

# 海洋立管涡激振动抑振-俘能装置试验研究

任啸辉<sup>1,3</sup>,李朋<sup>1,3</sup>,王传振<sup>1,3</sup>,刘震<sup>1,3</sup>,陈鑫<sup>1,3</sup>,娄敏<sup>2</sup>,朱立<sup>1,3</sup>,王业硕<sup>1,3</sup>,黄一杰<sup>1,3</sup>

(1. 山东科技大学 土木工程与建筑学院,山东 青岛 266590;2. 中国石油大学(华东)石油工程学院,山东 青岛 266580;

3. 青岛市海洋土木工程材料与结构重点实验室,山东 青岛 266590)

**摘要:**设计了一种海洋立管涡激振动涡轮式抑振-俘能装置,并在波-流联合水槽中对 3 种不同覆盖率的抑振-俘能装置进行试验研究。通过变化外流流速与装置覆盖率,分析立管的位移均方根、抑振效率、发电量等参数,揭示不同流速与不同覆盖率对装置抑振效率及俘能效率的影响;结合装置发电效率和抑振效率,探索俘能与涡激振动抑制之间的耦合作用机理。研究结果表明:涡轮式抑振-俘能装置可以有效降低立管的振动幅值,在试验约化速度范围内的整体抑振效率高于 60%,最大抑振效率可达 97.13%;当约化速度满足装置俘能发电的最低限值后,发电量随着约化速度的增加稳步提升;抑振效率对于覆盖率的敏感度较低,抑振-俘能装置的发电效率受约化速度影响较大,在高约化速度下装置不仅可有效抑制涡激振动,还能够达到理想的发电效率,电量最大值时的抑振效率为 81.85%。

**关键词:**海洋立管;涡激振动;抑振-俘能;抑振效率;发电效率

中图分类号:P751

文献标志码:A

## Experimental study on vortex-induced vibration suppression-energy harvesting device for marine risers

REN Xiaohui<sup>1,3</sup>, LI Peng<sup>1,3</sup>, WANG Chuanzhen<sup>1,3</sup>, LIU Zhen<sup>1,3</sup>,

CHEN Xin<sup>1,3</sup>, LOU Min<sup>2</sup>, ZHU Li<sup>1,3</sup>, WANG Yeshuo<sup>1,3</sup>, HUANG Yijie<sup>1,3</sup>

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China;

2. School of Petroleum Engineering, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China;

3. Qingdao Key Laboratory of Materials and Structures for Marine Civil Engineering, Qingdao 266590, China)

**Abstract:** A turbine-type suppression-energy harvesting device for vortex-induced vibration (VIV) of marine risers was designed, and three kinds of suppression-energy harvesting devices with different coverage ratios were experimentally studied in a combined wave-current tank. By changing the outflow velocity and device coverage, the root mean square of displacement, vibration suppression efficiency, power generation and other parameters of the riser were analyzed to reveal the impact of different velocity and coverage on the vibration suppression efficiency and energy capture efficiency of the device. Combined with the power generation efficiency and vibration suppression efficiency of the device, the coupling mechanism between the energy captured and the vortex-induced vibration suppression was explored. The research results show that the turbine-type suppression-energy harvesting device can effectively reduce the vibration amplitude of the riser. The overall vibration suppression efficiency of the device is higher than 60% within the reduced velocity range of the test and the maximum vibration suppression efficiency can reach

收稿日期:2022-09-30

基金项目:国家自然科学基金项目(51709161,U2006226);山东省重点研发计划项目(2019GHY112061);山东省自然科学基金项目(ZR2022QE118);山东省高等学校青创人才引育计划项目

作者简介:任啸辉(1998—),男,山东泰安人,硕士研究生,主要研究方向为海洋工程结构动力分析。

李朋(1984—),男,山东邹城人,副教授,博士生导师,主要研究方向为海洋工程流固耦合理论,本文通信作者。

E-mail:lipeng@sdust.edu.cn

97.13%。When the reduced velocity meets the minimum limit of the power generation by capturing energy of the device, the power generation capacity increases steadily with the increase of the reduced velocity. The vibration suppression efficiency is less sensitive to the coverage ratio while the power generation efficiency of the vibration suppression-energy harvesting device is greatly affected by the reduced velocity. At high reduced velocity, the device can not only suppress vortex-induced vibration effectively, but also achieve a relatively ideal power generation efficiency. When the power generation is at the maximum value, the vibration suppression efficiency is 81.85%.

**Key words:** marine riser; vortex-induced vibration; suppression-energy harvesting; vibration suppression efficiency; power generation efficiency

海洋立管是海洋油气开发中的重要结构,承受风浪流等复杂的海洋环境荷载作用。在一定流速海流的作用下,立管两侧交替形成强烈的旋涡,旋涡脱落会对立管产生一个周期性的可变力,从而引发立管的“涡激振动”现象<sup>[1]</sup>,是导致海洋立管疲劳破坏的主要因素,一直是工程中关注的热点<sup>[2-5]</sup>。改变结构表面形状或者安装附属装置改变结构流场分布的被动抑振方式,可以有效降低立管的振幅。Senga等<sup>[6]</sup>分别研究了螺旋列板覆盖率及不同螺距、螺高对抑振效果的影响;Zhu等<sup>[7]</sup>利用计算流体动力学(computational fluid dynamics, CFD)方法对安装有可自由旋转三角形整流罩的圆柱涡激振动进行研究;王伟等<sup>[8]</sup>提出一种安装旋转翼的方案,并采用非定常数值计算方法分析常规海洋立管和安装有旋转翼海洋立管的涡激振动特性;Wang等<sup>[9]</sup>通过控制结构表面粗糙度的方式达到抑振目的。通过改变流场分布改变漩涡生成条件的传统被动抑振装置只是减弱流场对立管作用的强度,并不能对立管的振动能量再利用。涡激振动俘能装置是一种借助结构涡激振动现象将海流能转化为电能的技术,具有获能效率高、材料成本低等优点。电磁式俘能装置是Bernitsas等<sup>[10]</sup>研发的涡激振动水能发电装置(vortex induced vibrations aquatic clean energy, VIVACE),在其基础上,Wang等<sup>[11]</sup>设计了一种新型俘能装置,将两根直径较小的圆柱杆安装在圆柱体迎流面,通过CFD方法研究其俘能效果;Ding等<sup>[12]</sup>将圆柱杆改成粗糙长条,通过数值模拟与模型试验相结合的方式研究装置的能量转换率;Zhang等<sup>[13]</sup>利用数值模拟方式研究了不同截面形式钝体的俘能装置在串联排列下的能量收集性能;Sun等<sup>[14]</sup>研究了质量比、阻尼和刚度对俘能性能的影响,分析了串联布置形式的装置俘能效果;Han等<sup>[15]</sup>研究了更多圆柱体协同作用下的能量转换器俘能性能。

