文章编号：1007−7294(2026)09−1435−14

均匀流中浮力块立管水动力特性试验研究

杜若凝[1,2,3]，刘　毅[4]，贾鲁生[4]，张萌萌[1,2,3]，付世晓[1,2,3]，赵俊杰[5]

（1. 上海交通大学 海洋工程全国重点实验室，上海 200240；2. 上海交通大学 极地深海技术研究院，上海 200240；3. 上海交通大学 长兴海洋实验室，上海 201900；4. 中海油研究总院有限责任公司，北京 100028；5. 中国船舶工业公司第七〇八研究所，上海 200011）

摘要：浮力块主要用于提供浮力以改善立管的张力分布。覆盖浮力块的立管在洋流作用下呈现更复杂的流固耦合现象，目前对于其水动力认知仍不充分。本文开展了覆盖浮力块的刚性立管模型静水拖曳试验，基于立管-浮力块构成的水动力单元研究了均匀流中浮力块不同布置间距和外径下的阻力和升力特性，通过小波变换对横流向升力的时频特性进行分析，主要结论如下：相比于裸管，浮力块的阻力系数因长细比较小而产生折减效应，降低至约 0.9；当浮力块和立管的外径比为 3.52 时，在立管和浮力块的雷诺数均大于 10^5 时，水动力单元的升力系数 RMS 值显著增加，在浮力块和立管长度比为 1 时，最大达 1.2；浮力块立管的升力主导频率随时间跳跃变化，变化范围大于立管和浮力块的泄涡频率。

关键词：海洋立管；浮力块；模型试验；水动力特性

中图分类号：P756.2　　**文献标识码：**A　　**doi:** 10.3969/j.issn.1007−7294.2026.09.004

Experimental study on the hydrodynamic characteristics of risers with buoyancy elements in uniform flow

DU Ruo−ning[1,2,3], *LIU Yi*[4], *JIA Lu−sheng*[4], *ZHANG Meng−meng*[1,2,3], *FU Shi−xiao*[1,2,3], *ZHAO Jun−jie*[5]

(1. State Key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China; 2. Institute of Polar and Ocean Technology, Institute of Marine Equipment, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China; 3. ChangXing Ocean Laboratory, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 201900, China; 4. CNOOC Research Institute Ltd., Beijing 100028, China; 5. Marine Design and Research Institute of China, Shanghai 200011, China)

Abstract: Buoyancy elements are primarily used to provide additional buoyancy to improve the tension distribution along the risers. Risers covered with buoyancy elements exhibit more complex fluid–structure interaction phenomena under ocean currents, and the current understanding of their hydrodynamic characteristics remains limited. This study conducted stationary towing tests on a rigid riser model covered with buoyancy elements. Based on the hydrodynamic unit formed by the riser-buoyancy system, the drag and lift characteristics in uniform flow were investigated for different spacing arrangements and diameters of the buoyancy elements. The time-frequency characteristics of the cross-flow lift were further analyzed using wavelet transforms. The main conclusions are as follows: compared with a bare riser, the drag coefficient of the buoyancy element decreases to approximately 0.9 due to the low aspect ratio; when the diameter ratio of

收稿日期：2026−04−12

基金项目：科技部重点研发计划青年科学家项目(2023YFC2811600)；国家自然科学基金面上基金资助项目(52271283)

作者简介：杜若凝(2001–)，男，博士，E-mail: ruoning_du@sjtu.edu.cn；

张萌萌(1991–)，女，博士，副教授，通讯作者，E-mail: claire_zhang@sjtu.edu.cn。

the buoyancy element to the riser reaches 3.52 and both components operate at Reynolds numbers above 10^5, the RMS lift coefficient of the hydrodynamic unit increases significantly, reaching up to 1.2 when the length ratio equals 1; the dominant frequency of lift on a riser covered with buoyancy elements exhibits time-varying jumps, with a wider fluctuation range than the vortex shedding frequencies of both the riser and the buoyancy element.

Key words: marine risers; buoyancy element; model test; hydrodynamic characteristic

0 引 言

随着深海勘探技术的持续进步,超深水油气开采活动不断向深海拓展,截至 2022 年,全球海洋钻探水深已创下 3400 m 的新纪录[1]。对于工作水深大于 3000 m 的超深水立管,常规悬链线布局因悬挂重量巨大导致较大的弯曲和拉伸载荷,故在此情况下并不适用[2]。针对该问题,实际应用中通常在立管上安装浮力块提供分布式浮力,形成缓波形布局,这可有效减轻顶部平台运动和触地点对立管的影响,并保证一个较小的悬挂角进而降低悬挂载荷,同时提高触地点的疲劳寿命[3−4]。相较于裸露立管,覆盖浮力块的立管具有更复杂的结构外形,在洋流作用下其涡激振动响应更为复杂,因此研究其水动力特性对于结构响应预报至关重要。

模型试验是研究立管涡激振动水动力特性的重要方法,在当前的试验研究中主要有刚性圆柱水池试验和柔性立管水池试验。所谓刚性圆柱试验,是指使用可以视为刚性体的圆柱分段模型在均匀流中开展两端刚性固定的静水拖曳或采用弹性边界支撑的自激振动这类机理性试验,通过上述试验,学术界建立了针对涡激振动及其特性的基本认知[5−7]。基于上述研究结果,有学者开展了刚性圆柱的强迫振动试验。这类试验是令圆柱以特定的幅值、频率做正弦运动并测量该过程中的阻力、激励力以及附加质量力等水动力系数,进而建立用于涡激振动预报的水动力系数库[8]。相比于刚性圆柱试验,柔性立管水池试验则可以直接观测到立管在不同流场下的涡激振动响应情况,目前已有大量关于柔性立管的水池试验研究,包括裸露立管、安装有附属装置的立管以及复杂构型立管等。与裸露立管类似,浮力块立管的试验方法基本也分为刚性立管和柔性立管水池试验。Wu 等[9] 在 SINTEF Ocean 的拖曳水池中对不同长度比L_b/L_r(L_b为一个浮力块长度,L_r为相邻浮力块之间的裸露立管长度)下的覆盖浮力块刚性圆柱开展了强迫振荡试验并构建了用于响应预报的水动力系数库。Li 等[10] 等开展了覆盖浮力块的刚性圆柱强迫振荡试验和不同浮力块覆盖率柔性立管拖曳试验,从模型试验中观察到立管和浮力模块诱导振动升力系数的激励区域。结果表明,立管和浮力块都有潜在的激发可能,并通过柔性立管试验的双频和双模态振动证实了这一点。由于浮力块立管具有显著的空间三维构型,因此更多学者采用了柔性立管试验来观测其在来流下的运动响应。Zhang 等[11] 基于不同覆盖率的柔性立管静水拖曳试验,分析了立管横流向上的附加质量力系数和激励力系数特性。Li 等[12] 针对长细比为 263 的柔性立管模型开展了静水拖曳试验,试验过程中立管模型上采用了多种浮力块的覆盖率配置,其中在 25% 和 50% 的覆盖率条件下,裸管段额外加装了螺旋列板,详细研究并比较了不同浮力块配置下柔性立管的涡激振动水动力特性。Jia 等[13−14] 开展了均匀流作用下同时覆盖有螺旋列板和浮力块的柔性立管试验,并通过逆向有限元方法得到了试验过程中柔性立管所受的涡激力。结果表明,带有浮力块的立管通常表现出多频率耦合特征,当裸管部分被螺旋侧板完全覆盖后,其涡激脱落频率成分消失,VIV 响应中仅保留了浮力块的涡激脱落频率成分。Guo 等[15] 针对带有类似浮力块抑制装置的柔性管缆开展了水池拖曳试验,通过与裸露立管的振动响应结果对比,证明了交错布置的浮力块抑制装置在 50% 覆盖率时,可通过干扰涡脱落频率来有效抑制海洋拖缆的涡激振动,在高速拖曳工况下效果更加显著。上述试验大多是在均匀流场中对覆盖有浮力块的直线型立管进行实验,但在真实海洋环境中还会存在空间变化的剪切流以及振

