

上海交通大学硕士学位论文

# 深吃水半潜式平台涡激首摇运动的数值研究

硕士研究生：王秋雯

学 号：117010910239

导 师：王建华

申 请 学 位：工程硕士

学 科：船舶与海洋工程

所 在 单 位：船舶海洋与建筑工程学院

答 辩 日 期：2020 年 1 月

授予学位单位：上海交通大学

Dissertation Submitted to Shanghai Jiao Tong University  
for the Degree of Master

**NUMERICAL STUDY ON VORTEX  
INDUCED YAW MOTIONS OF DEEP  
DRAFT SEMI-SUBMERSIBLES**

<b>Candidate:</b>	Qiuwen Wang
<b>Student ID:</b>	117010910239
<b>Supervisor:</b>	Jianhua Wang
<b>Academic Degree Applied for:</b>	Master of Engineering
<b>Speciality:</b>	Naval Architecture and Ocean Engineering
<b>Affiliation:</b>	School of Naval architecture, Ocean & Civil Engineering
<b>Date of Defence:</b>	Jan, 2020
<b>Degree-Conferring-Institution:</b>	Shanghai Jiao Tong University

# 上海交通大学

## 学位论文原创性声明

本人郑重声明：所呈交的学位论文《深吃水半潜式平台涡激首摇运动的数值研究》，是本人在导师的指导下，独立进行研究工作所取得的成果。除文中已经注明引用的内容外，本论文不包含任何其他个人或集体已经发表或撰写过的作品成果。对本文的研究做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本人完全意识到本声明的法律结果由本人承担。

学位论文作者签名：

日期： 年 月 日

# 上海交通大学

## 学位论文版权使用授权书

本学位论文作者完全了解学校有关保留、使用学位论文的规定，同意学校保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和电子版，允许论文被查阅和借阅。本人授权上海交通大学可以将本学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编本学位论文。

保密，在\_\_\_年解密后适用本授权书。

本学位论文属于

不保密。

(请在以上方框内打“√”)

学位论文作者签名：

指导教师签名：

日期： 年 月 日

日期： 年 月 日

# 深吃水半潜式平台涡激首摇运动的数值研究

## 摘要

随着海洋油气的开采逐渐从陆地转向深海，半潜式平台（Semi-submersible）凭借其优良的运动性能和经济性脱颖而出。然而半潜式平台在工业应用中也面临着一个严峻的问题——涡激运动。涡激运动是指平台在来流作用下因立柱尾涡发生交替脱落而在横向和首摇向上发生的大幅往复运动，这会给锚链系泊系统造成疲劳损伤。目前，对涡激运动的研究尚集中在横向运动上，关于多柱式浮式平台的首摇运动还未足够深入。因此，本文以深吃水四立柱半潜式平台为研究对象，采用数值方法重点研究了平台涡激运动中首摇运动的规律，以进一步完善多柱式浮式平台涡激首摇运动理论机制。

本文所使用的数值方法是基于 OpenFOAM 开源平台自主开发的 vim-FOAM-SJTU 求解器。该求解器包含了基于 SST-DDES 方法的湍流模拟模块、基于海洋工程六自由度理论的运动求解模块、弹簧系泊模拟模块以及动网格技术等，可处理复杂的大分离流动和三维运动问题，并可准确模拟海洋平台的涡激运动。

首先，为了探究立柱在不同来流角度下各立柱的泻涡结构，本文针对  $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角的半潜式平台进行了固定绕流特性的数值研究。通过对比两种来流角度下固定平台的力矩结果，发现  $0^\circ$  来流角平台的泻涡模式可为平台首摇运动提供初始激励，而  $45^\circ$  来流角平台的泻涡模式则不具备这样的条件。

在此基础上，本文进一步对相同来流角度的半潜式平台在一系列流速范围内进行了涡激运动的数值研究。通过对比两种来流角平台的横向运动和首摇运动规律发现：当各立柱泻涡频率等于横向固有频率，且泻涡相位一致时，平台的横向运动响应最大；当沿流向轴对称的立

柱之间的阻力呈相位相反的关系时，平台首摇运动的响应达到峰值。这种立柱间的阻力关系可称为“阻力中心徘徊”。 $0^\circ$  来流角平台相对  $45^\circ$  平台多出一对沿流向轴对称的立柱，因此“阻力中心徘徊”所产生的力矩更大，进而首摇运动幅值更大。

最后，本文还针对相同来流角度的半潜式平台研究了不同自由度的运动对首摇运动的影响。通过对比纯首摇、流向加首摇以及横向加首摇的三种自由度组合的结果发现：在当前所测的速度范围下，横向运动对首摇运动的影响占主导作用。

**关键词：**半潜式平台，首摇运动，涡激运动，vim-FOAM-SJTU

# NUMERICAL STUDY ON VORTEX INDUCED YAW MOTIONS OF DEEP DRAFT SEMI- SUBMERSIBLES

## ABSTRACT

As the production of ocean resources gradually extends to the deep sea, the semi-submersible platform has become one of the most popular platforms due to its excellent sport performance and economical advantage. However, the problem of vortex induced motions (VIM) in which the large-scale reciprocating movement in the transverse and yaw directions will occur due to the alternating vortex shedding of the columns is also serious for semi-submersible. VIM will cause fatigue damage to the mooring system. At present, the research on VIM still focused on the transverse motions while the vortex induced yaw motions about multi-column floating platform has gain little attention. Therefore, in this paper a numerical study has been carried out on the vortex induced yaw motions of the four-column deep draft semi-submersible platform to further improve the theoretical mechanism of the vortex-induced motion of the multi-column floating platform.

The numerical method used in this paper is the self-developed solver vim-FOAM-SJTU which is based on the open source platform OpenFOAM. The solver includes a turbulence simulation module based on the SST-DDES method, a motion solution module based on the six-degree-of-freedom theory of ocean engineering, a spring mooring simulation module, and the moving grid technology, which can handle complex large-separation flows and three-dimensional motion problems as well as accurately simulate the vortex-induced motion of offshore platforms.

First of all, in order to figure out the vortex regime of each column at different current headings, a numerical study of the fixed turbulence characteristics of semi-submersible platforms at the current headings of 0

and 45 degree is carried out. By comparing the moment results, it is found that the vortex mode of the platform at 0 current heading can provide initial excitation for the yaw motion, while the vortex mode of the 45 one does not meet the condition.

Furthermore, numerical research on vortex-induced motion of semi-submersible platforms with the same current headings are conducted over a range of current velocities. By comparing the transverse motions and yaw motions, it is found that when the vortex frequency of each column is equal to the sway natural frequency and the phase of the vortex is consistent, the transverse motion response of platform is the largest. When the drag phases between the symmetrical columns along the flow axis are exactly opposite, which can be called the “transfer of the drag center”, the response of the yaw motion reaches the peak. Compared with 45 current heading, the platform of 0 current heading has a pair more of columns that are symmetrical along the flow direction. Therefore, the moment due to the “transfer of the drag center” is greater, and therefore the amplitude of the yaw motions is also larger.

Finally, the effect of motion of different degrees of freedom (DOF) on the yaw motions for semi-submersible platforms are also studied. By comparing the results of three combinations of DOFs, it is found that within the present measured speed range, the effect of transverse motion on the yaw motion is dominant.

**KEY WORDS:** semi-submersibles, yaw motions, VIM, vim-FOAM-SJTU

## 目 录

摘 要 .....	I
ABSTRACT .....	III
<b>第一章 绪论</b> .....	1
1.1 研究背景及意义 .....	1
1.1.1 海洋资源与平台应用背景 .....	1
1.1.2 涡激运动概述 .....	2
1.1.3 本文研究意义 .....	2
1.2 涡激运动研究进展 .....	3
1.2.1 涡激运动研究方法 .....	3
1.2.2 多柱式平台涡激运动进展 .....	4
1.3 本文主要内容与创新点 .....	7
1.3.1 本文主要研究内容 .....	7
1.3.2 本文主要贡献价值 .....	8
<b>第二章 基本理论概述</b> .....	9
2.1 涡激运动基本原理 .....	9
2.1.1 边界层分离 .....	9
2.1.2 漩涡的形成 .....	9
2.1.3 平台涡激运动成因 .....	10
2.1.4 基本参数 .....	10
2.2 计算流体力学基本原理 .....	15
2.2.1 流体控制方程 .....	15
2.2.2 控制方程离散方式 .....	15
2.2.3 压力与速度解耦 .....	15
2.3 数值计算方法 .....	16
2.3.1 湍流模型 .....	16
2.3.2 弹簧系泊系统 .....	19
2.3.3 六自由度运动理论 .....	20
2.3.4 动网格技术 .....	21

2.4 本章小结 .....	22
<b>第三章 不同来流角度下半潜式平台固定绕流的数值模拟 .....</b>	<b>23</b>
3.1 数值模型 .....	23
3.1.1 模型试验背景 .....	23
3.1.2 平台结构参数 .....	24
3.1.3 计算条件设置 .....	25
3.2 0° 来流角半潜式平台固定绕流数值试验 .....	27
3.2.1 阻力分析 .....	27
3.2.2 升力分析 .....	29
3.2.3 力矩分析 .....	30
3.2.4 流场细节分析 .....	32
3.3 45° 来流角半潜式平台固定绕流数值试验 .....	35
3.3.1 阻力分析 .....	35
3.3.2 升力分析 .....	37
3.3.3 力矩分析 .....	39
3.3.4 流场细节分析 .....	40
3.4 本章小结 .....	44
<b>第四章 不同来流角度下半潜式平台涡激首摇运动的数值研究 .....</b>	<b>45</b>
4.1 数值模型 .....	45
4.1.1 计算模型 .....	45
4.1.2 计算工况 .....	45
4.2 自由衰减结果 .....	46
4.3 运动响应分析 .....	47
4.3.1 流向运动 .....	47
4.3.2 横向运动 .....	48
4.3.3 首摇运动 .....	52
4.4 流体受力分析 .....	57
4.4.1 阻力分析 .....	57
4.4.2 升力分析 .....	62
4.4.3 首摇力矩分析 .....	66
4.5 流场细节分析 .....	70
4.6 本章小结 .....	80

---

<b>第五章 不同自由度运动对半潜式平台首摇运动影响的数值研究</b> .....	82
5.1 数值模型 .....	82
5.1.1 计算模型 .....	82
5.1.2 计算工况 .....	82
5.2 低速来流下半潜式平台不同自由度运动的数值模拟 .....	83
5.2.1 0° 来流角度下半潜式平台不同自由度的涡激运动 .....	83
5.2.2 45° 来流角度下半潜式平台不同自由度的涡激运动 .....	87
5.3 高速来流下半潜式平台不同自由度运动的数值模拟 .....	90
5.3.1 0° 来流角度下半潜式平台不同自由度的涡激运动 .....	90
5.3.2 45° 来流角度下半潜式平台不同自由度的涡激运动 .....	94
5.4 本章小结 .....	99
<b>第六章 结论与展望</b> .....	101
6.1 工作总结与结论 .....	101
6.2 不足与展望 .....	103
参 考 文 献 .....	104
致 谢 .....	110
攻读硕士学位期间已发表或录用的论文 .....	111

## 图 录

图 1-1 HVS 半潜式平台设计示意图 .....	6
图 1-2 半潜式平台立柱上的螺旋侧板 .....	6
图 2-1 边界层分离示意图 .....	9
图 2-2 分离点流体状态 .....	9
图 2-3 来流角度示意图 .....	11
图 2-4 光滑圆柱扰流中阻力系数随雷诺数的变化 .....	12
图 2-5 光滑圆柱的特劳哈尔数 .....	13
图 2-6 弹簧系泊布置形式 .....	20
图 3-1 传统半潜式平台模型示意图 .....	23
图 3-2 传统半潜式平台几何示意图 .....	24
图 3-3 计算域 .....	25
图 3-4 网格划分 .....	26
图 3-5 不同来流角度的立柱分布形式 .....	26
图 3-6 0° 平台和各立柱固定绕流平均阻力系数统计值 .....	27
图 3-7 0° 平台和各立柱四种流速下固定绕流阻力时历曲线和频率结果 .....	28
图 3-8 0° 平台和各立柱固定绕流升力系数统计值 .....	29
图 3-9 0° 平台和各立柱四种流速下固定绕流升力时历曲线和频率结果 .....	30
图 3-10 0° 平台和各立柱固定绕流首摇力矩系数统计值 .....	31
图 3-11 0° 平台和各立柱四种流速下固定绕流首摇力矩时历曲线和频率结果 .....	32
图 3-12 四种流速下 0° 平台表面压力分布和立柱中部截面涡量云图( $Z/H_{col}=-0.5$ ) .....	33
图 3-13 四种流速下 0° 平台 col1 流线图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ ) .....	34
图 3-14 四种流速下 0° 平台 col2 流线图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ ) .....	35
图 3-15 45° 平台和各立柱固定绕流平均阻力系数统计值 .....	36
图 3-16 45° 平台和各立柱四种流速下固定绕流阻力时历曲线和频率结果 .....	37
图 3-17 45° 平台和各立柱固定绕流升力系数统计值 .....	38
图 3-18 45° 平台和各立柱四种流速下固定绕流升力时历曲线和频率结果 .....	39
图 3-19 45° 平台和各立柱固定绕流首摇力矩系数统计值 .....	40
图 3-20 四种流速下 45° 平台表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 ( $Z/H_{col}=-$	

0.5) .....	41
图 3-21 四种流速下 45° 平台 col3 流线图 (Z/Hcol=-0.5) .....	42
图 3-22 四种流速下 45° 平台 col2 流线图 (Z/Hcol=-0.5) .....	43
图 3-23 四种流速下 45° 平台 col1 流线图 (Z/Hcol=-0.5) .....	44
图 4-1 横向和首摇向自由衰减试验的时历与频率结果 .....	47
图 4-2 0° 和 45° 下流向运动无量纲化结果 .....	48
图 4-3 0° 和 45° 下横向运动无量纲化结果: a) 标称响应结果, b) 最大响应结果 .....	48
图 4-4 45° 平台横向运动响应时历曲线及其频率分析 .....	50
图 4-5 0° 平台横向运动响应时历曲线及其频率分析 .....	51
图 4-6 0° 和 45° 平台横向运动 3D 频率分析 .....	52
图 4-7 0° 和 45° 下首摇运动无量纲化结果: a) 标称响应结果, b) 最大响应结果 .....	52
图 4-8 0° 和 45° 下首摇运动无量纲化结果 (基于首摇固有周期): a) 标称响应结果, b) 最大响应结果 .....	53
图 4-9 0° 平台首摇运动响应时历曲线及其频率分析 .....	55
图 4-10 45° 平台首摇运动响应时历曲线及其频率分析 .....	57
图 4-11 0° 和 45° 平台首摇运动 3D 频率分析 .....	57
图 4-12 平台和各立柱平均阻力系数统计值: a) 0° , b) 45° .....	58
图 4-13 0° 平台和各立柱四种流速下阻力时历曲线和频率结果 .....	60
图 4-14 45° 平台和各立柱四种流速下阻力时历曲线和频率结果 .....	62
图 4-15 平台和各立柱升力系数统计值: a) 0° , b) 45° .....	62
图 4-16 0° 平台和各立柱四种流速下升力时历曲线和频率结果 .....	64
图 4-17 45° 平台和各立柱四种流速下升力时历曲线和频率结果 .....	66
图 4-18 平台和各立柱首摇力矩系数统计值: a) 0° , b) 45° .....	67
图 4-19 0° 平台和各立柱四种流速下首摇力矩时历曲线和频率结果 .....	69
图 4-20 45° 平台和各立柱四种流速下首摇力矩时历曲线和频率结果 .....	70
图 4-21 四种流速下 0° 平台在最大位移处表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 (Z/Hcol=-0.5) .....	71
图 4-22 四种流速下 0° 平台在平衡位置表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 (Z/Hcol=-0.5) .....	72
图 4-23 0° 平台在 $U_r=7.1$ 时一个周期内的涡量和压力分布变化 (Z/Hcol=-0.5)	74

图 4-24 0° 平台在 $U_r=14.1$ 时一个周期内的涡量和压力分布变化 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	75
图 4-25 四种流速下 45° 平台在最大位移处表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	76
图 4-26 四种流速下 45° 平台在平衡位置表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	77
图 4-27 45° 平台在 $U_r=5$ 时一个周期内的涡量和压力分布变化 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	79
图 4-28 45° 平台在 $U_r=20$ 时一个周期内的涡量和压力分布变化 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	80
图 5-1 Case1-1 的首摇时历曲线和频率分析结果	83
图 5-2 Case1-1 的流体力时历和频率分析结果	84
图 5-3 Case1-2 首摇和流向运动时历曲线	84
图 5-4 Case1-3 的首摇和横向方向上时历曲线和频率分析结果	85
图 5-5 Case1-3 的流体力时历和频率分析结果	86
图 5-6 Case1-1 和 Case1-3 在首摇幅值最大时刻的涡量云图 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	87
图 5-7 Case2-1 的流体力时历和频率分析结果	88
图 5-8 Case2-3 首摇和横向运动的频率分析结果	89
图 5-9 Case2-3 的流体力时历和频率分析结果	89
图 5-10 Case2-1 和 Case2-3 在首摇幅值最大时刻的涡量云图 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	90
图 5-11 Case3-1 的首摇时历曲线和频率分析结果	91
图 5-12 Case3-1 的流体力时历和频率分析结果	92
图 5-13 Case3-2 首摇和流向运动的频率分析结果	92
图 5-14 Case3-3 首摇和横向运动的频率分析结果	93
图 5-15 Case3-3 升力和力矩频率分析结果	93
图 5-16 Case3-1 和 Case3-3 在首摇幅值最大时刻的涡量云图 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	94
图 5-17 Case3-1 和 Case3-2 在首摇幅值最大时刻 col1 和 col2 的流线图 ( $Z/Hcol=-0.5$ )	94
图 5-18 Case4-1 的首摇时历曲线和频率分析结果	95
图 5-19 Case4-1 的流体力时历和频率分析结果	96
图 5-20 Case4-2 的首摇时历曲线和频率分析结果	96
图 5-21 Case4-2 的流体力时历和频率分析结果	97
图 5-22 Case4-3 的首摇时历曲线和频率分析结果	98

图 5-23 Case4-3 的流体力时历和频率分析结果 ..... 98  
图 5-24 Case4-1 和 Case4-3 在首摇幅值最大时刻的涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ ) .... 99

## 表 录

表 3-1 传统四立柱半潜式平台结构参数 .....	24
表 3-2 来流速度工况 .....	26
表 4-1 0° 和 45° 来流角度的半潜式平台涡激运动数值模拟工况 .....	46
表 4-2 半潜式平台固有周期结果（模型尺度大小） .....	47
表 5-1 半潜式平台不同自由度涡激运动数值模拟工况 .....	82
表 5-2 0° 平台在 $U=0.1025\text{m/s}$ 下不同自由度的首摇标称响应幅值 .....	83
表 5-3 45° 平台在 $U=0.1025\text{m/s}$ 下不同自由度的首摇标称响应幅值 .....	87
表 5-4 0° 平台在 $U=0.3075\text{m/s}$ 下不同自由度的首摇标称响应幅值 .....	91
表 5-5 45° 平台在 $U=0.3075\text{m/s}$ 下不同自由度的首摇标称响应幅值 .....	95

# 第一章 绪论

## 1.1 研究背景及意义

### 1.1.1 海洋资源与平台应用背景

随着世界经济和生产水平力的不断提升，油气资源早已成为国家发展的战略性能能源，石油和天然气等能源的开采需求也在与日俱增，其发展路径逐渐从陆地转移到海洋，并逐渐往深海延伸。与之而来的是深海开采作业对海洋结构物的性能要求也日益严格，各式新型浮式平台已逐渐取代传统固定式平台得到广泛应用，其中最典型的包括：浮式生产储油船（Floating Production Storage and Offloading, FPSO）、单立柱 Spar 平台、张力腿平台（Tension-Leg Platform, TLP）以及半潜式平台（Semi-submersible）等浮式生产系统。

Spar 平台是一种主体为单圆柱结构，垂直悬浮于水中的顺应式平台。其适用水深约为 500~3000m，最大的特点是浮心高于重心，因而可保证无条件稳性；除此之外 Spar 平台具有较大的可变载荷，柔顺性好，在六个自由度上的固有周期都远离海洋能量的集中区域，表现出良好的运动性能<sup>[1]</sup>。但 Spar 平台在安装卸载过程中需要大型吊装设备，在边际油田的开采和水域迁移作业中成本较高<sup>[2]</sup>。

张力腿平台依靠船体的浮力使得张力腿立管一直保持张紧状态，因此平台的偏移很小，但这也限制了张力腿平台的可变载荷范围，导致水深增加时张力筋腱的重量也必须加大，随之而来的是成本急剧上升。

半潜式平台是由上层建筑主体、中间立柱和底部浮筒三部分构成的多柱式平台，其柱体数量常为 3~4 个，Houston Offshore Engineering（HOE）公司设计的对柱式半潜平台（Paired-Column Semi-Submersible, PC Semi）甚至达到 8 个立柱，立柱的截面可采用圆形或方形。由于水线面很小，半潜式平台的固有周期较大，较难与波浪发生共振作用，从而大大减小了波浪的作用力，因此其具备优秀的运动性能。相比于 Spar 平台和 TLP 平台，半潜式平台的适应水深范围更广，同时更大的甲板空间和可变载荷范围以及多功能作业特点也使得半潜式平台的生产能力更强<sup>[3]</sup>。随着油气开采向深海进军，半潜式平台因其优良的运动性能和更强的经济性也越来越受到市场青睐。尽管如此，半潜式平台也有其明显的设计缺陷：由于其平台的固有垂荡频率与波浪频率接近，平台的垂荡运动较为剧烈，这不仅会影响平台的正常作业，也会对系泊系统的疲劳损害造成严重影响<sup>[4]</sup>。研究

发现增加平台的吃水可以有效改善传统半潜式平台的垂荡运动响应，由此深吃水半潜式平台逐渐得到发展。然而，吃水增大意味着支撑立柱的长度也随之增大，从而变成细长的柱状结构，这会使半潜式平台的运动响应产生新的问题——涡激运动（Vortex induced motion, VIM）。

### 1.1.2 涡激运动概述

由于粘性作用，流体流经柱体结构时会在表面产生边界层分离的现象，导致柱体两侧后方产生交替性的漩涡脱落。交替漩涡会引起柱体两侧产生周期性的脉动压力，进而诱导结构物在水平面内产生往复运动。这种现象对于立管等长细比很大的柔性结构而言称为涡激振动（Vortex induced vibration, VIV）<sup>[5]</sup>；而对于如平台立柱等长细比较小的刚性结构则称为涡激运动（VIM）。与涡激振动相比，大型海洋平台的涡激运动具有很大区别，运动特性呈现出更为复杂的非线性特征，其主要表现在：运动幅值响应更大，周期更长，且三维特性更明显、雷诺数更高。另一方面，平台的涡激运动是典型的大型结构物的流固耦合问题，这是因为平台一般具有系泊回复系统，造成其涡激运动除了受到结构物尺寸影响外，还受平台系统回复特性的影响。当柱体的漩涡作用导致平台的运动频率接近整个系统的固有频率时，平台的运动将发生共振，此时运动幅值显著增加。研究表明<sup>[6,7]</sup>在随后增大的一定速度范围内，平台的运动频率都将维持在固有频率附近，同时运动维持着幅值几乎不变的规律往复运动，这种现象被称为“锁定”现象。

对于多柱式平台而言，涡激运动不仅包括垂直来流的横向往复运动，还包括首摇方向的往复运动，后者也被称为“涡激首摇运动”（Vortex induced yaw motion, VIY）<sup>[8]</sup>。该现象产生的原因是各立柱的漩涡中心与平台中心具有一定距离，因而由漩涡引起的升阻力变化也会改变各立柱所提供的力矩大小和方向；而当各立柱之间的漩涡模式满足一定条件时，平台的首摇运动幅值则会大幅提高。

### 1.1.3 本文研究意义

平台在“锁定”流速范围内产生的大幅往复运动会严重损害系泊和立管系统的疲劳寿命，并且严重影响半潜式平台的正常作业和生活环境。目前已有许多针对半潜式平台涡激运动的研究，但研究方向主要围绕于垂直来流方向的横向运动响应上，然而也有研究发现<sup>[7]</sup>：在高速来流条件下半潜式平台的首摇运动响应也十分显著，平台围绕平衡中心的大幅旋转同样会对系泊和立管系统造成严重损害。关于多柱式平台的首摇运动规律和机制的研究还鲜有展开，因此本文将针对典型

四立柱深吃水半潜式平台的涡激首摇运动进行详细研究，并将其运动规律与横向运动作比较，以补充完善半潜式平台涡激运动的理论机制。

## 1.2 涡激运动研究进展

### 1.2.1 涡激运动研究方法

目前研究涡激运动的主要方法有模型试验、CFD 和实地监测三种方法，其中实地测量主要作为验证模型试验和设计阶段的重要补充手段，但由于实地测量的数据多为公司的商业机密，可用于学术界理论研究的公开资料很少。Rijken 等（2009）<sup>[9]</sup>和 Ma Wei 等（2013）<sup>[10]</sup>对实尺度深吃水半潜式平台的涡激运动进行了实地测量，结果发现不论是否在“锁定”的速度区间，实尺度平台的响应幅值都明显小于由模型试验确定的设计指导标准。但这种变化只适应于响应幅值，平台的响应周期仍保持一致，因此研究结论认为模型试验结果较为保守。研究认为其中的原因可能是实尺度与模型尺度在系泊和 SCR 系统的水动力效应模拟上存在差异：实际海况下拖曳力是水动力效应的主导成分，系泊缆和 SCR 的拖曳力会消耗能量，从而减小运动的脉动幅值；而模型试验由于实验设备和相似准则的限制，立管和系泊系统的水动力学特征如平台质量、附加质量和拖曳力等一般得不到准确模拟。

模型试验被认为是指导海洋平台设计的重要依据，其优点在于试验结果具有较高的准确性，缺点在于受试验条件限制和尺度效应的影响，试验结果与实际海况的涡激运动会存在差异。模型试验通常包括循环水槽试验、海洋工程水池试验和拖曳水池试验三种类型<sup>[11]</sup>。循环水槽试验通过固定平台模型的位置，持续不断输送给定速度的流体以模拟来流条件，这样可允许平台经历长时间多周期的来流模拟，得到更稳定的数据；但同时也存在模拟流速和模型尺寸的限制，无法模拟高雷诺数的来流工况。海洋工程水池与循环水槽试验同样存在流速限制的问题，但其可以模拟多种来流样式，包括阶梯流和剪切流等，然而其试验成本也较高。拖曳水池试验则是通过拖车以来流速度拖行平台模型，以此模仿平台的迎流条件；拖行过程中，模型通过四根对称并具有与系泊系统等效刚度的水平弹簧与拖车相连，以此模拟平台系泊系统。虽然拖曳速度可达到较高的流速条件，但受限于水池长度，长时间的稳定数据较难获取。当前拖曳水池试验仍然是较主流模型试验方法。

近年来,随着计算机技术的飞速发展,计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)理论也相应发展起来,相比于模型试验,数值水池可以突破计算尺度和试验设备的限制,实现高雷诺数工况的来流模拟的同时还可获得长时间的稳定数据。另一方面,利用 CFD 的流场处理工具还可探究模型试验不易观测到的流场细节,有助于涡激运动机制的深入研究。但运用 CFD 方法模拟涡激运动仍然需要考虑诸多问题,如网格敏感度、湍流模型的选取等,近十几年来 CFD 相关理论和方法已得到了极大的发展。

### 1.2.2 多柱式平台涡激运动进展

多柱式平台中的典型代表有半潜式平台和张力腿平台,其中半潜式平台又以四立柱平台为典型代表。

Waals 等(2007)<sup>[7]</sup>对缩尺比为 1:70 的四种不同浮式多立柱平台的开展了涡激运动模型实验。这四种模型分别为:四浮筒深吃水半潜式平台、深吃水 TLP 平台、传统半潜式平台和双浮筒深吃水半潜式平台。通过比较四种模型的涡激运动响应特性,探究了立柱吃水、质量比以及几何形状对于半潜式平台涡激运动的影响。其主要结论有:质量比较小的平台涡激运动响应较大;平台几何形状的区别会在很大程度上影响涡激运动响应特性。除此之外,该实验还对比了  $0^\circ$  和  $45^\circ$  两种典型来流角度的涡激运动响应,发现在  $0^\circ$  来流角下半潜式平台的首摇运动响应在高折合速度时十分显著,且响应幅值随速度的增大而继续增大。对此作者推测首摇运动的持续增大是平台产生驰振的结果。

Rijken 等(2008)<sup>[12]</sup>通过对方立柱深吃水半潜式平台的一系列模型试验研究,总结出了半潜式平台涡激运动的横荡响应规律。研究发现半潜式平台在一定折合速度范围内会发生“锁定”现象,此时运动轨迹沿着平台对角线方向,其响应幅值与来流速度、来流角度有关。作者还发现立管系泊系统的阻尼可使“锁定”现象延迟到高折合速度才发生。

Hussian 等(2009)<sup>[13]</sup>通过模型试验研究了双层浮筒(Second Tier Pontoon, STP)对深吃水半潜式平台垂荡运动的抑制效果,同时总结了半潜式平台的不同设计对涡激运动影响的规律。研究发现半潜式平台的涡激运动在横荡和首摇方向上的响应最明显,其中首摇运动在  $0^\circ$  来流角时更大,而横荡则在  $45^\circ$  来流角时幅值最大。

Magee 等(2011)<sup>[14]</sup>通过模型试验研究了质量比和波浪作用对一座 TLP 平台涡激运动的影响。该研究中作者认为利用等效刚度的水平弹簧并不能精确模拟系

泊系统，这会使模型的横向和首摇固有周期与实际值存在差异。同时该研究得出相似的结论：在  $0^\circ$  来流角时，平台在高折合速度下的涡激运动主要表现为首摇运动，其响应幅值大于横向运动。作者通过频率分析发现高流速下的平台运动周期远小于横荡固有周期，并猜测此时周期接近首摇运动峰值的周期。研究还发现首摇运动的幅值随着流速的增大而线性增加，作者的观点与 Waals(2007)<sup>[7]</sup>一致：认为这是驰振现象造成的结果。

Goncalves 等(2011)<sup>[15]</sup>在对深吃水半潜式平台涡激运动研究中首次提出了涡激首摇(Vortex Induced Yaw Motion, VIY)的概念。作者将折合速度按照首摇固有周期定义后发现，平台首摇运动同样在折合速度为 6~9 范围内出现“锁定”，此时立柱的泻涡频率等于首摇固有频率，这种表现与横向运动响应类似。Goncalves<sup>[16-18]</sup>的结果显示，半潜式平台首摇运动的最大值出现在来流角度为  $0^\circ$  或  $180^\circ$  情况下，其幅值可达  $5^\circ$ 。同时研究还表明波浪作用力、平台阻尼和更小的吃水设计对首摇运动的减小有重要作用。

Liu 等(2016)<sup>[19]</sup>主要研究了浮筒、来流相对立柱或平台的角对涡激运动的影响。研究结果表明浮筒对涡激运动具有抑制作用；立柱的迎流角度对涡激运动的影响比平台的迎流角度更大。

近几年随着计算机水平的发展，CFD 工具的研究优势逐渐体现，尤其在涡激运动模拟的尺度效应、新型半潜式平台设计对涡激运动的抑制效果等研究方面取得长足进展。

张新曙等(2016)<sup>[20]</sup>和 Hu 等(2017)<sup>[21]</sup>基于改进的延迟分离涡方法(Improved delayed detached eddy simulation method, IDDES)对深吃水半潜式平台涡激运动特性进行了数值研究。作者对比了  $0^\circ$ 、 $22.5^\circ$  和  $45^\circ$  三种来流角度下的横向运动和首摇运动响应，发现首摇运动中  $0^\circ$  平台的响应幅值最大，同时三种来流角平台的首摇幅值在折合速度为 7~14 之间呈线性增长趋势，因此作者认为首摇运动是驰振运动。频率分析结果表明首摇运动的运动频率与横向运动和升力频率相同，认为首摇运动的力矩受升力控制。然而该折合速度范围所对应的首摇运动频率仍未覆盖首摇固有频率，因此无法确定首摇运动在高流速工况下是否发生共振。

Xu 等(2012)<sup>[22]</sup>利用 AcuSolve 对一座 HVS (Heave and VIM Suppressed) 半潜式平台进行数值验证，通过将数值结果与模型试验对比验证了 CFD 工具的可行性，同时 HVS 设计也被证明能有效减小平台的涡激运动。

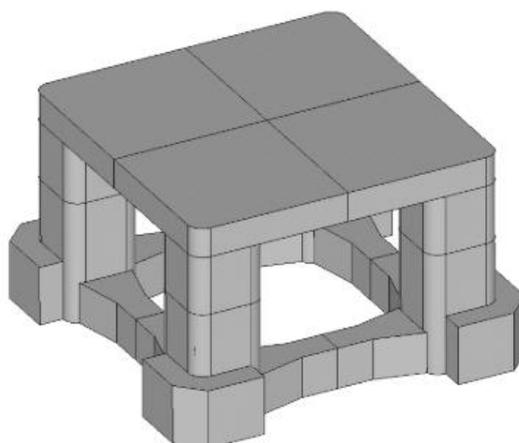


图1-1 HVS 半潜式平台设计示意图<sup>[22]</sup>  
Fig.1-1 HVS Semi-submersible Design

Vegard 等 (2017)<sup>[23]</sup>采用基于有限体积法的 Star-CCM+工具,并结合分离涡模拟 (Detached Eddy Simulation, DES) 的方法对一种实尺度的新型半潜式平台进行了数值模拟,该平台的立柱添加了螺旋侧板的设计。数值结果表明该设计可大大降低平台的涡激运动,从流场细节的分析中可知其中的原因是螺旋侧板打破了立柱泻涡的一致性从而降低了立柱总体脉动压力。

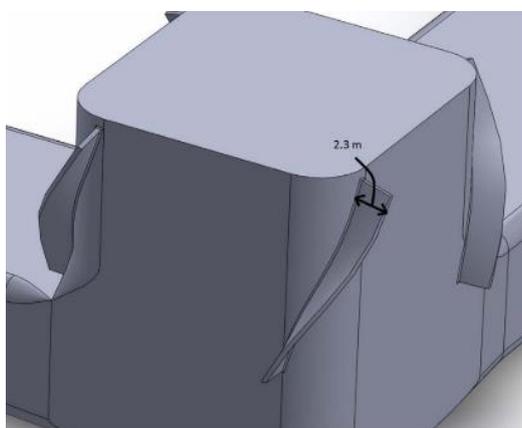


图1-2 半潜式平台立柱上的螺旋侧板<sup>[23]</sup>  
Fig.1-2 helical strakes on columns of semi-submersible.