已有涡激振动发电装置主要是借助立管结构振动激励发电机运转进行发电,需要增强结构的振动才能达到最优效果,但对于立管疲劳寿命和安全服役而言,涡激振动在能量本质上属于一种“消极振动”。关于传统的被动抑振装置自身产生的振动及相关机理的研究较少,而抑振装置的扰流振动能量属于一种“积极振动”。“积极振动能量”的俘获和利用对于身处深海环境的油气开发系统而言,可产生重要的工程应用价值和经济效益。本研究设计了一种新型海洋立管涡激振动涡轮式抑振-俘能装置,利用物理模型试验方法,揭示“积极振动能量”的俘获机理,并通过抑振效率和发电效率分析,探索俘能与立管结构涡激振动抑制之间的耦合作用机理,构建相关敏感参数的限值范围,研究“抑振-俘能”的最优化路径。

## 1 试验设置

试验在中国海洋大学工程水动力学实验室波流联合水槽中进行,水槽长30 m,宽1 m,最大水深1 m,最大流速0.8 m/s,整个系统可用来模拟规则波和稳定的流场。设计并制造了支撑装置,整体尺寸3.00 m×0.98 m×2.58 m,满足试验所需的稳定性及张力施加要求。试验装置由支撑装置、顶张力施加系统、数据采集系统、立管模型等主要部分组成。整体布置情况如图1所示。

试验工作水深设定0.8 m,外流流速0.10~0.55 m/s,共13级流速。选用内部填充石英砂粒的有机玻璃管作为立管模型,模型有效长度( $L$ )2 000 mm、外径( $D$ )16 mm,壁厚( $\delta$ )1 mm,长细比为125,质量比为1.56。石英砂粒径为1 mm,颗粒均匀、硅含量高,遇酸不易发生粉化。立管模型上部(60%)处于空气中,下部(40%)浸没在均匀流场内。采用声学多普勒流速仪采集流速,选用布拉格光纤光栅传感器(fiber Bragg grating, FBG)采集立管振动数据,采用单相电量综合测量智能型隔离变送器采集抑振-俘能装置发电量。多普勒流速仪放置在距离立管模型2 m来流处,光纤光栅传感器沿立管轴向每间隔90°布置6个测点,分别

用来测量立管横(cross-flow, CF)方向和顺流(in-line, IL)方向的动态应变,传感器布置如图2所示。为了保证试验数据的稳定性及准确性,在每级流速稳定3~5 min后进行采样,采样时间为40 s,采样频率为1 000 Hz。

涡轮型抑振-俘能装置安装在水下,如图2(d)所示。涡轮型抑振-俘能装置整体高60 mm,由外部旋转装置与内部磁铁等部分构成,通过薄壁轴承安装在立管模型上。装置内径为22 mm,外径 $2D$ ,安装有5片长 $0.75D$ 的扇叶,延外壁切线偏转 $45^\circ$ ,具体尺寸如图3所示。选用直径为0.3 mm的漆包铜线缠绕成线圈安装在立管内部,并为保证各工况下磁通量一致,线圈两侧采用直径为5 mm的硅胶条分隔开,整体线路电阻 $22\ \Omega$ 。