荡流、内波流[16] 等时变流场，此外浮力块立管多以缓波式的线形布置。因此有部分学者针对浮力块立管开展了更复杂流场以及线形的水动力试验。Lie 等[17] 在挪威的 Marinetek 水池中使用旋转装置创造剪切流场，分别开展了不同浮力块覆盖率（100%、50%、25%、15% 等）的柔性立管涡激振动试验。结果表明，随着浮力块数量的增加，立管的最大位移响应也会增大，但主导频率明显降低，同时可以通过改变浮力块的覆盖率来降低立管涡激振动的疲劳损伤。Cheng 等[18] 开展了缓波形立管的水池试验，试验中在缓波形立管顶端安装强迫运动机构用于模拟顶部平台对立管运动的影响，利用光纤光栅应变传感技术测量了立管的响应形变，采用立管设计时使用的典型水动力系数进行分析，并将计算出的立管响应系数与测量值进行比较。Zhu 等[19] 通过水池试验的方法，研究了剪切流作用下内充流体密度差异如何改变浮力块立管的振动模态、频率响应、空间分布特征以及面内与面外响应的耦合关系。

除上述的水池试验方法外，随着相关计算技术的不断发展，数值模拟也逐渐成为研究浮力块立管涡激振动响应特性的重要方法之一。庄陈怡等[20] 采用频域预报方法，针对深海顶部张紧式立管探讨了安装浮力块对其涡激振动响应的影响，结果表明，25% 和 50% 的覆盖率在一定流速范围内能有效降低位移响应和疲劳损伤，其中 50% 覆盖率在特定工况下表现较好。周岳等[21] 基于 Milan 尾流振子模型研究了缓波型立管在海洋环境中受到海流作用时的涡激振动特性，证明了增加浮力块覆盖率可以有效抑制缓波型柔性立管的涡激振动。Rao 等[22] 研究量化了深水立管中裸管段与浮力段在 VIV 激励上的竞争关系，并提供简单有效的公式来预测哪种激励会主导振动，指导立管的抗疲劳设计。

上述有关浮力块立管的研究大多集中于浮力块覆盖率对水动力特性的影响，关于浮力块外径变化对水动力特性影响的研究相对较少。此外，在以往的试验研究中试验模型所处的流场雷诺数多为 10^4 量级，这与真实海洋环境中 10^5 量级的高雷诺数环境截然不同，这种差异将显著改变立管两侧的泄涡模式，进而影响其水动力特性。

本文开展了不同长度比 L_b/L_r 和不同外径比 D_b/D_r（D_b 为浮力块外径，D_r 为立管外径）的覆盖浮力块刚性立管的静水拖曳试验，其中立管的雷诺数区间为 1.70×10^4~1.70×10^5，浮力块为 5.98×10^4~5.98×10^5，系统探究均匀来流下 L_b/L_r 和 D_b/D_r 对覆盖浮力块立管的阻力和升力的影响及水动力系数的变化规律，运用小波变换分析了横流向（CF）升力的时频特性。

1 试验概况

1.1 试验模型

刚性立管分段是研究立管涡激振动现象的重要模型之一，其水动力试验结果可揭示响应机理，同时为工程应用中的相关设计规范和流体力预报提供直接的数据参考。本次模型试验以某实际工程中的浮力块立管为原型参考，采用缩尺模型试验方法进行试验。在流体力学中，为保证模型和原型之间具有相同的流动规律，达到通过模型流动反映真实流动的目的，通常需要满足几何相似、动力相似以及运动相似。本次模型试验属于机理性试验，在满足几何相似的条件下，在一定雷诺数范围内开展试验，动力相似和运动相似均不予考虑。综合考虑原型尺寸以及场地条件，此次模型缩尺比为 4。浮力块模型采用树脂（ABS）材料 3D 打印制作，立管模型为一外径 0.085 m，长度 2.298 m 的铝制刚性圆管，此处为实现浮力块的多种布置形式，立管模型的长度为单个浮力块模型长度的 6 倍。浮力块和立管模型的尺寸如表 1 所示。

表 1 浮力块和立管模型尺寸

Tab.1 Dimensions of buoyancy elements and riser model

参数名称	长度/m	外径/m
立管	2.298	0.085
浮力块1	0.383	0.299
浮力块2	0.383	0.250
浮力块3	0.383	0.210

如图 1 所示，试验模型包括立管和浮力块模型。浮力块模型由两半扣合组成，通过不锈钢扎带等间距固定在立管模型上。试验模型两端与试验装置的框架刚性连接，并在端部分别安装一个三分力传感器，用于测量试验模型所受的水动力，采样频率为 1000 Hz。

图 2 所示为传感器的安装方向，其 X 方向对应横流向(CF)，Y 方向对应顺流向(IL)。

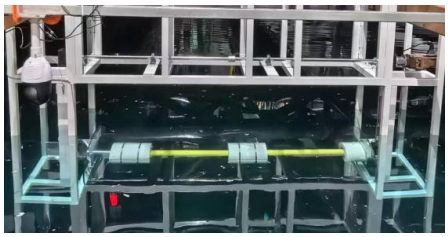


图 1 模型实物图

Fig.1 Physical diagram of the model

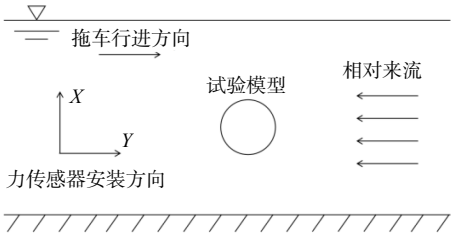


图 2 力传感器安装方向示意图

Fig.2 Force sensor installation direction

1.2 试验内容

为研究均匀来流中不同布置方案下浮力块立管的水动力特性，选取三种不同长度比L_b/L_r和三种不同外径比D_b/D_r的浮力块刚性立管开展静水拖曳试验，流速范围 0.2~2.0 m/s，以 0.2 m/s 为间隔。表 2 和图 3 展示了试验过程中浮力块的排布方案，改变L_b/L_r时，D_b/D_r固定为 3.52；改变D_b/D_r时，L_b/L_r固定为 0.5。

表 2 试验工况表

Tab.2 Test conditions

浮力块排布情况	流速（$m\cdot s^{-1}$）	浮力块排布情况	流速（$m\cdot s^{-1}$）
裸露立管	0.2~2.0，0.2为间隔	$L_b/L_r = 2.0$	0.2~2.0，0.2为间隔
$L_b/L_r = 0.5$	0.2~2.0，0.2为间隔	$D_b/D_r = 2.94$	0.2~2.0，0.2为间隔
$L_b/L_r = 1.0$	0.2~2.0，0.2为间隔	$D_b/D_r = 2.47$	0.2~2.0，0.2为间隔

