow Induced Vibration Conference*, Ecole Polytechnique, Paris, France, 2004.

[4] TRIM A D, BRAATEN H, LIE H, et al. Experimental investigation of vortex-induced vibrations of long marine risers[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2005, 21: 335-361.

[5] WU X D, GE F, HONG Y H. A review of recent studies on vortex-induced vibrations of slender cylinders[J]. *Journal of Fluids and Structure*, 2011, 28: 292-308.

[6] 万德成, 端木玉. 深海细长柔性立管涡激振动数值分析方法研究进展[J]. *力学季刊*, 2017(02): 5-22.  
WAN De-cheng, DUAN Mu-yu. A recent review of numerical studies on vortex-induced vibrations of long slender flexible risers in deep sea[J]. *Chinese quarterly of mechanics*, 2017(02): 5-22.

[7] 吴浩, 孙大鹏. 深海立管涡激振动被动抑制措施的研究[J]. *中国海洋平台*. 2009, 24(4): 1-8.  
WU Hao, SUN Da-peng. Study on suppression measures for vortex-induced vibration of the deep-water riser[J]. *China offshore platform*, 2017(02): 5-22.

[8] 陈泽强. 附加控制杆对圆柱涡激振动影响的数值模拟[D]. 西南石油大学, 成都, 中国, 2019.  
CHEN Ze-qiang. Numerical simulation of passive control of VIV by small control rods[D]. Southwest Petroleum University, Chengdu, China, 2019.

[9] 李艳潇, 张淑君. 串列双立管螺旋列板抑制涡激振动的数值模拟[J]. *舰船科学技术*, 2019, 41(04): 104-109.  
LI Yan-xiao, ZHANG Shu-jun. Numerical simulation of VIV of tandem double risers by helical strakes[J]. *Ship science and technology*, 2019, 41(04): 104-109.

[10] ALLEN D W, HENNING D L, LEE L. Performance comparisons of helical strakes for VIV suppression of risers and tendons[C]. *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA, 2004.

[11] ZHENG H, WANG J. Galloping oscillation of a circular cylinder firmly combined with different shaped fairing devices[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2018, 77: 182-195.

[12] ROSHKO A. On the development of turbulent wakes from vortex streets[R]. *NACA Report* 1191, 1953.

[13] NAKAMURA Y. Vortex shedding from bluff bodies with splitter plates[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 1996, 10(2): 147-158.



- [14] ASSI G R, BEARMAN P W, KITNEY N, et al. Suppression of wake-induced vibration of tandem cylinders with free-to-rotate control plates[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2010, 26(7-8): 1045-1057.
- [15] WANG J S, LIU H, GU F, et al. Numerical simulation of flow control on marine riser with attached splitter plate[C]. *Proceedings of the ASME 2010 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Shanghai, China, 2010.
- [16] LIANG S, WANG J, HU Z. VIV and galloping response of a circular cylinder with rigid detached splitter plates[J]. *Ocean Engineering*, 2018, 162: 176-186.
- [17] 张弘扬. 抑制板对湍流中圆柱绕流抑制机理的数值研究[D]. 哈尔滨工程大学, 哈尔滨, 中国, 2017.  
ZHANG Hong-yang. Numerical research of suppression mechanism for turbulent flow around circular cylinder using a splitter plate[D]. Harbin Engineering University, Harbin, China, 2017.
- [18] CLOUGH R W, PENZIEN J. Dynamics of structures[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2001, 44(2): 366.
- [19] LEHN E. VIV suppression tests on high L/D flexible cylinders[R]. Norwegian Marine Technology Research Institute, Trondheim, Norway, 2003.
- [20] WANG E H, XIAO Q. Numerical simulation of vortex induced vibration of a vertical riser in uniform and linearly sheared currents[J]. *Ocean Engineering*, 2016, 121: 492-515.
- [21] WU L, DENG D, WAN D C, et al. Numerical simulations of vortex-induced vibrations of flexible risers in tandem arrangement[C]. *The Twenty-ninth International Ocean and Polar Engineering Conference*, Hawaii, USA, 2019.