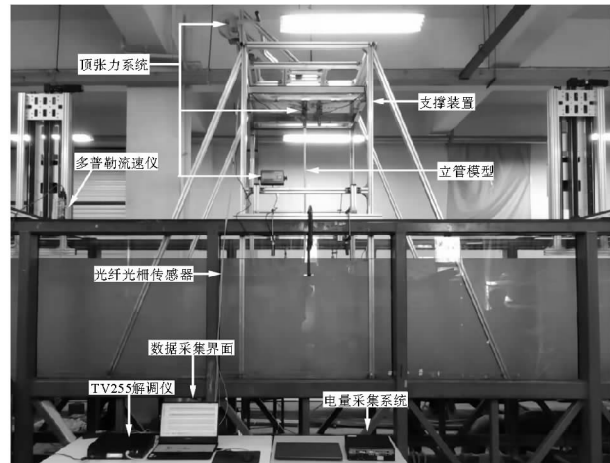


图1 试验装置整体布置图  
Fig. 1 Experimental apparatus

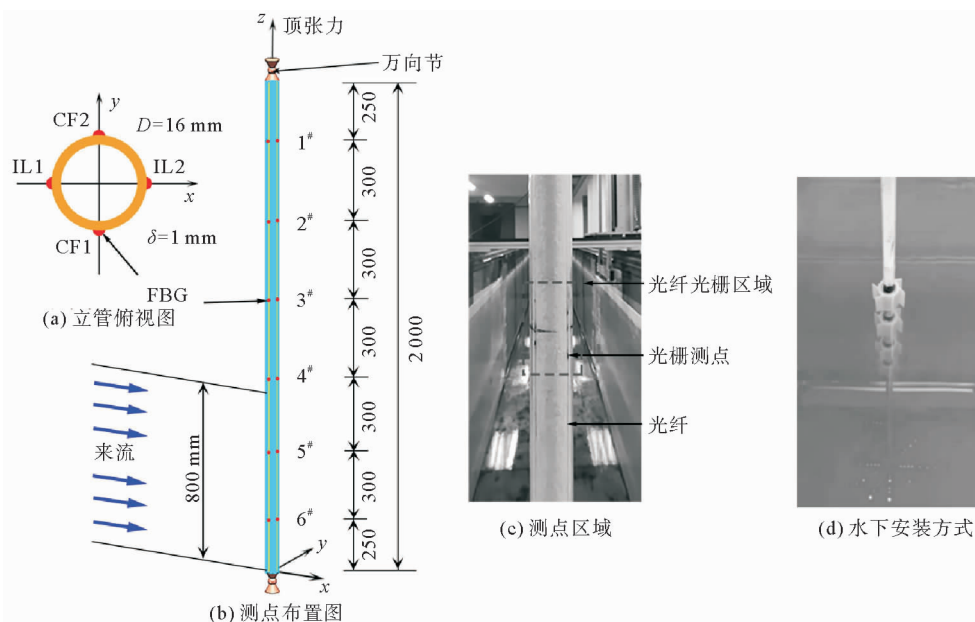


图2 测点及装置布置图

Fig. 2 Layout of FBG measuring points and device

## 2 抑振及发电原理

涡轮型抑振-俘能装置动态改变了立管周围的流场分布,扰乱了剪切层的形成以及尾流的漩涡脱落形式,破坏了漩涡的正常泄放,从而削弱漩涡脱落强度,降低漩涡脱落对深海立管的作用力;装置俘获海洋、波浪等外部海洋环境荷载对立管作用的能量并将其转换成旋转动能,降低了外流对立管的作用强度,转子旋转进一步扰乱尾流,破坏了漩涡的连续性,从而实现涡激振动的抑制。在装置的抑振原理基础上,将两片采用径向充磁方式的瓦型磁铁对称安装在装置内,与装置共同组成电机转子,布置在立管模型内部的漆包铜线圈与立管模型共同组成电机定子,二者共同组成单相交流发电机,如图3(d)所示;当装置在来流作用下旋转时,带动内部磁铁旋转,产生旋转磁场,根据电磁感应原理,当线圈位置固定不变时,线圈与磁场产生相对运动,线圈切割磁场磁感线产生感应电动势,进而产生感应电流,达到俘能发电的目的。

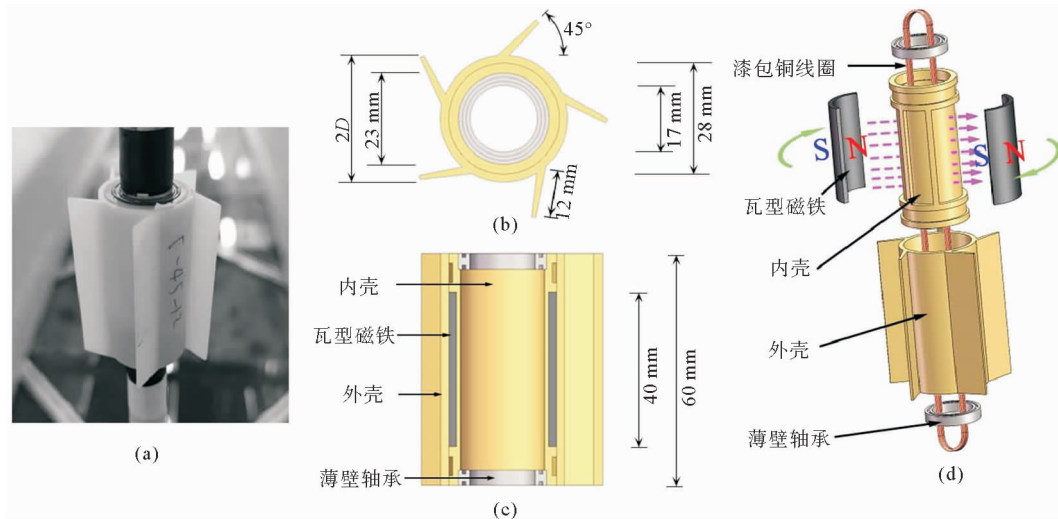


图3 涡轮型抑振-俘能装置结构图

Fig. 3 Structure of turbine-type vibration suppression-energy harvesting device

试验共设计3种工况,研究不同覆盖率(22.5%、30%、37.5%)下立管振动响应及装置的俘能性能。工况设计如图4所示,图中红色箭头为旋转方向。

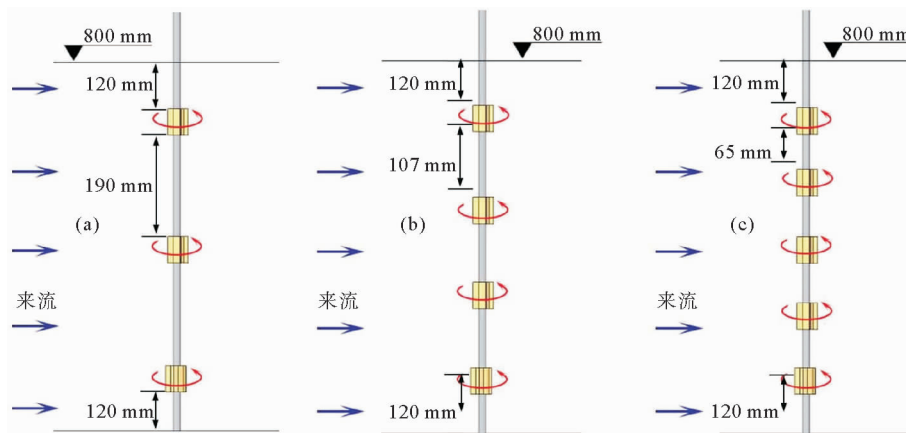


图4 工况设计图

Fig. 4 Diagram of working conditions

### 3 数据分析方法

为了获得立管的位移响应,采用模态分析方法,通过光纤光栅传感器测量横向和顺流向的动态应变值估计横流向和顺流向的位移。对于两端简支、长度为 $L$ 的立管,任意 $t$ 时刻的结构振动位移表示为 $y = y(z, t)$ 。根据振型叠加原理,在 $t$ 时刻位移可表示为:

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

其中: $\varphi_n(t)$ 为振型函数, $\omega_n(t)$ 为权重函数。

位移的振型函数可以表示为:

$$\varphi_n = \sin \frac{n\pi z}{L}, z \in [0, L]. \tag{2}$$

通过弯曲应变与曲率之间的关系 $k(z, t) = \epsilon(z, t) / R$ ,可以将应变 $\epsilon$ 转换为曲率 $k$ :

$$\epsilon(z, t) / R = k(z, t) = y''(z, t) = - \sum_{N=1}^{\infty} \left(\frac{n\pi}{L}\right)^2 \omega_n(t) \sin \frac{n\pi z}{L}, z \in [0, L]。 \quad (3)$$