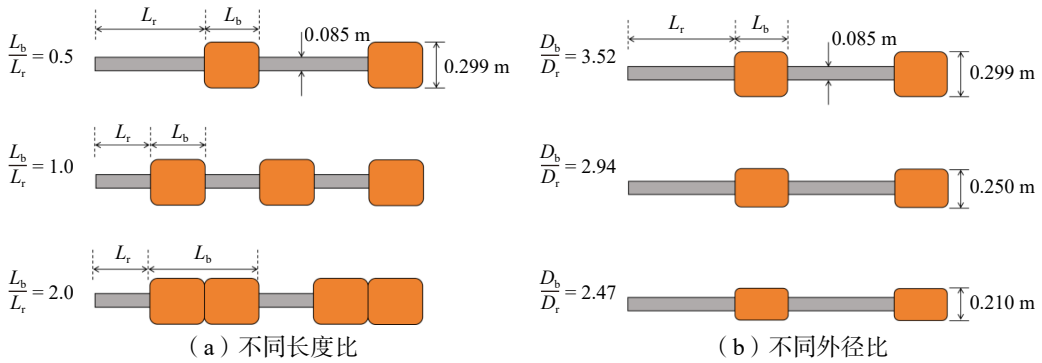


图 3 浮力块布置方案

Fig.3 Arrangement scheme of buoyancy elements

Zhang 等[11] 在研究覆盖浮力块柔性立管的附加质量力系数时，提出了“虚拟浮力单元”的概念，认为两浮力块模型和中间的裸露立管模型组成一个浮力单元，用以揭示裸露立管段的附加质量力系数远大于 1.0 这一现象。基于上述方法，本文针对试验中浮力块的布置方式，定义一段浮力块和一段裸露立管组成一个“水动力单元”，因此浮力块布置数量的依据在于使立管模型上能够存在整数个“水动力单元”，如图 4 所示。为保证一个水动力单元两侧流场的一致性，在靠近试验模型两端的水动力单元一侧分别安装浮力块模型假体和立管模型假体，且假体不参与测力，假体的长度为对应各自原模型长度的 0.5 倍。

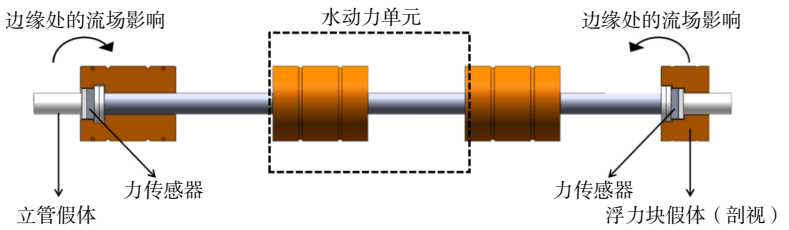
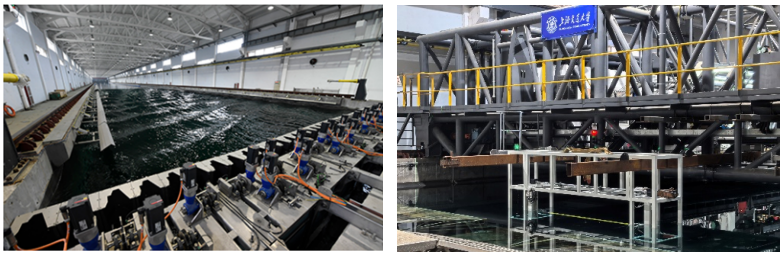


图 4　水动力单元划分及模型布置

Fig.4　Division of hydrodynamic units and model arrangement

1.3 试验装置

试验在上海交通大学多功能船模拖曳水池开展。如图 5(a)所示，该水池长 300 m，宽 16 m，深 7.5 m，拖车最大速度 10 m/s。试验装置如图 5(b)所示，包括挂载桁架、运动电机、试验模型等。挂载桁架悬挂并固定在拖车上，两侧安装有直线轨道，试验模型安装在两直线轨道上的滑块之间，两侧分别安装直径 900 mm(约 $3D_{b1}$)的挡流圆盘，用以消除扰流影响。



（a）上海交通大学多功能船模拖曳水池　　（b）试验装置

图 5　试验水池及试验装置

Fig.5　Water tank and test equipment

1.4 试验数据采集与处理

如图 6 所示，每组工况的采集过程划分为初始段、过渡段、采集段和结尾段。在数据处理过程中，首先选取初始段作为静水采集的初始数据F_i，然后再选取采集段数据F_m，最终使用的数据F_0为

$$F_0 = F_m - \overline{F_i} \tag{1}$$

式中：$\overline{F_i}$为F_i的时间平均值。

刚性圆柱体的平均阻力系数和升力系数定义为

$$C_D = \frac{\overline{F}_D}{\frac{1}{2}\rho LDU^2} \tag{2}$$

$$C_{LRMS} = \frac{F_{LRMS}}{\frac{1}{2}\rho LDU^2} \tag{3}$$

式中：ρ为流体密度，L为刚性圆柱体的长度，D为刚性圆柱体直径，U为流速，$\overline{F}_D$为阻力平均值，F_{LRMS}为升力的均方根（RMS）值，其中$F_{LRMS} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T F_L^2(t)\,\mathrm{d}t}$。

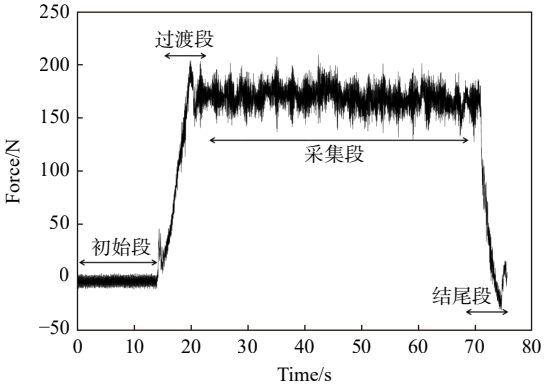


图 6　长度比为 2.0，外径比为 3.52 时试验模型在流速 1.0 m/s 下的 Y 方向受力原始数据

Fig.6　Forces in Y direction during towing test of the model with a length ratio of 2.0 and a diameter ratio of 3.52 at a flow velocity of 1.0 m/s

水动力单元是立管分段和浮力块组成的变直径结构，因此有学者采用了结构垂直于来流方向投影面面积来计算水动力系数[10]

$$C_{\mathrm{D}}=\frac{\overline{F}_{\mathrm{D}}}{\frac{1}{2}\rho U^2 S} \tag{4}$$

$$C_{\mathrm{LRMS}}=\frac{F_{\mathrm{LRMS}}}{\frac{1}{2}\rho U^2 S} \tag{5}$$

式中: S 为结构垂直于来流方向投影面面积。

本文基于小波变换(Wavelet Transform, WT)的时频分析方法研究浮力块立管的横流向升力频率特征。对于信号 $x(t)$, 其连续小波变换方程为

$$WT_{\mathrm{f}}(a,\tau)=\langle \varepsilon(t),\psi_{a,x}(t)\rangle = a^{-1/2}\int_{-\infty}^{+\infty}\varepsilon(t)\psi^*\left(\frac{t-\tau}{a}\right)\mathrm{d}t \tag{6}$$

式中: $WT_{\mathrm{f}}(a,\tau)$为对信号进行小波变换后得到的系数, $\varepsilon(t)$代表时间尺度上的频率变化值, a为尺度因子, τ为平移因子, ψ为小波母函数, ψ^*表示ψ的复共轭。

本文在分析过程中选用 Morlet 小波母函数, 其定义为

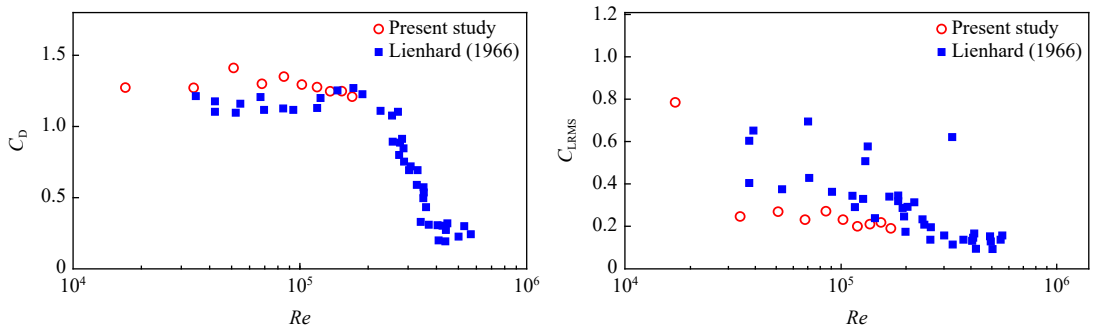
$$\psi(t)=C\mathrm{e}^{-i^2/2}\cos(5t) \tag{7}$$