Kim (2015)<sup>[24]</sup>和 Zhao (2018)<sup>[25]</sup>分别利用不同的 CFD 方法对八立柱式半潜平台 (Paired Column Semi-submersible, PC-Semi) 进行数值模拟,前者分别采用了 ANSYS-Fluent 和 AcuSolve 软件进行验证;后者则采用自编的基于延迟分离涡模拟 (delayed DES, DDES) 方法的 vim-FOAM-SJTU 求解器进行数值验证。两者的研究结果都验证了 CFD 对模拟复杂半潜式平台涡激运动的可行性。

Rijken 等 (2014)<sup>[26]</sup>通过 CFD 方法研究了缩尺比、质量比以及立柱形状对半潜式平台涡激运动的影响。在缩尺比方面,作者对比了缩尺比为 1:50 模型与原型的试验结果,发现模型与原型的运动响应结果相差不大。因此作者认为实尺度平台的运动响应较小不是由雷诺数差异引起的,但该研究的对象是二维圆柱平台,并未体现流场的三维效应。

谷家扬等 (2015)<sup>[27,28]</sup> 和刘为民等 (2015)<sup>[29]</sup>采用 Fluent 软件模拟了低质量比方形四立柱平台在不同来流角度下的涡激运动特性。研究发现  $0^\circ$  来流角下平台流向和横向响应幅值最小,其运动轨迹呈现“8”字形。另外,  $15^\circ$  平台的流向响应最大,  $45^\circ$  平台的横向响应最大,但两者的运动轨迹沿对角线方向。

Chen 等 (2016)<sup>[30]</sup>采用有限分析 N-S 方程代码 (Finite-Analytic Navier-Stokes, FANS) 与重叠网格方法对缩尺比为 1:70 的四立柱半潜式平台的涡激运动问题进行了数值模拟,主要研究了平台模型的尺度效应和立柱圆角对涡激运动的影响。在尺度效应方面,研究结果表明原型和模型的运动响应大致吻合,两者的差异在 15% 的误差范围内;另一方面,该研究还发现半潜式平台的涡激运动中的横荡响应会随立柱倒角半径的增大而增加。

李思明等 (2018)<sup>[31,32]</sup>通过基于 SST-DDES 湍流模拟方法的 vim-FOAM-SJTU 求解器对不同立柱倒角半径对半潜式平台涡激运动的影响。研究发现立柱倒角会影响边界层分离点的位置,从而影响立柱的泻涡模式。进一步对比了  $0^\circ$  和  $45^\circ$  两种来流角度的平台涡激运动结果,发现  $45^\circ$  来流角平台在“锁定”区间的横向响应随立柱倒角半径增大先增大后减小;而  $0^\circ$  来流角平台的横向响应随倒角半径增大的变化趋势则相反。

## 1.3 本文主要内容与创新点

### 1.3.1 本文主要研究内容

本文以四立柱深吃水半潜式平台为研究对象,采用数值模拟的方法对其涡激运动特性进行了深入研究,其中重点研究了平台首摇运动的机理机制。本文所采用的 CFD 工具是基于 OpenFOAM 开源平台自主研发的 vim-FOAM-SJTU 求解器,该求解器包含了湍流模拟模块、六自由度运动模块和弹簧系泊模块三大功能模块,同时结合动网格技术对流场运动进行求解。本文的章节共分七个部分,其主要内容安排如下:

第一章首先对当前浮式平台的应用背景、涡激运动问题的概念和特点进行了

阐述；而后简要介绍了当前涡激运动问题的研究进展，包括研究方法和多柱式平台的国内外研究近况等。

第二章则介绍了本文数值模拟中所涉及的基本理论，包括涡激运动的形成原理、计算流体力学的基本原理以及求解器中所用到的数值方法等。涡激运动问题常用的物理参数也会在本章中给出定义，为后续章节的研究方法提供理论支撑。

第三章数值模拟了半潜式平台的固定绕流问题，旨在研究不同来流角度的半潜式平台在不同来流速度下立柱的泻涡情况。该章节选取了四种典型的来流速度，分别对  $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角度的平台进行一系列数值模拟，并从升阻力系数、力矩系数和全流场压力和涡量分布等角度展开分析和比较。

第四章对相同几何模型的半潜式平台进行了涡激运动的数值模拟，平台在水平面的三个自由度被释放。本章在一系列流速范围内，分析比较了  $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角度下半潜式平台的涡激运动响应结果，其中重点对比了平台的横向运动和首摇运动情况，并从各立柱流体力系数、尾流场涡量和压力分布等角度对涡激运动的机制进行了详细分析。

第五章对三种不同自由度组合的半潜式平台的涡激运动进行了数值模拟，这三种组合分别是只释放首摇自由度、释放流向和首摇自由度、以及释放横向和首摇自由度，旨在考察流向运动或横向运动与首摇运动的耦合关系。本章的计算工况依旧是基于  $0^\circ$  和  $45^\circ$  两种典型来流角，并选取了第四章涡激运动研究中横向运动响应和首摇运动响应较大的流速进行分析比较。

第六章对本文研究内容进行全面总结，归纳本文的主要研究结论，并对本次研究的不足和展望之处进行概括。

### 1.3.2 本文主要贡献价值

1) 目前关于半潜式平台涡激运动中首摇运动的研究大多还停留在平台总体运动响应随来流速度、来流角度变化的规律，但鲜有对其内在的机理机制进行透彻分析。本文基于前人的实验结果，对典型来流角度的首摇运动机理进行了详细剖析，不仅统计了平台总体运动响应和流体力结果，还详细跟踪了各立柱流体力相互作用的情况，由此揭示首摇运动与立柱间相互作用模式的关系。

2) 平台涡激运动是复杂的流固耦合问题，意味着不仅因泻涡改变造成的流体力变化会影响平台运动，反过来平台的运动也会对立柱泻涡模式产生影响。因此本文通过研究平台释放不同自由度时的涡激运动特性，探讨了平台不同自由度的运动对立柱泻涡模式和其他方向的运动响应的影响。

## 第二章 基本理论概述

### 2.1 涡激运动基本原理

#### 2.1.1 边界层分离

当流体流经钝形物体时，由于实际流体具有粘性，圆柱表面边界层内的流体会因壁面摩擦的影响损失部分动能，再加上柱体后方逆压梯度的作用，柱体后方流体的速度急剧减小。与势流相比，理论上的后驻点是无法达到的，实际驻点（S点）的位置则被提前到柱体表面两侧，此处沿壁面外法线方向的速度梯度为0：

$$\frac{\partial u_t}{\partial n} = 0 \quad (2-1)$$

其中， $u_t$  表示沿壁面外法线方向的切向速度， $n$  表示通过圆柱物面这一点的法向量。在 S 点后，流体质点会继续受到逆压梯度的作用，由此产生的反向回流与继续前进的迎流会形成漩涡，使得圆柱表面的边界层最终发生分离<sup>[33,34]</sup>。

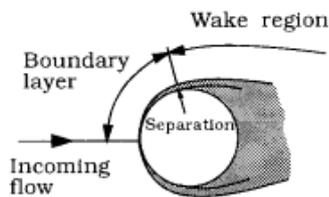


图2-1 边界层分离示意图<sup>[33]</sup>  
Fig.2-1 Boundary separation sketch

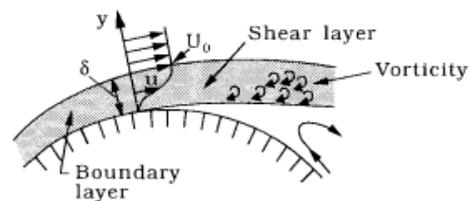


图2-2 分离点流体状态<sup>[33]</sup>  
Fig.2-2 Flow regime at separation point

#### 2.1.2 漩涡的形成

边界层分离是圆柱绕流发生漩涡脱落的基础：微小的漩涡随着来流的继续补充逐渐发展成更大的漩涡结构，足够大的漩涡当受到微小扰动就会从圆柱后方尾流区脱落。研究表明漩涡脱落模式与流体雷诺数  $Re$  有关， $Re$  代表流体惯性力与粘性力的比值，其定义如下：

$$Re = \frac{UD}{\nu} \quad (2-2)$$

其中， $U$  为流体速度， $D$  为特征长度， $\nu$  为流体的运动粘度。当  $Re$  小于 40 时，

圆柱后方的尾涡区是一对稳定对称的涡结构；而当  $Re$  大于 40 后，微小的扰动就能打破漩涡的对称性，而一旦对称性打破，相互干扰的漩涡会切断彼此涡量的来流供应，从而造成漩涡的交替脱落。进一步研究表明：当  $Re$  在 50~300 时，漩涡脱落呈现规律的周期性；而当  $Re$  大于 300 时，漩涡脱落则开始出现随机性；随着  $Re$  继续增加，脱落的随机性也将增大，最后在圆柱后方形成紊流<sup>[33]</sup>。

### 2.1.3 平台涡激运动成因

海洋平台系统本质上是一个弹簧振动系统，具有自我激励和自我限制的性质，其运动方程如下所示：

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F \quad (2-3)$$

其中  $m$  即代表平台结构物质量， $c$  代表平台系统整体阻尼， $k$  为系泊系统整体有效刚度， $F$  为系统的输入激励， $x$  代表平台某方向上的位移。如第一章介绍提到，当漩涡从柱体后方交替脱落时，柱体两侧会产生脉动压差，由此造成的脉动升阻力成为运动方程的输入激励，而后平台在流体力和系泊力的作用下会在相应方向发生往复位移，涡激运动也因此产生。

### 2.1.4 基本参数

在涡激运动的研究中，为了有效分析不同模型尺度、不同工况下的涡激运动规律，一些常见的无量纲化参数被定义。本文也采用了同样的定义方法对研究结果进行分析，在此介绍主要参数的概念和意义，包括物体和几何特征参数、流体特征参数以及动力响应参数<sup>[35]</sup>。

#### 1) 特征长度 $D$

特征长度通常指柱体结构垂直来流方向的投影截面的有效长度，对于 Spar 平台而言取其硬舱部分的主体直径，对于半潜式平台而言取立柱相对来流角度投影截面的有效直径。

#### 2) 来流角度 $\alpha$

在多柱式平台的涡激运动中，来流角度通常相对立柱而言，其示意图如下所示：

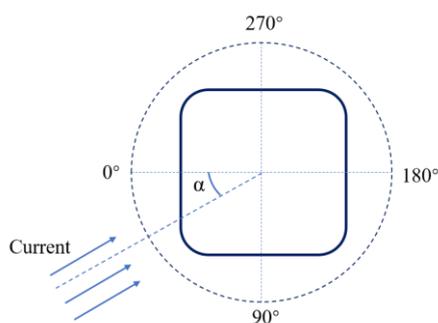


图2-3 来流角度示意图  
Fig.2-3 Sketch of current headings

### 3) 长径比 $H/D$

浮式平台的柱体长径比指柱体浸没长度（吃水  $H$ ）与有效直径之比。与涡激振动的细长圆柱体不同，海洋工程中的浮式平台底部都为自由端，且平台的立柱结构长径比均较小（ $H/D < 6$ ）。

### 4) 质量比 $m^*$

质量比为结构体质量与排开流体体积质量的比值，其定义如下：

$$m^* = \frac{M}{\Delta} \quad (2-4)$$

其中， $M$  为平台结构物的质量， $\Delta$  为结构物排开流体体积质量的比值。对于空气中的柱状结构，其质量比较高，量级通常在 100 左右；而对于海洋工程结构等浸没于水中的柱状结构来说，质量比量级通常在 1~10 之间。浮式平台的质量比都较低，对于 Spar 平台和半潜平台，其质量比通常在 1 左右，而对于张力腿平台，其质量比在小于 1 的范围内变化。质量比对浮式平台涡激运动具有重要影响，不同质量比的平台固有频率不同。有研究表明<sup>[7]</sup>质量比较低的深吃水张力腿平台的涡激运动响应幅值更大。一般而言质量比越低，其固有频率越大，平台发生“锁定”（运动频率等于固有频率）的流速也会变大，导致平台遭受更大的流体力，从而产生的涡激运动响应也更剧烈。

流体参数主要有以下几类：

### 5) 雷诺数 Re

雷诺数 Re 的物理意义是衡量流体的流动状态，表示了流体惯性力与粘性力的比值。其定义见公式(2-2)，当雷诺数较小时，粘性力占主导地位，流体呈现层流状态；而当雷诺数较大时，惯性力占主导地位，流体逐渐转变为随机的紊流状态。

对于圆柱绕流而言，雷诺数是影响边界层分离点位置和漩涡脱落结构的重要因素。对圆柱绕流的试验表明，当雷诺数介于  $150 \sim 1.3 \times 10^5$  之间时，边界层在迎

流面发生流动分离，分离点前的边界层为层流状态，分离点后可形成湍流涡街，这种情况为亚临界状态。当雷诺数介于  $1.3 \times 10^5 \sim 3 \times 10^6$  时，圆柱绕流出现“阻力危机”（Drag Crisis）现象<sup>[33]</sup>，此时绕圆柱体的阻力突然下降，尾流中涡街消失，该阶段称为临界区，所对应的最低雷诺数称为圆柱绕流的临界雷诺数。随着雷诺数继续增大，圆柱绕流的阻力也逐渐回升，此时的流动称为超临界流动<sup>[36-38]</sup>。

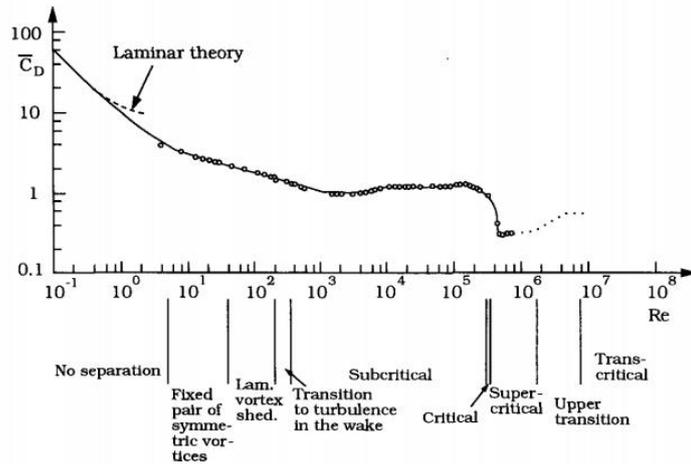


图2-4 光滑圆柱扰流中阻力系数随雷诺数的变化<sup>[33]</sup>

Fig.2-4 Drag coefficient for a smooth circular cylinder as a function of Reynolds number

通常而言，涡激运动的模型试验通常采用 Froude 相似准则，即保证模型尺度和实尺度的傅汝德数  $Fr$  相等。因此实尺度与模型尺度的雷诺数与模型缩尺比有如下关系：

$$Re_{\text{full}} = Re_{\text{model}} \cdot \lambda^{3/2} \quad (2-5)$$

其中  $\lambda$  为缩尺比，由于物理水池的限制，对涡激运动的模型试验通常采取较小的缩尺比，其值在 40~100 之间。这表明实尺度雷诺数与模型尺度雷诺数相差 2~3 个数量级。一般模型试验的雷诺数约为  $10^4 \sim 10^5$  左右，属于亚临界雷诺数流动，而实尺度无疑为超临界流动。这两种情况下流动特征区别明显，因此模型试验存在尺度效应<sup>[39-41]</sup>。

#### 6) 斯特劳哈尔数 $St$

斯特劳哈尔数是另一个描述脉动流体运动特性的无量纲数，其定义为<sup>[42]</sup>：

$$St = \frac{f_s D}{U} \quad (2-6)$$

其中  $f_s$  为涡旋频率。斯特劳哈尔数定义了脉动流体的当地流速与平均流速的比值，其很大程度上取决于流体的雷诺数。图 2-5 给出了圆柱绕流的斯特劳哈尔数随雷诺数的变化规律。除此之外，它还与物体表面粗糙度、入流湍动能强度有关。需

要指出的是，斯特劳哈尔数还与柱体的形状有关。试验表明，固定圆柱绕流问题的斯特劳哈尔数在 0.21 左右<sup>[43]</sup>，而对于固定方柱绕流问题，斯特劳哈尔数与来流角度有关， $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角度的斯特劳哈尔数分别为 0.13 和 0.17 左右<sup>[44,45]</sup>。可见不同截面形状的立柱在相同来流速度和有效直径的情况下有不同的涡激频率，从而影响涡激运动特性。

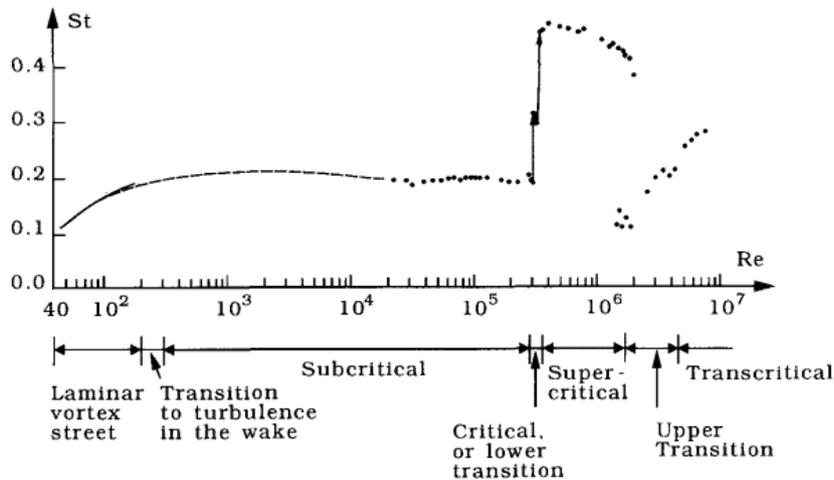


图2-5 光滑圆柱的特劳哈尔数<sup>[33]</sup>

Fig.2-5 Strouhal number for smooth circular cylinder

### 7) 折合速度 $U_r$

折合速度是用特征尺寸定义的无量纲来流速度，其定义式如下：

$$U_r = \frac{U}{f_n D} = \frac{U T_n}{D} \quad (2-7)$$

其中， $f_n$  和  $T_n$  分别为平台在系泊系统约束下相应自由度的固有频率和固有周期，可从自由衰减实验获取。早期的涡激运动研究中主要关注横荡响应，因此定义折合速度时通常取横向固有周期  $T_2$ 。近来有学者在涡激首摇运动的研究中提出了用艏摇固有周期  $T_6$  定义折合速度。

VIM 研究分析中常用的动力响应参数主要有以下几类：

### 8) 无量纲运动响应幅值

无量纲运动响应幅值通常取为某平动位移与特征长度的比值，如流向和横向上无量纲位移幅值分别为：

$$\begin{aligned} X^* &= \frac{X}{D} \\ Y^* &= \frac{Y}{D} \end{aligned} \quad (2-8)$$

其中  $X$  和  $Y$  分别为流向、横向的位移。在涡激运动研究中，流向运动通常采用平均值统计平台偏移原点的距离，横向与首摇方向的运动则采用标称响应幅值统计平台往复运动幅值大小，除此之外最大响应幅值也是衡量涡激运动剧烈程度的重要指标。以流向和横向位移为例，三种指标的无量纲化表达式分别为：

$$(A_x / D)_{\text{Average}} = \frac{\sum X(t)}{ND} \quad (2-9)$$

$$(A_y / D)_{\text{Nominal}} = \frac{\sqrt{2} \times \sigma(Y(t))}{D} \quad (2-10)$$

$$(A_y / D)_{\text{max}} = \frac{\max(Y(t)) - \min(Y(t))}{2D} \quad (2-11)$$

由于涡激运动的往复规律除在特定的锁定区间外具有很强的非线性，因此标称响应幅值更能客观反映其稳定时间内的剧烈程度。

#### 9) 流体力系数

流体力系数主要指无量纲化的阻力系数  $C_D$ 、升力系数  $C_L$  和首摇力矩系数  $C_M$ ，其定义式分别如下：

$$C_D = \frac{F_D}{0.5\rho U^2 A_w} \quad (2-12)$$

$$C_L = \frac{F_L}{0.5\rho U^2 A_w} \quad (2-13)$$

$$C_M = \frac{M_Z}{0.5\rho U^2 A_w D} \quad (2-14)$$

其中  $F_D$ ， $F_L$  和  $M_Z$  分别表示流向阻力、横向升力和首摇力矩， $\rho$  为流体密度， $A_w$  为平台垂直来流方向的湿表面积。在分析平台和各立柱的流体力系数时，湿表面积取值也不同，与实际迎流面有关。

#### 10) 其他流场参数

流场细节的分析通常会考察涡量、压力和流速在流场的分布情况，为了便于分析比较，需要对流场中相应的物理量做无量纲化处理，其表达式分别为：

$$\omega^* = \omega_z D / U \quad (2-15)$$

$$C_p = 2p / U^2 \quad (2-16)$$

$$U^* = U_{field} / U \quad (2-17)$$

其中  $\omega_z$  为涡量在 Z 轴方向的投影， $U_{field}$  和  $p$  分别为实际流场的流速和压力。

## 2.2 计算流体力学基本原理

### 2.2.1 流体控制方程

涡激运动是不可压缩粘性流体的非定常流动问题，其控制方程包括遵循质量守恒的连续方程、动量守恒的 Navier-Stokes 方程，两者的定义分别如下所示：

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (2-18)$$

$$\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \nabla \cdot ((\mathbf{u} - \mathbf{u}_g)\mathbf{u}) - \nu \nabla^2 \mathbf{u} = -\frac{\nabla p}{\rho} \quad (2-19)$$

其中， $\mathbf{u}$  为速度， $\mathbf{u}_g$  为网格速度， $\nu$  为运动粘度系数。

### 2.2.2 控制方程离散方式

控制方程在 OpenFOAM 中选用有限体积法的离散方式。其中，时间项离散采用具有二阶精度的隐式后向差分格式。

对流项则采用具有二阶精度的迎风稳定输运离散格式：对有限控制体运用高斯定理积分，得到的式子再对面单元进行离散，离散后面单元上的物理量通过临近单元插值得到。

扩散项与对流项的离散格式则一样。

### 2.2.3 压力与速度解耦

方程(2-19)的速度和压力是相互耦合的，若采用直接联立方程组求解的方式将会产生大型的解析矩阵，耗费庞大的计算资源。因此一般采用分离式解法 (Segregated method) 求解速度和压力，即按步骤地依次循环求解单个方程，其主要步骤如下：

- (1) 对方程(2-19)预先给定压力或速度初值，然后分开求解压力和速度；
- (2) 将计算的结果与给定的预先值进行比较，判断求解前后的误差，然后根据误差修正给定的压力或速度值；
- (3) 重复迭代以上两个步骤，直到最后的误差满足条件。

本文求解器 vim-FOAM-SJTU 所用到的分离式解法为 PIMPLE 算法，这是一

种在 PISO (Pressure Implicit with Splitting of Operator) 算法<sup>[46]</sup>的基础上结合 SIMPLE 算法的压力修正法。原 PISO 方法的具体操作是采用较小的时间步长对预估压力值进行两步迭代修正，而 SIMPLE 算法则适用于较大时间步长的稳态问题。组合两者的 PIMPLE 算法则允许在较大时间步长内进行多次迭代修正。

## 2.3 数值计算方法

本文采用的 vim-FOAM-SJTU 是基于 OpenFOAM 开源平台自主开发的求解器，可处理海洋平台涡激运动等复杂的流固耦合问题，除在 OpenFOAM 原有 CFD 方法外还具备三大核心功能：在原湍流模型上引入了分离涡模拟方法处理高雷诺数下的三维流动问题；基于船舶六自由度理论和模拟弹簧等效刚度求解海洋平台涡激运动；利用动网格技术处理平台大幅度运动问题。整个求解器的基本框架包括分离涡模拟模块、六自由度运动求解模块、弹簧系泊系统模块和动网格模块。

### 2.3.1 湍流模型

N-S 方程中由于非线性项的存在要直接求解析解是十分困难的，计算流体力学中通常采用构造湍流模型的方法求解。最典型的湍流模型有雷诺平均方法 (RANS)、大涡模拟方法 (Large eddy simulation, LES) 和分离涡模拟方法 (Detach eddy simulation, DES)

在 RANS 方法中，N-S 方程经过雷诺平均处理后得到 RANS 方程，这种方法将整个流场的湍流结构都采用统一的模化处理方式，对网格大小的要求较低，对于各项同性的小尺度湍流结构的模拟有优势。然而实际情况是大尺度的湍流结构往往受许多因素的影响呈现各向异性，雷诺平均后的处理方式会抹去很多瞬时信息，忽略了流体的三维脉动，造成在高雷诺数的流动分离中模拟的流体与实际流体相差甚远。LES 方法则通过空间滤波函数将整个流场分为大尺度和小尺度涡结构，这两种不同尺度的涡结构采用不同的处理方式：对大尺度涡进行直接求解、对小尺度涡采用与 RANS 类似的亚网格模型 (Sub-grid-scale Model, SGS) 进行模化。因此相对于 RANS 而言 LES 在全流场的通用性更强，能够捕捉到高雷诺数的三维湍流结构。但该方法同样存在缺陷：在对小尺度涡结构进行模化的时候需要非常精细的网格，容易耗费巨大的计算资源，缺乏广泛的工程应用价值。DES 方法则结合了 RANS 和 LES 的优势：采用 RANS 方法处理近壁面区域的分离流动问题，同时采用 LES 方法捕捉大分离流动区的复杂三维涡结构。因此在 DES 方法

中，判断 RANS 和 LES 转换的条件是求解的关键。

在 RANS 方程中所有的物理量都被分成两部分：时间平均项加脉动项。RANS 方程的表达式如下：

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{u_j}) = 0 \quad (2-20)$$

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{u_i u_j}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u_j}}{\partial x_i} \right) - \rho \overline{u_i u_j} \right] \quad (2-21)$$

将(2-21)与原 N-S 方程对比可发现多了最后一项，该项称为雷诺应力项，这使得方程组无法封闭。若要对方程组进行封闭需要构造关于该应力项的模型进行模拟，不同的模拟方法则被称为湍流模型（Turbulence models）。由于雷诺应力在数学形式上与二阶应力张量相似，于是 Boussinesq<sup>[47]</sup>提出了关于涡粘性（Eddy viscosity）的假设：认为雷诺应力正比于平均速度的变形率。基于这个假设，RANS 方程的求解核心落到湍流粘度  $\mu_t$  的求解上，一般做法是引入与其有关的物理量的运输方程，根据引入物理量数量和类型的不同衍生了不同的涡粘模型（Eddy viscosity model）。

本文采用涡粘模型是基于 Menter<sup>[48,49]</sup>提出的 SST  $k-\omega$  模型改动得到，这是一个是两方程湍流模型，由  $k-\omega$  模型与标准  $k-\varepsilon$  模型通过剪切应力输运（Shear Stress Transport, SST）公式结合而来，其输运物理量分别是湍动能  $k$  和湍流耗散率  $\omega$ 。SST  $k-\omega$  模型在边界层内部采用  $k-\omega$  模型，在边界层以外区域采用  $k-\varepsilon$  模型，两种模型通过混合函数的结合后可根据网格条件进行转换。

在 LES 方法中通过滤波函数对 N-S 方程改造后得到动量方程：

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{u_i u_j}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} - \tau_{i,j} \right) \quad (2-22)$$

与雷诺应力项相似，方程中最后一项为亚格子应力项，并且同样造成 LES 的控制方程无法封闭，因此需要通过建立亚网格尺度模型对方程进行封闭。观察发现 RANS 方法和 LES 方法的动量方程在数学形式上十分相似，区别在于最后的应力项，而 RANS 和 LES 对该应力项的处理方式也十分相似——建立模型让方程封闭。RANS 和 LES 的应力模型写成相关物理量的函数表达式分别为：

$$\tau_{i,j}^{RANS} = f \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j}, k, \varepsilon, C \right) \quad (2-23)$$

$$\tau_{i,j}^{LES} = f\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_i}, \Delta, C\right) \quad (2-24)$$

其中亚格子模型的网格大小如下定义：

$$\Delta = (\Delta_x, \Delta_y, \Delta_z)^{1/3} \quad (2-25)$$

相似的数学形式为 RANS 和 LES 的结合提供有利的条件，于是 DES 方法受其启发，将 RANS 方程中应力项的长度尺度修改成与网格有关的长度尺度，将 RANS 与 LES 之间的切换条件统一成判断网格大小。

针对网格尺度的判断问题，Spalart<sup>[50]</sup>最早提出了 SA-DES 方法（也称 DES97），该方法是基于 SA 模型<sup>[51]</sup>改造而成。其做法是将混合长度函数取代了 SA 模型中的距壁面距离<sup>[52,53]</sup>：

$$\tilde{d} = \min(d, C_{DES}\Delta) \quad (2-26)$$

其中， $C_{DES}\Delta$  表示当地网格尺寸； $d$  为 RANS 计算得到的长度尺度。

而后 Strelets<sup>[54]</sup>则基于 Menter 的 SST 模型提出了 SST-DES 方法。SST 模型通过混合函数求解涡流粘度来判断湍流模型的选取，已经存在区分边界层内外的机制，由此可以将其与 DES 方法结合以区分 RANS 和 LES 的应用范围。基于 SST 模型的 DES 方法作出以下修正：将原来  $k$  方程中的耗散项乘以一个系数  $F_{DES}$  得到新的运输方程：

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial(u_j k)}{\partial x_j} = G^k - \beta^* k \omega F_{DES} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ (\nu + \alpha_k \nu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (2-27)$$

新引进的  $F_{DES}$  定义如下：

$$F_{DES} = \max\left(\frac{L_t}{C_{DES}\Delta}(1 - F_s), 1\right) \quad (2-28)$$

其中， $F_s$  是混合函数，可以取原 SST 模型的混合函数  $F_1$  或者  $F_2$ ， $L_t = \sqrt{k} / (\beta^* \omega)$  为湍流长度尺度， $\Delta$  为亚格子长度尺度，系数  $C_{DES}$  文献中取为 0.61，其他参数的定义和取值具体可参考相关文献<sup>[55]</sup>。引进系数  $F_{DES}$  后添加了湍流长度尺度与网格尺度的比较，经过这个修正 SST 模型就隐含了网格尺度与湍流尺度的转换机制。

但 DES 方法也存在一个缺陷：若近壁面网格布置不当，则会出现灰色区域（Grey Area），主要发生在边界层与分离剪切层的直接相连处。灰色区域会使本该使用 RANS 方法的区域过早转化成 LES 方法。若网格精细程度还不足以支撑 LES 的计算就会降低涡粘性，从而发生模化应力损耗（Modeled Stress Depletion, MSD）

的问题，进而可能产生网格诱导分离（Grid-Induced Separation, GIS）的结果<sup>[56]</sup>。

针对 MSD 问题，Spalart<sup>[56]</sup>对 DES97 做了修正，通过修改长度尺度的定义提出了基于 SA 模型的延迟分离涡方法（Delayed DES, DDES），从而解决了 MSD 问题。

本论文采用的分离涡方法则是 Gritskevich 提出的基于 SST 模型的 DDES 方法<sup>[57]</sup>，通过延迟函数  $f_d$  延迟 RANS 转换成 LES 的区域，其表达式为：

$$f_d = 1 - \tanh([8r_d]^3) \quad (2-29)$$

其中参数  $r_d$  取代了原 SA-DES 方法中代表模型的长度尺度与壁面距离的比值参数  $r$ ，其表达式为：

$$r_d = \frac{\nu_t + \nu}{\sqrt{u_{i,j}u_{i,j}}\kappa^2 d^2} \quad (2-30)$$

其中  $\nu_t$  是湍动能涡粘性； $\nu$  是分子的粘性， $u_{i,j}$  是速度梯度； $d$  是壁面距离； $\kappa$  是卡门常数。 $r_d$  在对数区域等于 1，在边界层底部时降为 0。常数 8 可以保证在离壁面较远的区域延迟 LES 方法的转换，以减小模化应力损耗发生的可能性。此时湍流尺度的判断条件则定义为：

$$l_{DDES} = l_{RANS} - f_d \max(0, l_{RANS} - C_{DES}\Delta) \quad (2-31)$$

### 2.3.2 弹簧系泊系统

系泊系统是影响海洋平台涡激运动特性的一个重要组成部分。模型试验中的系泊系统通常由空气轴承和对称分布的线性弹簧组成。其中空气轴承保证了平台运动限制在水平面内，相当于只释放了横向、顺流向和首摇自由度；线性弹簧通常等夹角对称分布平台四周以提供各向同性的等效刚度，因此顺流向和横向的固有周期通常相等。通过自由衰减试验可获得结构物的固有周期，平移向和首摇向的固有周期分别为：

$$T_{n2} = 2\pi\sqrt{\frac{m+M}{K}} \quad (2-32)$$

$$T_{n6} = 2\pi\sqrt{\frac{J+J_0}{K_t}} \quad (2-33)$$

其中  $K$  和  $K_t$  为弹簧有效平移刚度和首摇刚度。 $m$  和  $J$  分别为结构物的质量和首摇转动惯量， $M$  和  $J_0$  为结构物在流体中的附加质量和附加转动惯量。

本文求解器中的系泊系统模块是能够考虑系泊系统非线性特征和刚度各向异

性的要求。其布置形式如图 2-6 所示：四根始终保持张紧状态的弹簧对称分布在平台周围，连接着固定锚泊点和依附于平台的导览孔，导览孔的位置可随平台运动而变化。该系泊系统可实现等效刚度随平台位移的增加呈非线性增加的变化趋势，这保证了当较大幅值的水平位移发生时，系泊系统相应的回复力也能提高，由此更加符合实际锚泊系统中的非线性特征。

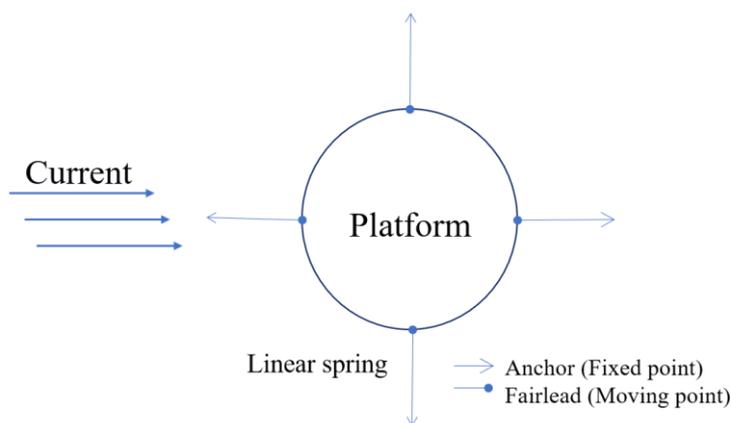


图2-6 弹簧系泊布置形式  
Fig.2-6 Mooring system layout

在进行具体的数值计算时，首先要对弹簧系统的初始参数进行设置，包括：弹簧初始长度、预张力大小、弹簧有效刚度、锚泊点和导览孔坐标。而后在平台运动过程中，导览孔的坐标会随之更新，进而更新弹簧的张紧长度，根据胡克定律重新计算弹簧所提供的弹性力，更新后的弹簧力将作为外力反馈到平台下一时间步的运动激励中。

### 2.3.3 六自由度运动理论

本文求解器是基于船舶与海洋工程中广泛采用的六自由度运动方程理论<sup>[58-60]</sup>该六自由度运动求解采用了两个坐标系：大地坐标系（Earth system）和随体坐标系（Local system）。大地坐标系固定在地球参考系上，或者以恒定速度相对于大地向前移动，随体坐标系固定在运动物体上，坐标原点通常在旋转中心或物体重心上。

在求解物体运动方程时，作用在物体表面上的水动力由粘性力  $\boldsymbol{\tau}$  和压力  $p$  构成，物体面单元在大地坐标系下的水动力为：

$$d\mathbf{F}_e = \boldsymbol{\tau} \cdot d|\mathbf{S}_f| + p d\mathbf{S}_f \quad (2-34)$$

$f$  为物体表面的单元面积， $s_f$  是每一个面上指向船体表面内侧的法向向量；

下标  $e$  表示在大地坐标系上。

考虑重力时，积分即可得到大地坐标系下作用在物体表面的总力和总力矩：

$$\mathbf{F}_e = \sum_f d\mathbf{F}_e + mg \quad (2-35)$$

$$\mathbf{M}_e = \sum_f \mathbf{r}_{cg} \times d\mathbf{F}_e + \mathbf{r}_{cg} \times mg \quad (2-36)$$

其中， $\mathbf{r}_{cg}$  表示在船体坐标系中旋转中心到重心的距离<sup>[61]</sup>。

利用转换矩阵可以得到随体坐标系下的力和力矩：

$$\mathbf{F}_v = (X, Y, Z) = J_1^{-1} \mathbf{F}_e \quad (2-37)$$

$$\mathbf{M}_v = (K, M, N) = J_1^{-1} \mathbf{M}_e \quad (2-38)$$

其中  $X$ 、 $Y$ 、 $Z$ 、 $K$ 、 $M$  和  $N$  为物体在随体坐标系下三个方向的受到的合力和合力矩，大地坐标系和随体坐标系之间的转换矩阵可详见[62]。进一步地，根据相邻时刻的刚体运动方程可以得出随体坐标系下的速度和角加速度，再利用转换矩阵可得大地坐标系下的速度，将该速度沿时间积分即可得到物体在大地坐标系的运动位移，具体运动方程的求解过程可详见[62]。

### 2.3.4 动网格技术

浮式平台的涡激运动不可避免地涉及到运动边界问题，在模拟此类动边界问题时需要用到动网格技术。Lefevre 等<sup>[63]</sup>在使用 CFD 数值模拟 Spar 平台涡激运动的指导原则中，提到了 Star-CCM+ 软件模拟涡激运动时可采用的三种动网格技术，分别是重叠网格、DFBI (Dynamic Fluid-Body Interaction)、变形网格。重叠网格对平台模型单独划分网格，该网格随 Spar 运动而运动，与背景网格相互嵌套，在两套网格交界的地方通过插值实现流场信息传递。这种方法可以在处理大幅度运动的同时保证网格不发生变形。DFBI 则是模拟旋转幅度较小的船舶与海洋工程问题时常用的一种动网格技术，可以保证运动物体附近的网格不变形。变形网格则常用于考虑物体弹性形变的流固耦合问题，本文求解器则采用 OpenFOAM 中的动态变形网格技术处理半潜式平台涡激运动的网格运动。这种动网格技术可在拓扑关系不变的情况下通过拉伸和变形网格单元来处理网格运动，网格的运动通过求解基于有限元的 Laplacian 方程得到<sup>[64,65]</sup>。动网格技术理论上适用于任何网格，但该方法存在一个缺陷：若物体运动幅度过大，可能会导致动网格过度变形或拉伸，导致网格质量变差，进而使计算不收敛。

## 2.4 本章小结

本章主要介绍了涡激运动基本原理、计算流体力学的基本理论和本文求解器所涉及的数值方法理论。涡激运动原理中重点阐述了边界层分离现象和漩涡脱落模式，还列举了涡激运动研究中的重要参数。在计算流体力学的求解中，采用 PIMPLE 算法对连续方程和动量方程进行速度和压力解耦；在对控制方程进行离散时，时间项采用具有二阶精度的隐式后向差分离散格式，对流项和扩散项采用具有二阶精度的迎风稳定输运离散格式。在数值方法中介绍了本文求解器 vim-FOAM-SJTU 的主要框架，包含分离涡模拟模块、六自由度运动求解模块、弹簧系泊系统模块和动网格模块，其中分离涡模拟模块采用基于 SST  $k-\omega$  模型的 DDES 方法。

## 第三章 不同来流角度下半潜式平台固定绕流的数值模拟

研究表明半潜式平台涡激运动是由立柱间泻涡的相互作用引起的，在进行正式的涡激运动研究前，有必要探讨平台固定绕流工况下各立柱的泻涡模式。因此本章利用 vim-FOAM-SJTU 求解器对 2 种典型来流角度的半潜式平台在 4 种典型来流速度下进行固定绕流数值模拟，并从流体力时历和频率结果、流场涡量和压力分布、立柱流线趋势等角度进行详细分析。

### 3.1 数值模型

#### 3.1.1 模型试验背景

本文数值模型的建立是基于 Houston Offshore Engineering (HOE) 公司在 2013 年关于半潜式平台涡激运动的研究报告<sup>[66-68]</sup>，在该报告中研究对象包含了对柱式平台 (PC Semi) 和传统四立柱半潜式平台 (Conventional Semi-submersible, CS)，研究方法包括了模型试验和 CFD。其中模型试验在荷兰的 MARIN 水池进行，采用了 1:54 的缩尺比，研究工况覆盖了 3 种来流角度和 3~10 的折合速度范围。本章选取了其中的传统半潜式平台 (CS) 作为固定绕流的研究对象，其模型示意图如图 3-1 所示。

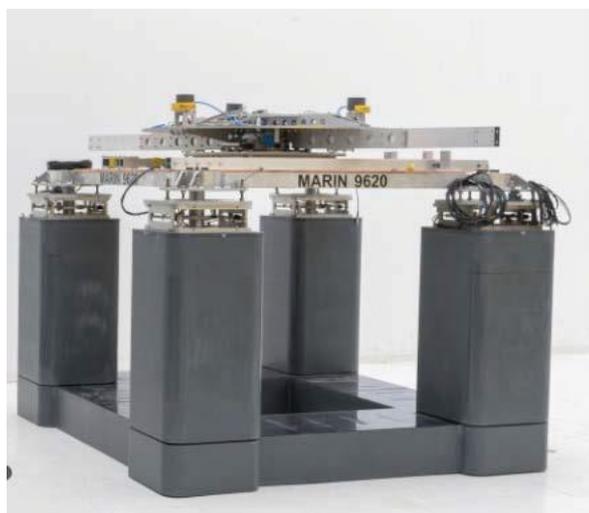


图3-1 传统半潜式平台模型示意图<sup>[67]</sup>

Fig.3-1 Schematic of the CS models

### 3.1.2 平台结构参数

本文数值模拟中的半潜式平台模型同样采用 1:54 的缩尺比，表 3-1 给出了平台主要的几何参数，表中所有数据以实尺度形式给出。图 3-2 展示了平台的俯视图和侧视图。

表3-1 传统四立柱半潜式平台结构参数  
Table3-1 Structural parameters of the Conventional Semi-submersible

参数名称	符号 (单位)	实尺度大小
吃水	$H$ (m)	44.2
排水量	$\Delta$ (ton)	128823
立柱中心间距	$B$ (m)	71.9
立柱宽度	$B_{col}$ (m)	21.9
立柱高度	$H_{col}$ (m)	33.5
立柱倒角半径 $s$	$R$ (m)	3.7
浮筒宽度	$B_{pon}$ (m)	20.4
浮筒高度	$H_{pon}$ (m)	10.7
流向刚度	$K_x$ (kN/m)	210
横向刚度	$K_y$ (kN/m)	210
首摇转动惯量	$I_{zz}$ (ton/m <sup>2</sup> )	1.953e8
首摇刚度	$K_{zz}$ (kN·m)/deg	35396

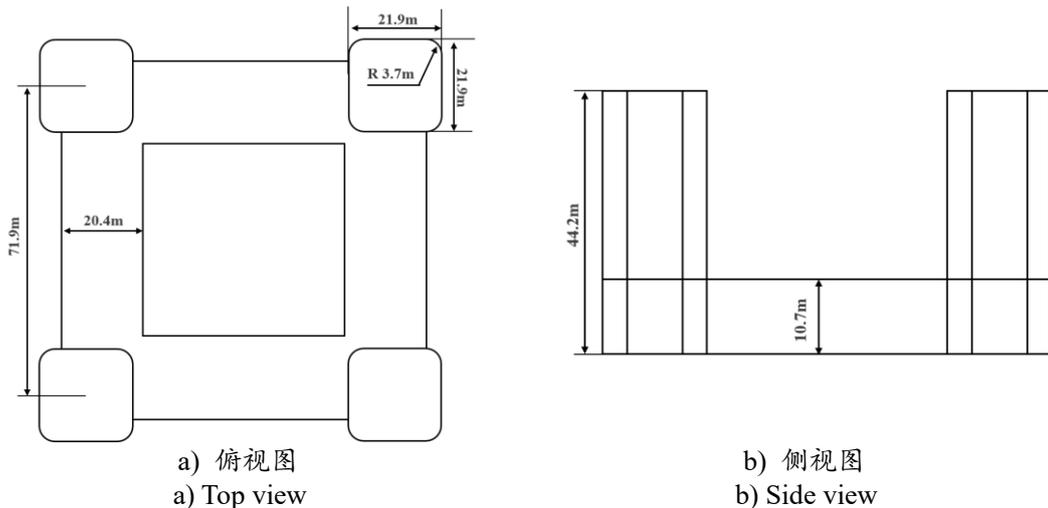


图3-2 传统半潜式平台几何示意图  
Fig.3-2 Geometric Sketches of the CS in prototype

### 3.1.3 计算条件设置

数值模拟的计算域大小为 $12.4B \times 6.8B \times 4.5H$ ，计算域的原点与平台中心重合，其边界条件设置为：上游入口采用均匀来流的速度入口条件，入口处速度等于来流速度，压力条件设为法向零梯度；下游出口则采用压力出口边界条件，出口处压力设为0，速度条件设为法向零梯度；由于不考虑自由面的影响，其他流场边界面均采用对称边界条件；平台表面则采用不可滑移边界条件。图 3-3 为计算域示意图。

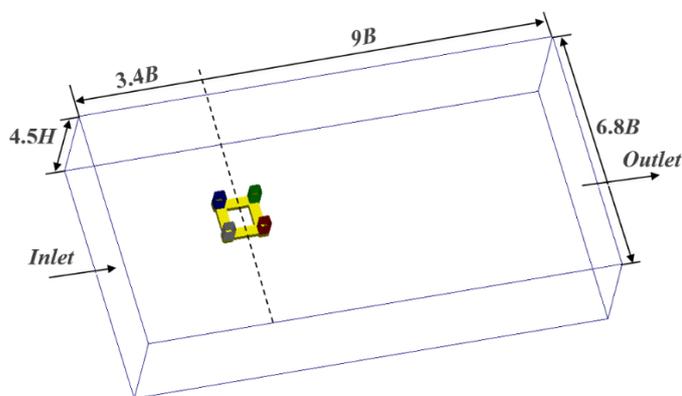


图3-3 计算域

Fig.3-3 Computational domain

在整个研究过程中，流场背景网格、平台表面和尾流区域附近的细化网格都是使用 OpenFOAM 的内部工具生成。其中背景网格由 blockMesh 工具生成，具有均匀的网格间距；在此基础上，通过 snappyHexMesh 工具添加模型边界层并对局部区域进行细化加密。平台边界层的数量为 8，其中最靠近表面的第一层厚度为 0.00106 m，确保了  $y^+ < 3$  以精确捕获边界层分离和尾涡结构<sup>[69]</sup>。在平台附近有两个局部加密区，其覆盖范围分别为  $6.6B \times 4B \times 1.4H$  和  $4.8B \times 2.8B \times 1.4H$ 。全流场的总体网格量约为 309 万。图 3-4 给出了网格划分示意图。