其中,  $R$  为立管的半径。可以通过式(3)解出模态权重  $\omega_n(t)$ , 然后通过式(1)计算出沿立管长度的位移时程。

## 4 分析与讨论

### 4.1 立管抑振前后频率响应分析

图 5、图 6 分别给出了光滑管与不同覆盖率下抑振-俘能装置抑振管(1#、2#、3#, 覆盖率分别为 22.5%、30% 和 37.5%) 在横流(CF)和顺流(IL)方向随约化速度变化的功率谱密度(power spectral density, PSD), 其中  $f_y$  与  $f_x$  分别为 CF 和 IL 方向上的无量纲主导频率, 定义约化速度  $U_r = U / (f_1 D)$ , 其中  $f_1$  为立管的一阶固有频率,  $U$  为外流流速。在 CF 方向上可以观察到光滑管在  $U_r = 5.13$  附近时功率谱密度出现明显峰值, 当  $U_r > 8.99$  时, 功率谱密度出现第 2 个峰值, 同时在此约化速度范围内可以观察到明显的高阶频率。施加抑振装置后, 低约化速度下的功率谱密度峰值消失, 同时抑振装置覆盖率的增加使得高阶频率有不同程度的减弱。在 IL 方向上功率谱密度变化规律与 CF 方向相似。

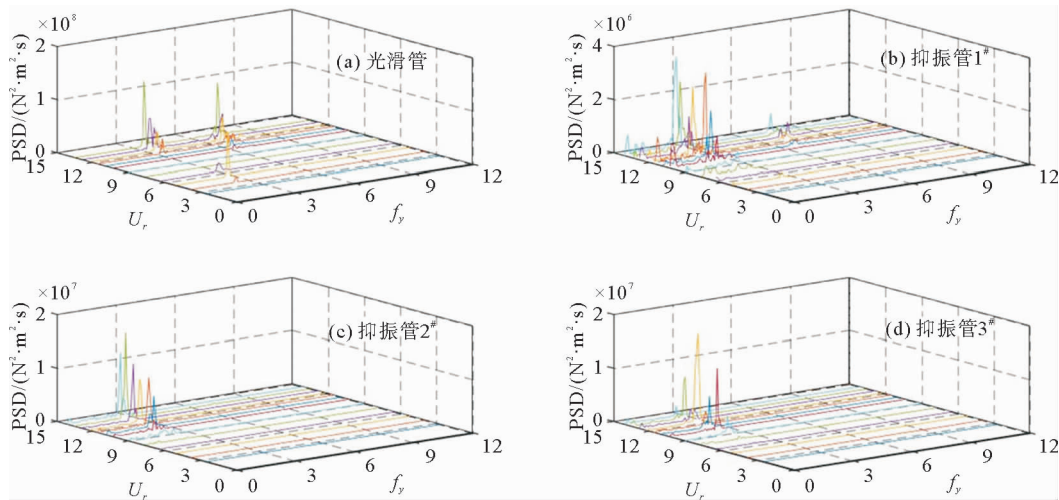


图 5 光滑管与抑振管 CF 方向功率谱密度图

Fig. 5 Power spectral density diagram of smooth riser and vibration suppression riser in CF direction

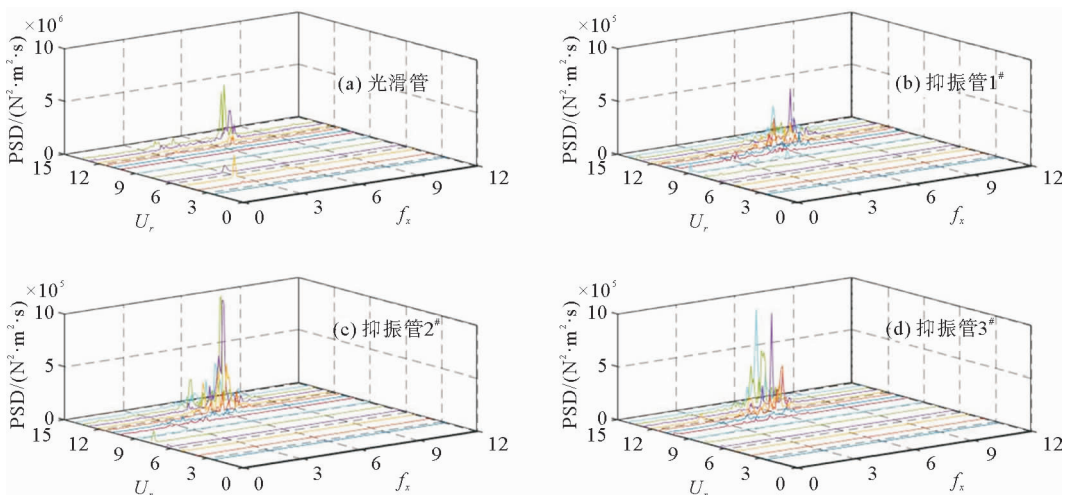


图 6 光滑管与抑振管 IL 方向的功率谱密度图

Fig. 6 Power spectral density diagram of smooth riser and vibration suppression riser in IL direction



### 4.2 立管抑振前后位移响应分析

图7给出了CF方向与IL方向上光滑管与不同覆盖率下抑振-俘能装置抑振管的无量纲位移均方根 (root mean square, RMS) 曲线。在CF方向上,当 $U_r > 3.84$ 时光滑管的位移急剧增加,并且在 $3.84 < U_r < 6.42$ 范围内位移均方根达到峰值,随后位移急剧减小,此时立管跳出锁振区间进入模态转换阶段。 $U_r > 7.71$ 时,随着约化速度的增加光滑管的位移再次增加。相较于光滑管,3种覆盖率下抑振管的位移均方根均随约化速度的增加呈缓慢上升的趋势,位移变化较小,并且值得注意的是,在整个流速范围内抑振管并未出现明显的锁振区间。在 $3.84 < U_r < 6.42$ 范围内,光滑管位移均方根的最大值为 $0.46D$ ,对应约化速度下3种抑振管的位移均方根最大为 $0.023D$ ;当 $U_r > 7.71$ 时,光滑管的位移均方根最大为 $0.71D$ ,对应约化速度下3种抑振管的位移均方根最大为 $0.21D$ ,抑振-俘能装置的存在显著降低了立管的位移;在 $7.71 < U_r < 11.56$ 范围内,抑振管的位移幅值略大于光滑管,这是由于此时光滑管跳出锁振区间并进入模态转换阶段,位移均方根下降至较小值,振动模态由低级向高阶转换,而抑振管并未出现明显的锁振现象,在此约化速度范围内比较位移均方根意义不大。在IL方向上,可以观察到立管的位移均方根规律与CF方向一致。