式中: C为常数。

2 结果分析

2.1 裸露立管水动力特性分析

裸露立管的平均阻力系数C_{D}和升力系数 RMS 值C_{LRMS}如图 7 所示, 同时给出了以往的公开试验数据[23] 作为对比。结果表明, 此次试验中裸露立管的C_{D}和C_{LRMS}与以往试验结果具有相似的变化趋势, 但在数值上存在一定差异。这可能是由于本试验中立管模型的表面粗糙度以及特定长细比造成的。由于所用参考数据并没有给出上述参数的准确值, 因此这种对比存在一定局限。



(a) 平均阻力系数　　(b) 升力系数 RMS 值

图 7 裸露立管平均阻力系数C_{D}与升力系数 RMS 值C_{LRMS}

Fig.7 Average drag coefficient and RMS value of lift coefficient of bare riser

图 8 是本次试验中裸露圆柱的 St 数($St=f_{st}D_{\mathrm{b}}/U$, 其中 f_{st}为横流向水动力载荷的主导频率)随 Re 数的变化趋势。可以看出在亚临界区内, St 数保持相对稳定并接近 0.20, 与已有研究结果[24] 吻合良好。图 9(a)和(b)分别为 0.6 m/s 下裸露立管的 CF 方向升力时历的 FFT 分析以及小波分析结果, 其中黑色实线为每个时刻小波系数最大值对应的频率, 即当前升力的瞬时主导频率。从图 9(a)可以看出, 裸露立管的 CF 方向升力主导频率约为 1.40 Hz, 接近公式$f_{st}=St\cdot U/D$计算值 1.41 Hz。图 9(b)则说明, 裸露立管的升力主导频率在时间域上保持稳定, 具有显著的单频特征。综上所述, 此次试验结果是可靠的。

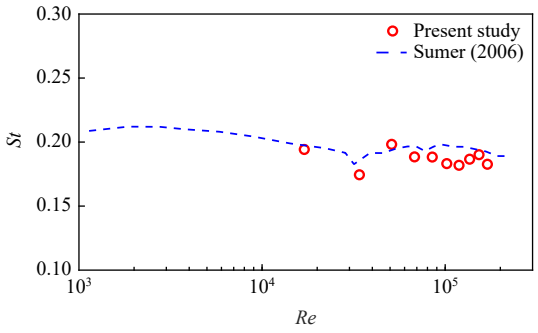
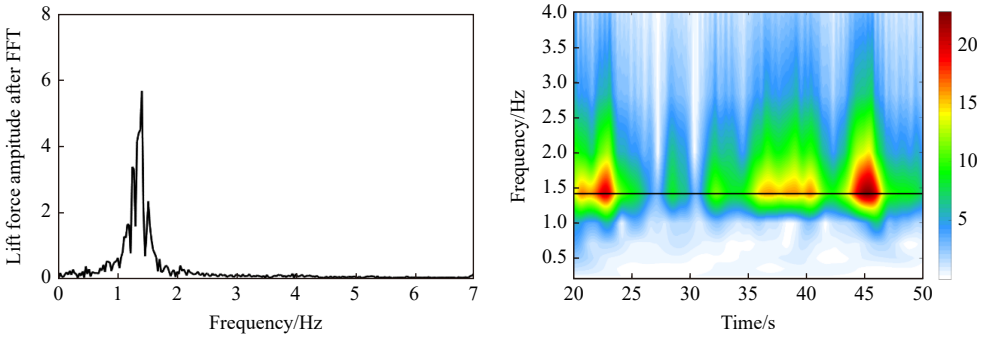


图 8　裸露圆柱 *St* 数随雷诺数变化规律

Fig.8　Variation law of Strouhal number with Reynolds number for bare cylinder



（a）0.6 m/s 流速下升力时历的 FFT 分析　　（b）0.6 m/s 流速下升力时历的小波分析

图 9　流速 0.6 m/s 下裸露立管的横流向升力时历的频谱分析

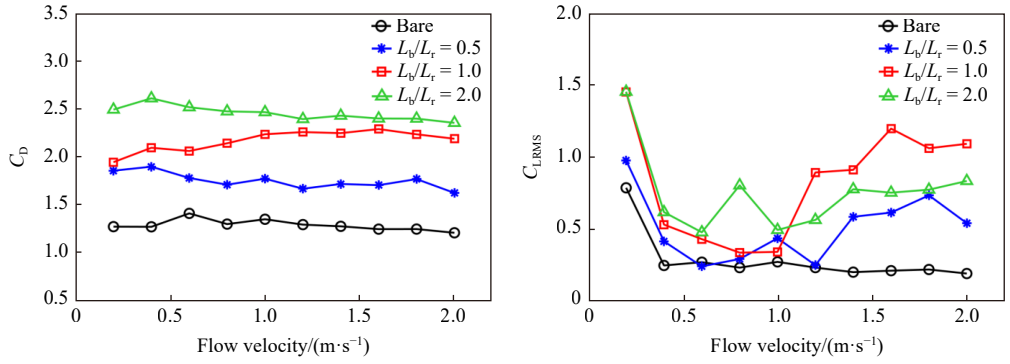
Fig.9　Spectral analysis of the time-history of cross-flow lift force on bare risers at a flow velocity of 0.6 m/s

2.2 不同长度比 L_b/L_r 下浮力块立管的水动力特性分析

为更好地比较浮力块的不同排布方式和尺寸对立管水动力的影响，首先根据式(2)和式(3)计算水动力单元的阻力系数 C_D 和 C_{LRMS}，此处的水动力直径均代入裸管直径进行计算。图 10(a)为不同 L_b/L_r 下水动力单元的 C_D。显然，长度比增加导致迎流面积增加，C_D 随长度比增加而增大。当流速大于 1 m/s 时 C_D 保持相对稳定，图 11 为阻力系数 C_D 稳定后的平均值，L_b/L_r 为 1.0 时的阻力系数为 2.24，较 L_b/L_r 为 0.5 时的阻力系数 1.71 增加了 31%，当 L_b/L_r 为 2.0 时，其阻力系数为 2.39，增幅仅 6.7%。对于一个水动力单元的总阻力 $\sum F_D$，可采用分区相加的方法计算为

$$\sum F_D = \frac{1}{2}\rho C_{Dr} L_r D_r U^2 + \frac{1}{2}\rho C_{Db} L_b D_b U^2 \tag{8}$$

式中：C_{Dr} 和 C_{Db} 分别为裸露立管和浮力块的阻力系数。



（a）平均阻力系数随流速变化　　（b）升力系数 RMS 值随流速变化

图 10　以裸管直径计算不同长度比下的平均阻力系数和升力系数 RMS 值

Fig.10　Mean drag coefficient and RMS value of lift coefficient under different length ratios using bare riser diameter

本文运用上述方法分别计算裸管和浮力块在不同阻力系数取值下的阻力值，并和此次实验结果进行对比。第一种阻力系数取值方式为，裸管和浮力块的阻力系数均取1.2；进一步地，根据DNV规范中对于阻力系数的相关要求，考虑到长细比和雷诺数的影响，在第二种阻力系数取值方式中，裸管的阻力系数均取1.2，浮力块的阻力系数在流速0.8 m/s时取0.70，流速1.6 m/s时取0.52。此处选用光滑圆柱的阻力系数常用值1.2代入计算，而未使用裸管平均阻力系数的实验值1.26，是为保证结果更具有可比性，便于和已有研究进行对照分析。计算结果如图12，通过与试验结果对比可知，当阻力系数均取1.2时，阻力计算值大于试验测量值，而按照DNV规范[25]所取的阻力系数计算得到的阻力结果则小于试验结果，这说明本试验中的浮力块阻力系数C_{Db}需进一步修正。