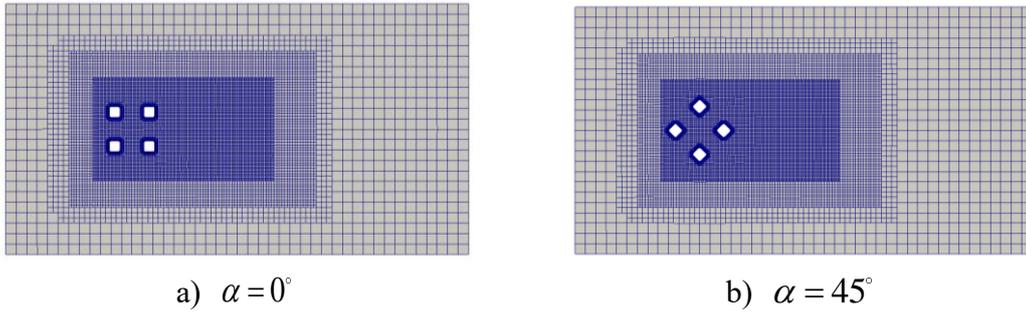


图3-4 网格划分  
Fig.3-4 Grid Meshing

本章考虑了 4 种来流速度，其实尺度和模型尺度大小如表 3-2 所示。来流角度则选取了  $0^\circ$  和  $45^\circ$  进行研究，在这两种来流角度下立柱的特征长度  $D$  分别是 0.406 m 和 0.574 m。平台四个立柱定义为 col1, col2, col3 和 col4，其在两种来流角度下的分布如图 3-5 所示。

表3-2 来流速度工况  
Table3-2 Current velocity cases

	来流速度 $U$ (m/s)			
实尺度	0.7532	1.5063	2.2595	3.0126
模型尺度	0.1025	0.2050	0.3075	0.4100

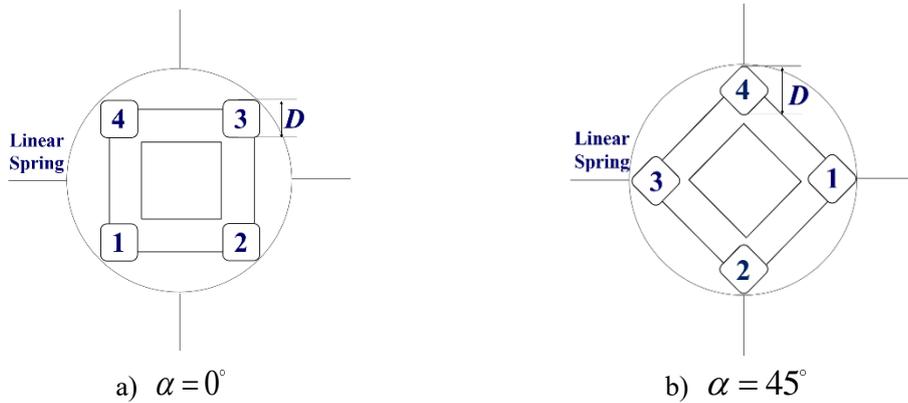


图3-5 不同来流角度的立柱分布形式  
Fig.3-5 Column layouts at different current headings

### 3.2 0° 来流角半潜式平台固定绕流数值试验

#### 3.2.1 阻力分析

图 3-6 表示了平均阻力系数随速度变化的结果。从结果可以看出，除在  $U=0.1025\text{m/s}$  外，平台阻力在其他更高的流速下几乎保持在 1.2 左右，上游立柱的阻力几乎维持在 1.0 不变，并且呈现明显的对称性，而下游立柱除  $U=0.1025\text{m/s}$  外其他流速的阻力系数几乎为 0。平均阻力系数为 0 表明下游立柱几乎处在上游立柱的遮蔽之下，同时上下游立柱之间出现了负压区，而下游立柱的迎流条件主要受上游立柱泻涡模式的影响，由此推测在高速来流时上游立柱的尾涡结构发生了变化。从各立柱随流速的变化趋势也可看出，下游立柱的表现与平台总体更相似，表明平台总体阻力系数的变化主要取决于下游立柱的阻力变化。

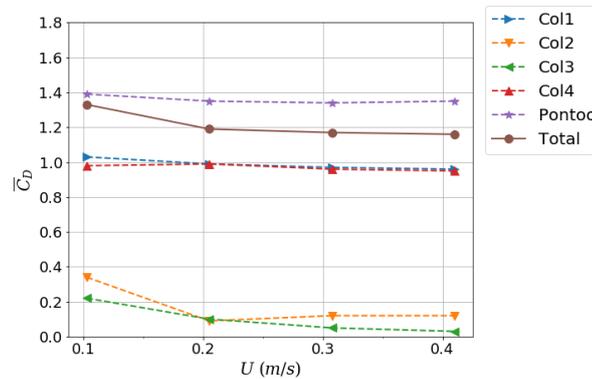


图3-6 0° 平台和各立柱固定绕流平均阻力系数统计值

Fig.3-6 Statistical mean drag coefficient of fixed platform and columns at 0 current heading

图 3-7 展示了四个流速下平台和各立柱阻力的时历和频率结果。在  $U=0.1025\text{m/s}$  时，上下游立柱的周期性较规律，即使频率结果显示此时阻力的非线性特征较强，但各立柱仍有较明显的主频特性，表明此时各立柱周围涡量场分布的交替变更较规律。然而随着流速增加，上下游立柱的表现逐渐分化：一方面上游立柱的波动程度锐减，与下游立柱相比几乎呈现持平曲线，某种程度上可视为稳态变化，同时频率结果中主频区域逐渐消失，由此猜测对于  $U \geq 0.2050\text{m/s}$  而言，上游立柱周围的绕流相对稳定；另一方面下游立柱的阻力波动变得更加剧烈，频率结果显示随着流速增大，主频峰值更加集中并逐渐向高频发展。

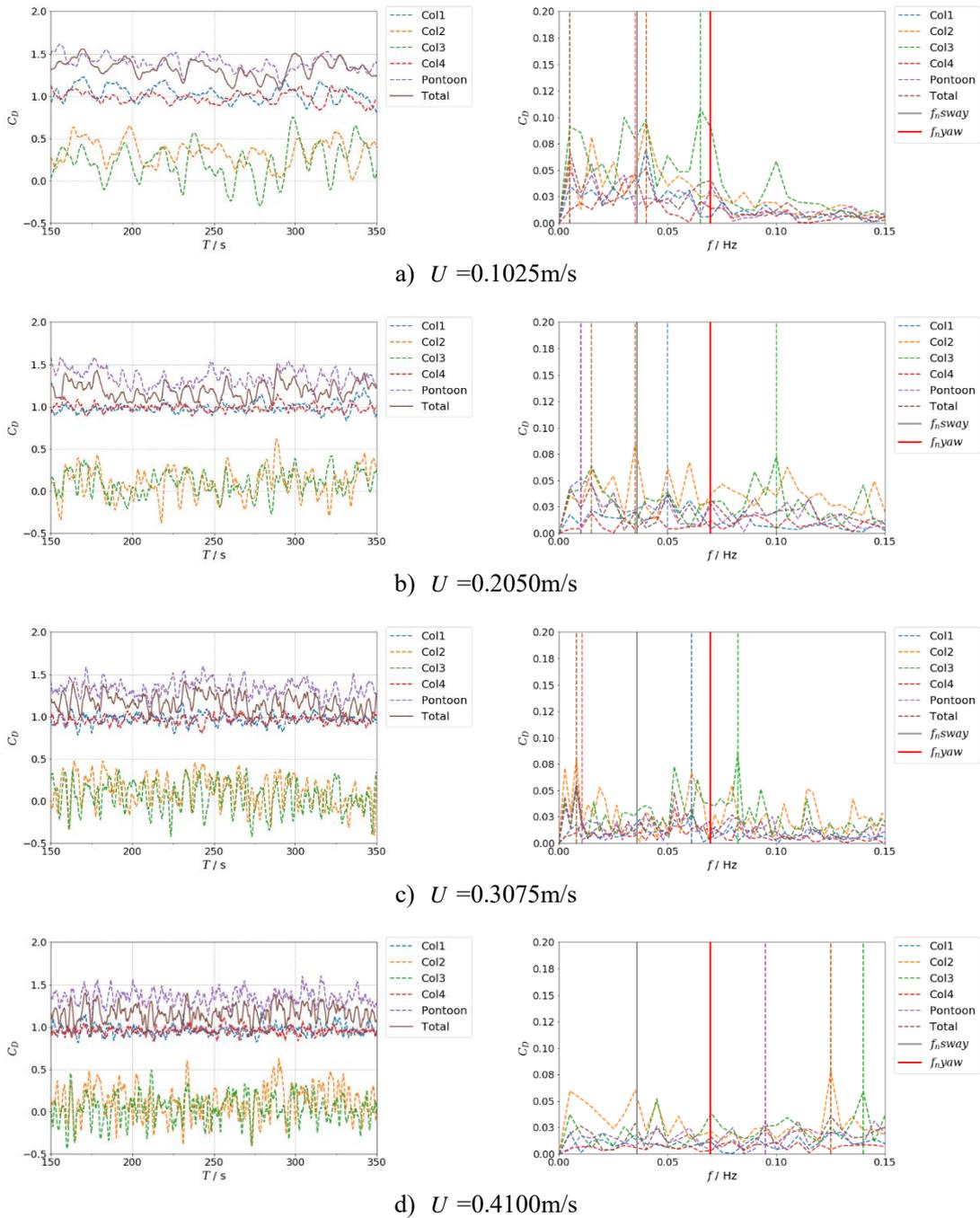


图3-7  $0^\circ$  平台和各立柱四种流速下固定绕流阻力时历曲线和频率结果

Fig.3-7 Time series and frequency results of drag forces of fixed platform and columns at 4 current velocities and 0 current heading

### 3.2.2 升力分析

图 3-8 给出了升力的均方根值和平均值随流速变化的结果。升力的均方根结果中，平台的总体升力在  $U=0.1025\text{m/s}$  达到最大，随后在高速工况时减小并维持不变。各立柱的结果可看出在  $U=0.1025\text{m/s}$  下游立柱的升力幅值同样最大，但此时上游立柱的升力幅值最小，说明在  $U=0.1025\text{m/s}$  时下游立柱表面的压力变化更剧烈，而流速增加后上下游立柱的升力变化较一致。从平均值结果看出：上游立柱的升力方向指向内部，表面立柱内表面压力分布小于外表面；但下游立柱的升力指向则相反。

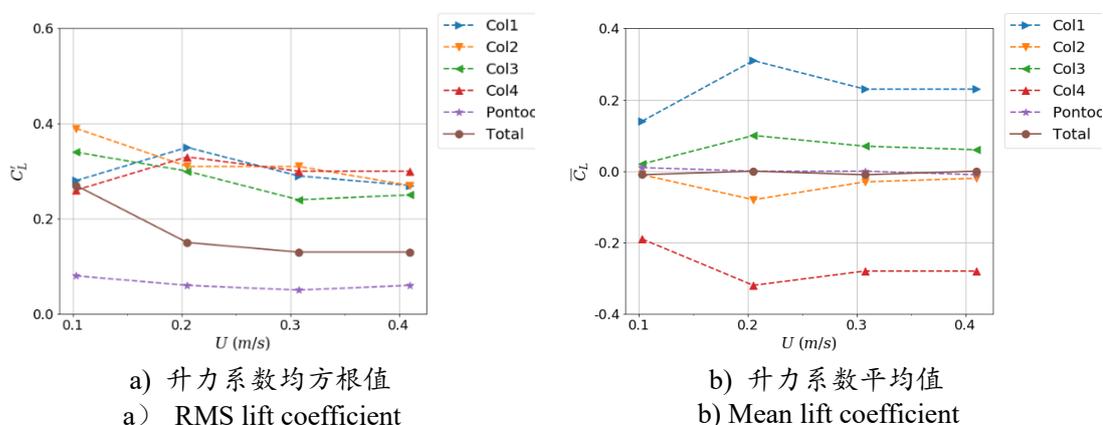
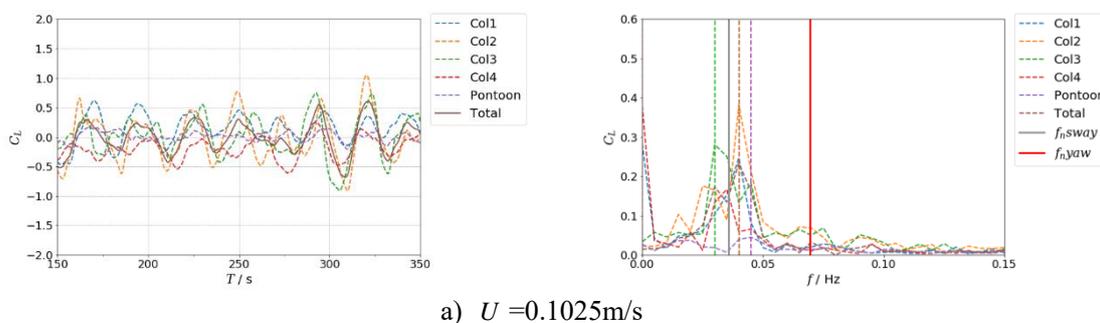


图3-8  $0^\circ$  平台和各立柱固定绕流升力系数统计值  
Fig.3-8 Statistical lift coefficient of fixed platform and columns at 0 current heading

从图 3-9 升力的时历和频率结果可看出，在  $U=0.1025\text{m/s}$  时，各立柱的升力变化具有明显的周期性，且此时变化周期接近模型试验结果中平台的横向固有周期；另一方面从时历图还可看出各立柱的相位相对一致，因此叠加后可使平台整体上产生较大的升力。随着速度增加，各立柱升力的波动周期逐渐减小，但频率结果中复杂的非线性特征也逐渐增强，不断变化的周期和相位差也使得平台整体升力呈现复杂的频率特性。



a)  $U = 0.1025\text{m/s}$

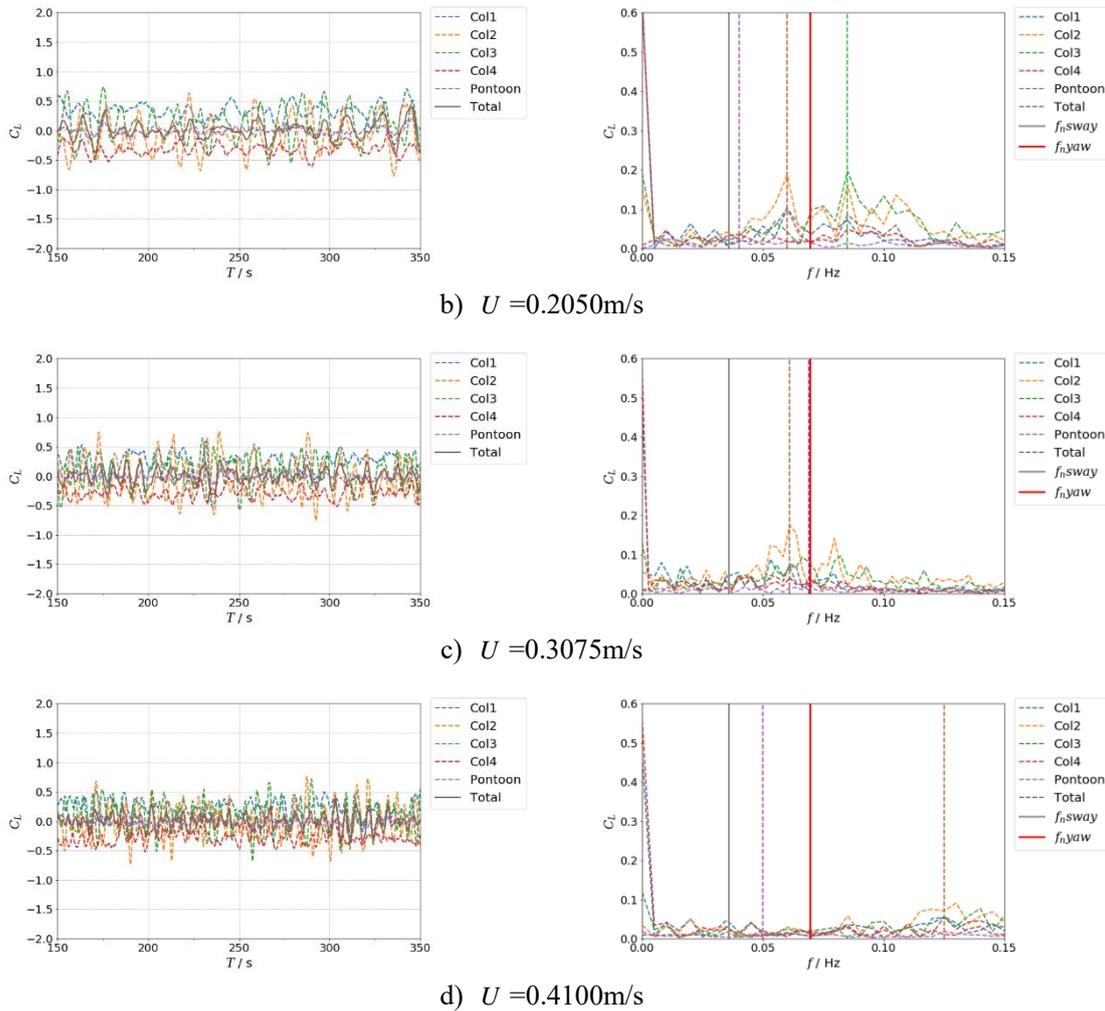


图 3-9  $0^\circ$  平台和各立柱四种流速下固定绕流升力时历曲线和频率结果

Fig.3-9 Time series and frequency results of lift forces of fixed platform and columns at 4 current velocities and 0 current heading

### 3.2.3 力矩分析

图 3-10 给出了力矩均方根值和平均值随速度的变化结果。平台总体力矩大小随速度的变化并不明显，力矩系数约在 0.3 左右，表明  $0^\circ$  平台固定绕流下的立柱泻涡模式已经可以为平台的首摇运动带来初始激励。在各立柱的均方根结果中可看出： $U = 0.1025\text{m/s}$  时平台和立柱的力矩幅值都高于其他流速。结合前文分析可知此时各立柱的阻力和升力波动程度均为最大，且下游立柱并未出现负向阻力的情况，因此推测此时各立柱剧烈而规律的泻涡活动是力矩增大的原因。但从平台和立柱随流速变化表现的差异可推断，平台力矩的增大不仅受单个立柱的力矩影

响，还与各立柱间力矩的相位差有关。另一方面从平均值的结果中发现，上游立柱的力矩平均值分别呈现正负分布，而下游立柱的平均值除  $U=0.1025\text{m/s}$  外均接近 0，力矩平均值为 0 说明阻力或升力的时历曲线围绕着 0 值波动。对应前文流体力结果可知：下游立柱除了阻力在  $U=0.1025\text{m/s}$  时恒大于 0 之外，其他的流体力时历曲线都出现了负值现象；另一方面，上游立柱虽然在  $U=0.1025\text{m/s}$  时升力出现了负值波动，但此流速的力矩平均值反而最大，由此综合推断在力矩贡献中阻力占了主要成分。

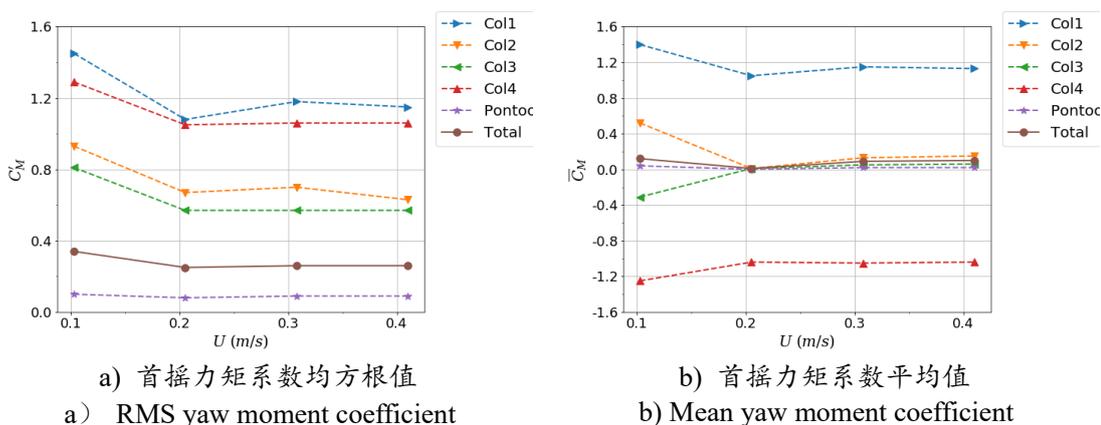
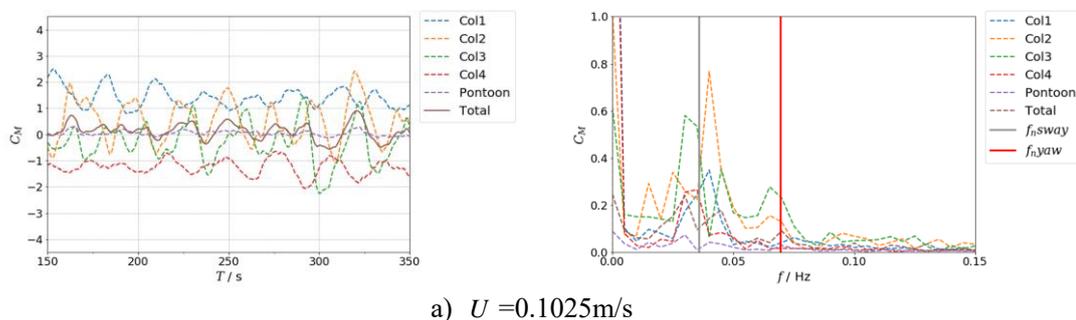


图3-10  $0^\circ$  平台和各立柱固定绕流首摇力矩系数统计值

Fig.3-10 Statistical yaw moment coefficient of fixed platform and columns at 0 current heading

从图 3-11 力矩的时历和频率结果可看出，各立柱的力矩在  $U=0.1025\text{m/s}$  的波动程度与升阻力一样明显，但由于各立柱的相位关系不稳定，平台总体力矩的叠加效果较差。频率结果也显示即使各立柱的频率峰值集中，平台总力矩也没有明显的主频峰值。而随着流速增加，不仅力矩的非线性变得更加复杂，各立柱力矩的减小也进一步使得总体力矩变小。



a)  $U=0.1025\text{m/s}$

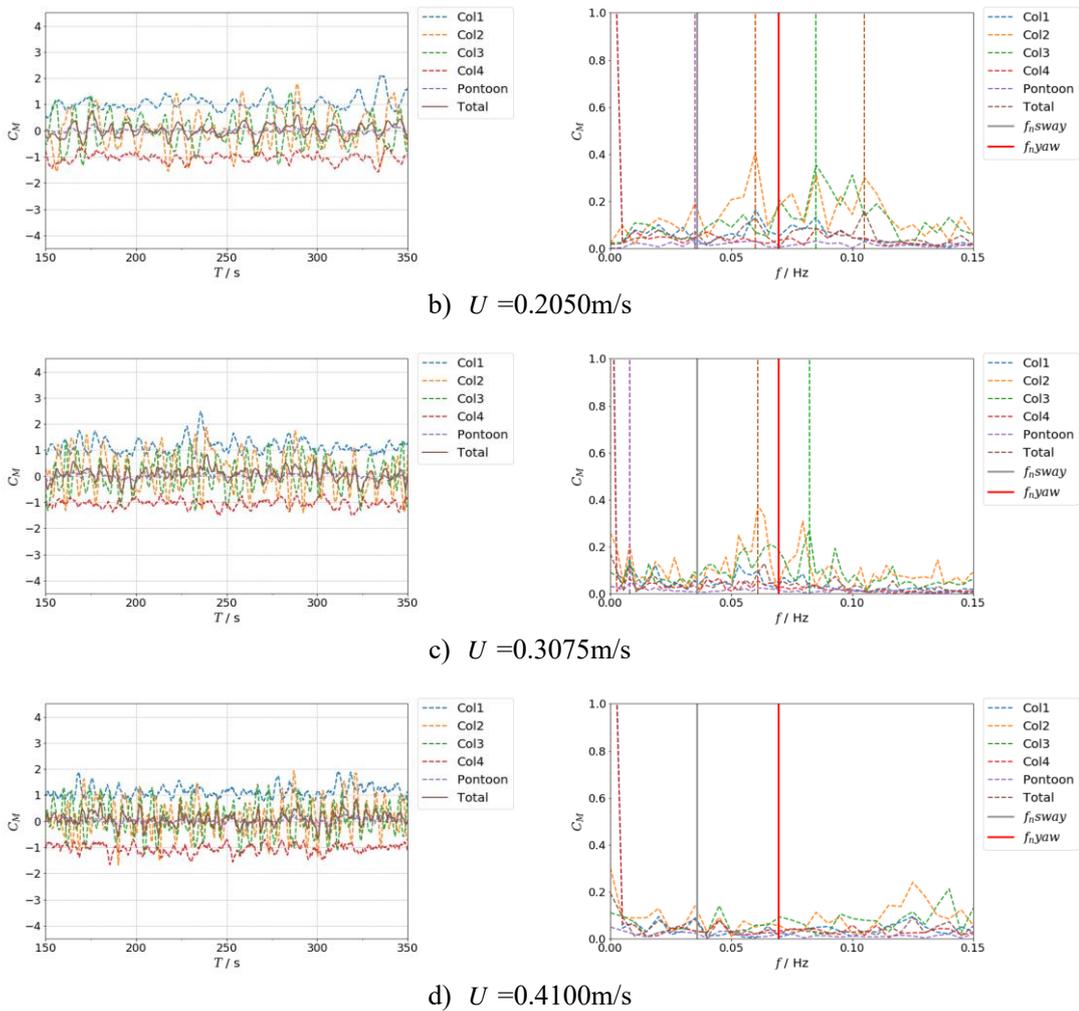


图3-11  $0^\circ$  平台和各立柱四种流速下固定绕流首摇力矩时历曲线和频率结果  
 Fig.3-11 Time series and frequency results of yaw moments of fixed platform and columns at 4 current velocities and  $0^\circ$  current heading

### 3.2.4 流场细节分析

图 3-12 给出了四个来流速度下平台表面压力图和涡量分布云图，其中压力系数和涡量值均作了无量纲化处理，详情定义见(2-15)、(2-16)。涡量结果取高度在  $Z/H_{col}=-0.5$  的水平截面内的 Z 向分量，四种流速的时间步分别对应平台升力最低值的时候。

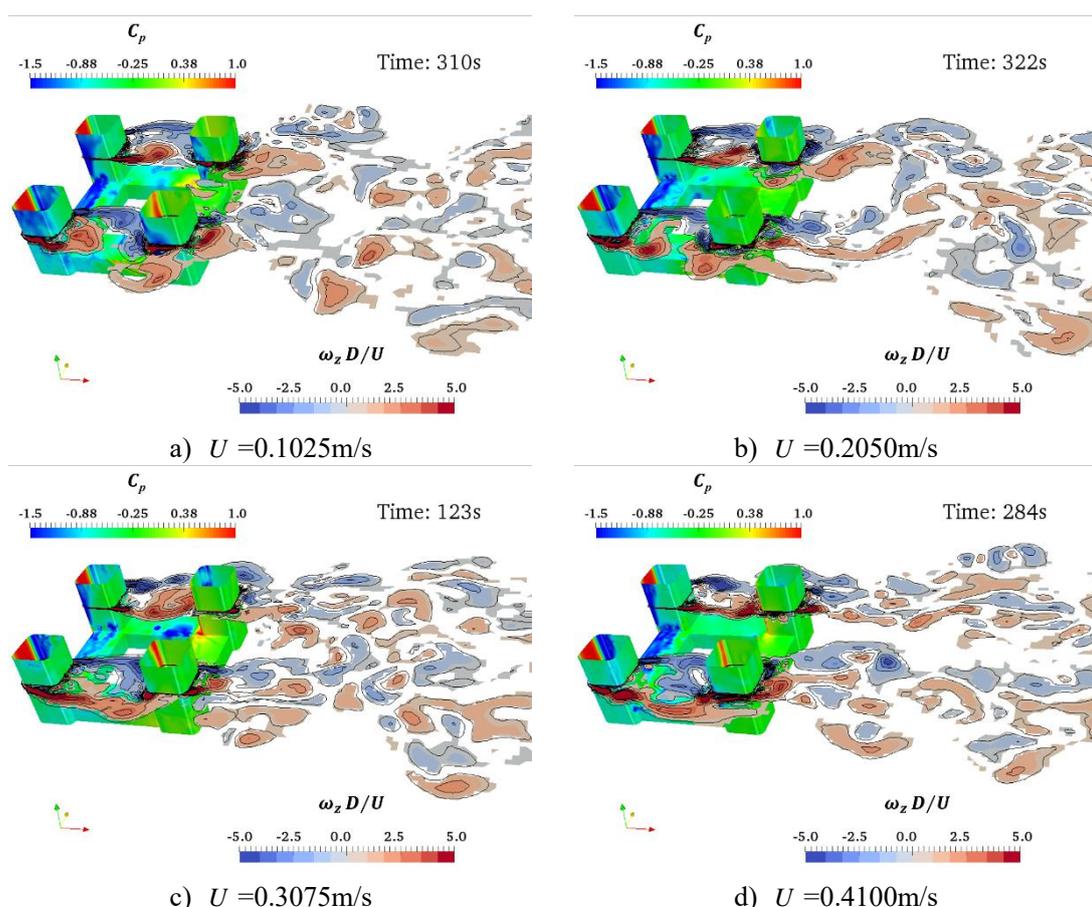


图3-12 四种流速下  $0^\circ$  平台表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.3-12 Pressure distribution of platform and vorticity  $Z$  on plane of  $Z/H_{col}=-0.5$  at 4 current velocities and  $0^\circ$  current heading

对比四个流速的尾涡场可发现：在  $U=0.1025\text{ m/s}$  时，上游立柱尾涡的长度较短，靠近立柱后方表面，立柱两侧的尾涡会相互吸引；在该流速下漩涡的脱落可在上下游立柱之间经历完整的周期，致使尾涡在达到下游立柱之前已发展完成，因此下游立柱此时并未处在完全遮蔽状态。另外，该流速下两对沿流向对称立柱的泻涡是同步的，这也解释了升阻力结果中立柱时历曲线相位协同的特点。而随着流速逐渐增加，上游立柱的尾涡区长度逐渐增大，立柱两侧的剪切层越往后发展才产生漩涡脱落，且漩涡的形状也变得狭长；同时立柱两侧的漩涡相互吸引减弱，使得上游立柱后方有一部分空间的流动处于稳定状态，该区域随着速度增加逐渐延长扩大，在  $U=0.41\text{ m/s}$  时下游立柱几乎完全处在上游立柱的遮蔽之下。这样的稳定区域使得上下游立柱近似地被视为一体，剪切层发展到下游立柱两侧才发生漩涡脱落。这也解释了上游立柱在高速来流下阻力的时历几乎稳定不变，而下游立柱的阻力波动逐渐增大的原因。

从平台表面压力分布可发现，上游立柱的内表面有一片蓝色低压区，该低压区的存在使得上游立柱的升力平均值指向内侧，但随着流速增大该区域逐渐减小，立柱两侧的压差也逐渐变小。而下游立柱在靠近内测的迎流面则呈现橙色高压区，因此下游立柱的升力平均值指向外侧。

图 3-13 和图 3-14 分别给出了四种来流下 col1 和 col2 的流线图，代表了上下游立柱周围的流动状态，选取的时间与前文三维压力涡量图对应，其中流场流速通过除以来流速度进行了无量纲化处理，详情见定义(2-17)。从流线图可看出，立柱内表面（图中上表面）的流速大于外表面，且边界层贴近立柱表面，直到立柱后方倒角处才发生流动分离；而立柱外表面的流动分离则在立柱前方倒角即发生。与圆柱绕流不同，方柱绕流的分离点并未随速度的增大而后移，但贴近立柱表面的回流区则逐渐变宽。从流线图能更清晰的看出随着速度增大，上游立柱 col1 后方的回流涡结构从立柱后方向外侧发展，且尾涡结构也逐渐扩大变长；而下游立柱 col2 的外表面回流漩涡则逐渐消失，分离后的边界层很快又重新附着在立柱表面。

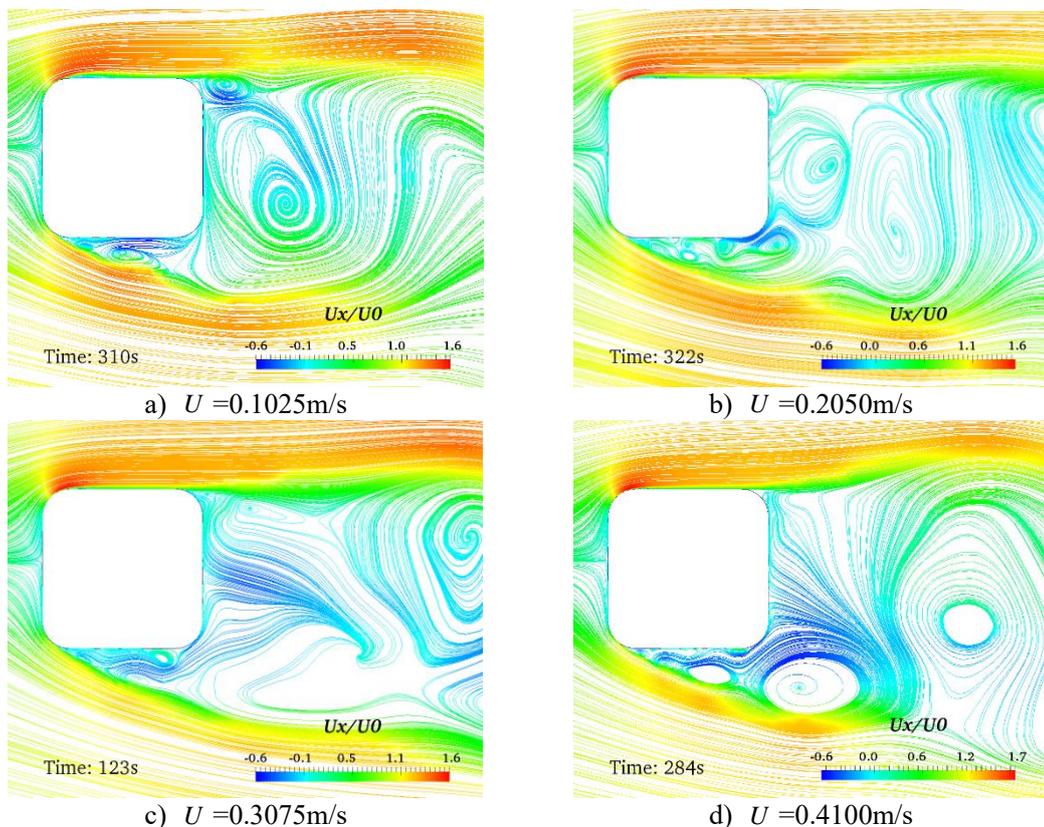
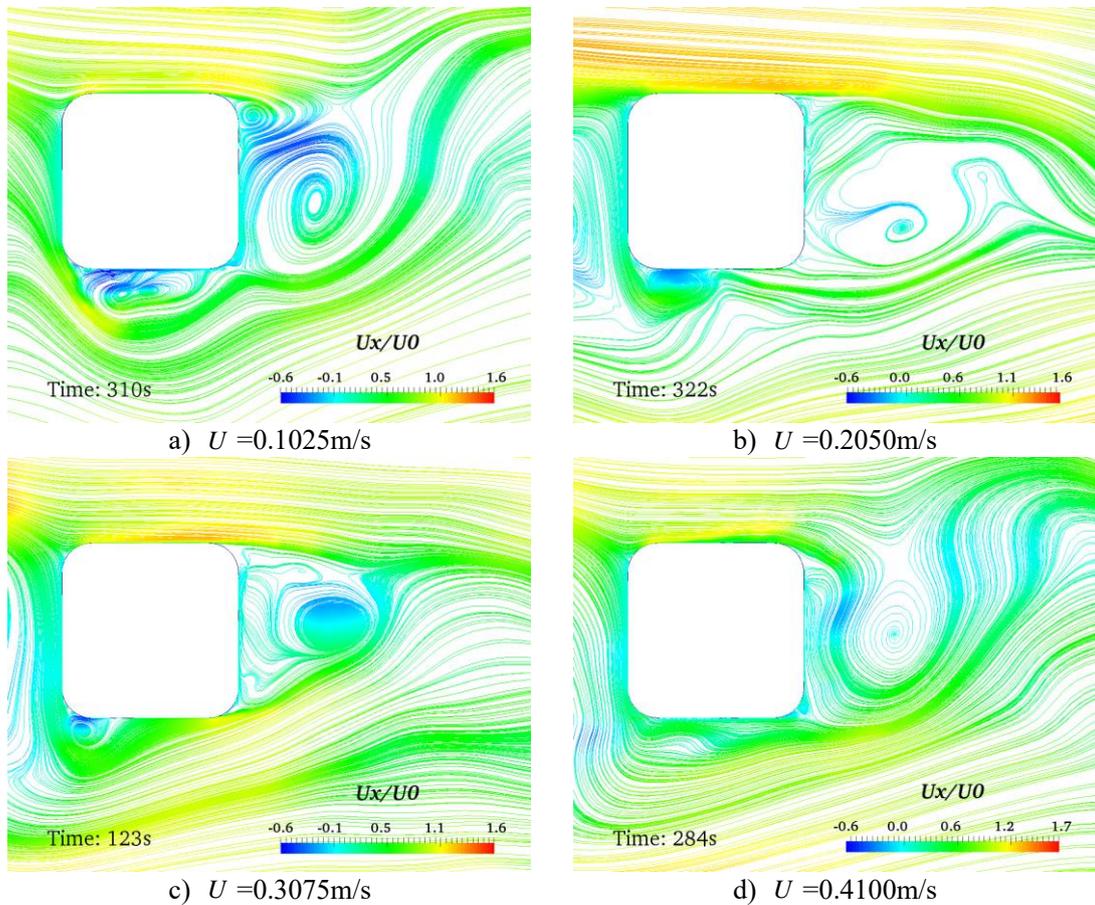


图3-13 四种流速下  $0^\circ$  平台 col1 流线图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.3-13 Streamline of col1 on plane of  $Z/H_{col}=-0.5$  at 4 current velocities and 0 current heading

图3-14 四种流速下 $0^\circ$ 平台 col2 流线图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )Fig.3-14 Streamline of col2 on plane of  $Z/H_{col}=-0.5$  at 4 current velocities and 0 current heading

### 3.3 $45^\circ$ 来流角半潜式平台固定绕流数值试验

#### 3.3.1 阻力分析

图 3-15 给出了  $45^\circ$  来流角平台平均阻力系数随来流速度变化的结果。相比于  $0^\circ$  来流角,  $45^\circ$  平台的总体阻力略小, 但随着速度变化的趋势同样是几乎维持不变。另一方面, 各立柱的阻力变化也比  $0^\circ$  来流角时稳定, 且处于下游的 col1 阻力也更大, 这是因为平台在  $45^\circ$  来流角下立柱之间的空间距离更大, 使得下游立柱并非处在上游的完全遮蔽之下。除此之外, 两侧立柱 col2 和 col4 的阻力系数最大, 并且呈现明显的对称性。