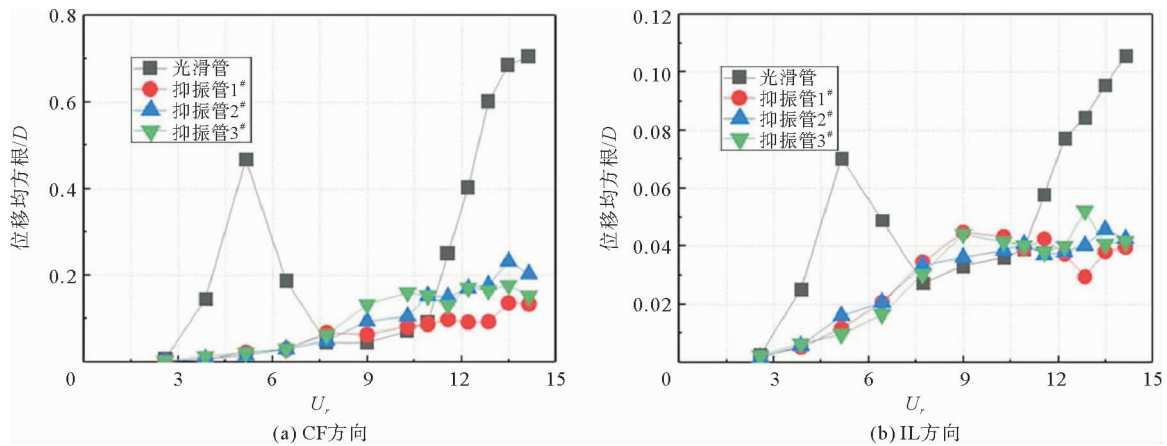


图7 光滑管与抑振管的位移均方根曲线

Fig. 7 Displacement RMS versus reduced velocity of smooth riser and vibration suppression riser

为研究立管振动过程中不同工况下的模态贡献,图8给出了CF方向上光滑管与不同覆盖率下抑振-俘能装置抑振管前6阶无量纲模态权重( $\omega$ )随约化速度的变化。可观察到前两阶模态参与度较高,所呈现的其他高阶模态的贡献较小。在锁振区域内,光滑管的振动由一阶模态主导,而当 $7.71 < U_r < 11.56$ 时,立管的一阶模态与二阶模态的权重值基本相同,在此过程中出现模态竞争,立管由原来的一阶振动逐渐转化为二阶振动,这与图7表现一致。不同覆盖率下抑振管的振动一直以一阶模态为主导,并未出现模态竞争现象。

图9给出了IL方向上光滑管与不同覆盖率下抑振-俘能装置抑振管前6阶模态权重随约化速度的变化。由图9分析可知,与CF方向表现不同:在 $U_r < 12.18$ 时光滑管IL方向的振动一直以一阶模态为主导;当 $U_r > 12.84$ 时立管的二阶模态占据主导地位,而3种装置覆盖率抑振管振动一直以一阶模态为主导;当 $U_r > 8.99$ 时二阶模态权重虽有增加,但增加幅值较小。

### 4.3 抑振-俘能装置抑振效率分析

图10给出了CF方向3种覆盖率下抑振-俘能装置抑振管的抑振效率

$$\eta = \frac{y - y_1}{y} \times 100\% \tag{4}$$

其中: $y$ 为光滑管的位移均方根, $y_1$ 为抑振管的位移均方根。

为了更好地体现抑振装置对立管涡激振动的抑振效果,根据约化速度,图10中分为3个区域:区域I、区域II、区域III。在区域I内,可以观察到抑振管的抑振效率均在60%以上,并且随着约化速度的增加,光滑管进入锁振区间,位移大幅增加,而抑振管并未发生锁振现象,且抑振效率保持在80%以上,最大抑振效