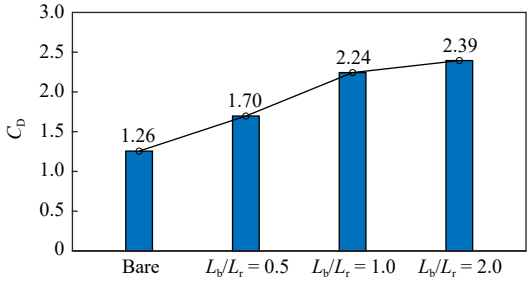
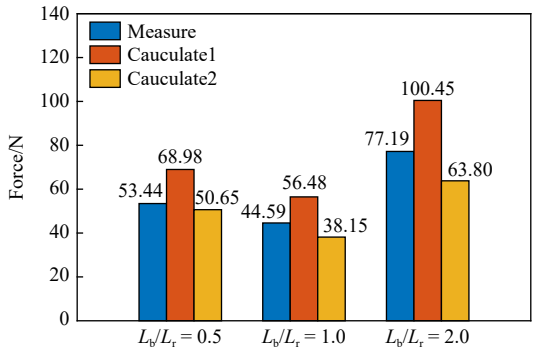
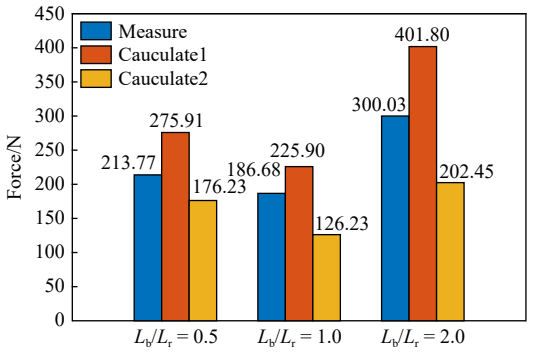


图11 不同长度比下平均阻力系数稳定值

Fig.11 Mean drag coefficient and RMS value of lift coefficient under different length ratios



（a）0.8 m/s流速下水动力单元受力对比



（b）1.6 m/s流速下水动力单元受力对比

图12 0.8 m/s和1.6 m/s流速下水动力单元受力对比

Fig.12 Comparison of hydrodynamic forces on hydrodynamic units at flow velocities of 0.8 m/s and 1.6 m/s

设裸管水动力系数C_{Dr}为1.2，按式(7)计算试验中所得的浮力块阻力系数C_{Db}为

$$C_{\mathrm{Db}} = \frac{F_{\mathrm{m}} - \frac{1}{2}\rho C_{\mathrm{Dr}} L_{\mathrm{r}} D_{\mathrm{r}} U^2}{\frac{1}{2}\rho L_{\mathrm{b}} D_{\mathrm{b}} U^2} \tag{9}$$

式中：F_{m}为对应工况下的阻力测量值。按上述公式计算得到的浮力块阻力系数结果如图13所示，可以看出对于较小长细比(长细比< 2)的浮力块，其阻力系数具有显著的折减效应[26]，对比规范中给出的光滑圆柱阻力系数以及考虑折减后的阻力系数可知，现行规范中所采用的阻力系数设计方法对高雷诺数工况下的阻力预报结果有可能偏小，从而低估实际水动力载荷，在工程设计中应予以重视。

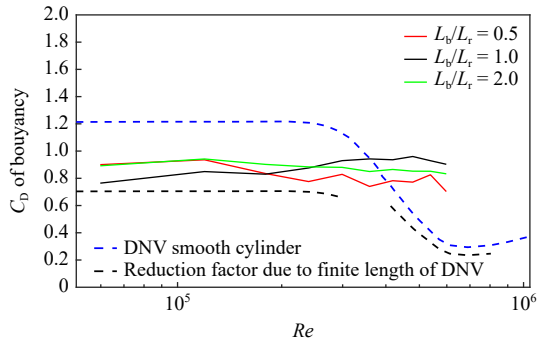


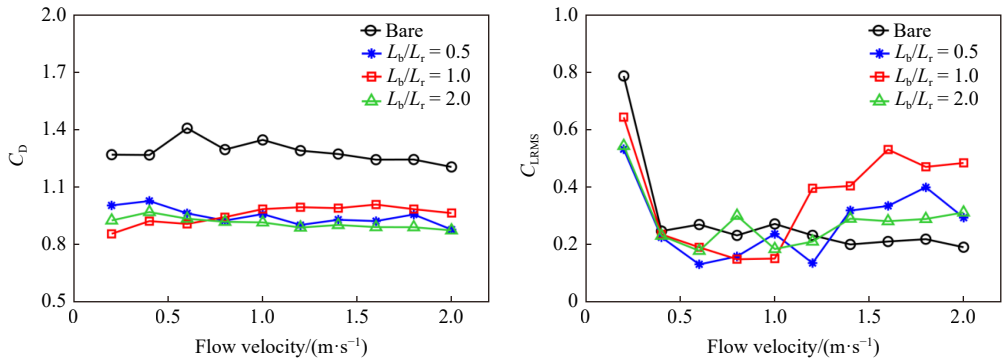
图13 不同长度比下浮力块的阻力系数随雷诺数变化

Fig.13 Variation of drag coefficient of buoyancy elements with Reynolds number under different length ratios

图10(b)是不同长度比$L_{\mathrm{b}}/L_{\mathrm{r}}$下升力系数RMS值$C_{\mathrm{LRMS}}$。随流速的增加，裸露立管的升力系数

RMS 值在该流速范围内保持相对稳定，而浮力块立管的C_{LRMS}随流速增加呈现先减小后增大的特点，且在立管段和浮力块段所处流场雷诺数均为 10^5 时出现了增大现象，这与裸露圆柱进入临界区后C_{LRMS}逐渐减小的测试结果明显不同[23,27-28]。此外在雷诺数超过 10^5 时，L_b/L_r为 1 时的升力系数 RMS 值C_{LRMS}更大，说明该方案可引起更显著的涡激振动响应。

若使用式(4)和式(5)计算，则得到的不同长度比L_b/L_r下水动力单元的水动力系数如图 14 所示。从图 14(a)可以看出，三种长度比下的水动力单元的C_D均在 1.0 附近，这是因为浮力块的阻力存在折减，因此水动力单元整体的C_D相比于等直径的圆柱更小。图 14(b)显示，在使用投影面积计算后，三种不同构型下的浮力块立管其C_{LRMS}仍有显著差异，这表明相比于C_D，浮力块立管的C_{LRMS}对浮力块的排布方式更加敏感，当$L_b/L_r=1$ 时，其C_{LRMS}仍最大。