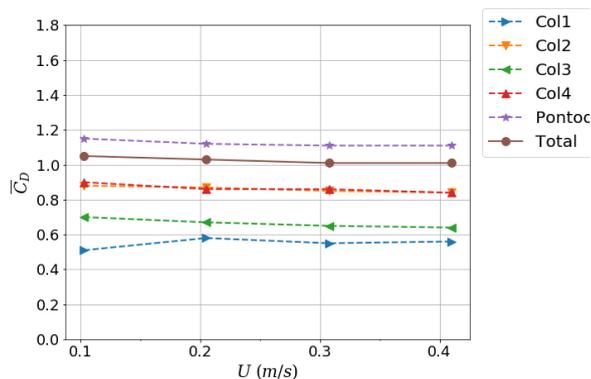
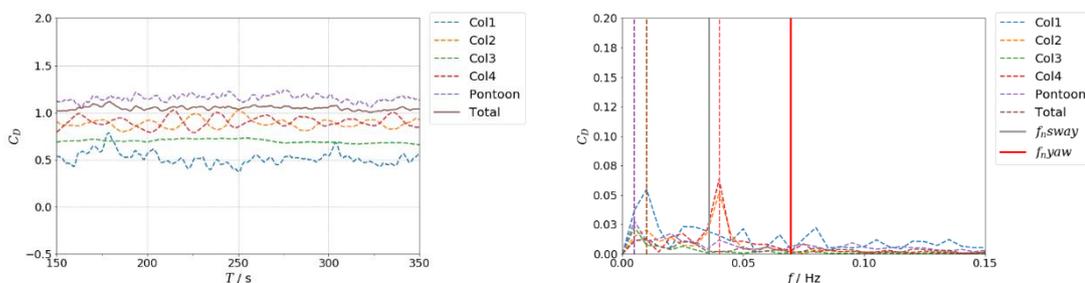


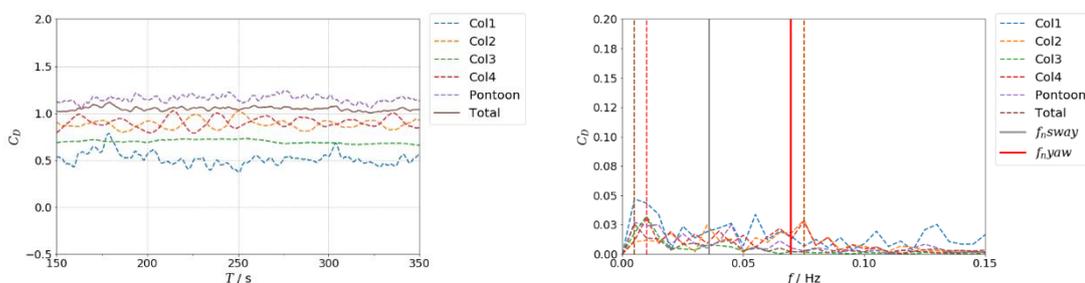
图3-15 45° 平台和各立柱固定绕流平均阻力系数统计值

Fig.3-15 Statistical mean drag coefficient of fixed platform and columns at 45 current heading

从图 3-16 观察时历和频率结果可以发现，在  $U=0.1025$  m/s 时，两侧立柱的阻力波动具有稳定的周期性，且彼此的相位是相反关系，频率结果显示其变化周期几乎等于模型试验中平台的横向固有周期；但随着流速增加，两侧立柱的阻力频率特性逐渐复杂，但两者之间的相位依然保持稳定的相反关系。另一方面，上下游两个立柱随流速变化的表现相对稳定，但两者的时历表现截然不同：下游立柱 col1 的波动十分不规律，而上游立柱 col3 的阻力几乎无波动，究其原因在于两者的迎流条件存在巨大差异，需要对流场细节进行详细分析。



a)  $U = 0.1025$  m/s



b)  $U = 0.2050$  m/s

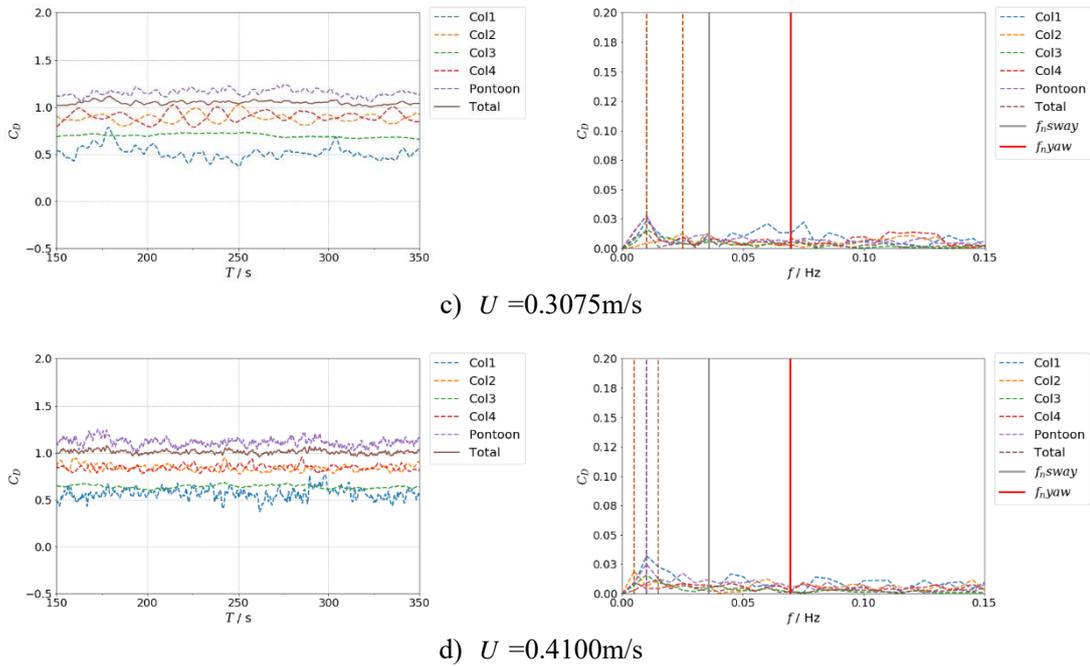


图3-16 45° 平台和各立柱四种流速下固定绕流阻力时历曲线和频率结果  
 Fig.3-16 Time series and frequency results of drag forces of fixed platform and columns at 4 current velocities and 45 current heading

### 3.3.2 升力分析

图 3-17 表示了 45° 平台升力均方根值和平均值结果，相比于 0° 平台，45° 平台无论是平台总体还是各立柱的升力幅值都更小。平台的总体升力随流速增大而递减，但在高速来流下则几乎不变。各立柱结果显示：下游立柱 col1 的升力系数最大，其在  $U=0.1025\text{ m/s}$  时达到峰值，而后随流速增加也几乎不变；其次是对称分布的两侧立柱升力较大，从平均值结果看出两侧立柱的升力指向平台外侧；上游立柱 col3 的升力幅值最小，结合其阻力表现可推测 col3 的尾流场较稳定，立柱表面的压力分布无明显交替变化，需要流场细节进一步的分析。

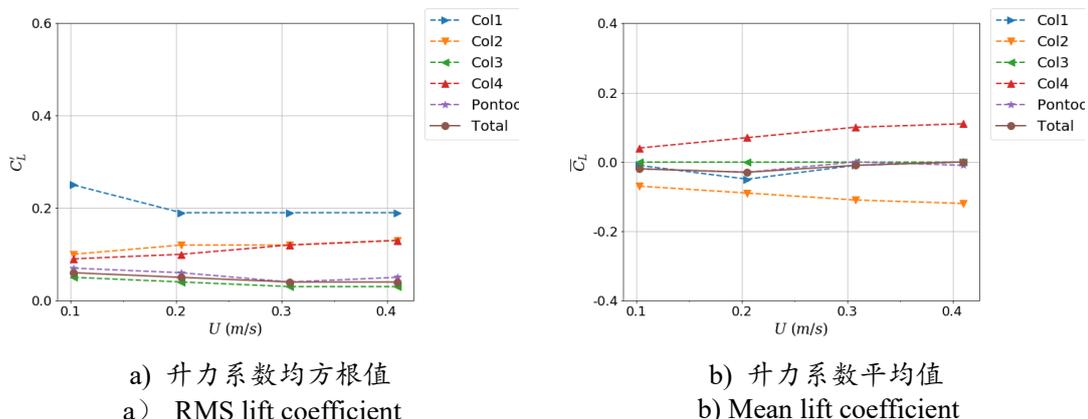
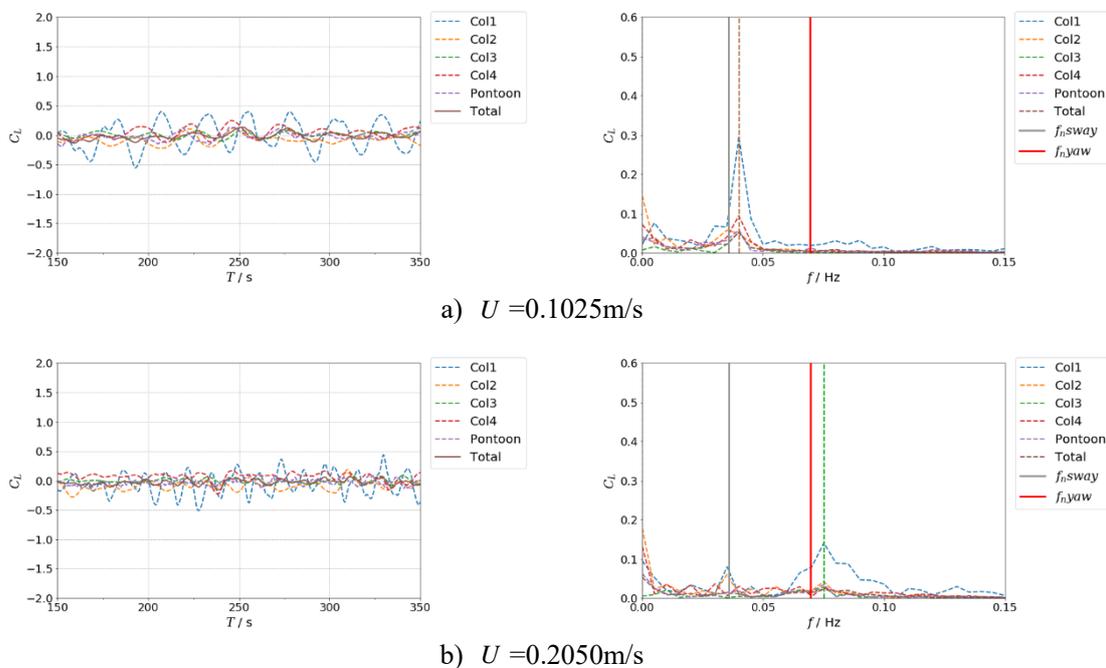


图3-17 45° 平台和各立柱固定绕流升力系数统计值

Fig.3-17 Statistical lift coefficient of fixed platform and columns at 45 current heading

从图 3-18 的时历结果中可看出，只有下游立柱 col1 的升力波动呈现较规律的周期性。在  $U=0.1025$  m/s 时，各立柱的运动频率均靠近平台横向固有频率，表明各立柱的涡流周期一致，但查看时历曲线后发现上游三个立柱的相位基本和 col1 相反，从而抵消了一大部分平台总体升力。随着速度增大，下游立柱 col1 的主频逐渐向高频发展，并且频率峰值也逐渐变得发散；而上游和两侧立柱的线性特征衰减则更加严重。



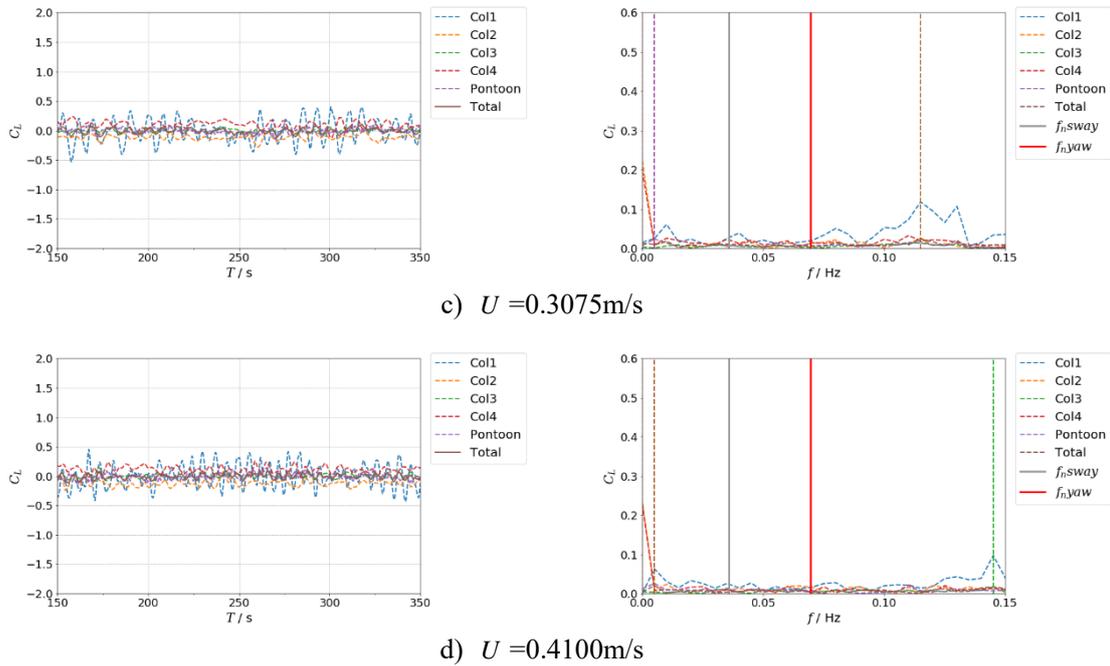
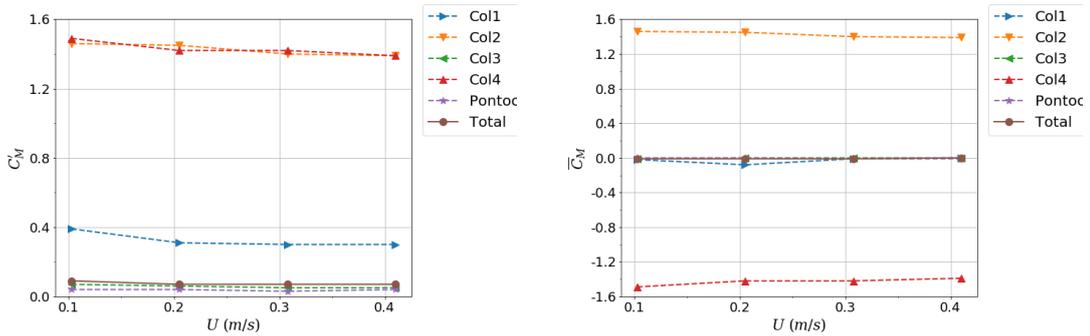


图3-18 45° 平台和各立柱四种流速下固定绕流升力时历曲线和频率结果

Fig.3-18 Time series and frequency results of lift forces of fixed platform and columns at 4 current velocities and 45 current heading

### 3.3.3 力矩分析

图 3-19 展示了 45° 来流角下平台和各立柱的力矩均方根值和平均值。从结果可看出：两侧立柱的力矩幅值最大，且根据其各自的平均值的正负分布可猜测，两侧立柱的力矩主要由阻力贡献；而上下游立柱的力矩随速度变化趋势与其升力结果的变化更一致，结合其力矩平均值为 0 的结果更能断定 col1 和 col3 的力矩由升力提供。相比 0° 平台，45° 平台的总体力矩均方根值和平均值几乎为 0，说明在固定绕流情况下，45° 平台各立柱的泻涡模式对平台的总体力矩产生的作用很小。



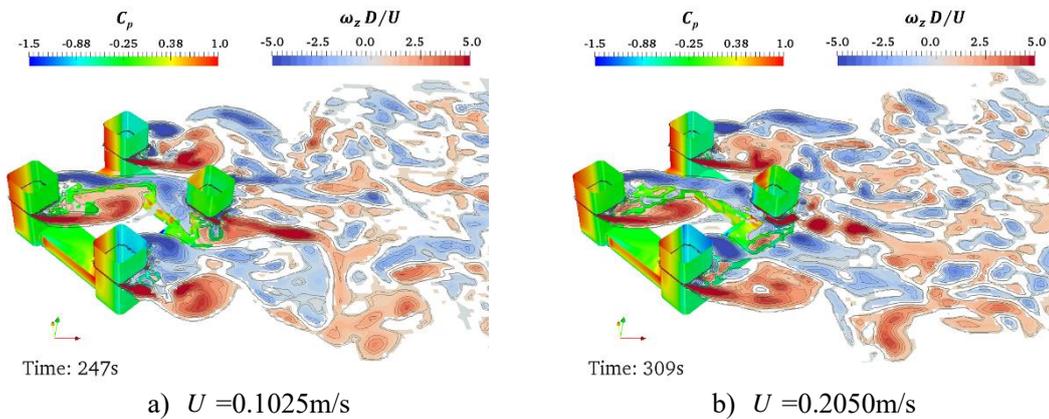
a) 首摇力矩系数均方根值  
a) RMS yaw moment coefficient  
b) 首摇力矩系数平均值  
b) Mean yaw moment coefficient

图3-19 45° 平台和各立柱固定绕流首摇力矩系数统计值

Fig.3-19 Statistical yaw moment coefficient of fixed platform and columns at 45 current heading

### 3.3.4 流场细节分析

图 3-20 也给出了 45° 来流角平台在四种来流速度下的三维压力涡量图, 其时间步对应平台升力最大的时刻, 涡量云图的结果同样取自垂向高度为  $Z/H_{col}=-0.5$  的截面。



a)  $U = 0.1025 \text{ m/s}$

b)  $U = 0.2050 \text{ m/s}$

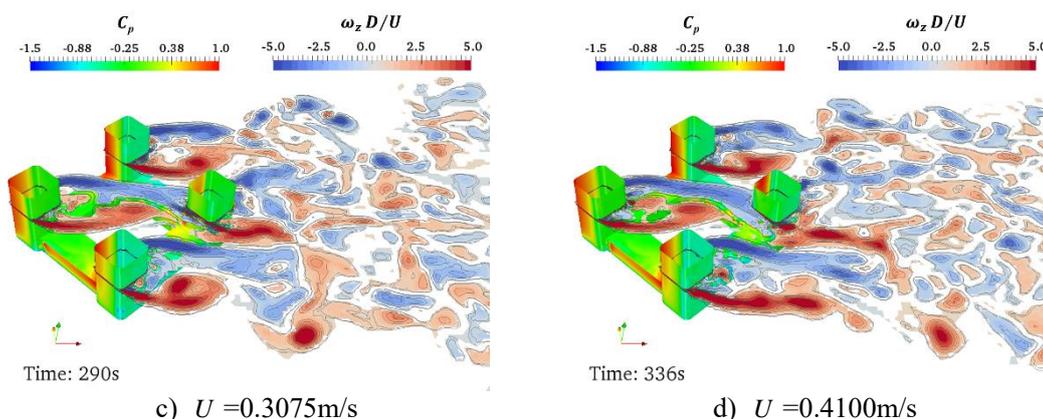


图3-20 四种流速下  $45^\circ$  平台表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.3-20 Pressure distribution of platform and vorticity  $Z$  on plane of  $Z/H_{col}=-0.5$  at 4 current velocities and  $45^\circ$  current heading

从涡量云图可看出，平台四个立柱的涡流表现差异较大。对于上游立柱 col3 而言，其涡流模式与  $0^\circ$  来流角平台在高速下的上游立柱非常相似：两侧的尾涡形状狭长且互不干扰，二者之间有明显的空档区。与前文对  $0^\circ$  平台的分析同理，这种空档区代表着立柱后方流体状态稳定，造成立柱前后压差几乎不变，解释了流体力曲线波动性小的原因。另一方面，col3 的涡流脱落发生在离立柱后方较远处，到了  $U=0.41\text{m/s}$  的高速来流，尾涡剪切层甚至直接打在下游立柱 col1 表面。对于两侧立柱 col2 和 col4 而言，涡流模式随速度的变化较为明显：在低速来流时，尾涡结构的长度较短，两侧尾涡呈现回抱立柱的趋势，同时两侧尾涡相互干扰作用明显，其涡流交替脱落是通过立柱内测表面的尾涡向外挤压切断外侧尾涡的方式实现，如此迫使两侧立柱产生较大的脉动升力。但随着速度增加，流向的冲击作用迫使两侧立柱的尾涡逐渐变得狭长，立柱两侧的尾涡相互作用减小，涡流脱落的地方逐渐后移。对于下游立柱 col1 而言，迎面流体来自上游和两侧立柱的尾涡，导致立柱后方的尾涡结构变得破碎；微小的尾涡贴近立柱后方表面，使得立柱的表面压力变化较剧烈，这也是下游立柱脉动升力最大的原因。

从平台表面压力结果可看出：处在迎流位置的三个立柱前方具有明显的正压区，但与上游立柱 col3 正压区沿流向对称分布不同，两侧立柱的正压区偏向平台内测分布，这与上游立柱的尾涡挤压有关，而这样的正压分布也会使两侧立柱的升力平均值指向外侧。对于下游立柱 col1 而言，正压区的分布会在立柱前表面随时间沿  $Y$  向来回徘徊：本文所展示的时刻中，正压区分布偏向正  $Y$  轴的一侧，而当平台升力最小时也发现，col1 的正压区已转换到偏向负  $Y$  轴的一侧。说明下游立柱的脉动升阻力主要受迎流条件影响，换言之与上游立柱 col3 的尾涡交替脱落

有很大关系。

图 3-21、图 3-22 和图 3-23 分别展示了上游立柱 col3、对侧立柱 col2 和下游立柱 col1 在四个流速下的流线图,选取的时间步对应前文三维压力涡量图的时刻。对比不同立柱结果可发现,三个立柱的迎流驻点位置有所差异:上游立柱 col3 的驻点在倒角顶端,流体可对称绕过立柱表面。而分布在负 Y 轴一侧的 col2 驻点则在倒角偏下侧,说明 col2 上侧流体受到挤压致使驻点向下偏移。这会让 col2 的实际迎流角度有偏差,因此立柱后方的尾涡分布也无法完全对称,从流线图可看出在流速较低的情况下与驻点位置相对的后方尾涡更大,进一步解释了两侧立柱升力平均值不等于 0 的原因。而下游立柱 col1 的驻点同样受 col3 的挤压而发生偏移,但与 col2 不同的是驻点的改变是动态的,可随迎流的交替变化而在倒角上下侧双向移动。

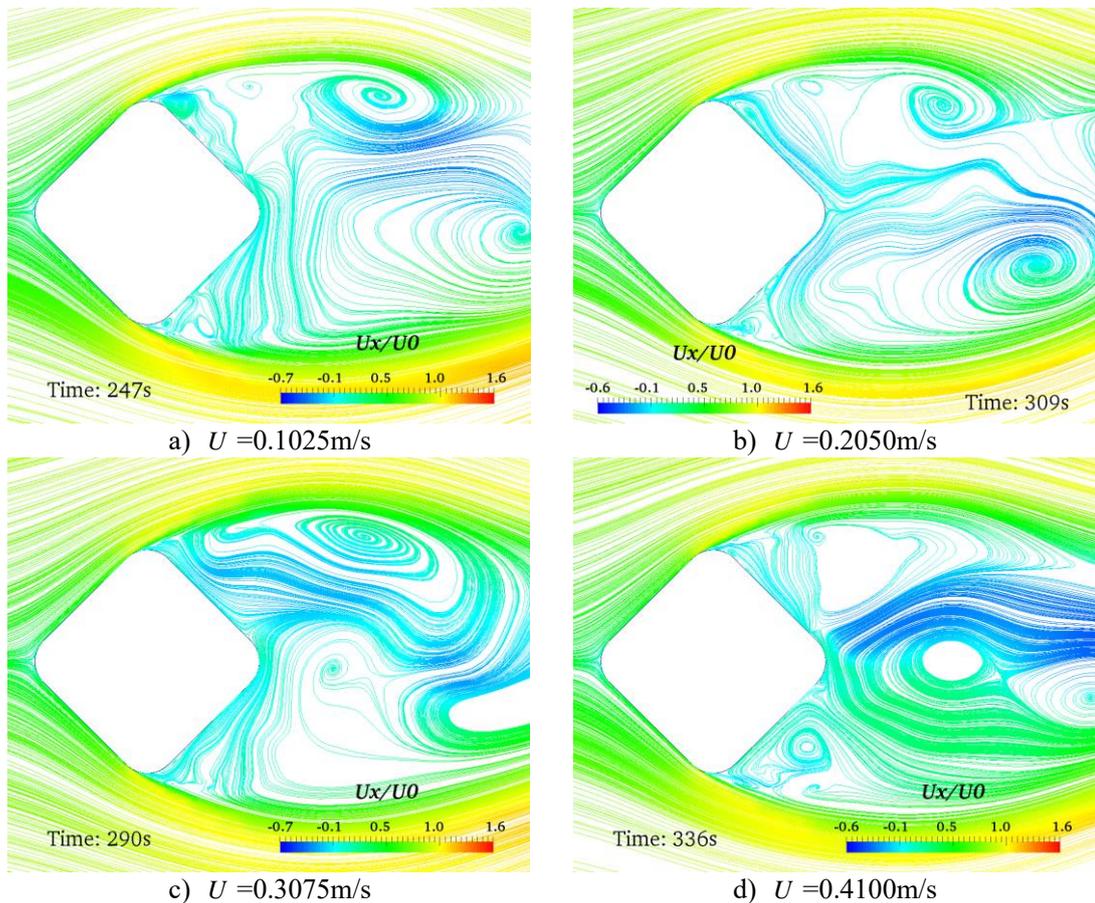


图3-21 四种流速下 45° 平台 col3 流线图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.3-21 Streamline of col3 on plane of  $Z/H_{col}=-0.5$  at 4 current velocities and 45 current heading

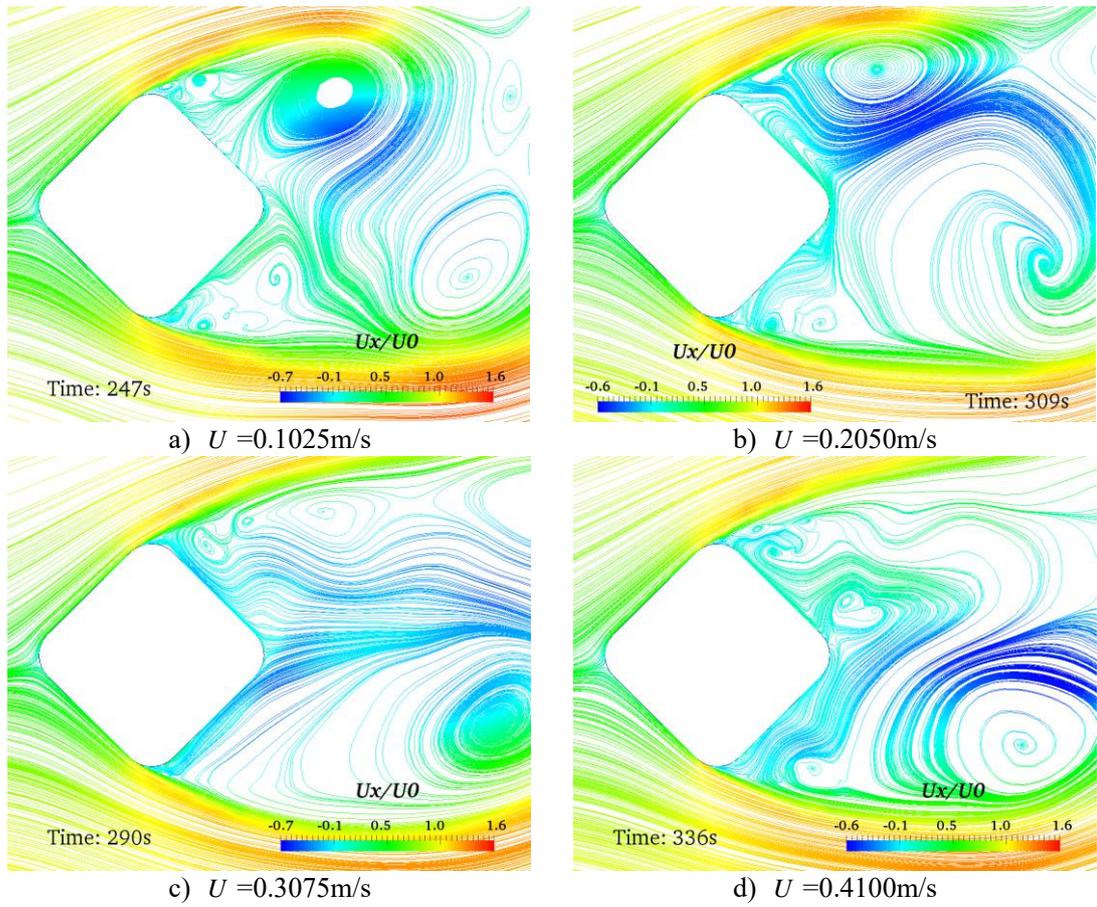
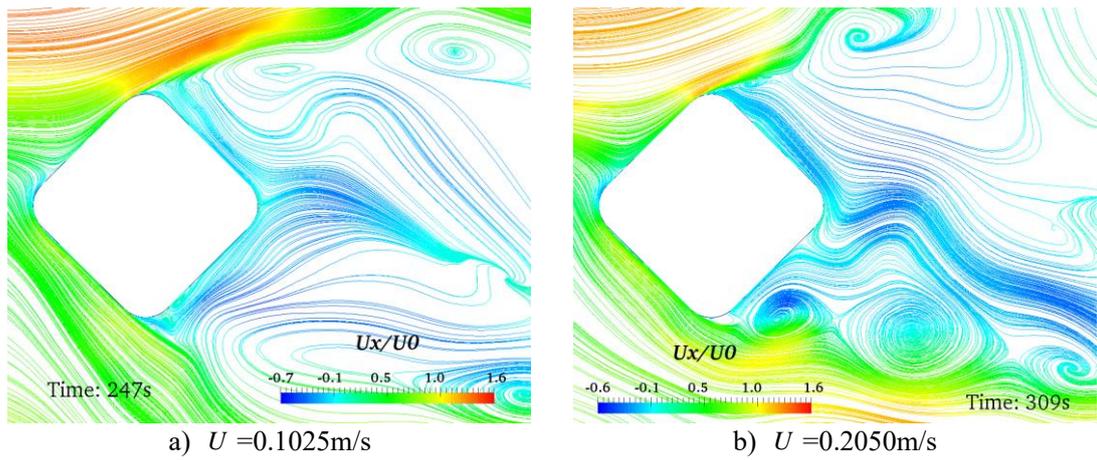
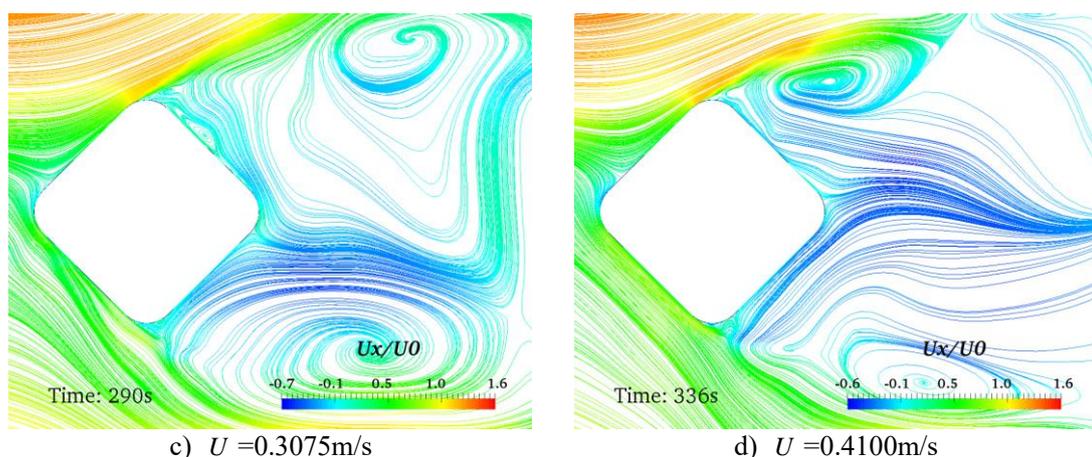


图3-22 四种流速下  $45^\circ$  平台 col2 流线图 ( $Z/H_{col} = -0.5$ )

Fig.3-22 Streamline of col2 on plane of  $Z/H_{col} = -0.5$  at 4 current velocities and  $45^\circ$  current heading



c)  $U = 0.3075\text{m/s}$ d)  $U = 0.4100\text{m/s}$ 图3-23 四种流速下  $45^\circ$  平台 coll 流线图 ( $Z/H_{col} = -0.5$ )Fig.3-23 Streamline of coll on plane of  $Z/H_{col} = -0.5$  at 4 current velocities and  $45^\circ$  current heading

### 3.4 本章小结

本章针对  $0^\circ$  和  $45^\circ$  两种典型来流角度的四立柱半潜式平台进行了四种典型流速下的固定绕流数值模拟，并通过对平台整体和各立柱的流体力系数和尾流场结果的详细分析，得出了以下主要结论：

无论是  $0^\circ$  还是  $45^\circ$  来流角的平台，其整体和各立柱在最低流速的流体力结果都区别于其他三个较高流速：在最低流速条件下，平台整体的升阻力和首摇力矩最大；立柱两侧之间的尾涡发生相互干扰从而出现交替脱落现象，造成流体力的波动性最强。而其他三个较高流速之间的流体力表现几乎一样，立柱的尾涡发展模式相似，尾涡之间的相互作用较小。高低速之间的流体力表现差异对于  $0^\circ$  平台而言更加明显。

力矩的结果也表明：固定绕流工况下， $0^\circ$  平台的泻涡模式已经可以为平台的首摇运动带来较大的初始激励；但  $45^\circ$  平台的总体力矩大小几乎为零。同时还发现平台总体力矩主要由立柱的阻力贡献。

## 第四章 不同来流角度下半潜式平台涡激首摇运动的数值研究

半潜式平台在不同来流角度和来流速度下的涡激运动表现不同，这与各立柱之间的泻涡模式和相互作用有关。过往的研究中半潜式平台涡激运动更多集中在横向运动上，许多研究表明传统半潜式平台在一定速度范围内会产生规律且大幅度的横向运动，尤其当来流角度为  $45^\circ$  时横向运动达到最大。近几年有研究<sup>[8]</sup>发现，在高速来流时半潜式平台在首摇方向也会产生大幅的往复运动，针对不同来流角度的模型试验发现  $0^\circ$  平台的首摇运动幅值最大。首摇运动和横向运动同样会对锚链系泊系统造成疲劳损伤，但目前为止对首摇运动发展机制的相关研究尚未深入。因此，本章将在第三章固定绕流的基础上，采用相同的平台模型和网格条件在一定折合速度范围内进行涡激运动的数值研究，将得到的数值结果与模型试验结果比较以验证求解器 vim-FOAM-SJTU 的有效性，而后在此基础上重点比较  $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角下平台横向运动和首摇运动的表现规律，同时还会对平台和各立柱的流体力、流场细节等结果进行深入分析。

### 4.1 数值模型

#### 4.1.1 计算模型

平台的几何结构参数、计算域和网格划分方式可参考第三章数值模型，但在本章中，平台的流向、横向和首摇方向的水平面自由度被释放。释放自由度后将打开弹簧系泊系统模块，其布置形式可参考 2.3.2 小节，具体有效刚度的参数设置详见表 3-1。

#### 4.1.2 计算工况

与模型试验的设置相似，本章同样对  $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角的半潜式平台采用相同来流速度进行数值模拟，模型试验的速度范围覆盖到  $0.082\sim 0.41\text{m/s}$ ，但为了研究高速来流下的首摇运动，数值研究中的速度工况覆盖范围更广。模型试验结果所对应的折合速度统一依照  $45^\circ$  平台的特征长度进行统计，本章将对  $0^\circ$  平台的模型试验结果按比例换算，以  $0^\circ$  平台的实际折合速度对结果进行统计。通常涡激运动的折合速度是基于横向固有周期  $T_{n_2}$  运算，但本文的首摇运动分析也会采用基于首摇固有周期  $T_{n_6}$  换算得到的折合速度进行统计，详细的计算工况如表 4-1 所示。

表4-1 0° 和 45° 来流角度的半潜式平台涡激运动数值模拟工况  
Table4-1 Test cases of VIM of CS platform at 0 and 45 current headings

$U$ (m/s)	$\alpha = 0^\circ$		$\alpha = 45^\circ$	
	$U_r$ (based on $T_{n2}$ )	$U_{r6}$ (based on $T_{n6}$ )	$U_r$ (based on $T_{n2}$ )	$U_{r6}$ (based on $T_{n6}$ )
0.0820	5.6	2.9	4	2
0.1025	7.1	3.6	5	2.6
0.1230	8.5	4.3	6	3.1
0.1435	9.9	5.1	7	3.6
0.1640	11.3	5.8	8	4.1
0.1845	12.7	6.5	9	4.6
0.2050	14.1	7.2	10	5.1
0.3075	21.2	10.8	15	7.7
0.3485	--	--	17	8.67
0.4100	--	--	20	10.2
0.4510	--	--	22	11.32

## 4.2 自由衰减结果

为了验证数值模拟的弹簧系泊系统与模型试验具有相同的等效刚度，需要对半潜式平台系统进行自由衰减试验。通过释放平台某一特定自由度并给定平台该方向上初始速度，记录平台在静水中该方向上的运动时历曲线，时历曲线经过频率分析即可得到系统在该方向上的固有频率（周期）。在本研究中，平台在横向和流向上的系泊配置和几何特性是对称的，因此本节只对横向和首摇方向进行自由衰减试验，其时历曲线和频率分析结果如图 4-1 所示。表 4-2 总结了 CFD 和模型试验的固有周期，结果表明两者的误差在允许范围内，数值模拟系统具有相同的等效刚度。

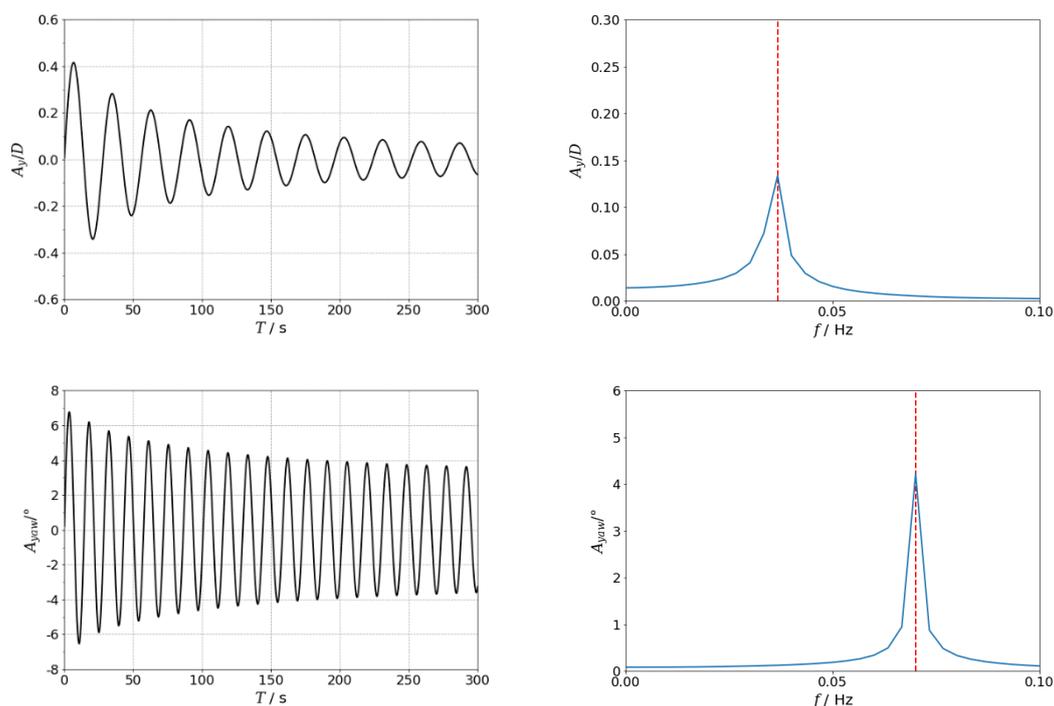


图4-1 横向和首摇向自由衰减试验的时历与频率结果  
Fig.4-1 Time series and frequency results of transverse and yaw decay test.