率为 97.13%。在区域 II 中,由于光滑管进入模态转换阶段,位移振幅下降,而抑振管的位移仍随着约化速度的增加逐渐增大,使得抑振效率出现一定程度的下降。

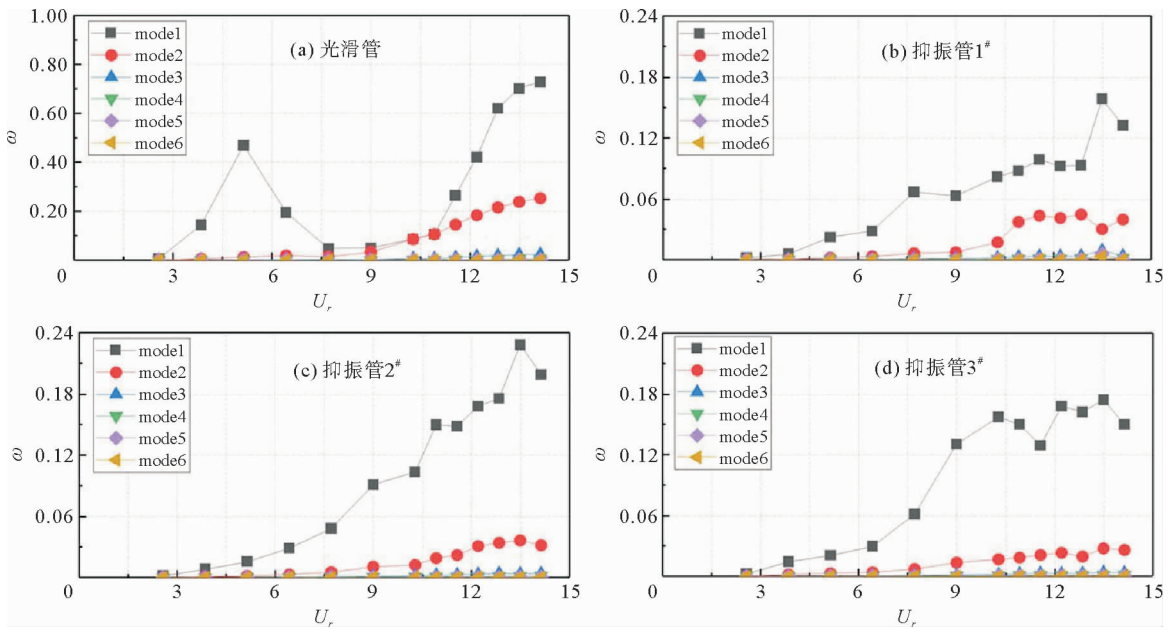


图 8 光滑管与抑振管 CF 方向模态权重曲线

Fig. 8 Modal weights of the smooth riser and vibration suppression riser in CF direction

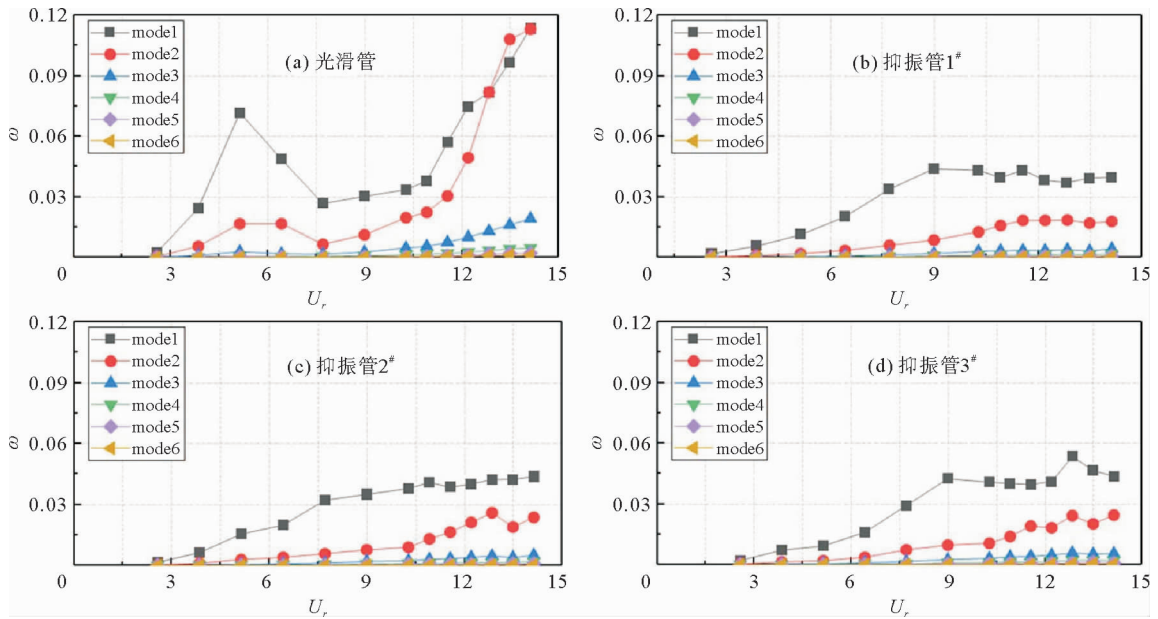


图 9 光滑管与抑振管 IL 方向模态权重曲线

Fig. 9 Modal weights of the smooth riser and vibration suppression riser in IL direction

图 10 中  $\eta_{11}$ 、 $\eta_{12}$ 、 $\eta_{13}$  分别为覆盖率 22.5%、30% 与 37.5% 抑振-俘能装置在区域 III 内的抑振效率均值,  $\eta_{21}$ 、 $\eta_{22}$ 、 $\eta_{23}$  分别为  $U_r > 11.56$  时各覆盖率装置抑振效率均值。在区域 III 内,约化速度的增加使得光滑管的位移再次增加,抑振管的抑振效率开始回升,此区域内,3 种覆盖率下抑振效率的均值均在 60% 以上,并且在高流速下,3 种不同覆盖率的抑振管均表现出良好的抑振效率,未出现较大差别,表明抑振效率对于覆盖率的敏感度较低。

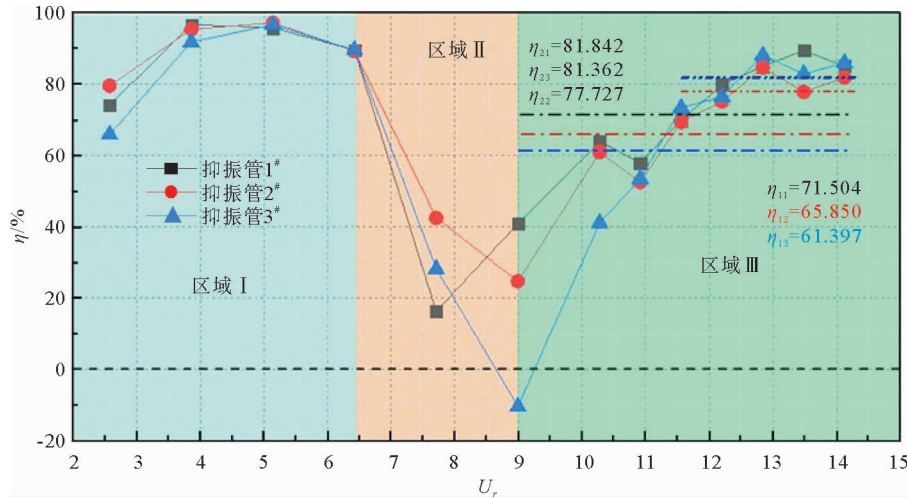


图 10 抑振管 CF 方向抑振效率

Fig. 10 Vibration suppression efficiency in CF direction of vibration suppression riser