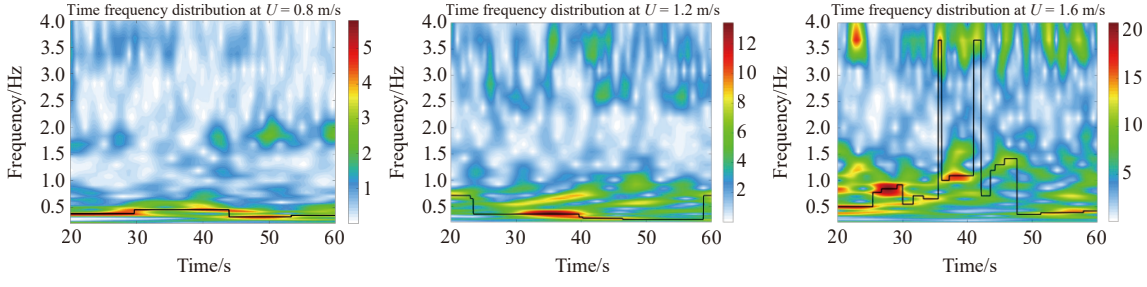


（a）平均阻力系数随流速变化　　（b）升力系数 RMS 值随流速变化

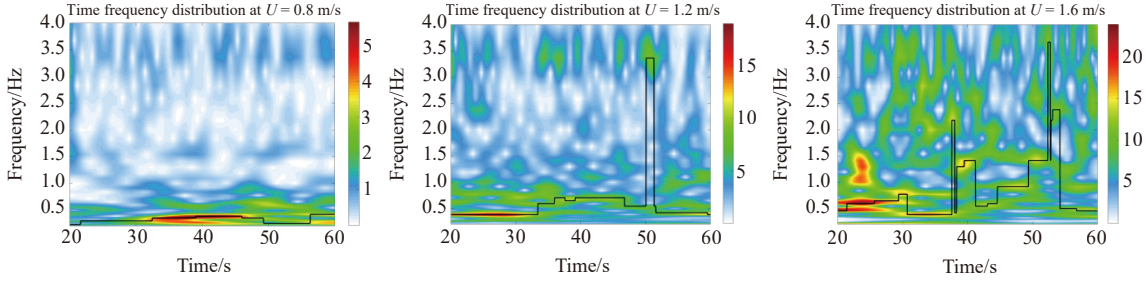
图 14　以结构投影面积计算不同长度比下的平均阻力系数和升力系数 RMS 值

Fig.14　Mean drag coefficient and RMS value of lift coefficient under different length ratios using projected area

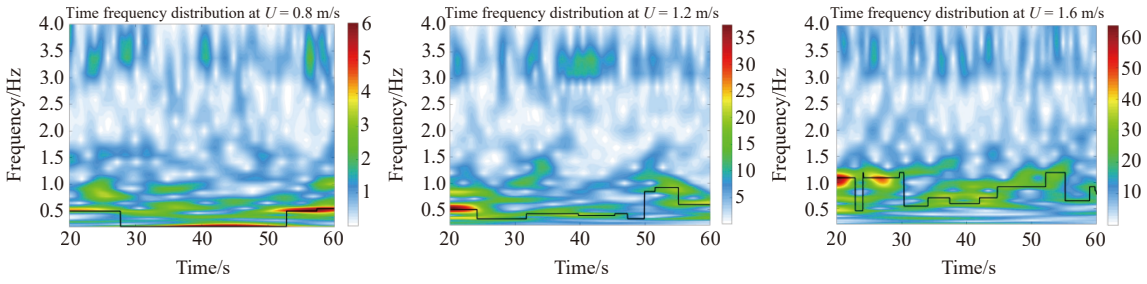
为探究不同雷诺数区间下浮力块立管 CF 方向升力的时频特性，此处选取 0.8 m/s、1.2 m/s 和 1.6 m/s 下 CF 方向升力时历进行小波分析，上述流速中浮力块分别处于亚临界、临界和超临界三种流动区间。如图 15 所示，在一定长度比L_b/L_r下，随着流动区间由亚临界向超临界的转变，浮力块立管的升力呈现出多个频率在同一时刻共存和不同单一频率之间随时间跳跃变化共同作用的特点。当L_b/L_r增加时，浮力块在水动力单元中的占比增加，使其主导频率“竞争”能力增强，裸露立管的主导频率不再出现。



（a）$L_b/L_r=0.5$



（b）$L_b/L_r=1.0$



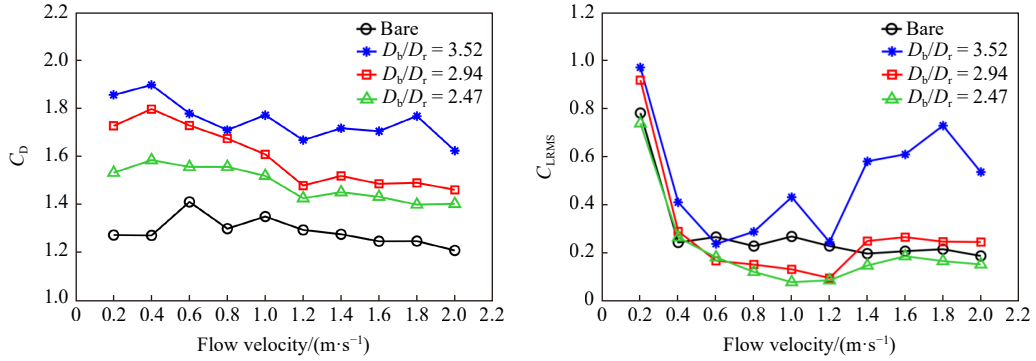
（c）L_b/L_r = 2.0

图 15 不同长度比下 CF 方向升力时历小波变换结果

Fig.15 Wavelet transform results of time history of cross-flow lift force under different length ratios

2.3 不同外径比D_b/D_r下浮力块立管的水动力特性分析

图 16 是使用裸管直径计算的不同外径比D_b/D_r下阻力系数C_D和升力系数 RMS 值C_{LRMS}随流速的分布图。从图 16(a)可以看出，三种情况下的阻力系数均随流速增加而降低，流速大于 1 m/s 后保持稳定。如图 17 显示，三种外径比D_b/D_r的阻力系数分别为 1.70、1.49 和 1.42，其中外径比由 3.52 降低为 2.94 时，阻力系数下降幅度较大为 12.4%。图 18 为依据前述阻力系数不同取值方法计算得到的阻力值和实验结果对比，在第二种根据规范对阻力系数进行取值的方法中，流速 0.8 m/s 时三种浮力块的阻力系数均为 0.7；流速为 1.6 m/s 时，外径比为 2.94 的浮力块阻力系数为 0.7，外径比为 2.47 的浮力块阻力系数为 0.82，第二种依据规范的计算结果与测量值较为接近。将式(9)的计算结果绘制成如图 19 所示的阻力系数变化曲线，结果显示三种浮力块的阻力系数在临界区和超临界区内保持相对稳定的状态。



（a）平均阻力系数随流速变化　　（b）升力系数 RMS 值随流速变化

图 16 以裸管直径计算不同外径比下的平均阻力系数和升力系数 RMS 值

Fig.16 Mean drag coefficient and RMS value of lift coefficient under different diameter ratios using bare riser diameter

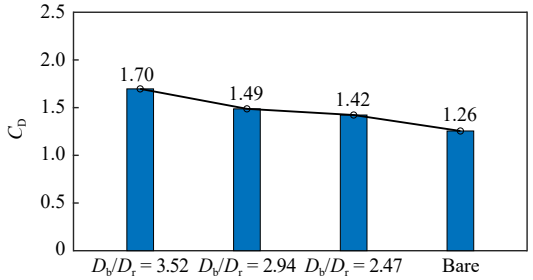
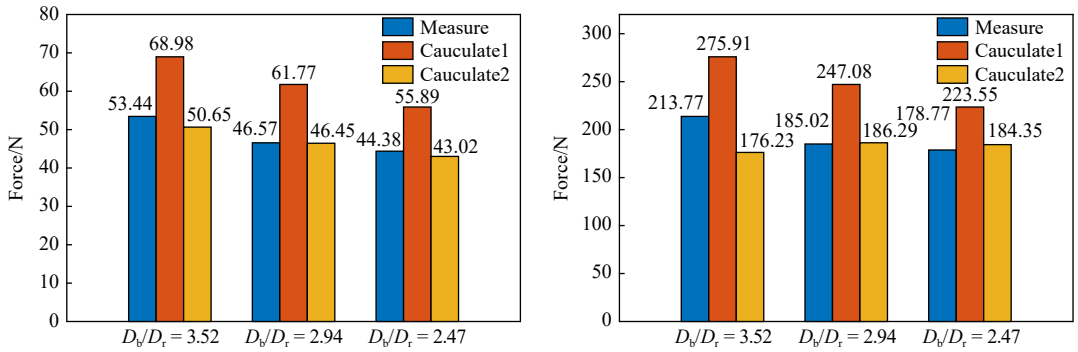