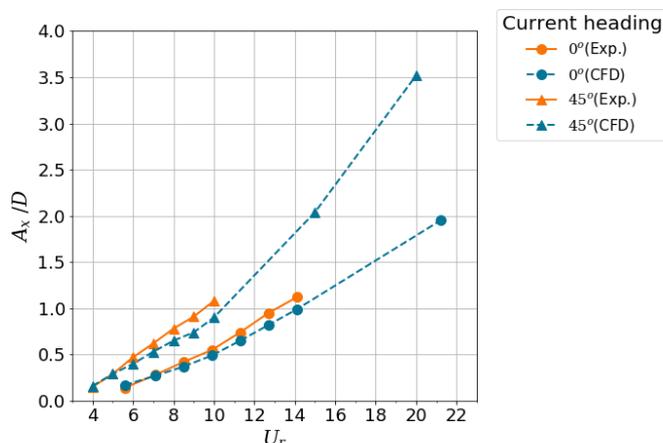
表4-2 半潜式平台固有周期结果（模型尺度大小）  
Table4-2 Natural periods of CS platform (In model scale)

固有周期 (s)	CFD	Exp.	Error(%)
$T_x/T_y$	27.98	28.58	2.09
$T_{yaw}$	14.40	12.93	11.37

## 4.3 运动响应分析

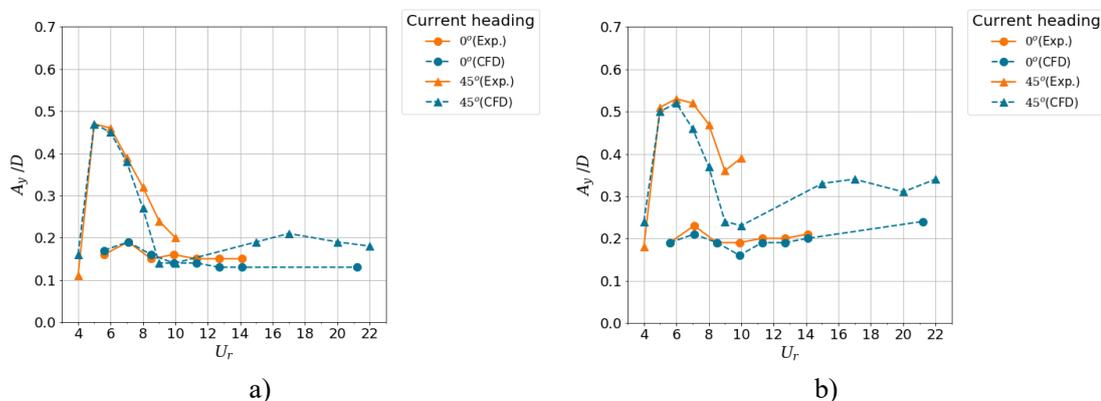
### 4.3.1 流向运动

图 4-2 给出了两种来流角度平台在流向上偏移的平均值结果。可以看出，随着来流速度增加，平台偏离平衡中心越远，其增长趋势几乎呈现线性增加。另一方面，相同来流速度下， $45^\circ$  平台比  $0^\circ$  平台的纵向偏移更大，说明  $45^\circ$  平台的流向阻力更大，这是因为  $0^\circ$  平台的上下游立柱之间存在较强的遮蔽效应，而  $45^\circ$  平台则有三个迎流立柱。

图4-2  $0^\circ$  和  $45^\circ$  下流向运动无量纲化结果Fig.4-2 Non-dimensional inline responses at  $0^\circ$  and  $45^\circ$  current headings.

### 4.3.2 横向运动

图 4-3 给出了横向运动响应随速度变化的结果。从图中可看出数值结果与模型试验结果基本吻合——除了  $45^\circ$  平台在折合速度为 9~10 的过渡区中实验结果略高于数值计算结果，其潜在原因可能与力柱泻涡频率非线性增强有关，需要结合时历曲线和频率结果进一步分析。

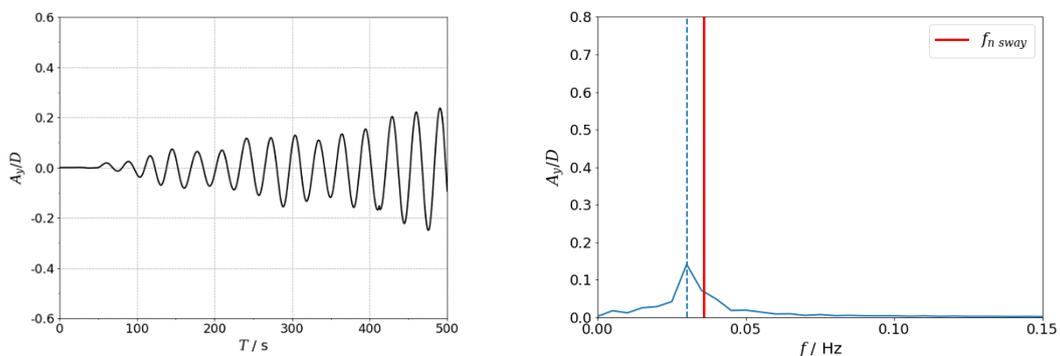
图4-3  $0^\circ$  和  $45^\circ$  下横向运动无量纲化结果: a) 标称响应结果, b) 最大响应结果Fig.4-3 Non-dimensional transverse responses for  $0^\circ$  and  $45^\circ$  current headings: a) nominal results, b) maximal results

结果表明  $45^\circ$  平台在折合速度为 5~7 之间有明显的锁定区间, 平台的横向运动幅值显著增加, 标称响应幅值达到 0.45 以上, 最大响应幅值可达 0.5 以上。在这个速度区间以外, 运动幅值则显著降低, 基本维持在 0.1~0.2 之间。另外在后锁定区间范围内, 随着速度继续增加, 横向运动幅值有略微回升的趋势。

$0^\circ$  平台的横向运动在  $45^\circ$  对应的锁定区间也出现了微小的峰值，但其运动幅值远小于  $45^\circ$  平台，标称响应幅值最高只接近 0.2。而且从整个速度区间来看， $0^\circ$  的横向运动幅值波动更平缓，在后锁定区间标称相应幅值甚至基本维持不变。

为了更详细分析两种角度平台的横向运动规律，本文给出了两种来流角度分别在锁定前、锁定、锁定后的时历曲线和相应的运动频率结果。

图 4-4 选取了  $45^\circ$  平台在  $U_r=4、5、15$  的时历曲线和频率结果作为三个典型时期的代表。在前锁定区间 ( $U_r=4$ ) 时，流速较小， $45^\circ$  平台的横向运动随着时间的增长较为缓慢，需要花费较长时间才能达到稳定。在该流速下横向运动呈现规律的往复运动，频率分析中能看到较明显的主频率，并且接近平台横向运动固有频率。在  $U_r=5$  下，平台的横向运动大幅增加，从时历曲线看出平台的能量积累迅速完成，短时间内就达稳定的往复运动状态，且运动幅值几乎不变。观察频率结果可看出：运动主频更加聚焦，并且几乎与平台横向固有频率重合，由此可判断在该流速下，平台横向运动处在共振状态。进一步观察 3D 频率分析图 4-6 (b)，可发现锁定区间大约覆盖在折合速度为 5~8 之间，原因是在这个速度范围内横向运动都有明显的主频峰值，且都分布在平台横向固有频率附近；除了几乎与固有频率重叠的  $U_r=5$  工况的运动峰值激增，其他工况的峰值变化较小。这种由于运动频率维持在平台横向固有频率附近的共振状态，平台横向方向上在很大流速范围内维持幅值稳定、周期规律的大幅度往复运动，被称为“锁定”现象，而对应的速度区间也称为锁定区间。随着流速继续增加，平台横向运动的不规律性逐渐增强，运动幅值也大幅降低，反映在频率结果中则表现为运动主频消失，出现若干个高阶频率，且都远离平台的固有频率，表明此时平台的横向运动有多阶振型，运动特性较为复杂。



a)  $U_r = 4$

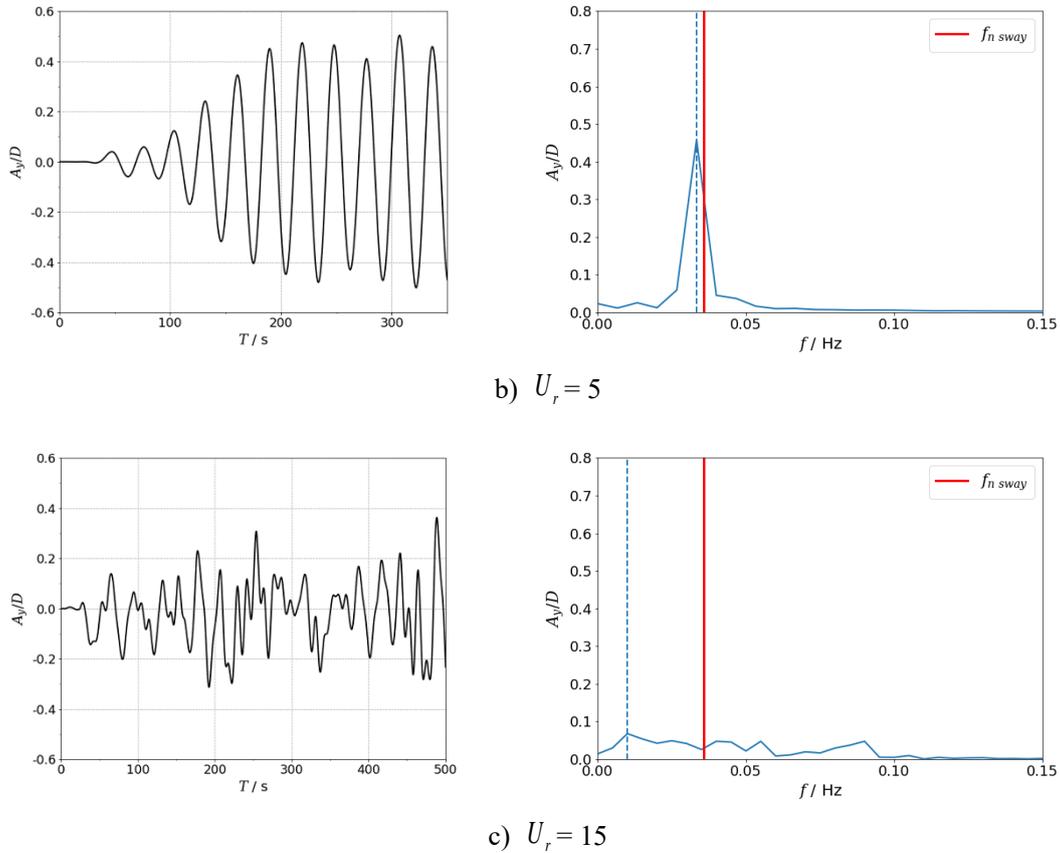


图4-4 45° 平台横向运动响应时历曲线及其频率分析

Fig.4-4 Time history and frequency analysis of transverse motion responses at 45° current heading

0° 平台对应给出了上面三种来流速度下的横向运动时历和频率分析,如图 4-5 所示。对比发现,与 45° 平台一样,在低速来流 ( $U_r = 5.6、7.1$ ) 的工况下,平台横向运动在达到稳定后也呈现持续且规律的往复运动,但平台稳定时间相比 45° 平台更久,表明横向上能量积累的时间相对较长。从频率结果看出 0° 平台在该速度范围下也出现明显的主频,且较接近横向固有频率。然而,进一步观察 0° 平台的 3D 频率分析图 4-6 (a)发现: 0° 平台在很大速度范围内 ( $U_r = 5.6\sim 14.1$ ) 横向运动峰值基本不变,且都有明显的运动主频,但与 45° 平台不同的是,该速度区间的运动主频并非维持在横向固有频率附近,而是均匀分布在横向固有频率和首摇固有频率之间。换言之,0° 平台的“锁定”的表现与 45° 不同,更多体现为运动峰值的稳定不变,而非运动频率维持等于固有频率。由此猜测,0° 平台随速度增加而表现出幅值稳定的横向运动可能也受首摇运动影响,这需要对平台不同自由度之间的涡激运动进行深入研究。

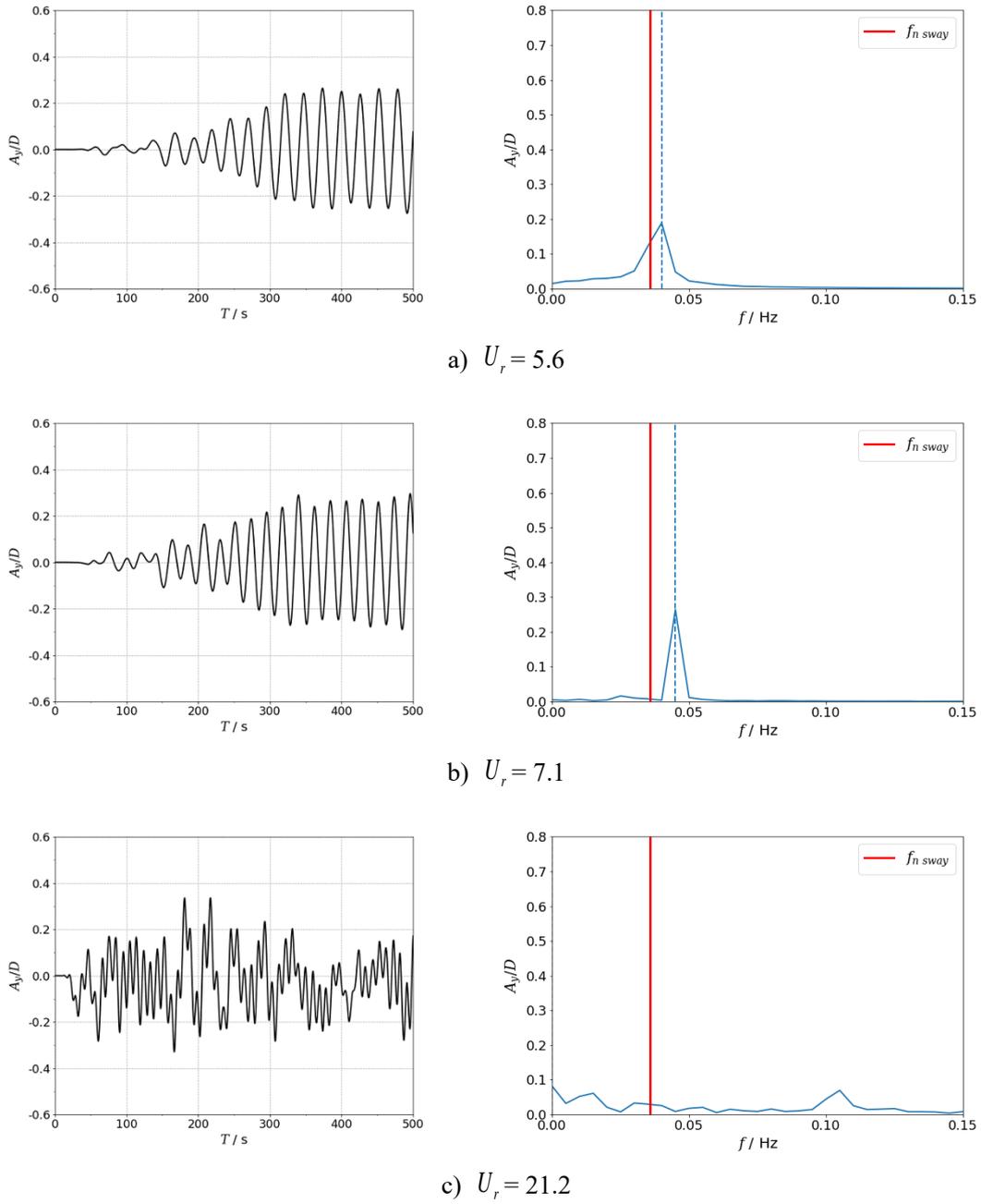


图4-5  $0^\circ$  平台横向运动响应时历曲线及其频率分析  
 Fig.4-5 Time history and frequency analysis of transverse motion responses at  $0^\circ$  current heading



更为显著。低速来流下两个角度的首摇幅值都很小，约为 0~0.5 度之间。随着流速增加， $0^\circ$  平台的首摇幅值在  $U_r = 5.6\sim 14.1$  内几乎呈线性式增长，并在  $U_r = 14.1$  时达到峰值，其幅值远超  $45^\circ$  平台；而  $45^\circ$  平台在此范围内的首摇幅值趋于平缓，直到  $U_r = 15$  时幅值才明显增加。到了高速工况时 ( $U_r = 15\sim 20$ )，与 Waals 的试验结果不同的是，首摇幅值并未持续增加，两个角度的首摇标称响应幅值在此速度范围内保持在峰值附近，这与横向运动在锁定区间运动幅值基本维持不变的表现非常相似，由此推测该速度区间可能是平台首摇运动的锁定区间。将折合速度基于首摇固有频率进行换算后得到图 4-8 的结果，发现首摇运动的峰值对应的折合速度  $U_{r6}$  落在 7~11 之间，这个范围与横向运动常出现的锁定区间非常相似。Goncalves<sup>[16]</sup>的模型试验同样得出相似的结论：不同角度的平台首摇运动在  $U_{r6} = 6\sim 9$  之间出现稳定的峰值。尽管本文数值验证覆盖了  $U_r = 22$  ( $U_{r6} = 11.32$ ) 的高速计算工况，但对比 Goncalves 的结果，本文的峰值区间略有延迟，若要进一步验证本文的峰值区间确为锁定区间，还需要对更高流速的工况进行数值计算。

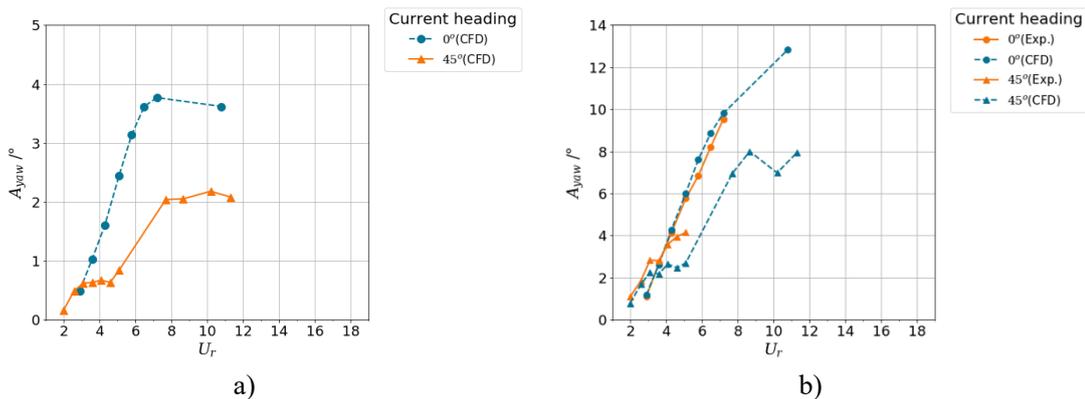
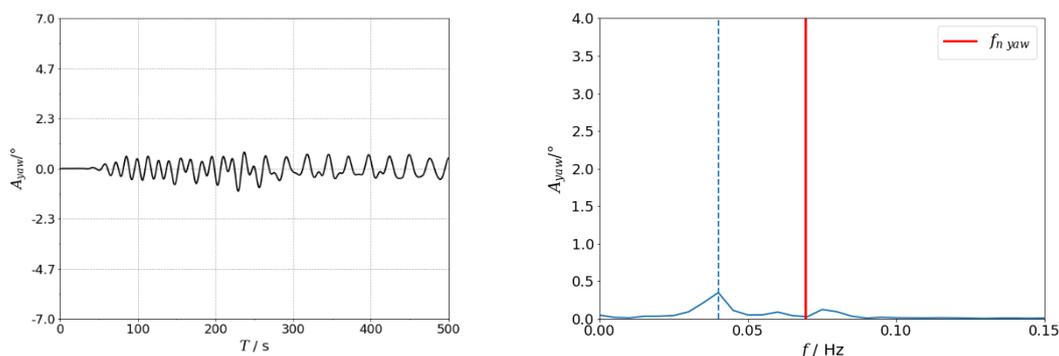


图4-8  $0^\circ$  和  $45^\circ$  下首摇运动无量纲化结果 (基于首摇固有周期): a) 标称响应结果, b) 最大响应结果

Fig.4-8 Non-dimensional yaw responses for  $0^\circ$  and  $45^\circ$  current headings (based on  $T_{n6}$ ): a) nominal results, b) maximal results

图 4-9 给出了  $0^\circ$  平台在  $U_r = 5.6、12.7、14.1、21.2$  四种工况下的首摇时历曲线和频率分析结果。在低速来流时 ( $U_r = 5.6$ )，首摇运动就已出现规律的往复运动，但运动幅值和跨零周期随着时间推移仍在变化，表明在该工况下平台的能量积累还不是非常稳定；运动频率结果中已出现较明显的主频，但距离首摇固有频率仍有较大差距。随着来流速度增加，平台首摇方向的往复运动愈加明显，首摇幅值和跨零周期也逐渐变得稳定。在  $U_r = 12.7$  时，时历曲线呈现非常规律和稳定的往

复运动，其幅值达到  $3.7^\circ$ ，此流速下运动频率与首摇固有频率非常接近，由此判断该流速下平台在首摇方向处于共振状态。进一步观察 3D 频率分析图 4-11 (a) 可发现：在  $U_r=11.3\sim 14.1$  之间首摇幅值几乎维持在峰值附近，且对应的运动主频均落在首摇固有频率（蓝虚线）附近。类比于横向运动的表现，可判断该速度区间是  $0^\circ$  平台首摇运动的锁定区间。但由于首摇固有频率大于横向固有频率，因此首摇方向的共振状态一般发生在更高的来流速度。而对于模型试验而言，过高的来流速度可能会造成模型与实尺度平台的弗汝德数相差太大，所以大部分试验较少覆盖到如此高的折合速度工况。到了  $U_r=14.1$  时，平台首摇幅值达到峰值，一度超过  $5^\circ$ ，运动主频也非常聚焦，但此时的运动频率逐渐开始远离首摇固有频率。这种运动峰值状态迟于共振状态出现的迟滞现象，提示平台首摇运动的大幅激励可能不只与平台首摇固有频率有关，也许还有别的运动现象也会对平台的首摇激增产生影响。另有研究推测：迟滞现象与多立柱之间泻涡相互作用有关，该现象也受到立柱间距的影响<sup>[70]</sup>。在  $U_r=21.2$  时，运动曲线在保持基本的往复运动的基础上开始出现复杂的频率特性，频率结果中也出现了两个较明显的频率峰值。尽管主频早已远离固有频率——表明平台已脱离共振状态，该流速下的首摇幅值相对峰值工况  $U_r=14.1$  并未大幅减小，暗示影响  $0^\circ$  平台首摇运动的因素除了频率共振外，可能还有别的激励因素。

a)  $U_r=5.6$

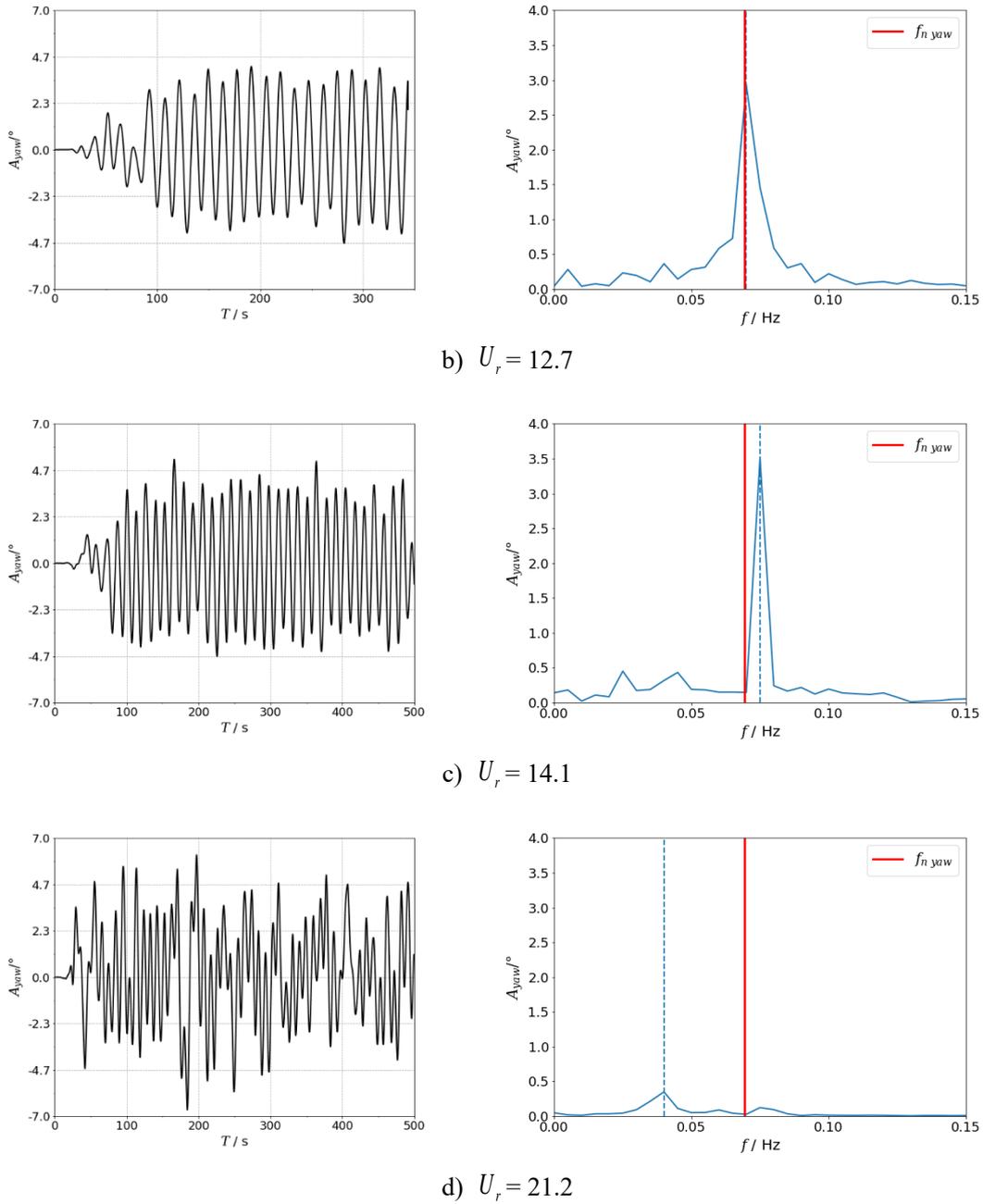
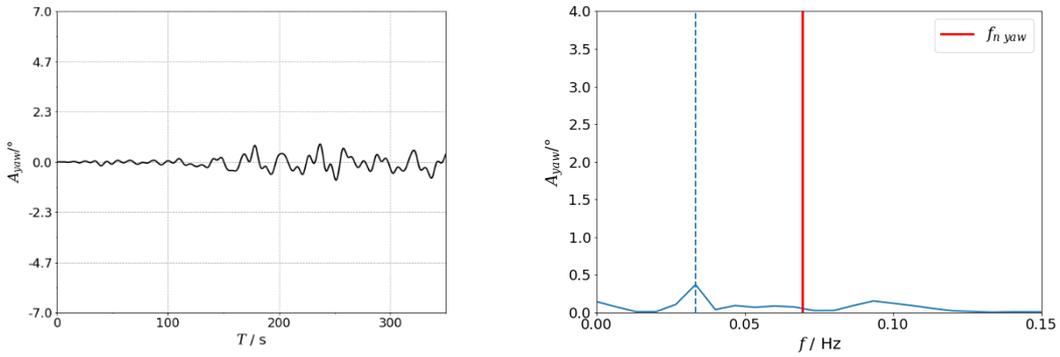


图4-9 0° 平台首摇运动响应时历曲线及其频率分析

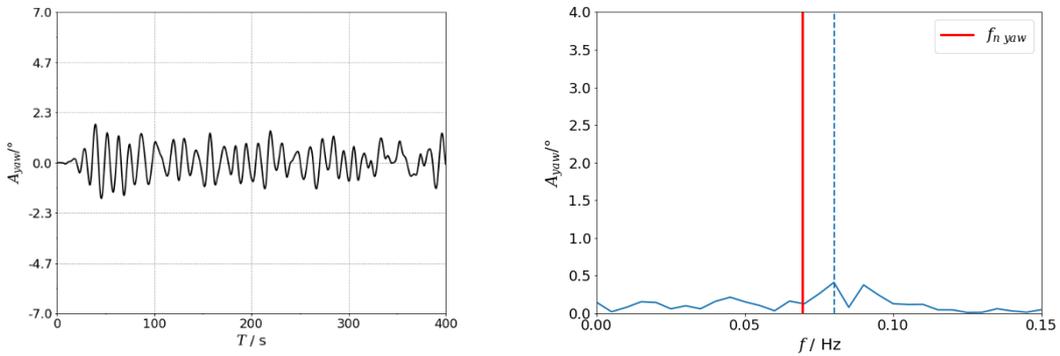
Fig.4-9 Time history and frequency analysis of yaw motion responses at 0° current heading

图 4-10 选取了 45° 平台在  $U_r = 5、10、15、20$  的时历曲线和频率结果。与 0° 平台类似，首摇运动随着速度增加其往复运动变得明显和规律，跨零周期逐渐稳定。然而不同的是，45° 平台的首摇运动表现出更复杂的频率特性，观察 45° 3D 频率分析图图 4-11(b)可发现，在  $U_r = 4\sim 10$  时首摇运动的主频和峰值不像 0° 平台

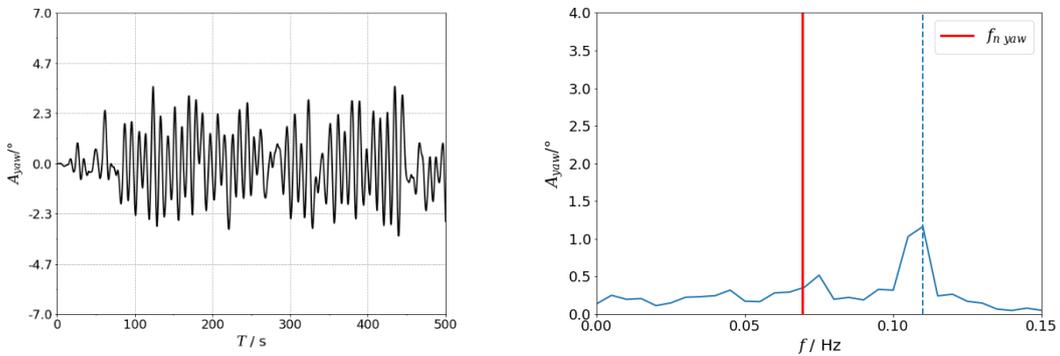
那么集中，暗示着首摇运动可能受多个激励源的相互影响。有趣的是，在  $U_r = 10$  时，运动主频靠近平台固有频率，然而该工况对应的首摇幅值不是最大，这与  $0^\circ$  平台在  $U_r = 12.7$  时的共振表现相差甚远；相反，在  $U_r = 20$  工况下首摇运动达到峰值，对应的频率结果不仅呈现很强的非线性，而且主频远离固有频率。由此猜测，对于  $45^\circ$  平台而言首摇运动主要的激励源很可能来自于其他方面，需要对流体力结果（尤其是力矩）进一步分析。



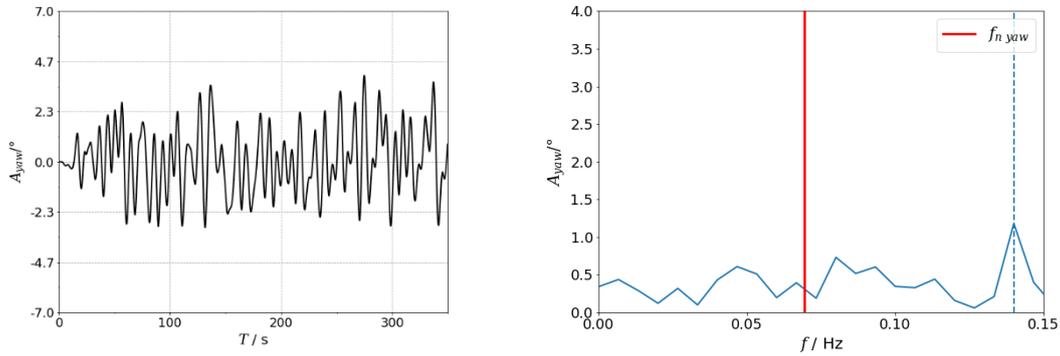
a)  $U_r = 5$



b)  $U_r = 10$



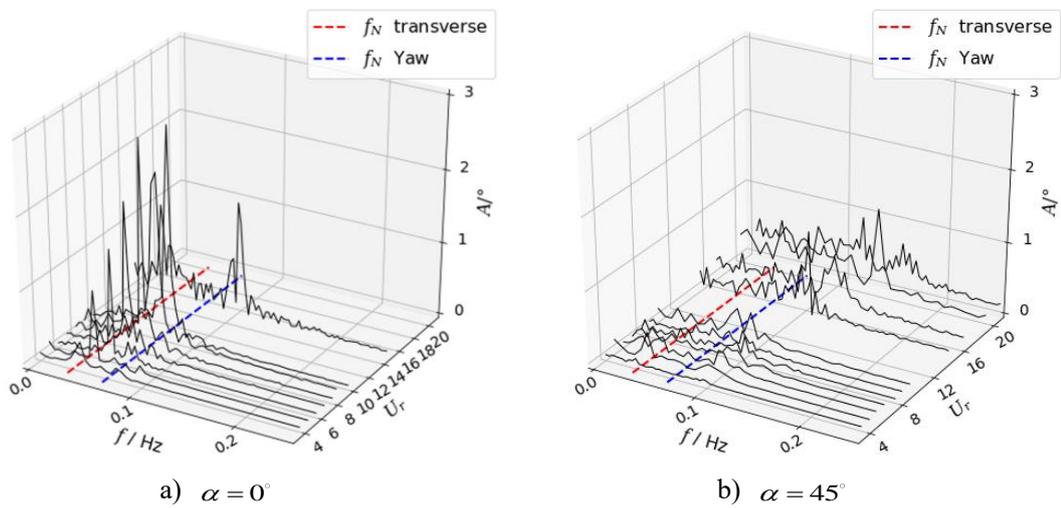
c)  $U_r = 15$



d)  $U_r = 20$

图4-10 45° 平台首摇运动响应时历曲线及其频率分析

Fig.4-10 Time history and frequency analysis of yaw motion responses at 45° current heading



a)  $\alpha = 0^\circ$

b)  $\alpha = 45^\circ$

图4-11 0° 和 45° 平台首摇运动 3D 频率分析

Fig.4-11 3D Frequency series of yaw motion responses for a) 0° and b) 45° current headings

## 4.4 流体受力分析

### 4.4.1 阻力分析

如图 4-12 所示，本文统计了两个来流角度阻力系数随折合速度变化的结果，其中除了平台总体阻力外，还包括各立柱和浮筒的结果。将该图与横向运动随折合速度变化结果（图 4-3）对比可发现阻力系数和横向运动随折合速度变化的趋势相似，表明横向运动与阻力系数大致线性相关。该结论对预测平台横向位移具有

一定的指导意义：通过相关公式可知  $F/U^2 \propto A$ ，在确定相关系数和平台结构参数后，可根据给定来流速度测得平台受力来预判平台的横向位移。

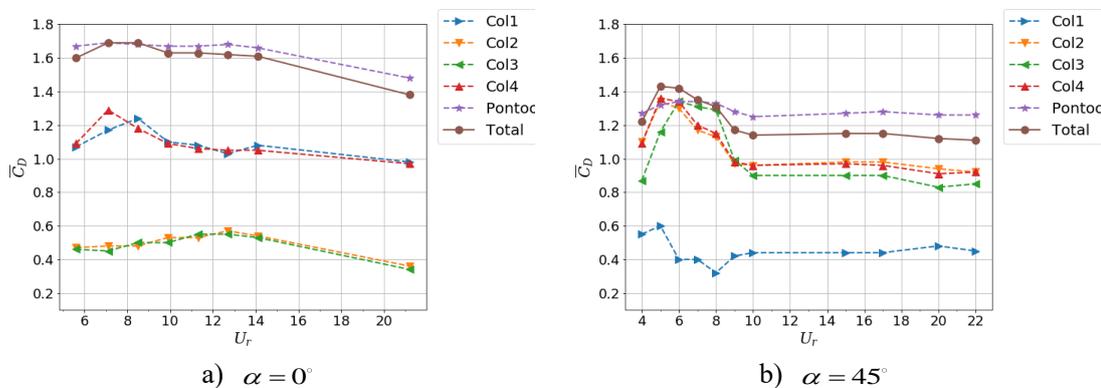


图4-12 平台和各立柱平均阻力系数统计值: a)  $0^\circ$  , b)  $45^\circ$

Fig.4-12 Statistical mean drag coefficient of platform and columns for a)  $0^\circ$  and b)  $45^\circ$  current headings

$0^\circ$  平台的总体阻力系数维持在 1.4~1.7 之间，沿着来流方向对称分布的两侧立柱 (col1 & col4、col2 & col3) 的阻力结果高度重合，表明两侧立柱的受力模式具有很强的对称性。除此之外，上游立柱的阻力系数显著大于下游立柱，这是因为上下游立柱之间的遮蔽关系使得立柱间的遭遇流速存在差异。进一步观察发现，在横向运动和首摇运动分别对应的锁定区间中，上游立柱与下游立柱之间的阻力差值发生变化：横向锁定区间对应的差值变宽，而首摇锁定区间则明显变窄，这样的差值变化趋势与横向运动幅值的变化相似。据此猜测随着流速的增加，上下游立柱之间的相互作用可能受横向运动或首摇运动影响，需要进一步分析立柱的涡流模式进行判断。

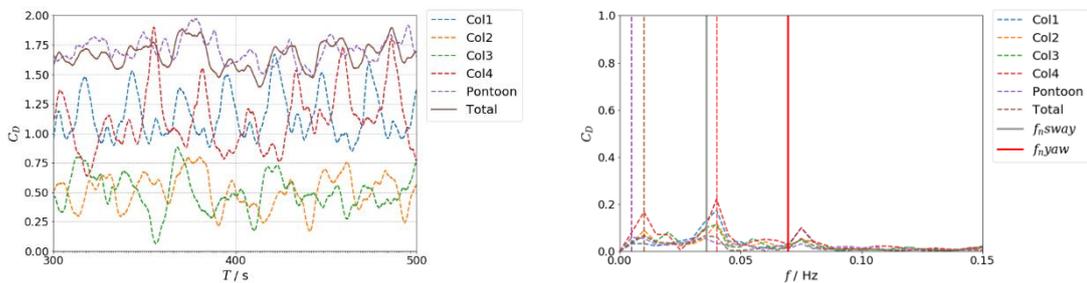
$45^\circ$  平台的总体阻力系数则在 1.1~1.5 之间，略小于  $0^\circ$  平台。处于迎面来流的 col2、col3 和 col4 的阻力结果与平台总阻力趋势一致，其中沿来流方向对称的两侧立柱 col2 和 col4 几乎重合，而处于下游的 col1 由于遮蔽关系则显著降低，说明平台所受阻力主要由前面三个立柱贡献。观察前三个立柱与 col1 的差值空间还可发现，差值大小随折合速度的变化也与横向运动的变化相似，在  $U_r = 10$  时差值达到最小，而此时对应的横向运动响应也达到最低。

本文给出了关键流速下平台和各立柱的阻力时历曲线和相应的频率分析结果。图 4-13 选取了  $0^\circ$  平台在  $U_r = 5.6、12.7、14.1、21.2$  的阻力时历曲线和频率结果。在低速时，上游两个立柱 col1 和 col4 的阻力曲线形状大致为两个大波峰中间夹杂着一个小波峰，两个立柱的大波峰交错出现，但小波峰与波谷几乎持平，重叠后

呈现出山丘状，这样造成的总体效果是同一时间的阻力贡献主要来自其中一个立柱；而下游立柱的阻力曲线则呈现较强的不规律性。频率结果显示此时 col1 和 col4 的主频较靠近横向固有频率，而平台整体和所有立柱的主频都远离首摇固有频率。

随着流速增大到  $U_r=12.7$ 、 $14.1$  时，各立柱的时历曲线出现了很大的变化：其一，不仅上游立柱 col1 和 col4 交错重叠，下游立柱 col2 和 col3 也出现相同特点，表明此时两侧立柱阻力的对称作用很明显，换言之，对比  $U_r=5.6$  的阻力表现，当前流速有两对立柱共同作用；其二，对称分布的两侧立柱几乎完全反相，其跨零周期几乎相同，叠加后的时历曲线呈现“菱形状”，而同侧立柱则几乎完全同相，这样综合的效果是平台的“阻力中心”在对称分布的两侧立柱之间徘徊。观察频率分析结果可看到更有趣的发现：该流速范围下四个立柱的主频集中重叠，且靠近平台首摇固有频率，在  $U_r=12.7$  时主频甚至与首摇固频重叠。而运动分析中显示该流速正好对应平台首摇峰值和锁定区间，由此有理由相信，平台的首摇运动与各立柱之间的阻力作用直接相关。根据上文的描述初步猜测： $0^\circ$  平台首摇运动激增的原因来自于两侧立柱阻力的反相协同、同侧立柱的同相协同作用，这个结论还需结合的升力表现和最终的力矩结果进一步验证。