### 4.4 抑振-俘能装置发电量分析

由于电压不变,试验采集到的电流大小代表抑振-俘能装置的发电效率。图 11 给出了 3 种覆盖率下抑振-俘能装置采集电量的最大值与电量均值。由图 11 可以发现,装置的发电效率与约化速度有较大关系,当约化速度较低时,装置并未采集到电量。在  $U_r = 6.42$  附近,电量开始被采集,并且随着约化速度的增加,各覆盖率抑振-俘能装置发电量稳步提升,装置俘能效果逐渐增强。这是由于随着流速的增加,抑振-俘能装置的旋转速度不断加快,单位时间内线圈切割磁感线次数增多,发电量增加。同时,装置覆盖率的变化对装置的发电效率产生不同的影响,可以观察到抑振管 1# 和抑振管 3# 的发电效率优于抑振管 2#,但覆盖率与发电效率并未出现明显的相关性。

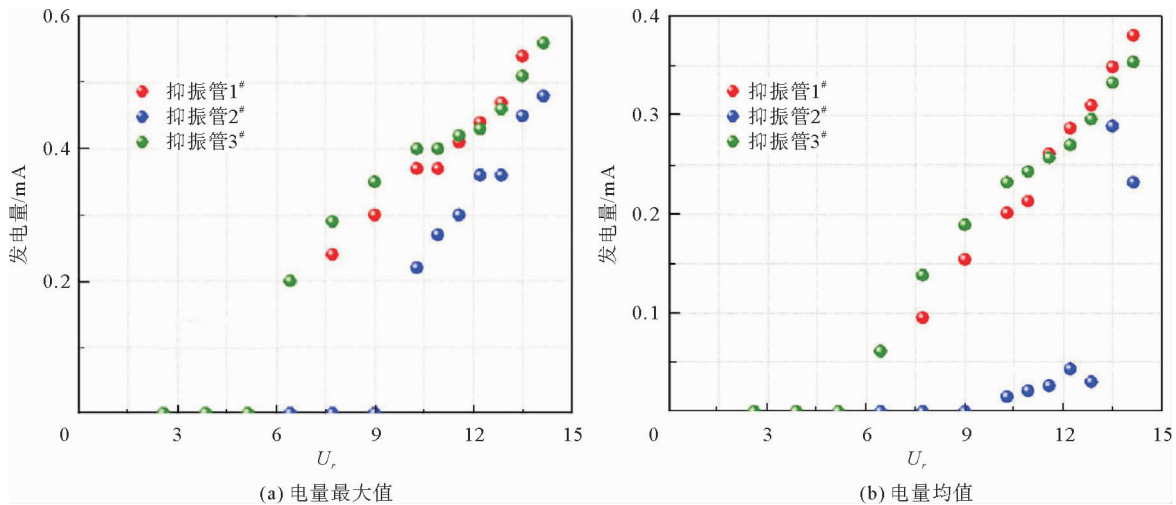


图 11 不同覆盖率抑振-俘能装置电量采集最大值与均值

Fig. 11 Power generation of vibration suppression-energy capture device

图 12 给出了  $U_r = 14.13$  时不同装置覆盖率下抑振-俘能装置发电量分布直方图,图中 3 组坐标分别为 3 条正态分布曲线的峰值坐标。如图 12 所示,当  $U_r = 14.13$  时,覆盖率为 30% 时抑振-俘能装置与另外两种覆盖率的发电量相差较小,但此时电量正态分布曲线的均数最小且方差值较大,说明该覆盖率下抑振-俘能装置的发电量较小且较为分散,发电效率较低。覆盖率为 22.5% 与 37.5% 工况直方图正态分布曲线的



均值较大,且方差值较低,其中装置覆盖率为 22.5% 时发电量分布曲线均值最大,发电量较大,且曲线方差值较大,发电量较为集中,表现出较高的发电效率。

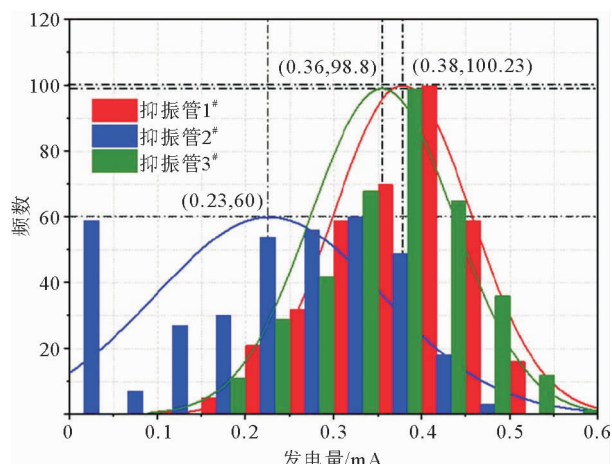


图 12  $U_r = 14.13$  时不同覆盖率下的抑振-俘能装置发电量最大值分布直方图

Fig. 12 Histogram of maximum generating capacity of vibration suppression energy capture device under different coverage when  $U_r = 14.13$

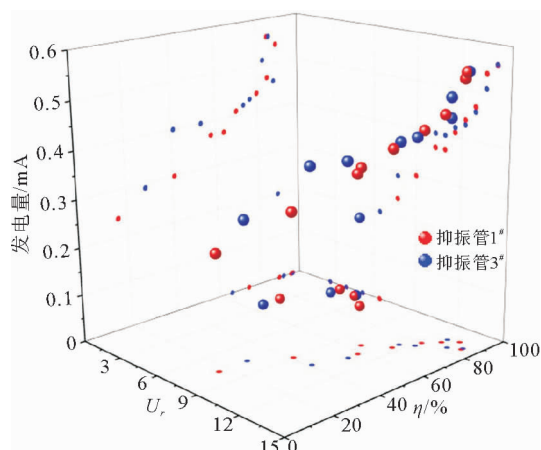


图 13 不同覆盖率下装置抑振效率与发电量关系图

Fig. 13 Relationship between vibration suppression efficiency and power generation under different coverage