图 17 不同外径比下平均阻力系数的稳定值

Fig.17 Stable values of average drag coefficient under different diameter ratios

图 16(b)是不同外径比D_b/D_r下试验模型的C_{LRMS}随流速的变化。当流速大于 1.2 m/s 后，D_b/D_r=3.52 时覆盖浮力块立管的C_{LRMS}显著增加，而其余两种直径比下的C_{LRMS}则保持相对稳定且与裸露立管较为接近。



（a）0.8 m/s 下水动力单元受力对比　　（b）1.6 m/s 下水动力单元受力对比

图 18　0.8 m/s 和 1.6 m/s 流速下水动力单元受力对比

Fig.18　Comparison of hydrodynamic forces on hydrodynamic units at flow velocities of 0.8 m/s and 1.6 m/s

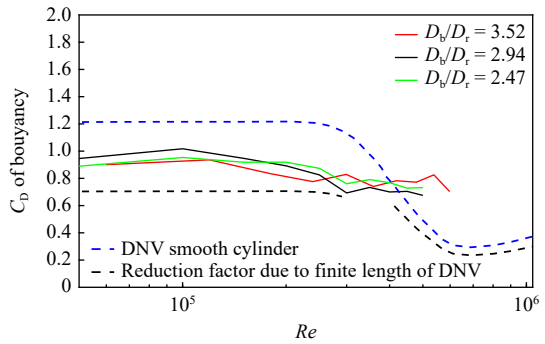
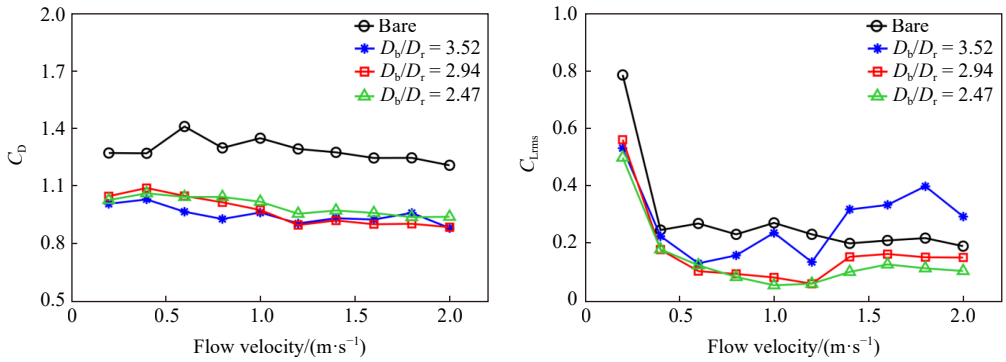


图 19　不同外径比下浮力块的阻力系数随雷诺数变化

Fig.19　Variation of drag coefficient of buoyancy elements with Reynolds number under different diameter ratios

使用投影面积计算不同外径比下浮力块立管的水动力系数如图 20 所示。由图 20(a)结果显示，不同外径比的浮力块立管的C_D与不同长度比的呈现相近的稳定值均接近 1.0。从图 20(b)可以看出，外径比为 3.52 时的升力波动仍较强，远大于外径比为 2.47 和 2.94 的情况。



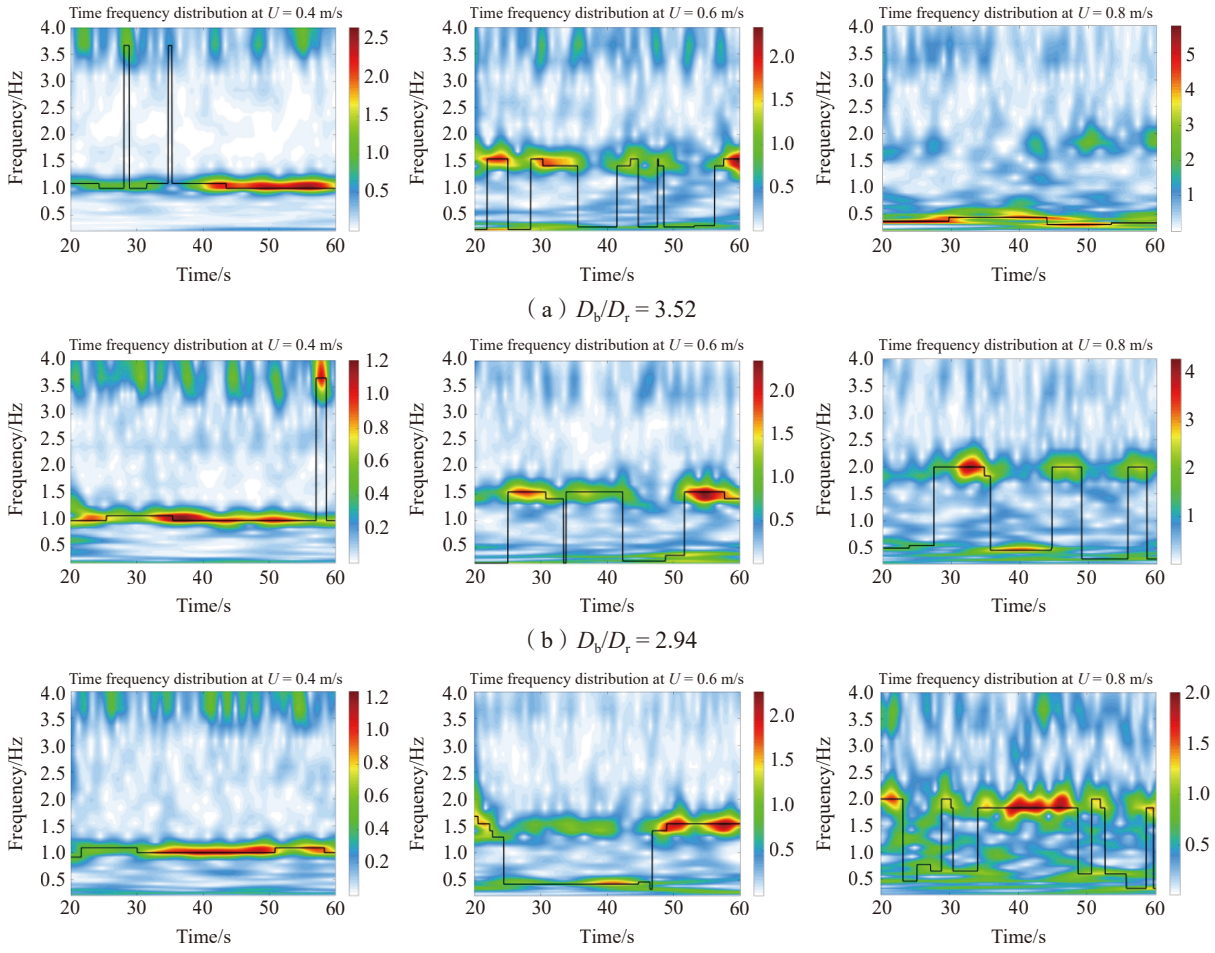
（a）平均阻力系数随流速变化　　（b）升力系数 RMS 值随流速变化

图 20　以结构投影面积计算不同外径比下的平均阻力系数和升力系数 RMS 值

Fig.20　Mean drag coefficient and RMS value of lift coefficient under different diameter ratios using projected area

如图 21 所示，为保证三种不同外径浮力块处于相同雷诺数流场区间，对 0.4~0.8 m/s 范围内的 CF 方向升力时历进行小波分析，此时浮力块所处流场均为亚临界区。结果显示，流速为 0.4 m/s 时，浮力块立管的主导频率约 1 Hz，大于该流速下立管的f_{st}（f_{st} = 0.87 Hz），且未呈现明显时变特性。随流速增加，主导频率存在显著跳跃且变化范围较立管和浮力块对应的f_{st}大 0.2 Hz~0.3 Hz，说明浮力块和立管之间的主导频率存在“竞争”关系且跳跃频率的范围出现了增加的现象。在 0.8 m/s 流速下，随