到了  $U_r=21.2$  的高速工况时，发现两侧立柱的阻力时历曲线规律性递减，频率结果也表明各立柱的阻力主频逐渐脱离首摇固有频率。尽管如此，对称立柱之间的阻力曲线叠加后仍间断性出现“菱形”区域，根据前文推测，这样的效果依然会使平台维持明显的首摇运动。另一方面，下游立柱 col2 和 col3 甚至出现反向阻力（阻力方向指向-X 轴）的情况，这样造成的效果是同侧立柱的阻力共同作用被削弱。



a)  $U_r = 5.6$

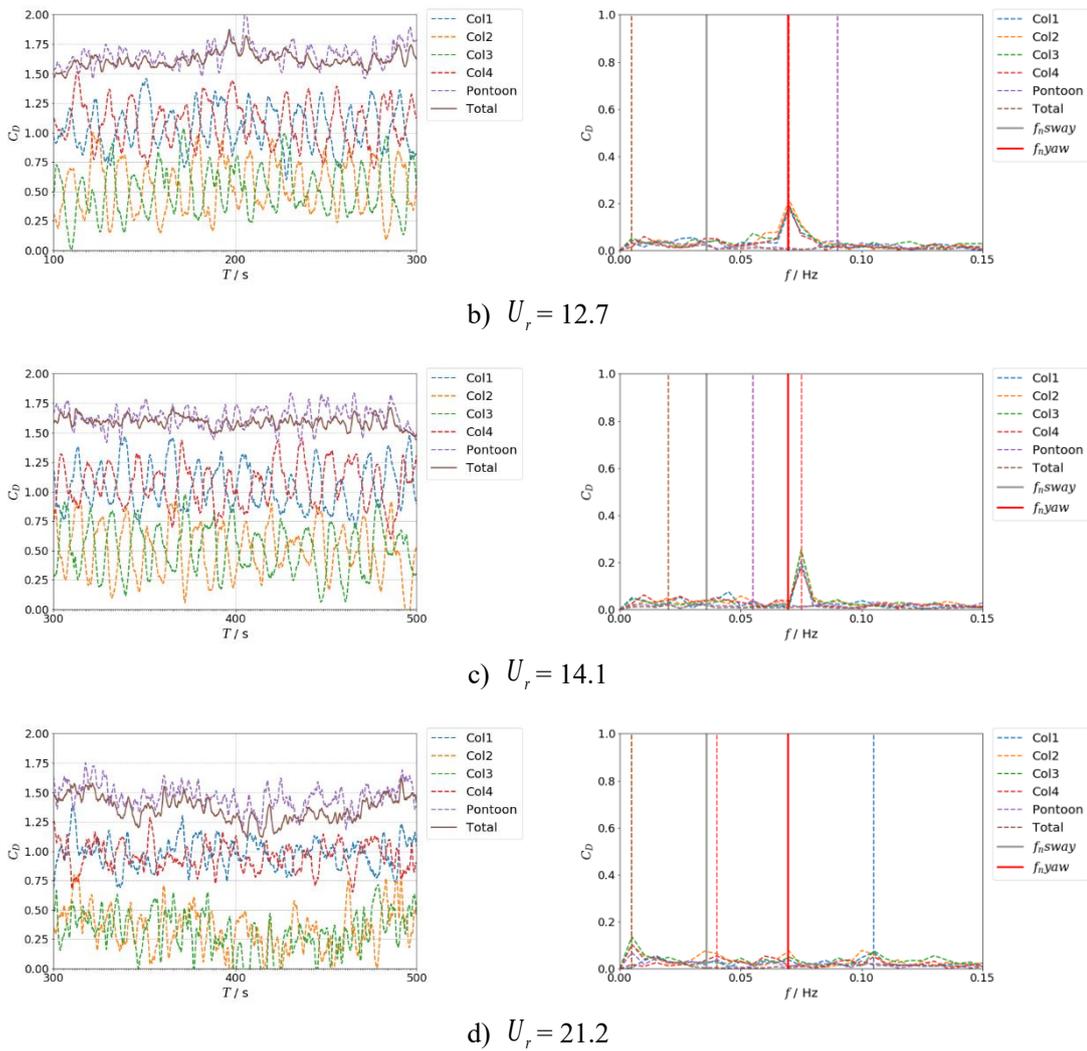
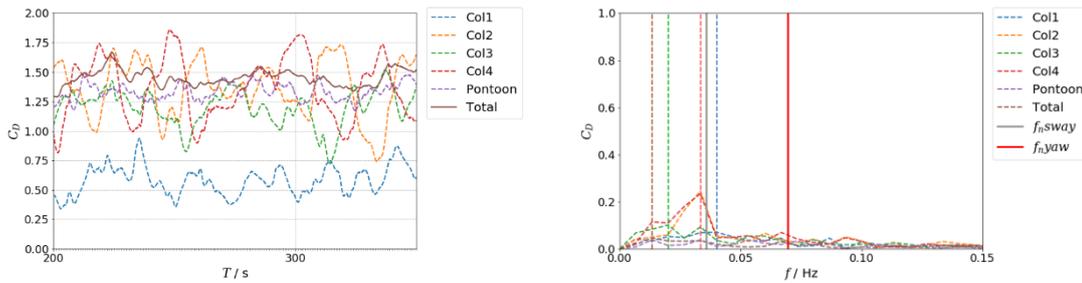


图4-13  $0^\circ$  平台和各立柱四种流速下阻力时历曲线和频率结果

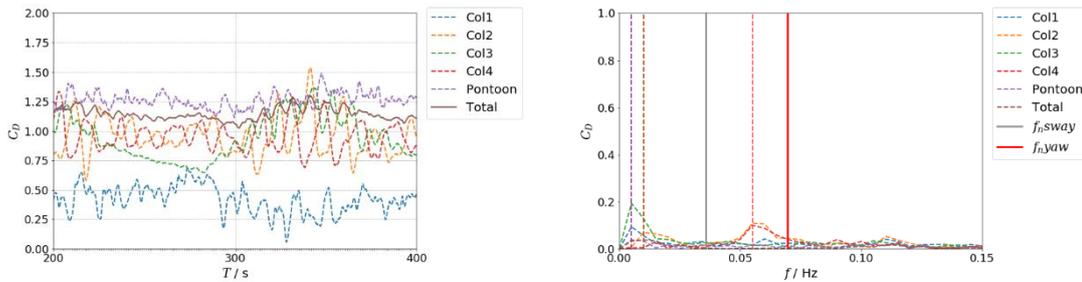
Fig.4-13 Time series and frequency results of drag forces of platform and columns at 4 current velocities and 0 current heading

图 4-14 选取了  $45^\circ$  平台  $U_r=5、10、15、20$  的阻力时历曲线和频率结果。从图中可看出  $45^\circ$  平台的阻力线性特征相较于  $0^\circ$  平台则弱许多。在  $U_r=5$  时，除了两侧立柱 col2 和 col4 具有一定对称性，平台其他部分的阻力曲线规律性不明显；各立柱的频率结果较为分散，体现出较强的非线性。但两侧立柱 col2 和 col4 的主频仍非常接近横向固有频率，联想到此时流速对应的横向运动恰好是峰值，以及前文提及的阻力与横向运动的线性关系，猜测两侧立柱的阻力波动是由横向运动引起的。随着速度逐渐增加，两侧立柱的阻力时历曲线也逐渐出现与  $0^\circ$  平台一样的情况——沿平台流向轴对称的两侧立柱之间相位逐渐相反，曲线叠加后出

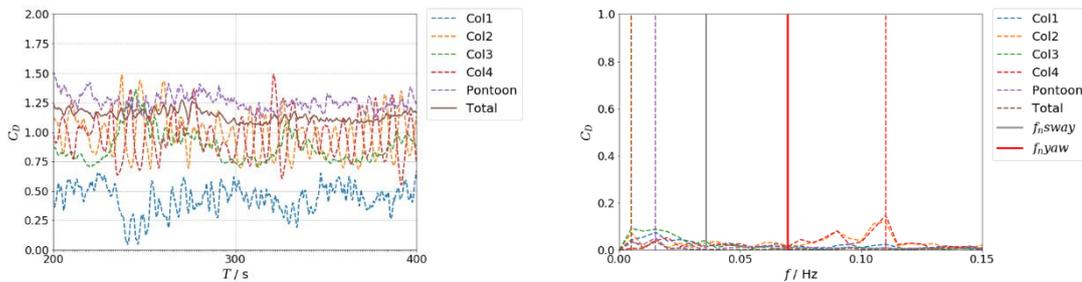
现的“菱形”区域排列越规整，这样的规律在  $45^\circ$  首摇运动达到峰值的  $U_r=20$  工况下愈加明显。观察对应的频率结果也发现随着速度增加，col2 和 col4 主频更加集中且完全重合。但与  $0^\circ$  平台的不同是，两侧立柱的主频并未分布在首摇固有频率附近，甚至在首摇峰值  $U_r=20$  时，主频早已远离，这再一次佐证前文提及首摇运动激励的另一个潜在因素——除了立柱泻涡频率与首摇固有频率引起共振之外，沿流向对称的两侧立柱阻力之间相位相反的现象也会引起首摇激增。另外，观察本文  $45^\circ$  平台从  $U_r=10$  到  $U_r=15$  的频率发展，猜测这之间的某个流速下，两侧立柱主频会与首要固有频率重叠，但阻力时历规律性发展仍不完全，即使达到共振区也未必能引起首摇激增，而这很可能是  $0^\circ$  平台与  $45^\circ$  平台在首摇运动差异的潜在原因。若要进一步验证上述推论，还需要细化  $U_r=10\sim 15$  之间的流速进行计算，以及分析力矩的相应结果。



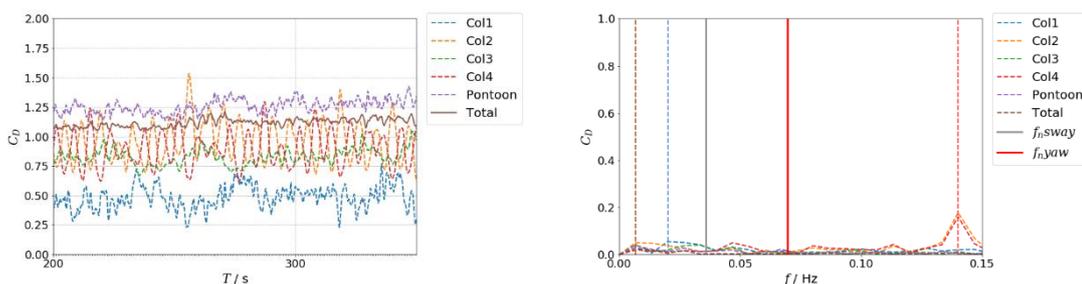
a)  $U_r = 5$



b)  $U_r = 10$



c)  $U_r = 15$



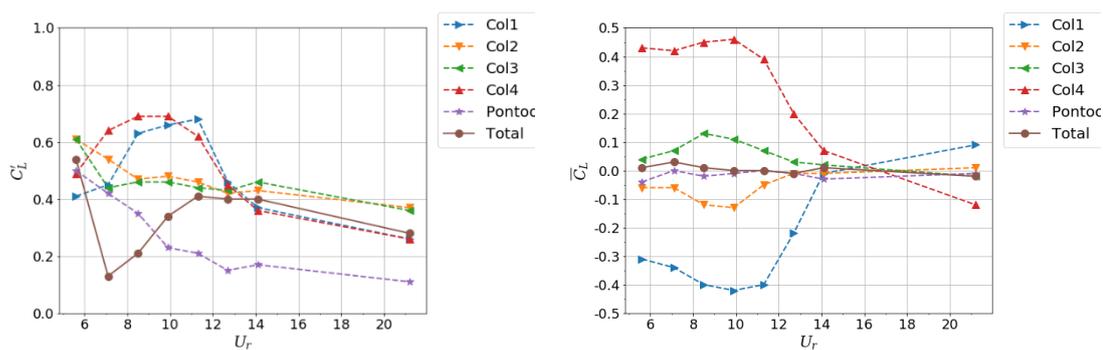
d)  $U_r = 20$

图4-14 45° 平台和各立柱四种流速下阻力时历曲线和频率结果

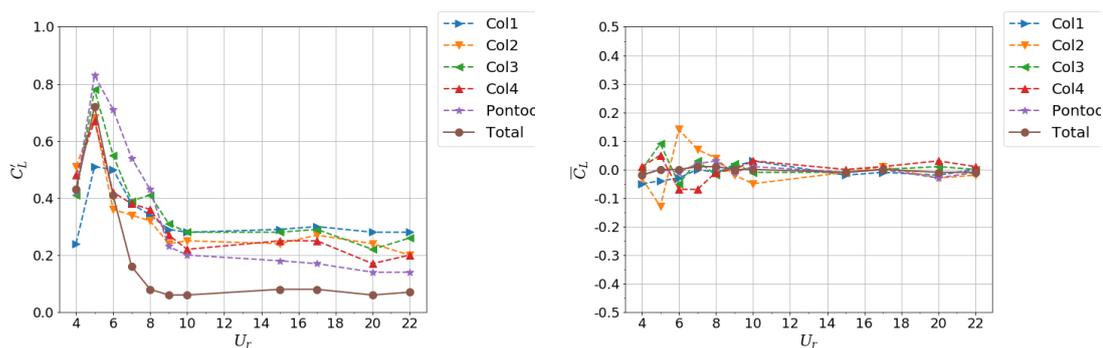
Fig.4-14 Time series and frequency results of drag forces of platform and columns at 4 current velocities and 45 current heading

### 4.4.2 升力分析

图 4-15 统计了平台和各立柱的升力均方根值和平均值的统计结果。



a)  $\alpha = 0^\circ$



b)  $\alpha = 45^\circ$

图4-15 平台和各立柱升力系数统计值: a) 0° , b) 45°

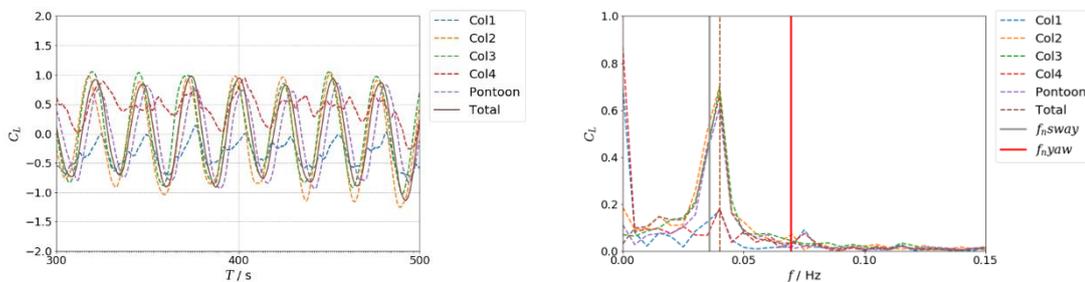
Fig.4-15 Statistical lift coefficient of platform and columns for a) 0° and b) 45° current headings

0° 平台的升力均方根值并未呈现严格的对称模式，在低速情况下 col1 小于

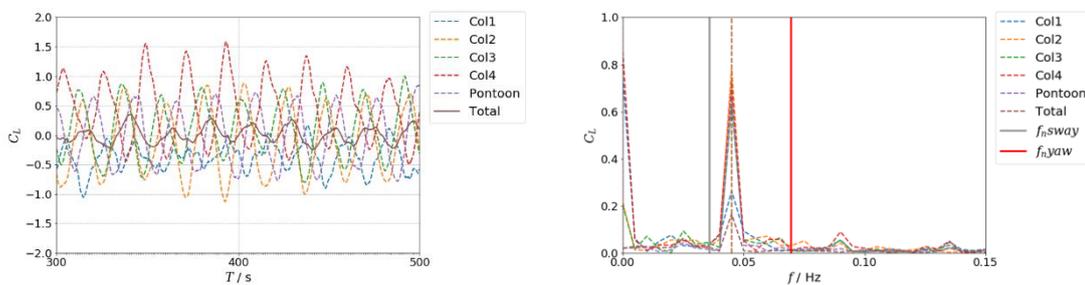
col4 的升力值，直到流速增大后两者的升力值才接近。平台的总体升力在  $U_r=5.6$  时达到峰值，而后却在横向运动最大的  $U_r=7.1$  时骤降到谷点，这样的变化猜测与立柱间升力的相互作用有密切关系。总体而言，在横向运动锁定区间对应的工况下， $0^\circ$  平台的升力主要有上游立柱 col1 和 col4 贡献。另一方面，升力平均值结果中两侧立柱则表现出了对称性，从图中可以看出在  $U_r=14.1$  之前各立柱的总体升力指向立柱所在一侧，表明立柱面向平台内部的内表面所受到的升力普遍大于外表面，这样的反差在横向运动锁定区间达到最大，随后随着速度增加而减小，并且在高速工况下 ( $U_r=10.8$ ) 发生逆转，立柱内外表面的升力压差可能与并联立柱之间的流速变化有关。

$45^\circ$  平台的升力均方根结果中，平台和各立柱的趋势则与横向运动一致：在  $U_r=5$  时升力达到峰值，而后随着速度增加逐渐递减，并在高折合速度下趋于平缓；其中两侧立柱 col2 和 col4 的结果则一直保持对称性。在升力平均值结果中，两侧立柱的内外表面压差出现几次逆转，但相较  $0^\circ$  平台而言差值更小，几乎可以忽略，这是因为  $45^\circ$  来流角度下立柱之间空间更大，两侧立柱此时的并联效应更弱。

类似地， $0^\circ$  平台选取了  $U_r=5.6、7.1、14.1、21.2$  四个流速下的升力时历曲线和频率结果，如图 4-16 所示。



a)  $U_r = 5.6$



b)  $U_r = 7.1$

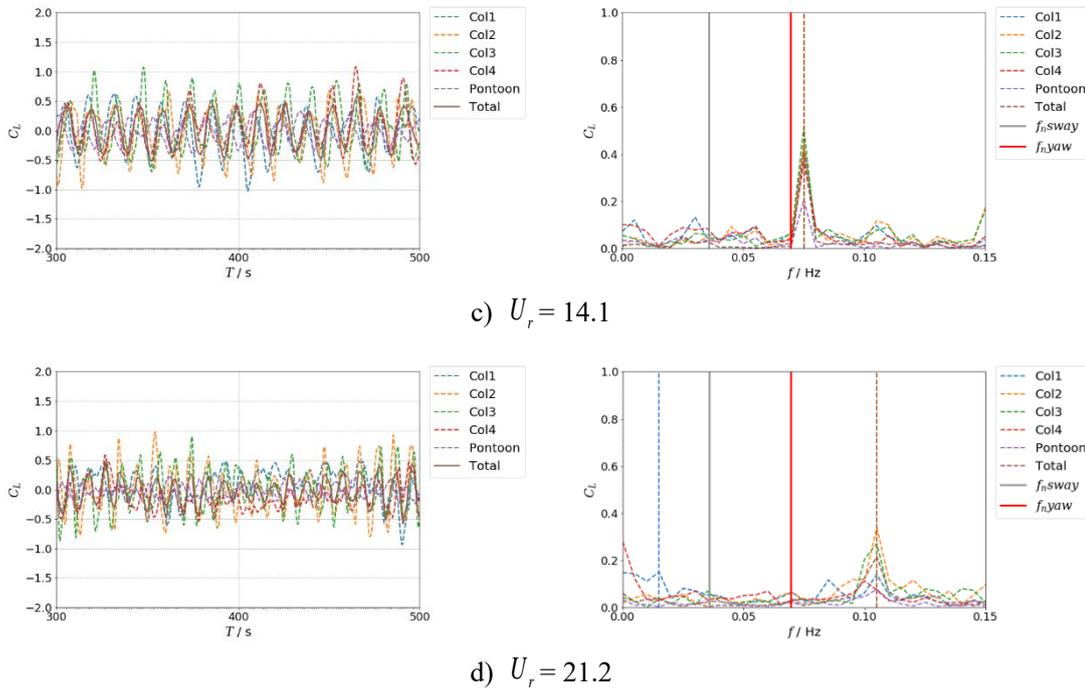


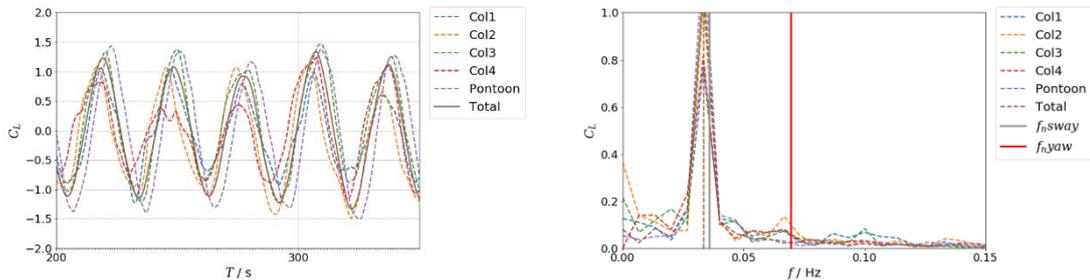
图4-16  $0^\circ$  平台和各立柱四种流速下升力时历曲线和频率结果

Fig.4-16 Time series and frequency results of lift forces of platform and columns at 4 current velocities and  $0^\circ$  current heading

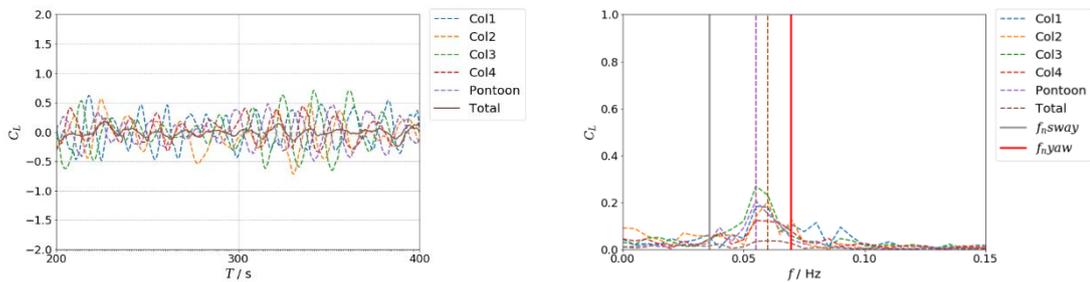
在  $U_r = 5.6$  时，下游立柱的升力幅值远大于上游立柱，并呈现规律的往复波动，而且下游的两侧立柱几乎完全同相；相比而言上游立柱的升力波动非线性更强，但两侧立柱也基本同相；四个立柱基本同相的效果则是平台总体升力大幅增长，这解释了均方根结果中此时升力处于峰值的原因。频率结果中显示各立柱的主频峰值突出且靠近横向固有频率，说明此时平台横向上处于共振状态，横向运动应大幅增加。然而横向运动的峰值出现在  $U_r = 7.1$ ，观察此时的时历曲线发现上游立柱的升力系数显著增加，同时立柱间的相位规律变成：上游立柱、下游立柱分别同相，而上下游之间则为反相。这样造成的效果是平台总体升力被大大抵消，解释了整体升力均方根值谷底的表现；另一方面，反相的上下游立柱曲线也组成了类似阻力分析中所提及的“菱形状”区域，表明各立柱的升力也会增大平台的首摇运动。需要注意的是，尽管各立柱阻力和升力的反相组合都会激励平台首摇，但两者可能存在抵消作用，要比较阻力和升力对首摇运动的影响程度，还需结合力矩进行分析。 $U_r = 7.1$  的频率结果显示，各立柱主频相较  $U_r = 5.6$  时距离横向固频稍远，但其主频峰值更加聚焦，表明此时各立柱的涡流能量更大，这或许是运动峰值与升力峰值出现的条件存在后滞的潜在原。由于  $0^\circ$  平台的上下游立柱存在

遮蔽关系，来流速度、立柱间距等因素会影响各立柱的涡流协同，从  $U_r=14.1$ 、 $21.2$  的结果可看出，即使到了较高的来流速度，立柱间的涡流频率也基本保持一致，但相位之间则趋于同相——这会使平台升力基本维持不变，从而造成横向运动维持固定波动，但这样首摇运动的潜在激励源也会消失。

$45^\circ$  平台则选取了  $U_r=5$ 、 $10$ 、 $15$ 、 $20$  的升力时历曲线和对应的频率结果，如图 4-17 所示。结果发现在横向运动发生锁定的区间内各立柱升力协同作用更加显著，时历曲线可看出几乎所有立柱都参与平台总升力的贡献，且几乎完全同相，频率结果中各立柱的主频峰值高度集中并与横向固有频率重叠。由此判断此时大幅的横向运动是由立柱间同相涡流造成升力叠加激增、立柱间涡流频率等于平台固有频率共同作用的效果。但随着速度继续增加，立柱的涡流频率逐渐分散且远离固有频率，尤其是 col3 和 col1，只有两侧对称立柱 col2 和 col4 的相位较为协同，其涡流频率一直保持一致。可见相比  $0^\circ$  平台， $45^\circ$  平台只有一对立柱协同变化，因此到了高速工况其总体升力的幅频特性更加复杂。



a)  $U_r = 5$



b)  $U_r = 10$

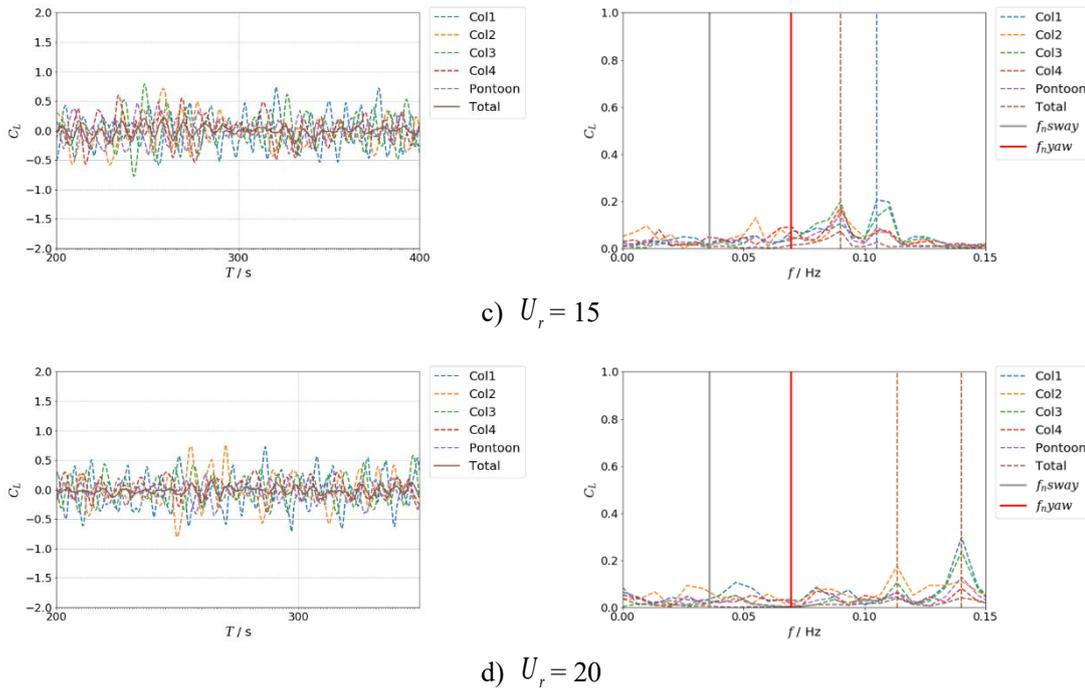


图4-17 45° 平台和各立柱四种流速下升力时历曲线和频率结果

Fig.4-17 Time series and frequency results of lift forces of platform and columns at 4 current velocities and 45 current heading

#### 4.4.3 首摇力矩分析

在前文中分别分析了阻力和升力对首摇运动可能造成的影响，其中初步推断出造成首摇运动激增的两个原因：其一，沿流向轴对称的两侧立柱的阻力/升力之间的反相关系，时历曲线围成“菱形状”区域；其二，各立柱一致的涡脱频率接近首摇固有频率从而引起平台共振效应。而不管是阻力还是升力，其都要结合立柱相对平台的分布位置得到相对力臂，并最终表现为各立柱的力矩贡献和协同作用，因此本节主要以首摇力矩的角度验证阻力和升力对首摇运动的作用。

图 4-18 给出了力矩的均方根值和平均值随速度变化的趋势。从均方根结果可看出其变化趋势与横向运动和阻力系数的变化趋势更加相似，由此推测：一方面阻力对力矩的贡献可能相对更大；另一方面由于力矩的大小还与立柱阻力/升力距离旋转中心的力臂有关，力矩还可能受到横向运动的影响。无论是 0° 平台还是 45° 平台，沿流向对称的两侧立柱都表现出很好的对称性。0° 平台各立柱的力矩表现与阻力结果一样：上游立柱 col1 和 col4 均明显大于下游立柱 col2 和 col3；45° 平台则是两侧立柱 col2 和 col4 的力矩远大于流向中轴线上的立柱 col1 和 col3。

这些综合表现都反应出对力矩贡献更多来源于阻力，因为一方面  $0^\circ$  平台上游的阻力大于下游立柱，另一方面  $45^\circ$  平台两侧立柱的升力旋转中心的力臂几乎为零。

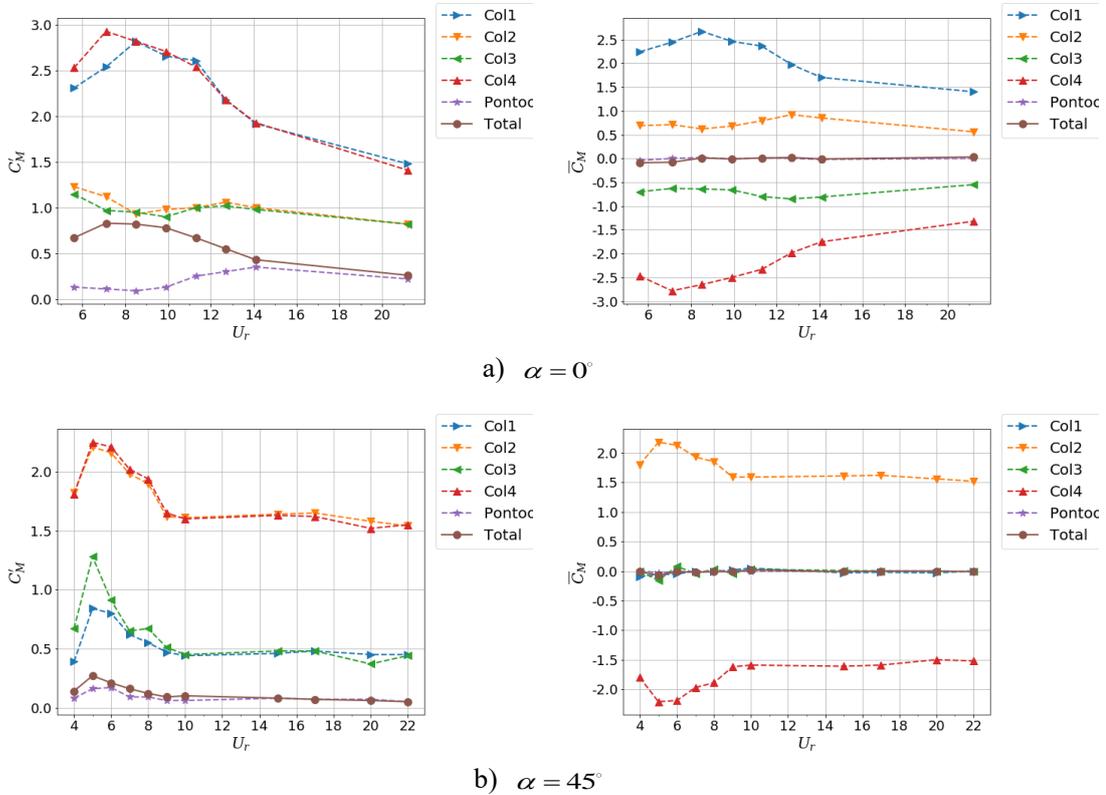


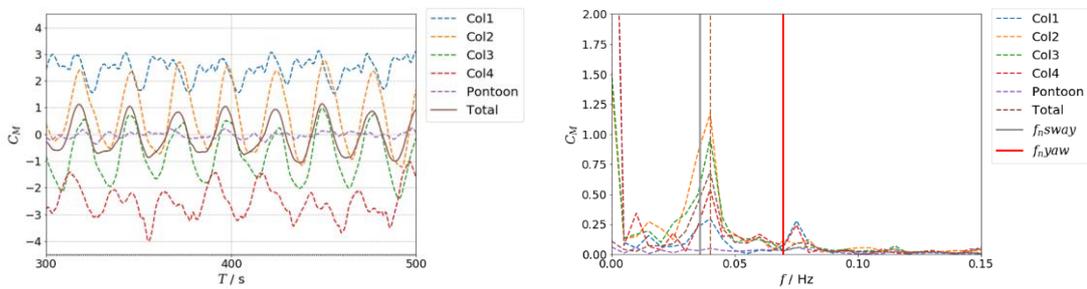
图4-18 平台和各立柱首摇力矩系数统计值: a)  $0^\circ$  , b)  $45^\circ$

Fig.4-18 Statistical yaw moment coefficient of platform and columns for a)  $0^\circ$  and b)  $45^\circ$  current headings

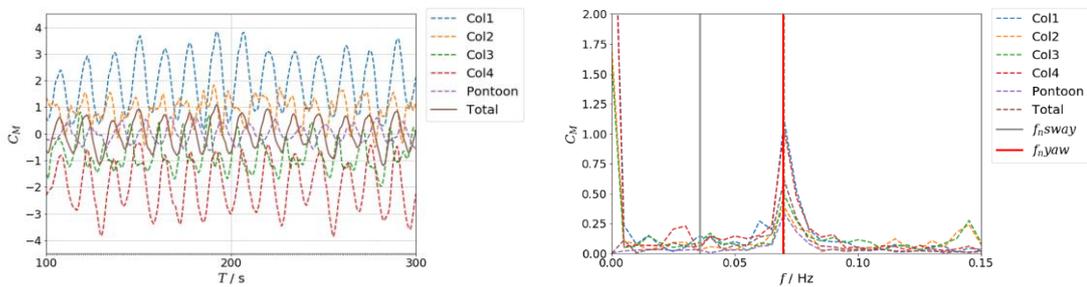
基于阻力对力矩贡献更大的推测，本文对两种来流角度的力矩时历和频率结果分别选取了与阻力分析中相同的速度工况，如图 4-19 和图 4-20 所示。

从图 4-19 可看出， $0^\circ$  平台在  $U_r=5.6$  时，下游立柱的力矩曲线几乎完全同相，这是因为流速较小时受遮蔽的下游立柱受升力的影响占据上风，而前文的升力结果也表明此时下游立柱之间的升力是同相的；上游立柱则呈现不规则的波动，但此时对应的首摇运动非常小，从反面暗示升力对力矩的影响也许不是主要原因。当速度到达首摇运动峰值的区间时 ( $U_r=12.7、14.1$ )，上游立柱 col1 和 col4 力矩的波动幅值显著增加，同时两对沿流向对称的立柱分别完全同相，此时对应的阻力分析中这两对立柱的阻力曲线则完全反相，由此验证了前文关于对称立柱阻力反相协同对力矩和首摇运动的贡献。从直观上可以如此理解：沿轴向对称的立柱分别到旋转中心的力臂是相反数，因此针对同向来流的阻力而言其力矩的方向是

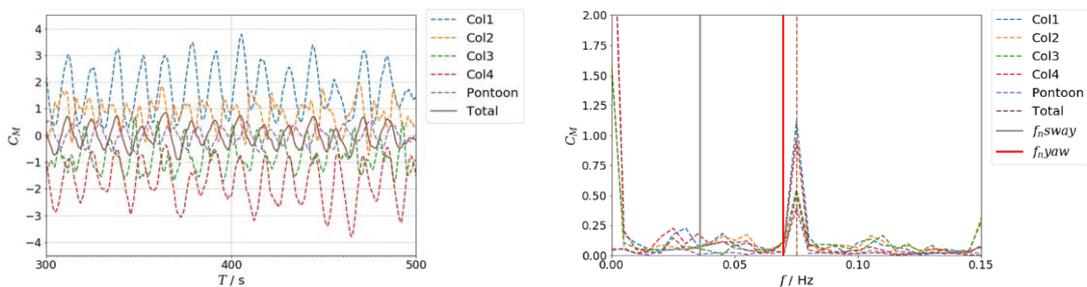
相反的，只要立柱没有受到反向（沿  $x$  负轴）回流的阻力，那两者的力矩就一直是抵消关系，此时若想平台总体力矩最大，只能通过极大化两侧立柱的阻力差异来减小抵消，而这个过程可描述为“阻力中心”在两侧立柱之间徘徊，体现在阻力曲线则为规律地出现“菱形状”空间。而到了  $U_r=21.2$  时，两侧立柱这样的空间逐渐减小并且紊乱，自然“阻力中心”移动的效应也减弱，由此力矩和首摇运动也相对减弱。另一方面，观察频率分析结果也能看出，平台和各立柱力矩的频率与阻力/升力的几乎一致，同样在  $U_r=12.7$ 、 $14.1$  时接近首摇固有频率，表明此时平台在首摇方向确实发生了共振，这也是造成首摇运动激增的一大原因。



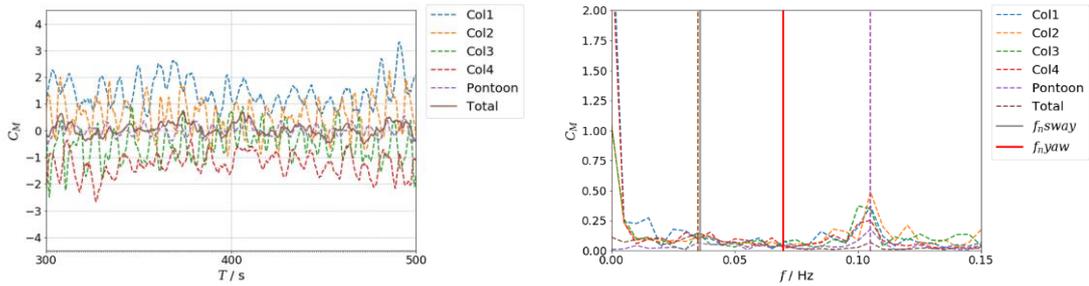
a)  $U_r = 5.6$



b)  $U_r = 12.7$



c)  $U_r = 14.1$

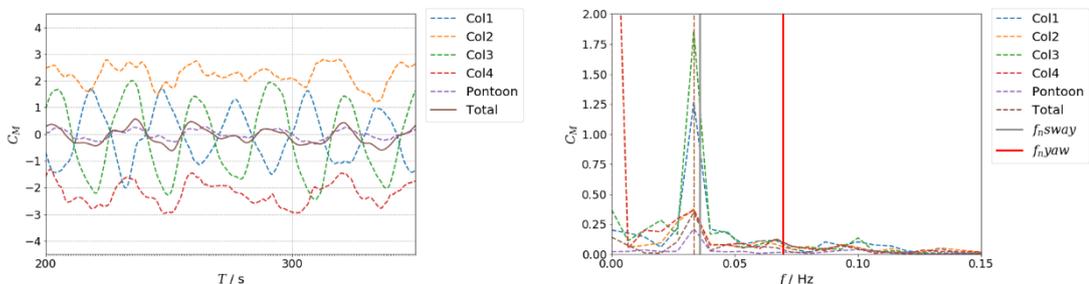


d)  $U_r = 21.2$

图4-19 0° 平台和各立柱四种流速下首摇力矩时历曲线和频率结果

Fig.4-19 Time series and frequency results of yaw motions of platform and columns at 4 current velocities and 0 current heading