为探究抑振-俘能装置的抑振效率与装置发电量之间的关系,图 13 给出了覆盖率为 22.5% 与 37.5% 时装置发电量与装置在 CF 方向上抑振效率之间的关系。由图 13 分析可知,在低约化速度下,由于流速较小不能激发装置的转动,所以装置并没有俘获能量,但此时抑振效率较高,装置具有良好的抑振效果。在高约化速度下,抑振-俘能装置发电效率与抑振效率逐渐增加,在抑振效率-电量平面上看到,随着抑振效率的增加,发电量呈现上升趋势,在高约化速度下装置既能有效地抑制涡激振动,同时还能够达到比较理想的发电效率,发电量在最大值时的抑振效率为 81.85%。

## 5 结论

设计了一种海洋立管涡激振动涡轮式抑振-俘能装置,并对 3 种不同覆盖率的涡轮式抑振-俘能装置进行试验研究,结果表明:

1) 加装涡轮式抑振-俘能装置后,在整个约化速度区间内立管的位移呈现缓慢上升的趋势,并且没有出现明显的锁振区间。装置可以有效降低立管的振动幅值,3 种覆盖率下的抑振-俘能装置均表现出较好的抑振效率,在试验约化速度范围内装置的整体抑振效率高于 60%,最大抑振效率可达 97.13%。

2) 当约化速度满足装置俘能发电的最低限值后,发电量随着约化速度的增加稳步提升,同时装置的覆盖率会对装置的发电效率产生影响,覆盖率为 22.5% 与 37.5% 的装置发电效率较好。

3) 抑振效率对于覆盖率的敏感度较低,抑振-俘能装置的发电效率受约化速度影响较大,在高约化速度下装置既能有效地抑制涡激振动,同时还能够达到理想的发电效率,发电量达到最大值时抑振效率为 81.85%。

## 参考文献:

- [1] 王俊高,付世晓,许玉旺,等.正弦振荡来流下柔性立管涡激振动发展过程[J].力学学报,2014,46(2):173-182.  
WANG Jungao, FU Shixiao, XU Yuwang, et al. VIV developing process of a flexible cylinder under oscillatory flow[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2014, 46(2): 173-182.
- [2] 芮雪,陈东阳,王国平.海洋热塑性增强管(RTP)涡激振动数值计算[J].力学学报,2020,52(1):235-246.

- RUI Xue, CHEN Dongyang, WANG Guoping. Numerical calculation of vortex-induced vibration of reinforced thermoplastic pipe[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2020, 52(1): 235-246.
- [3] 姜敏, 钱刚. 海洋立管涡激振动实验设计[J]. 实验室研究与探索, 2020, 39(4): 59-62.  
LOU Min, QIAN Gang. Experimental design of vortex-induced vibration of marine riser[J]. Research and Exploration in Laboratory, 2020, 39(4): 59-62.
- [4] 李朋, 郭海燕, 刘景伟, 等. 阶段流下大长细比深海立管抑振敏感性试验研究[J]. 山东科技大学学报(自然科学版), 2015, 34(4): 93-101.  
LI Peng, GUO Haiyan, LIU Jingwei, et al. Experimental study on sensibility of VIV suppression of deep-sea risers with large slenderness ratio in a stepped current[J]. Journal of Shandong University of Science and Technology (Natural Science), 2015, 34(4): 93-101.
- [5] 冯丽苹, 李朋, 姜振兴, 等. 并肩排列深海立管群涡激振动试验研究[J]. 山东科技大学学报(自然科学版), 2021, 40(4): 38-48.  
FENG Liping, LI Peng, JIANG Zhenxing, et al. Experimental study on vortex-induced vibration of side-by-side deep-sea riser group with coupling interference effect[J]. Journal of Shandong University of Science and Technology (Natural Science), 2021, 40(4): 38-48.
- [6] SENG H, LARSEN C M. Forced motion experiments using cylinders with helical strakes[J]. Journal of Fluids and Structures, 2017, 68: 279-294.
- [7] ZHU H, LIAO Z, GAO Y, et al. Numerical evaluation of the suppression effect of a free-to-rotate triangular fairing on the vortex-induced vibration of a circular cylinder[J]. Applied Mathematical Modelling, 2017, 52: 709-730.
- [8] 王伟, 宋保维, 毛昭勇, 等. 旋转翼对海洋立管涡激振动抑振的数值研究[J]. 船舶力学, 2021, 25(1): 29-36.  
WANG Wei, SONG Baowei, MAO Zhaoyong, et al. Numerical investigation on VIV suppression of marine risers attached with rotating wings[J]. Journal of Ship Mechanics, 2021, 25(1): 29-36.
- [9] WANG W, SONG B, MAO Z, et al. Numerical investigation on VIV suppression of the cylinder with the bionic surface inspired by giant cactus[J/OL]. Ocean Engineering, 2020, 214. DOI: 10.1016/j.oceaneng.107775.
- [10] BERNITSAS M M, RAGHAVAN K, BEN-SIMON Y, et al. VIVACE (Vortex Induced Vibration Aquatic Clean Energy): A new concept in generation of clean and renewable energy from fluid flow[J/OL]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2008, 130(4). DOI: 10.1115/1.2957913.
- [11] WANG J, ZHAO W, SU Z, et al. Enhancing vortex-induced vibrations of a cylinder with rod attachments for hydrokinetic power generation[J/OL]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2020, 145. DOI: 10.1016/j.ymsp.2020.106912.
- [12] DING L, ZHANG L, BERNITSAS M M, et al. Numerical simulation and experimental validation for energy harvesting of single-cylinder VIVACE converter with passive turbulence control[J]. Renewable Energy, 2016, 85: 1246-1259.
- [13] ZHANG B, SONG B, MAO Z, et al. Numerical investigation on VIV energy harvesting of bluff bodies with different cross sections in tandem arrangement[J]. Energy, 2017, 133: 723-736.
- [14] SUN H, KIM E S, NOWAKOWSKI G, et al. Effect of mass-ratio, damping, and stiffness on optimal hydrokinetic energy conversion of a single, rough cylinder in flow induced motions[J]. Renewable Energy, 2016, 99: 936-959.
- [15] HAN P, PAN G, ZHANG B, et al. Three-cylinder oscillator under flow: Flow induced vibration and energy harvesting[J/OL]. Ocean Engineering, 2020, 211. DOI: 10.1016/j.oceaneng.107619.

(责任编辑: 吕海亮)