D_b/D_r减小，接近立管泄涡频率f_{st}主导的时间增加，这说明浮力块外径变小时，其相对于立管的频率“竞争”能力下降。



（a）$D_b/D_r = 3.52$

（b）$D_b/D_r = 2.94$

（c）$D_b/D_r = 2.47$

图 21 不同外径比下 CF 方向升力时历小波变换结果

Fig.21 Wavelet transform results of time history of cross-flow lift force under different diameter ratios

3 结 论

本文开展了覆盖浮力块的刚性立管静水拖曳试验，探究了均匀来流下不同长度比L_b/L_r和外径比D_b/D_r浮力块立管的水动力特性。利用小波变换对浮力块立管 CF 方向升力频率的时变特性开展分析，得到的主要结论如下：

（1）试验结果表明，与裸露立管相比，浮力块由于长细比较小，其阻力系数存在显著的折减效应，阻力系数较裸管的 1.2 降低至 0.9 左右。

（2）实验所得的浮力块阻力系数均高于 DNV 规范[25] 在亚临界区内的推荐值 0.7，在后续覆盖有浮力块的管缆设计中应关注这一问题。

（3）在外径比为 3.52 时，立管和浮力块所处流场雷诺数均大于 10^5 后，水动力单元的升力系数 RMS 值随流速增加而增加，说明该种外径比下脉动升力作用更为显著。

（4）立管和浮力块的升力主导频率存在“竞争关系”，导致覆盖浮力块立管的升力主导频率随时间呈跳跃变化，且变化范围大于立管和浮力块的泄涡主导频率。

参 考 文 献：

[1] 杨增辉, 肖前华. 海洋油气发展回顾及展望[J]. 海洋石油, 2025, 45(1): 26–31.
Yang Z, Xiao Q. Review and outlook on the development of marine oil and gas[J]. Offshore Oil, 2025, 45(1): 26–31. (in Chinese)

[2] Singhal G, Dibua O, Murray D, et al. Review of technology status and challenges associated with ultra deep water developments[C]//Offshore Technology Conference. OTC, 2019: D022S057R005.

[3] Yue B, Walters D, Yu W, et al. Lazy wave SCR on turret moored FPSO[C]//ISOPE International Ocean and Polar Engineering Conference. ISOPE, 2011: ISOPE-I-11-561.

[4] Yang H Z, Li H J. Sensitivity analysis of fatigue life prediction for deepwater steel lazy wave catenary risers[J]. Science China Technological Sciences, 2011, 54: 1881–1887.

[5] Sarpkaya T. A critical review of the intrinsic nature of vortex-induced vibrations[J]. Journal of Fluids and Structures, 2004, 19(4): 389–447.

[6] Govardhan R, Williamson C H K. Modes of vortex formation and frequency response of a freely vibrating cylinder[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2000, 420: 85–130.

[7] Williamson C H K, Govardhan R. Vortex-induced vibrations[J]. Annu. Rev. Fluid Mech., 2004, 36(1): 413–455.

[8] Gopalkrishnan R. Vortex-induced forces on oscillating bluff cylinders[D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 1993.

[9] Wu J, Lie H, Fu S X, et al. VIV responses of riser with buoyancy elements: Forced motion test and numerical prediction[C]//International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2017, 57649: V002T08A013.

[10] Li A, Wu B, Fan D. Vortex-induced vibration of risers with staggered buoyancy modules of small aspect ratio[J]. Applied Ocean Research, 2022, 120: 103014.

[11] Zhang M, Fu S, Song L, et al. Hydrodynamics of flexible pipe with staggered buoyancy elements undergoing vortex-induced vibrations[J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2018, 140(6): 061805.

[12] Li L, Fu S, Yang J, et al. Experimental investigation on vortex-induced vibration of risers with staggered buoyancy[C]//International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. 2011, 44397: 51−59.

[13] Jia L, Liu Y, Zhang M, et al. Experimental research on vortex-induced force characteristics of flexible riser with buoyancy module and strakes[J]. Applied Sciences, 2022, 12(12): 6180.

[14] 贾鲁生, 王德军, 张萌萌, 等. 带浮力块和螺旋列板的海洋油气立管涡激载荷特性[J]. 中国海洋平台, 2025, 40(5): 1–9.
Jia L S, Wang D J, Zhang M M, et al. Vertex-induced force characteristics of offshore oil and gas risers with buoyancy module and strakes[J]. China Offshore Platform, 2025, 40(5): 1–9. (in Chinese)

[15] Guo L, Yuan Y, Tang W, et al. Experimental investigation on vortex-induced vibration of marine towing cable with suppression device[J]. Ocean Engineering, 2023, 269: 113531.

[16] Fu X, Zhang M, Fu S, et al. On the study of vortex-induced vibration of a straked pipe in bidirectionally sheared flow[J]. Ocean Engineering, 2022, 266: 112945.

[17] Lie H, Larsen C M, Vandiver J K. Vortex induced vibrations of long marine risers; model test in a rotating rig[C]//Proceedings of the International conference on offshore mechanics and arctic engineering. American Society of Mechanical Engineers, 1997: 241−252.

[18] Cheng J, Cao P, Fu S, et al. Experimental and numerical study of steel lazy wave riser response in extreme environment[C]//International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2016, 49965: V005T04A055.

[19] Zhu H, Liu W, Gao Y, et al. Experimental investigation on the vortex-induced vibration response of a lazy-wave flexible riser filled with different fluid media[J]. Physics of Fluids, 2024, 36(3): 037106.

[20] 庄陈怡, 李宇坤, 袁昱超, 等. 带浮力块立管的横流-顺流双向涡激振动响应研究[J]. 振动与冲击, 2022, 41(13): 59–66.

Zhuang C Y, Li Y K, Yuan Y C, et al. Cross flow-down flow two-way VIV response of riser with buoyancy blocks[J]. Journal of Vibration and Shock, 2022, 41(13): 59–66. (in Chinese)

[21] 周　岳, 桑　松, 曹爱霞, 等. 缓波型柔性立管涡激响应数值模拟[J]. 船舶力学, 2021, 25(11): 1479–1487.
Zhou Y, Sang S, Cao A X, et al. Numerical simulation of vortex responses on lazy-wave flexible risers[J]. Journal of Ship Mechanics, 2021, 25(11): 1479–1487. (in Chinese)

[22] Rao Z, Vandiver J K, Jhingran V. Vortex induced vibration excitation competition between bare and buoyant segments of flexible cylinders[J]. Ocean Engineering, 2015, 94: 186–198.

[23] Lienhard J H. Synopsis of lift, drag, and vortex frequency data for rigid circular cylinders[M]. Pullman, WA: Technical Extension Service, Washington State University, 1966.

[24] Sumer B M. Hydrodynamics around cylindrical structures[M]. Singapore: World Scientific, 2006.

[25] DNV. Environmental conditions and environmental loads: RP-C205[S]. 2017.

[26] Potts D A, Binns J R, Potts A E, et al. The effect of aspect ratio on the drag of bare cylinders[C]//International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2019, 58769: V001T01A028.

[27] Ren H, Fu S, Zhang M, et al. Mapping vortex-induced forces of oscillating bluff bodies from subcritical to critical Reynolds numbers[J]. Physical Review Fluids, 2024, 9(9): L092701.

[28] Shen J, Deng P, Fu S, et al. Enhanced vortex-induced vibration prediction of marine risers using excitation coefficient databases at high Reynolds numbers[J]. Journal of Fluids and Structures, 2025, 138: 104406.