图 4-20 表明，45° 平台相较 0° 平台而言少了一对沿流向对称的立柱，前面分析可知其阻力结果中只有在  $U_r=15\sim 20$  才出现上文提及的“菱形”空间，而升力结果除了在  $U_r=5$  时各立柱完全同相外，在其他工况下皆显得杂乱无章。另一方面 45° 平台的力矩结果也只有在  $U_r=15\sim 20$  时两侧立柱才完全同相，此时恰好也对应首摇运动的峰值。由此可进一步验证，阻力相对升力对力矩具有更大贡献，这样从直观上可以解释为何 0° 平台首摇增幅更大，且达到的峰值远大于 45° 平台——0° 来流角下的立柱分布使得平台拥有两对沿流向轴对称的立柱发生“阻力中心”沿横向徘徊的现象，而 45° 平台只有一对对称立柱的作用，因此平台力矩远小于 0° 平台，首摇运动也更小。值得注意的是，频率结果中尽管两侧立柱 col2 和 col4 的主频总是一致，但与 0° 平台不同的是，在平台运动发生峰值的  $U_r=20$ ，主频远离首摇固有频率，表明此时平台首摇方向并未发生共振。这样的对比可侧面证明前文新发现的“阻力中心”迁移的现象是平台力矩和首摇增大的重要原因，这个现象可独立于平台发生共振的条件，当然也可共同作用使得平台首摇激增幅度成倍——0° 平台在共振区间的表现便是如此。



a)  $U_r = 5$

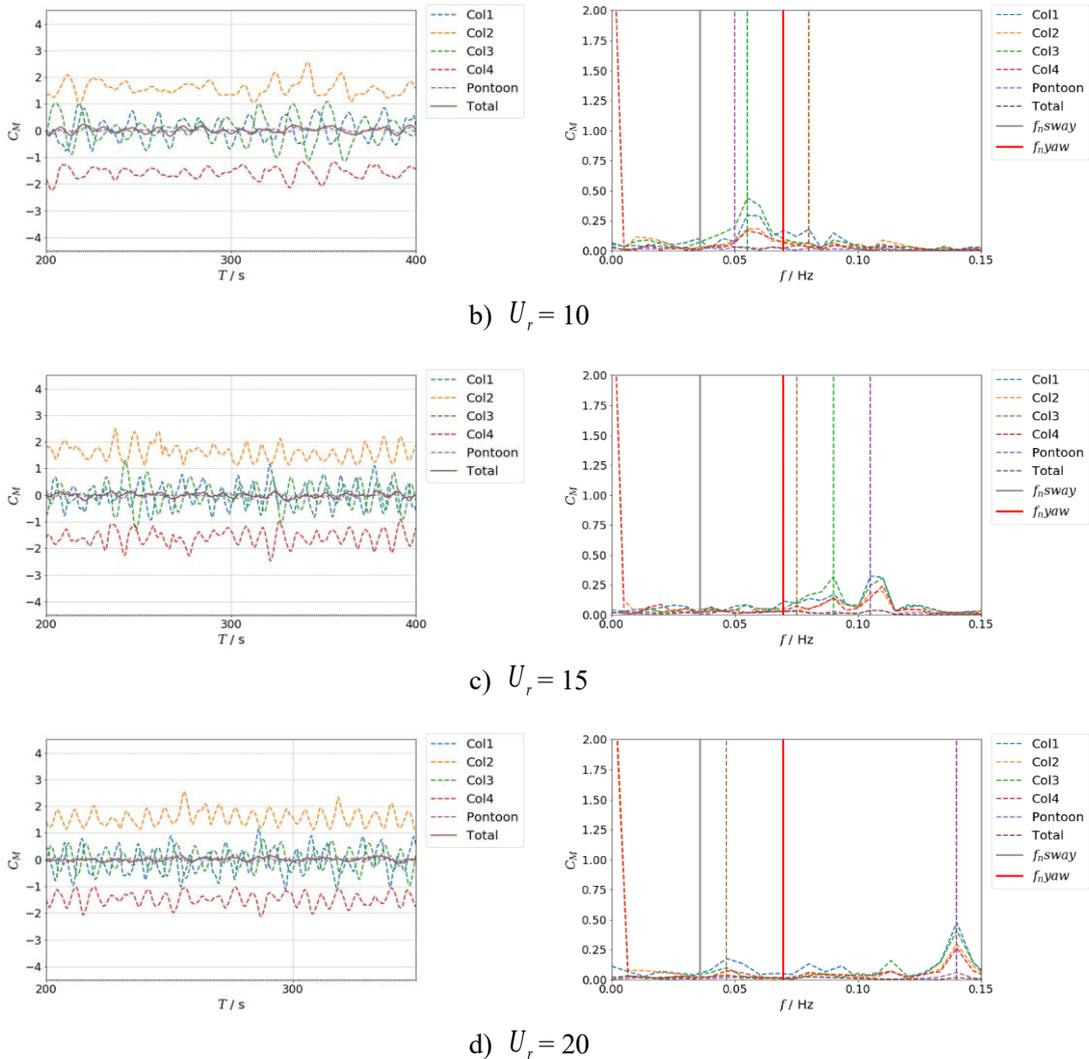


图4-20 45° 平台和各立柱四种流速下首摇力矩时历曲线和频率结果  
 Fig.4-20 Time series and frequency results of yaw moments of platform and columns at 4 current velocities and 45 current heading

## 4.5 流场细节分析

图 4-21 和图 4-22 分别选出了 0° 平台在  $U_r=5.6$ 、7.1、14.1、21.2 时平台在运动幅值最大和平衡位置时刻的表面压力和涡量分布结果，其中  $U_r=5.6$ 、7.1 对应了横向运动结果，而  $U_r=14.1$ 、21.2 则对应首摇运动结果。流场结果中压力系数和涡量均已无量纲化处理，涡量云图取自高度为  $Z/H_{col}=-0.5$  的水平截面。

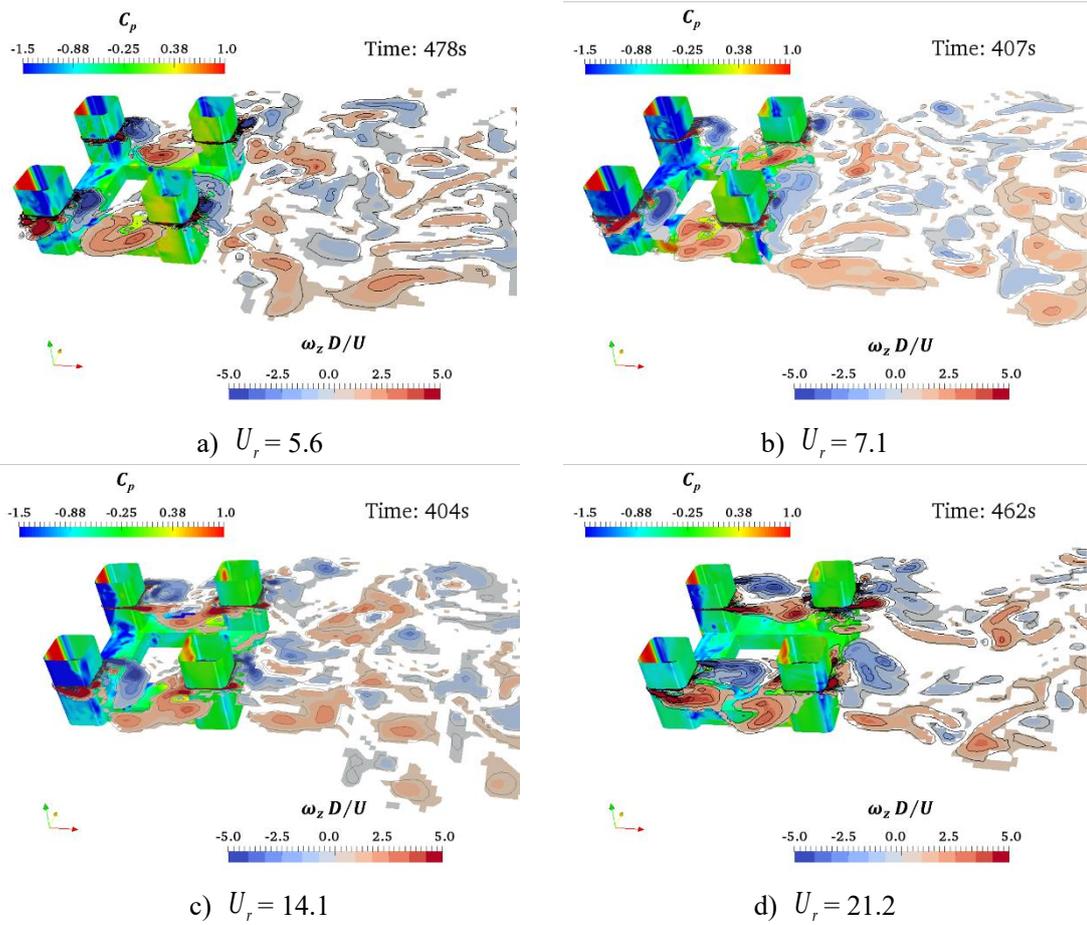
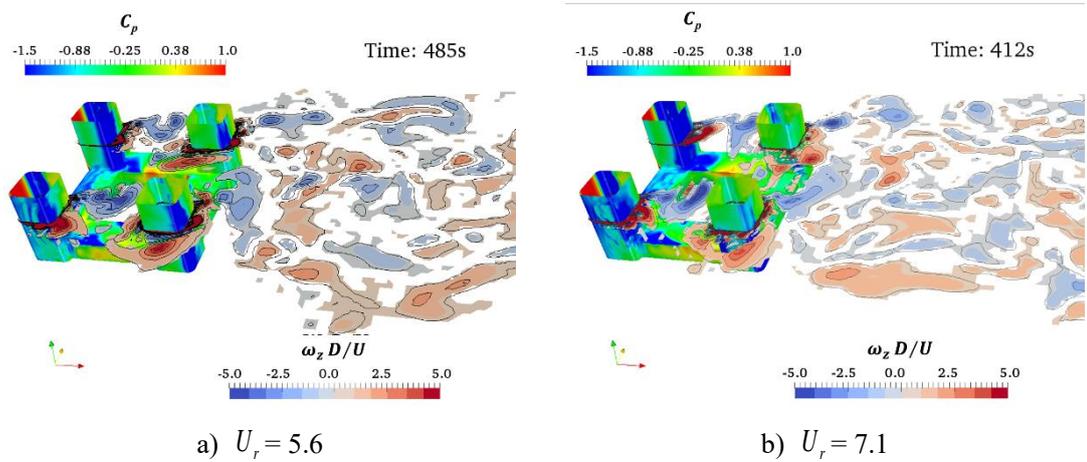


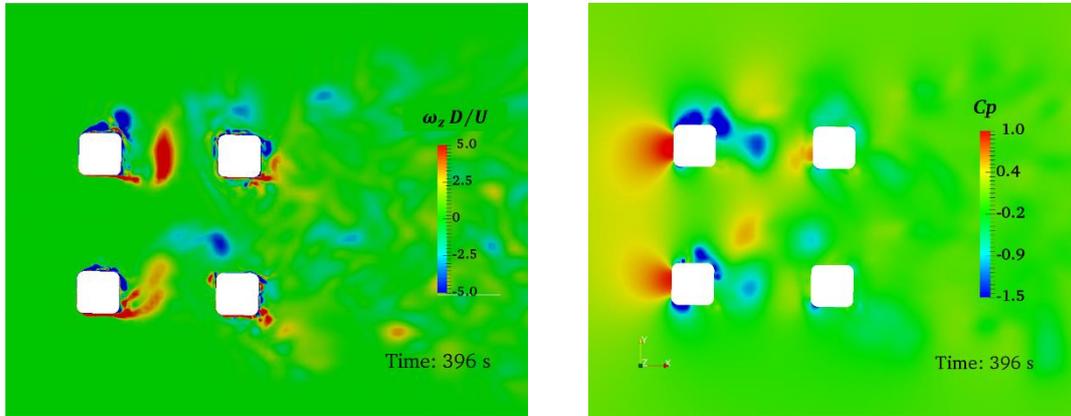
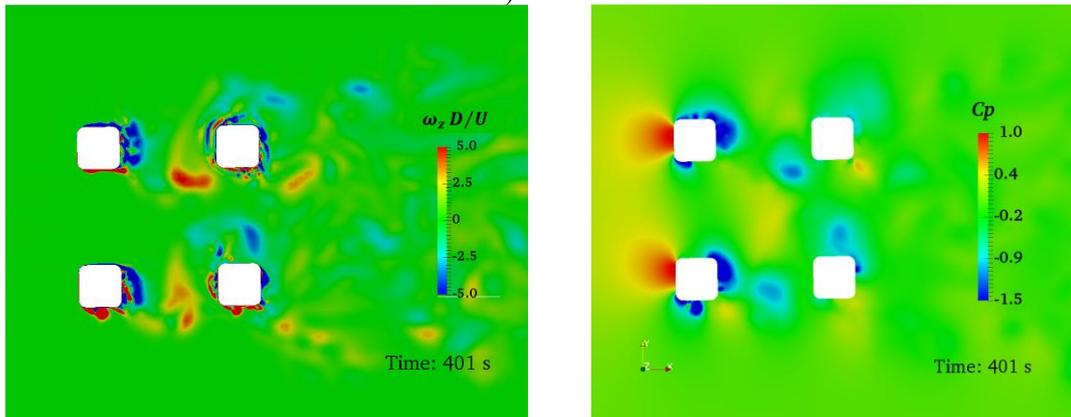
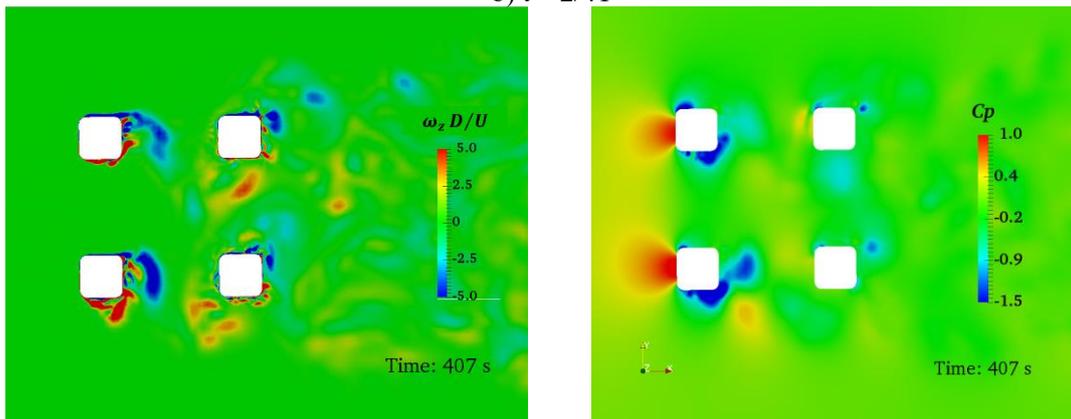
图4-21 四种流速下 $0^\circ$ 平台在最大位移处表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

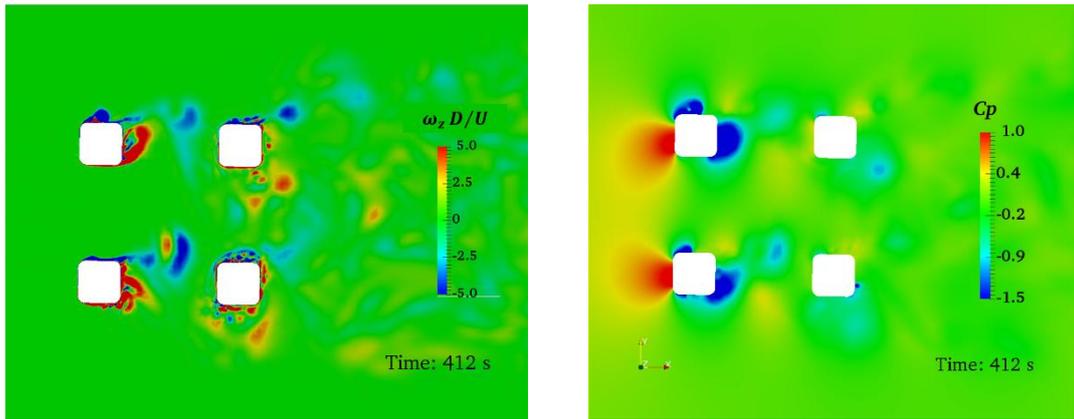
Fig.4-21 Pressure distribution and vorticity Z on plane of  $Z/H_{col}=-0.5$  of platform at the maximal displacement position at 4 current velocities and 0 current heading





在立柱表面来回徘徊之外，两侧立柱之间的压力大小也不再同步变化。可看到在  $t=401\text{s}$  时刻 col4 不仅负压分布更深，其前方的正压大小也比 col1 更大，而在另一平衡时刻 ( $t=408\text{s}$ ) 时，情况则正好相反。在前文对流体的力的分析中也说明了这种情况恰好能让两侧立柱产生的力矩抵消最小，从而促使平台产生更大的首摇运动。

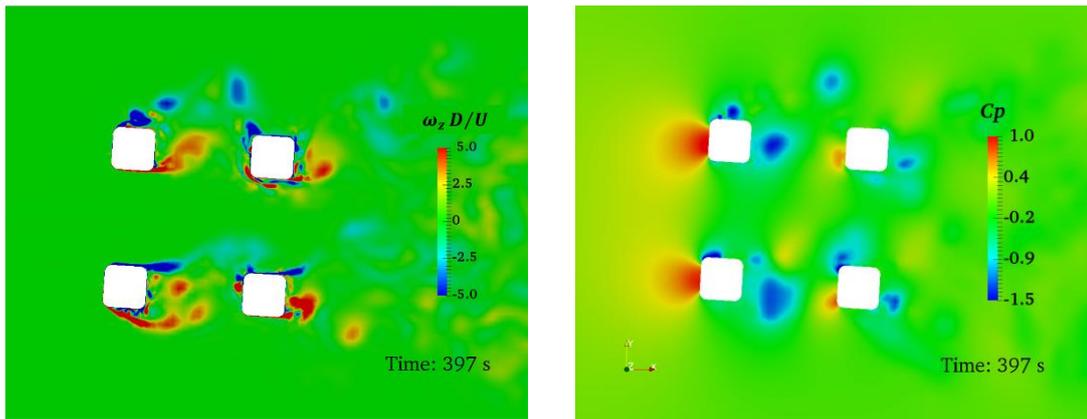
a)  $t = 1/4T$ b)  $t = 2/4T$ c)  $t = 3/4T$



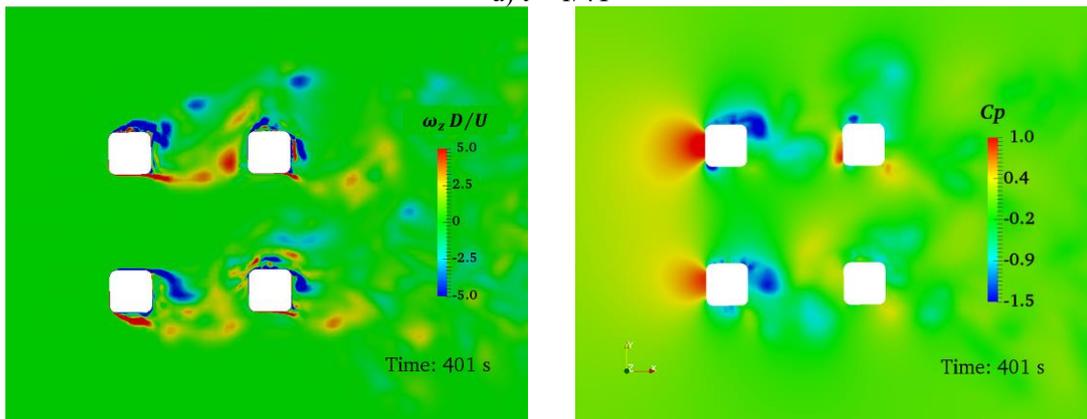
d)  $t = 4/4T$

图4-23  $0^\circ$  平台在  $U_r=7.1$  时一个周期内的涡量和压力分布变化 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.4-23 Evolution of vorticity and pressure contours of platform in a period at  $U_r=7.1$  and  $0$  current heading ( $Z/H_{col}=-0.5$ )



a)  $t = 1/4T$



b)  $t = 2/4T$

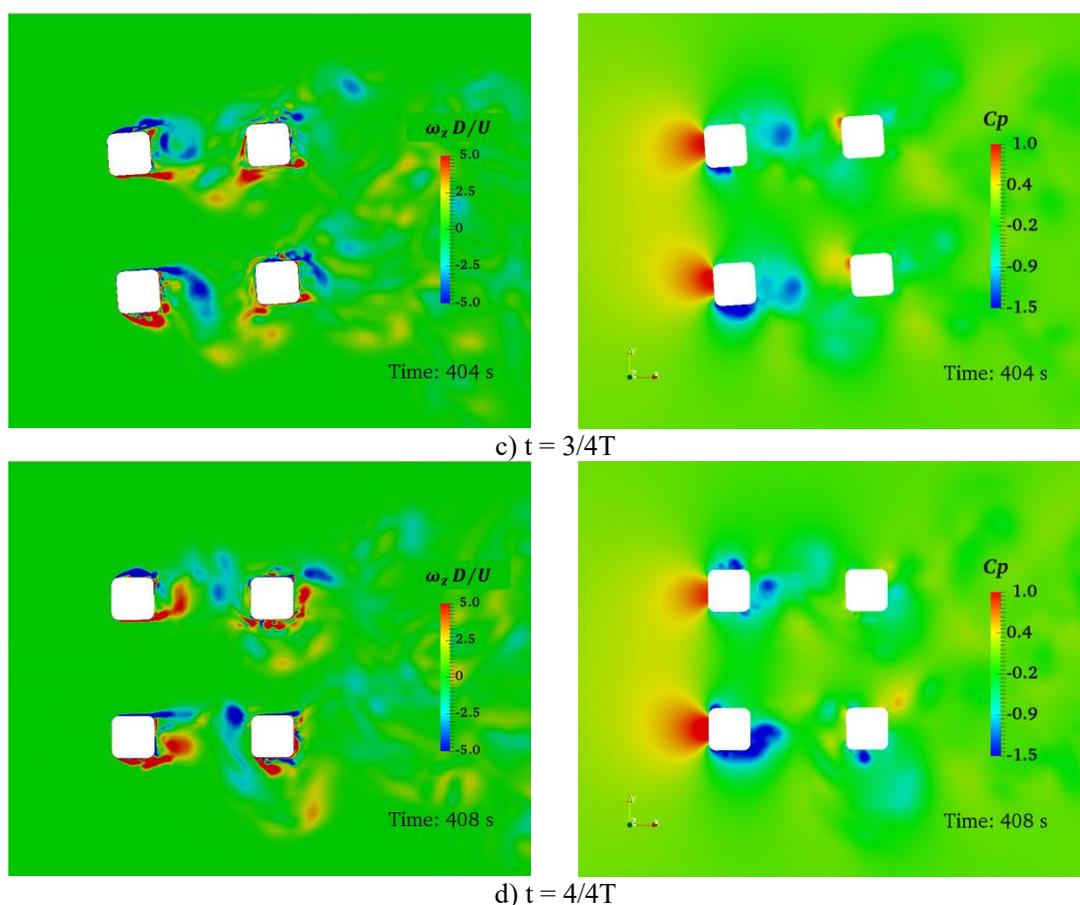


图4-24  $0^\circ$  平台在  $U_r=14.1$  时一个周期内的涡量和压力分布变化 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.4-24 Evolution of vorticity and pressure contours of platform in a period at  $U_r=14.1$  and 0 current heading ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

图 4-25 和图 4-26 图则展示了  $45^\circ$  平台分别在  $U_r=4、5、15、20$  的平台表面压力和涡量结果，其中  $U_r=4、5$  和  $U_r=15、20$  选择的时刻同样分别对应横向与首摇的最大偏移点和平衡位置。与  $0^\circ$  平台相比， $45^\circ$  平台的尾流区宽度更大，且平台后方的尾流场湍流特性更明显。在低速来流时，可明显看到平台前方三个立柱后方的同步泻涡结构，剪切层在倒角处发生分离后沿着立柱后表面延伸并回抱对侧表面，随后逐渐向后发展成更大的漩涡。在  $U_r=5$  的流速下，观察平台最大位移时刻 ( $t=307s$ ) 可发现，上游立柱 col3 的尾涡直接打在了对侧立柱的表面，造成该区域形成高压区。不仅如此，表明压力结果显示该流速下前三个立柱的压力分布非常集中且同步变化，这也对应了其平台升力和横向运动最大的现象。到了对应首摇峰值的高流速工况后，尾涡结构变得狭长，其回抱趋势无法触及立柱后方表明，因此立柱表面压力减小。与  $0^\circ$  平台在  $U_r=14.1$  的表现相似，此时对称立

柱的负压区在两者间交替出现，说明平台的升阻力峰值会在两个立柱之间来回波动；在  $U_r=20$  时甚至可观察到两侧立柱的尾涡脱落间隔相差一个周期，表明此时两侧立柱的压力差也达到最大。

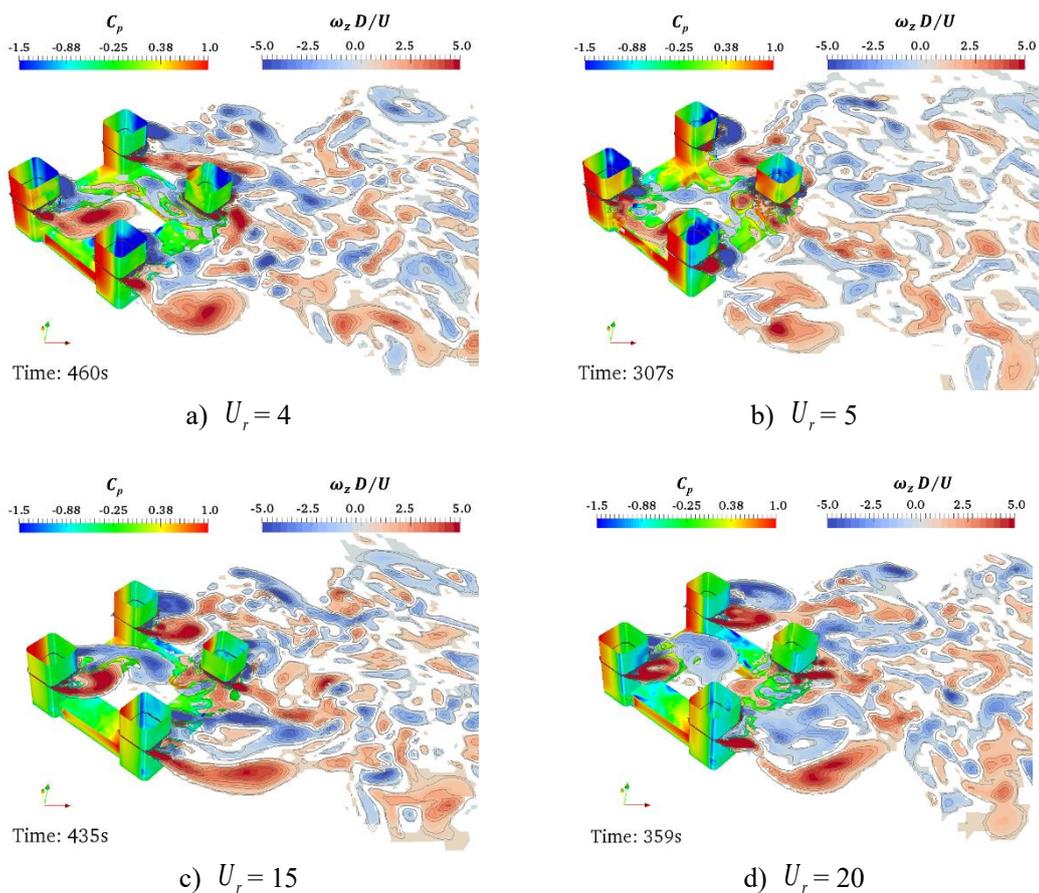


图4-25 四种流速下  $45^\circ$  平台在最大位移处表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.4-25 Pressure distribution of platform at the maximal displacement position and vorticity  $Z$  on plane of  $Z/H_{col}=-0.5$  at 4 current velocities and  $45^\circ$  current heading

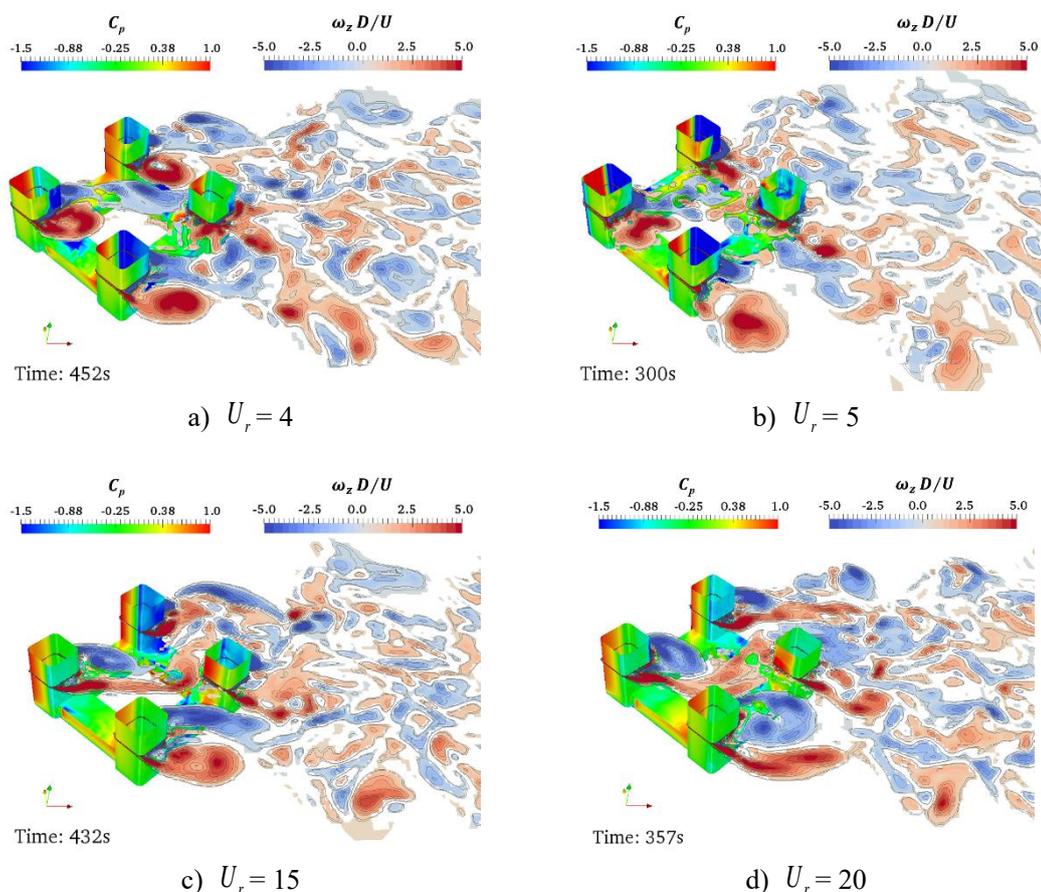
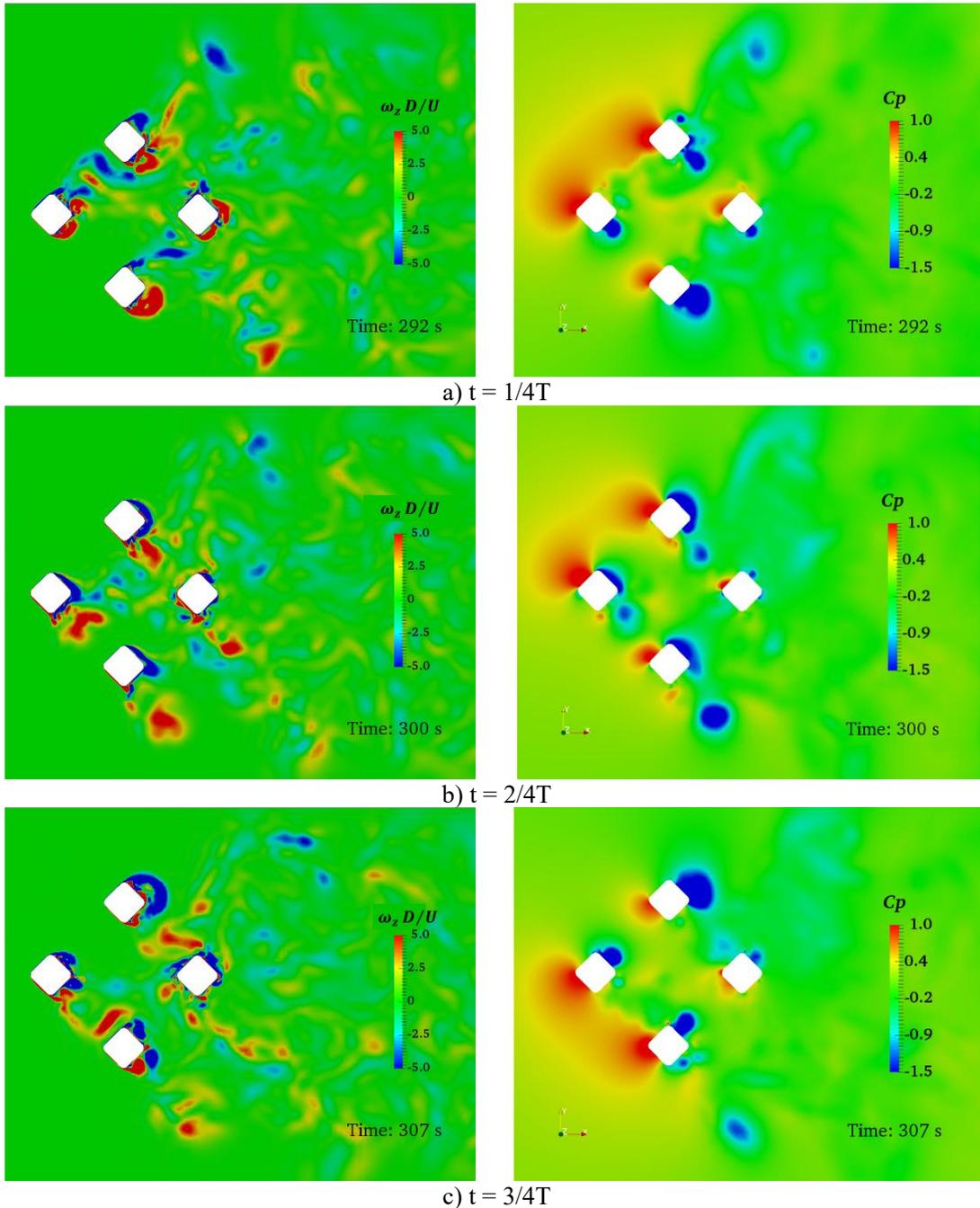


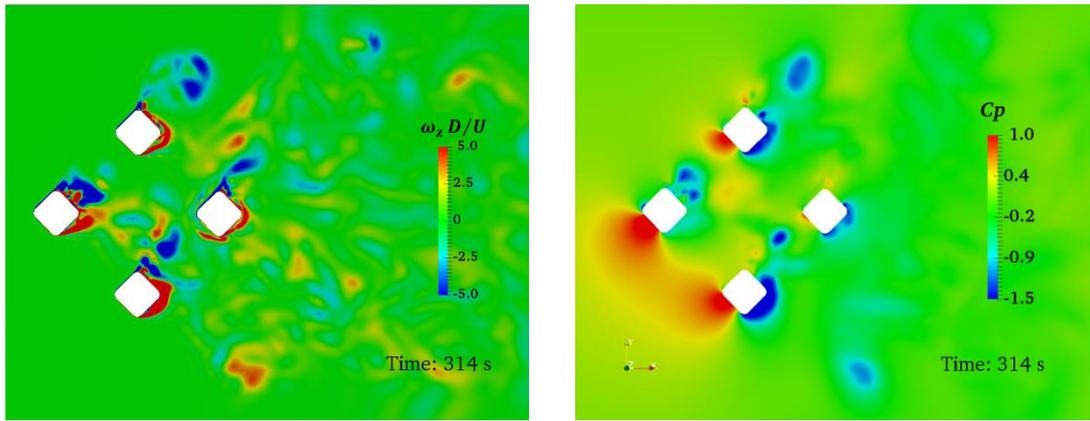
图4-26 四种流速下  $45^\circ$  平台在平衡位置表面压力分布和立柱中部截面涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.4-26 Pressure distribution of platform at the balanced position and vorticity  $Z$  on plane of  $Z/H_{col}=-0.5$  at 4 current velocities and  $45^\circ$  current heading

图 4-27 和图 4-28 分别给出了  $U_r=5$  和  $U_r=20$  流速下完整一个周期内的涡量和压力云图，所选时间步与  $0^\circ$  平台一样分别对应运动幅值极值点或平衡位置等四个时刻。从  $U_r=5$  的压力图可看出，当平台往正  $Y$  轴方向运动时，最大正压区分布在上游立柱 col3 和上侧立柱 col4 的上表面，在开始往返的极值时刻( $t=292s$ ) 下侧立柱 col2 的下表面则出现最大负压区，三个强压区使得平台的总体压差最大，给与了平台最大的往返加速度。而当运动方向相反时负压区则分布在 col3 和 col2 的下表面，最大负压区则分布在 col4 的上表面，造成的压差效果同样最大，但方向相反。这样的表面压力分布会使得平台横向运动被大幅激励。但由于  $45^\circ$  平台立柱分布的特点，压差对流体力产生的力矩效果正好相互抵消，因此不会引起较大的首摇运动。

而在  $U_r = 20$  的情况下，可观察到立柱的正压区域分布在前三个立柱的倒角顶端，但在不同时刻两侧立柱的正压强弱有所区别：在  $t=355\text{s}$  首摇开始朝正向运动时，上侧立柱 col4 的正压微弱，而下侧立柱 col2 不仅正压更大，而且后方具有较大的负压区；而在  $t=359\text{s}$  首摇开始朝负向运动时情况则正好相反。这样的压力分布在横向上无法产生较大的压差，平台的总体升力和横向运动较小。但对侧立柱之间在流向上的巨大压差可使力矩差达到最大，进而为平台提供最大的首摇激励。

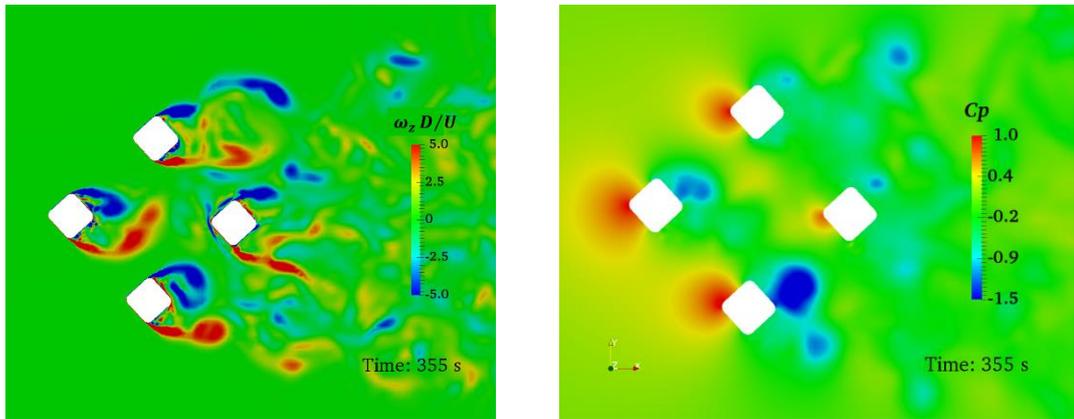




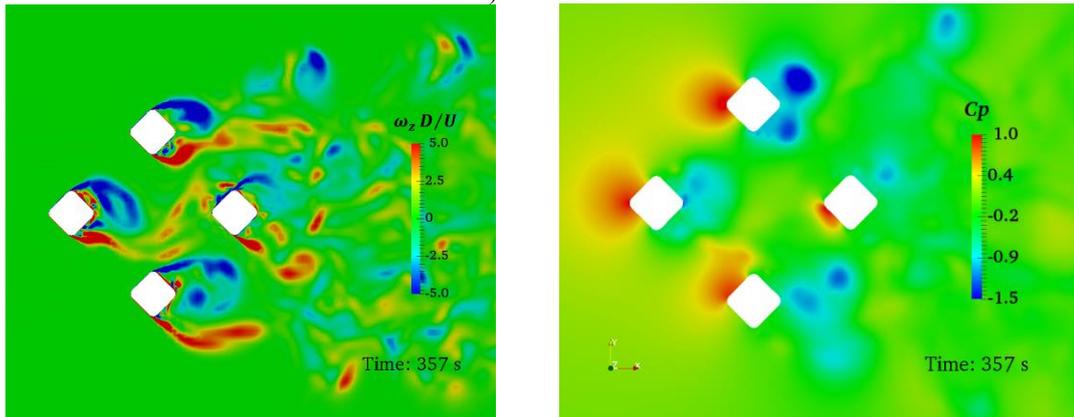
d)  $t = 4/4T$

图4-27 45° 平台在  $U_r=5$  时一个周期内的涡量和压力分布变化 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.4-27 Evolution of vorticity and pressure contours of platform in a period at  $U_r=5$  and 45 current heading ( $Z/H_{col}=-0.5$ )



a)  $t = 1/4T$



b)  $t = 2/4T$

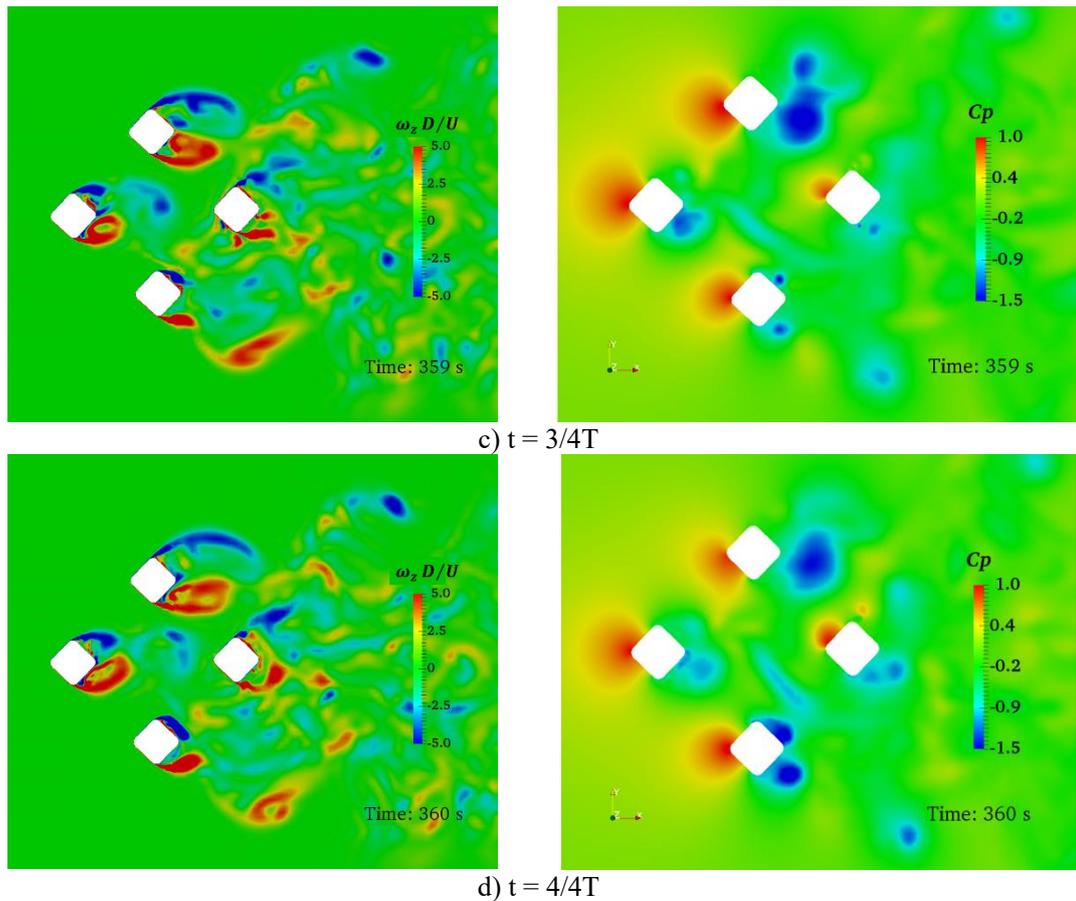


图4-28 45° 平台在  $U_r=20$  时一个周期内的涡量和压力分布变化 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.4-28 Evolution of vorticity and pressure contours of platform in a period at  $U_r=20$  and 45 current heading ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

## 4.6 本章小结

本章针对两种来流角度下的四立柱半潜式平台进行了涡激运动的数值模拟，通过对比模型试验的运动响应结果验证了数值计算的准确性；同时通过深入分析各立柱受力细节探讨了两种来流角度下在横向运动和首摇运动表现差异的原因。得到主要结论如下：

45° 平台在锁定区间的横向运动远大于 0° 平台，其原因是各立柱发生同步泻涡时的泻涡频率等于横向固有频率，从而引起平台在横向上的共振。0° 平台的首摇运动远大于 45° 平台，其原因不仅在于 0° 平台中各立柱的泻涡频率与首摇固有频率相同，而且 0° 平台比 45° 平台多了一对沿流向轴对称的立柱，从而可

通过对称立柱之间阻力达到一定相位关系来提供更大的力矩。

通过对比立柱的升阻力与力矩的时历曲线，发现当沿流向轴对称的两侧立柱的阻力/升力反相时平台的首摇力矩最大，而且阻力对力矩的贡献随着流速的增加越来越占主导作用。这种阻力峰值在两侧立柱交替出现的现象可称为“阻力中心”的徘徊。

通过对  $45^\circ$  平台首摇运动和力矩的频率分析发现，导致首摇运动激增的原因除了立柱泻涡频率等于平台首摇固有频率外，“阻力中心”的徘徊也会产生重要影响。

## 第五章 不同自由度运动对半潜式平台首摇运动影响的数值研究

在第四章半潜式平台涡激运动的研究中发现：平台和各立柱的阻力和力矩随速度变化的趋势与横向运动幅值的变化趋势相似，而在高速工况下平台的阻力和力矩系数逐渐降低。但平台首摇运动在高速工况下反而达到峰值，由此猜测流向或横向运动在不同流速下对首摇运动有不同程度的影响。本章基于第四章的研究结论，进一步研究半潜式平台不同自由度的运动在不同流速下相互耦合的情况。

### 5.1 数值模型

#### 5.1.1 计算模型

本章的研究对象将继续沿用第三章的平台模型，其计算域和网格条件保持一致，弹簧系泊系统的刚度条件则与第四章的设置一致。区别在于，本章的研究对象具有多种不同自由度（degree of freedom, DOF）的组合，自由度均为水平面三个自由度，且主要围绕首摇自由度进行组合，具体可见表 5-1。

#### 5.1.2 计算工况

参考第四章涡激运动研究可知， $0^\circ$  平台和  $45^\circ$  平台均在  $U=0.1025\text{m/s}$  和  $U=0.3075\text{m/s}$  分别出现大幅横向运动和首摇运动，因此本章将以这两个速度分别代表低速和高速来流环境，并结合围绕首摇运动的不同自由度组合作为不同的研究工况，具体工况编号如表 5-1 所示。

表5-1 半潜式平台不同自由度涡激运动数值模拟工况  
Table5-1 Test cases of VIM of CS platform with different DOFs

来流角度 ( $^\circ$ )	释放自由度	速度 $U$ (m/s)	
		0.1025	0.3075
0	Yaw	Case1-1	Case2-1
	X + Yaw	Case1-2	Case2-2
	Y + Yaw	Case1-3	Case2-3
45	Yaw	Case3-1	Case4-1
	X + Yaw	Case3-2	Case4-2
	Y + Yaw	Case3-3	Case4-3

## 5.2 低速来流下半潜式平台不同自由度运动的数值模拟

### 5.2.1 $0^\circ$ 来流角度下半潜式平台不同自由度的涡激运动

表 5-2 统计了  $0^\circ$  来流角平台在低速时三种自由度组合工况下的首摇标称响应幅值。对比三个结果可发现只有首摇释放的时候，在来流作用下首摇运动已经可以自激发生。进一步释放流向自由度后首摇的幅值几乎不受影响，而释放横向自由度后首摇运动却被抑制。

表5-2  $0^\circ$  平台在  $U=0.1025\text{m/s}$  下不同自由度的首摇标称响应幅值

Table5-2 Nominal yaw motions of CS platform with different DOFs at  $U=0.1025\text{m/s}$  and  $0$  current heading

工况编号	Case1-1	Case1-2	Case1-3
Nominal $A_{yaw}$ ( $^\circ$ )	1.58	1.57	1.1

图 5-1 给出了 Case1-1 时首摇运动的时历和频率结果，可看出此时平台在首摇方向呈现规律的大幅度往返运动，平台在运动方向上几乎处在共振状态。图 5-2 展示了该工况下平台和各立柱的流体力系数时历和频率结果。结果看出，各立柱的阻力是规律的反相波动，说明“阻力中心”转移的现象在纯首摇自由度下已发生。查看了阻力和升力从 0 秒开始的时历曲线可发现一开始对称立柱的升阻力产生的力矩是完全抵消的关系，但在第四个周期附近 col4 的升阻力突然陡增，这就给了平台首摇运动一个初始激励；另一方面，首摇运动又会反过来扩大各立柱之间升阻力的相位差，使得平台力矩和首摇运动幅值进一步扩大。这种耦合作用一直发展到对称立柱的升阻力呈现出相位相反的稳定关系，此时流体力的频率几乎等于首摇固有频率。另外，对比升阻力相位与力矩相位关系也可发现  $0^\circ$  平台在该流速下的原始激励中阻力对首摇运动占主导作用。

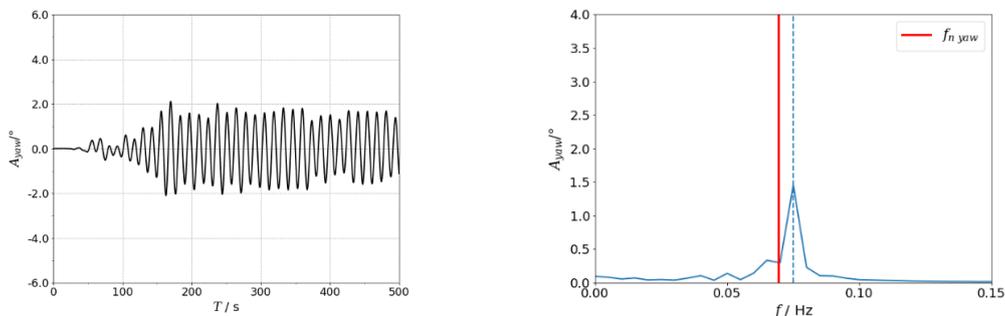


图5-1 Case1-1 的首摇时历曲线和频率分析结果

Fig.5-1 Time series and frequency results of yaw motions at Case1-1

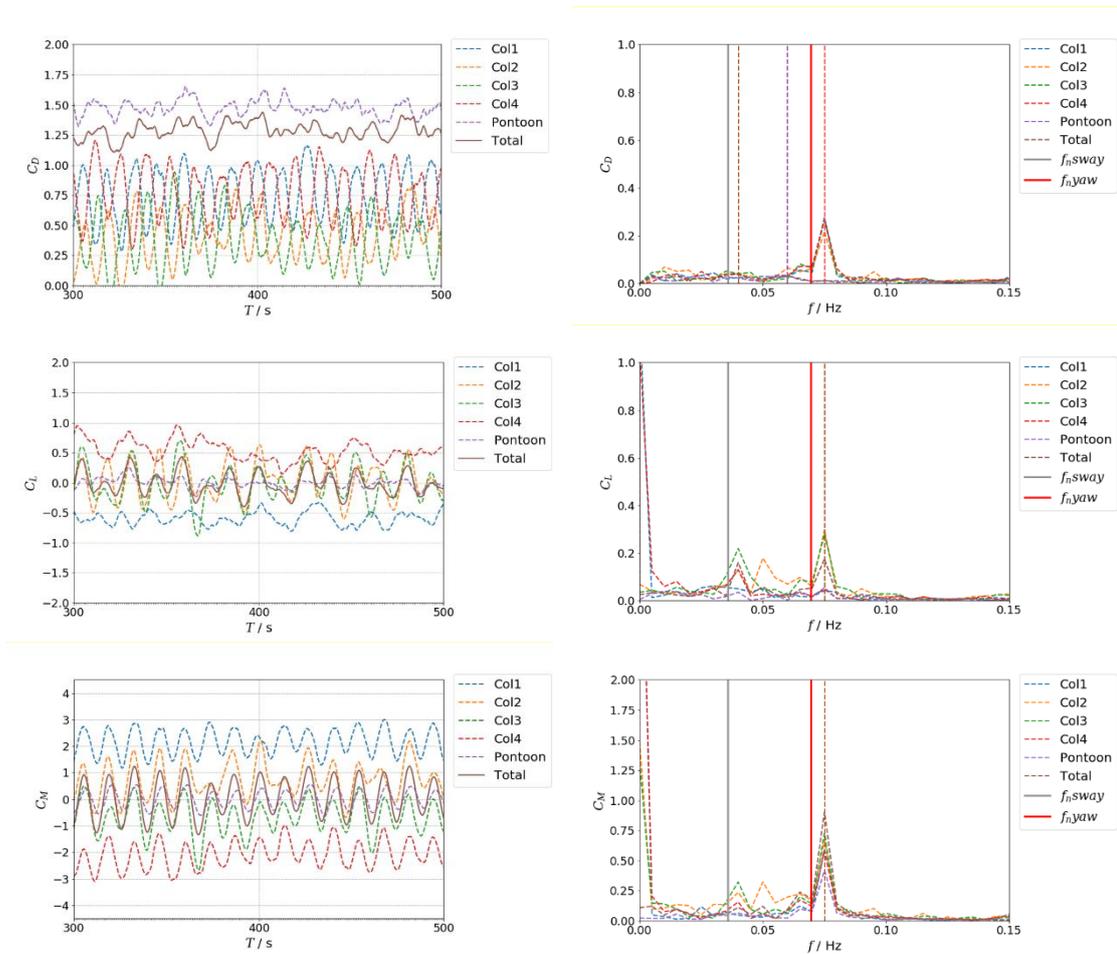


图5-2 Case1-1 的流体力时历和频率分析结果

Fig.5-2 Time series and frequency results of dynamic forces and moment at Case1-1

图 5-3 展示了进一步释放流向自由度后 (Case1-2) 平台首摇方向和流向上的时历曲线。平台流向上的摆幅和纵向偏移非常小；而首摇时历曲线除了在  $t=300\sim 400s$  之间出现微小的幅值调制之外，其总体幅值和往复周期相比纯首摇自由度时无太大变化。说明此流速下的流向运动对首摇运动、立柱的迎流和泻涡模式几乎无影响。

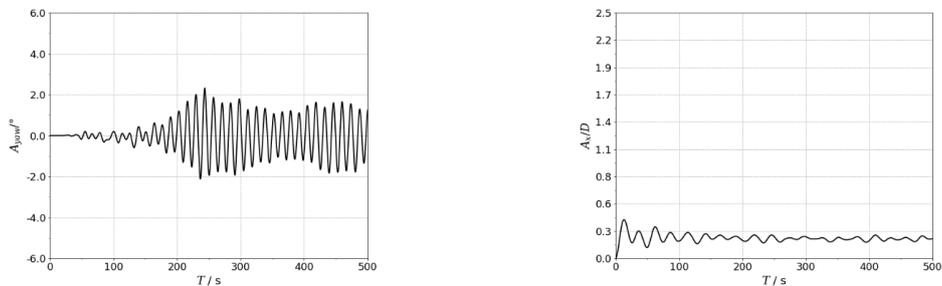


图5-3 Case1-2 首摇和流向运动时历曲线

Fig.5-3 Time series of yaw and inline motions at Case1-2

图 5-4 给出了释放首摇和横向自由度后 (Case1-3) 的首摇运动时历和频率结果。对比发现, 首摇运动的频率变得和横向运动一样, 且相比纯首摇时首摇的幅值有所下降, 表明横向运动抑制了首摇运动。图 5-5 给出了该工况下流体力结果, 观察发现四个立柱的升力、力矩主频与横向运动频率高度一致, 由此可判断横向运动的抑制机制是: 平台在横向上通过大幅的运动带动立柱同步泻涡, 从而打破原来各立柱阻力完全相反的相位关系, 此时横向运动变成首摇运动的另一激励源, 升力对首摇运动占主导作用。值得注意的是, 虽然平台的总力矩增大了, 但是首摇幅值相比纯首摇时更小, 其中的原因是释放横向自由度后首摇的运动周期远离了首摇固有周期, 这也说明首摇运动和横向运动一样——除了相位协同, 立柱的泻涡频率是否等于固有频率也会对运动有重要影响。

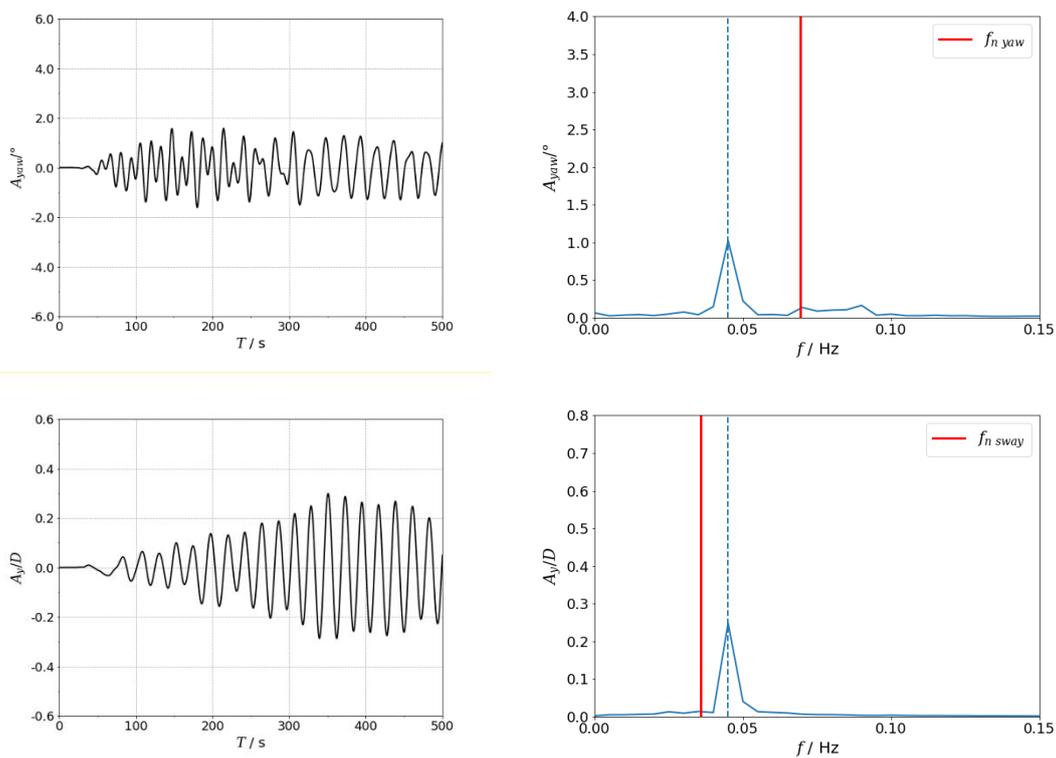


图5-4 Case1-3 的首摇和横向方向上时历曲线和频率分析结果

Fig.5-4 Time series and frequency results of yaw and transverse motions at Case1-3

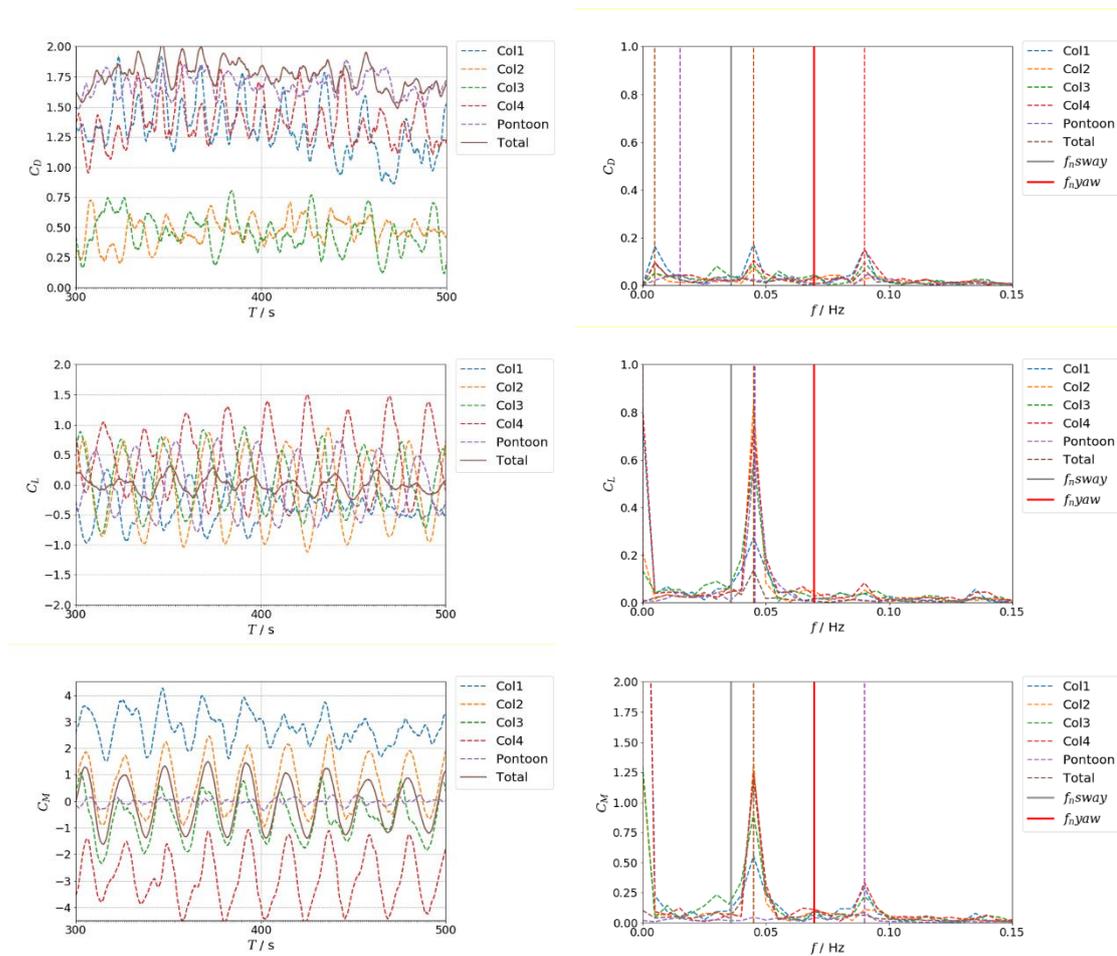


图5-5 Case1-3 的流体力时历和频率分析结果

Fig.5-5 Time series and frequency results of dynamic forces and moment at Case1-3

将第四章  $0^\circ$  来流角平台在对应流速的涡激运动与这三个工况对比发现，无论是运动还是流体力结果，实际涡激运动的结果与释放横向和首摇自由度的工况几乎一样，证明  $0^\circ$  平台在该流速下横向运动起主导作用，对首摇运动产生了重要影响。

图 5-6 分别给出了  $0^\circ$  平台在该流速下 Case1-1 和 Case1-3 的涡量图，选取时间步对应平台首摇运动最大值时刻。对比可发现两种工况的涡流模式差异明显：在 Case1-1 中，流体在倒角处发生分离后会再附着使得上游立柱的剪切层贴近立柱表面，立柱两侧的尾涡沿流向往后发展，到一定距离后自行脱落，两者并未发生相互干扰。这样的涡流模式使得立柱前后表面的流体较稳定，因此可见阻力曲线呈现规律的往复性。而在 Case1-3 中，因平台增加了横向运动，尾涡形状呈现回抱趋势，两侧的漩涡会相互干扰进而形成交替脱落。新的涡流模式一方面使得立

柱的脉动升力更加协同，另一方面立柱后方的流场随漩涡脱落而不断变化，造成立柱前后压差也变得复杂。

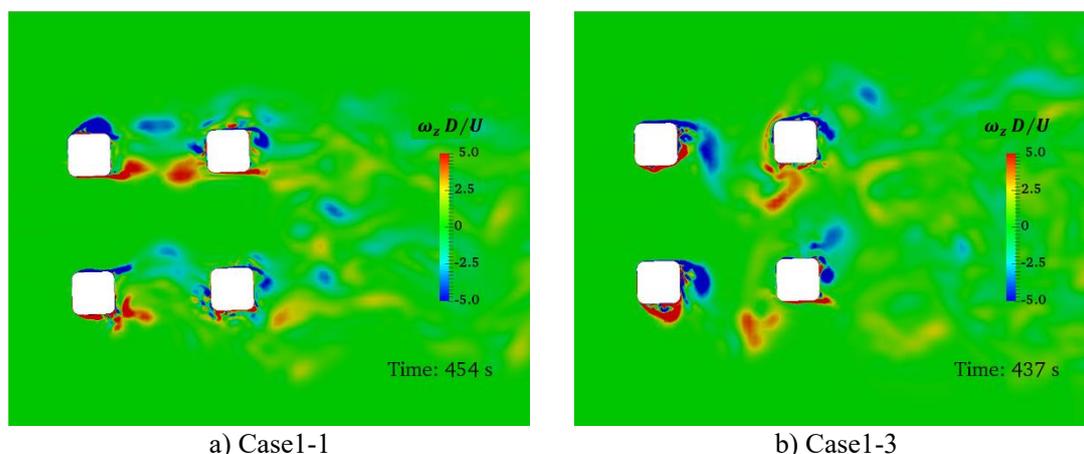


图5-6 Case1-1 和 Case1-3 在首摇幅值最大时刻的涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.5-6 Vorticity contours at the times of maxima yaw motion for a) Case1-1 and b) Case1-3 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

### 5.2.2 45° 来流角度下半潜式平台不同自由度的涡激运动

对于 45° 平台而言，横向运动对首摇运动的影响更加显著。如表 5-3 所示，与 0° 平台不同的是，45° 平台纯首摇的运动幅值更小，而且该流速下横向运动对首摇运动具有促进作用，而流向运动相对于横向运动的影响则非常小。

表5-3 45° 平台在  $U=0.1025\text{m/s}$  下不同自由度的首摇标称响应幅值

Table5-3 Nominal yaw motions of CS platform with different DOFs at  $U=0.1025\text{m/s}$  and 45 current heading

工况编号	Case2-1	Case2-2	Case2-3
Nominal Ayaw (°)	0.12	0.16	0.55

图 5-7 给出了 Case2-1 的流体力时历和频率结果。除了被遮蔽的 col1 外，前方三个迎流立柱的阻力和升力几乎没什么波动，只有下游立柱 col1 因为迎流不一致波动较大，潜在表明前三个立柱的泻涡是互不干扰的，平台总力矩主要靠 col1 的升力提供。可见平台首摇得到初始激励后并未与流体力产生进一步的耦合作用，泻涡和运动频率无法发展到首摇共振频率附近，因此平台的首摇无法得到进一步放大，运动幅值非常微小。

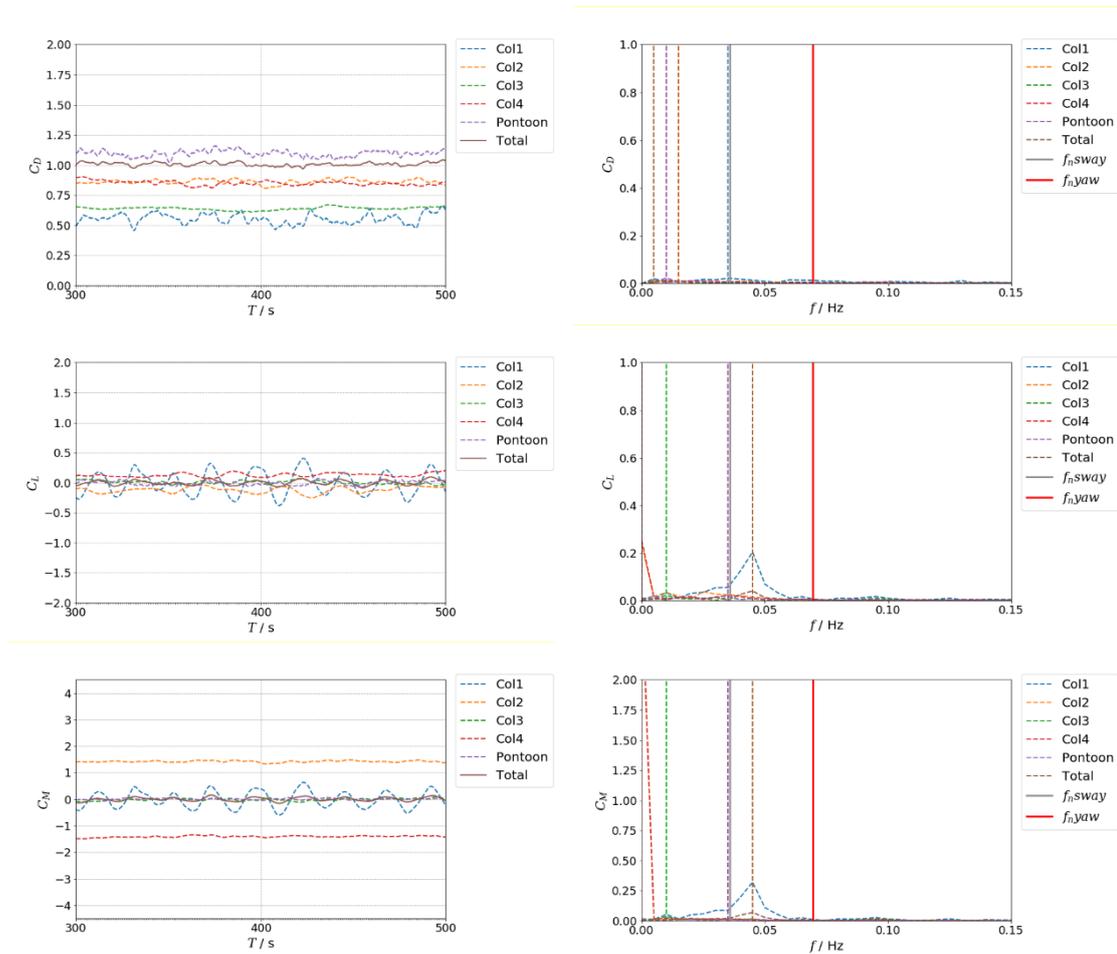


图5-7 Case2-1 的流体力时历和频率分析结果

Fig.5-7 Time series and frequency results of dynamic forces and moment at Case2-1

放开横向自由度后，首摇运动和受力发生剧烈变化：各立柱在此流速下的涡脱频率等于横向固有频率，进而在横向上产生大幅运动，从频率结果可以看出，此时的首摇运动和流体的主频都与横向运动的主频完全一致，如图 5-8 和图 5-9 所示。但与  $0^\circ$  不同的是：与纯首摇对比，释放横向自由度后首摇幅值反而增大，说明横向运动与首摇运动此时是促进关系，究其原因自由度改变前后流体力激励成分不同： $0^\circ$  时原始激励的阻力表现强势，被打乱后自然被抑制；而  $45^\circ$  的原始激励中几无流体力作用，因此新激励源反而促进首摇。

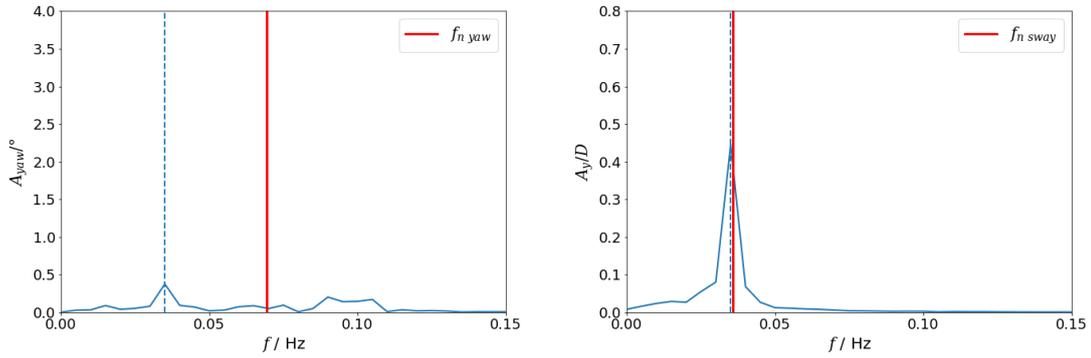


图5-8 Case2-3 首摇和横向运动的频率分析结果  
Fig.5-8 Frequency results of yaw and transverse motions at Case2-3

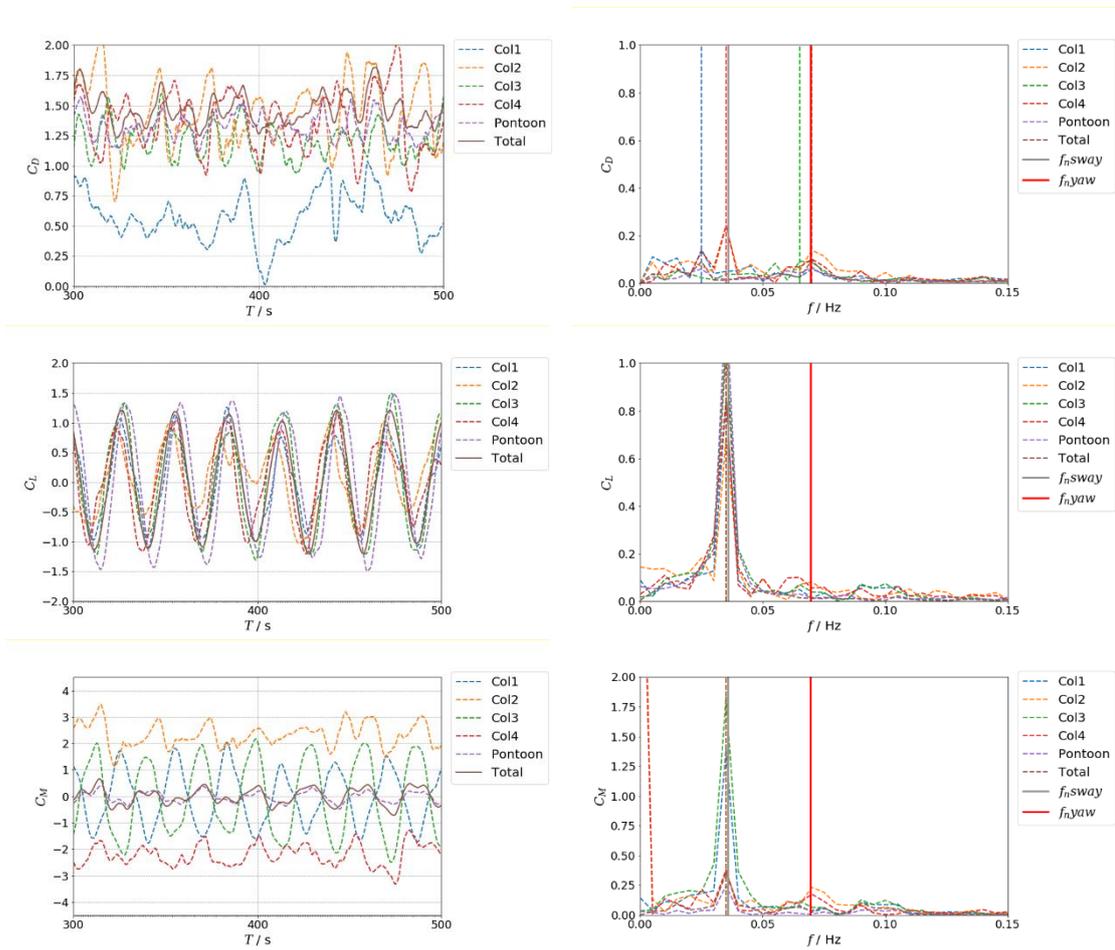


图5-9 Case2-3 的流体力时历和频率分析结果  
Fig.5-9 Time series and frequency results of dynamic forces and moment at Case2-3

将该工况与相应流速的 VIM 结果对比同样发现：不管是运动还是受力，两种工况的幅值和周期都非常相似，进一步表明此流速下的涡激运动中横向运动会对

首摇运动产生主导作用。

图 5-10 对比了  $45^\circ$  平台 Case2-1 和 Case2-3 中在首摇运动最大时刻的涡量分布。从 Case2-1 的涡量云图可看出,  $45^\circ$  来流角下立柱的泻涡点在立柱的拐角处, 两边的剪切层随来流延长到立柱后方很远处都未发生交替泻涡, 迎流的前三个立柱表面几乎无剪切层依附, 因此其升力和阻力的脉动变化非常小。只有下游立柱 col1 在迎流面受到上游剪切层的影响而产生较明显的升阻力, 尽管如此, 剪切层依然对称地分布在 col1 的上下表面, 因此流体力的脉动性仍不明显。由此可见, 此时  $45^\circ$  平台的首摇激励远小于同工况下的  $0^\circ$  平台。而在 Case2-3 中的尾涡结构则表现出巨大差异: 随着平台发生大幅的横向运动, 从倒角分离的剪切层会依附于立柱表面, 由此产生较大的脉动压差; 同时立柱后方的尾涡结构交替变化, 促使立柱的阻力也发生周期性变化, 进而提高了平台的首摇力矩。

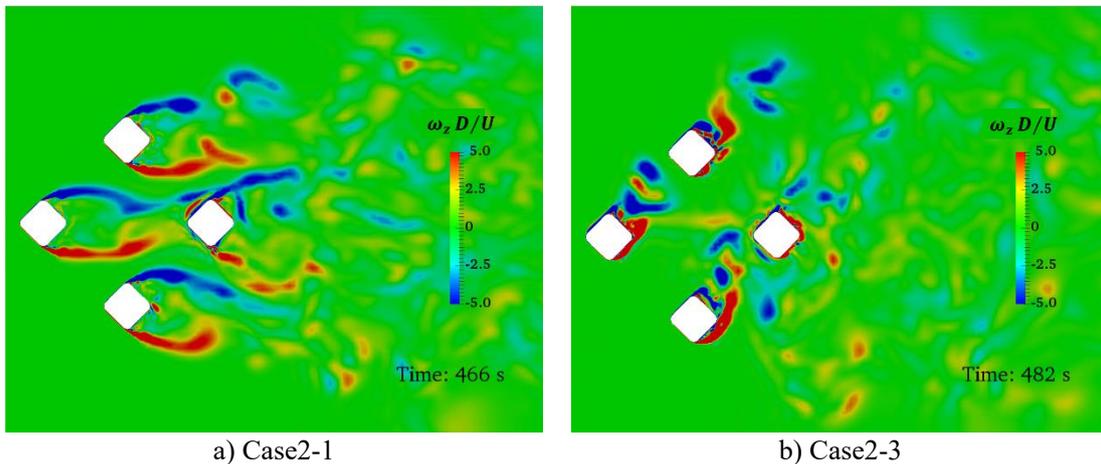


图5-10 Case2-1 和 Case2-3 在首摇幅值最大时刻的涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.5-10 Vorticity contours at the times of maxima yaw motion for a) Case2-1 and b) Case2-3 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

## 5.3 高速来流下半潜式平台不同自由度运动的数值模拟

### 5.3.1 $0^\circ$ 来流角度下半潜式平台不同自由度的涡激运动

表 5-4 统计了  $0^\circ$  平台在高速下三种自由度工况的首摇幅值。相比低速而言平台的纯首摇运动幅值更大, 并且流向运动在此流速下对首摇运动也产生了促进作用。尽管如此, 横向运动的促进作用仍然更大。

表5-4 0° 平台在  $U=0.3075\text{m/s}$  下不同自由度的首摇标称响应幅值

Table5-4 Nominal yaw motions of CS platform with different DOFs at  $U=0.3075\text{m/s}$  and 0 current heading

工况编号	Case3-1	Case3-2	Case3-3
Nominal $A_{yaw}$ (°)	2.83	3.12	3.23

图 5-11 和图 5-12 分别给出了 Case3-1 的首摇运动和流体力结果。可以看出首摇运动和平台总体力矩曲线在大周期波动的基础上有小周期的微幅波动，首摇的频率分别在 0.04Hz 和 0.12Hz 出现两个明显峰值。对比流体力频率结果发现：0.04Hz 与 col2 和 col3 的阻力主频比较接近，而 0.12Hz 除了与 col1 和 col4 的阻力主频接近外，各立柱的升力和力矩的主率也靠近该频率。从时历曲线也可看出阻力曲线呈现更强的非线性特征，但对称立柱的相位基本还是相反的，而升力曲线中四个立柱的相位则更加一致。

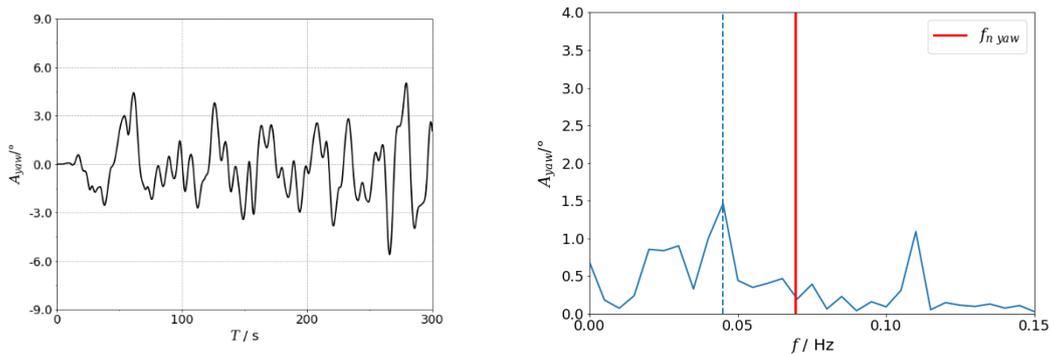
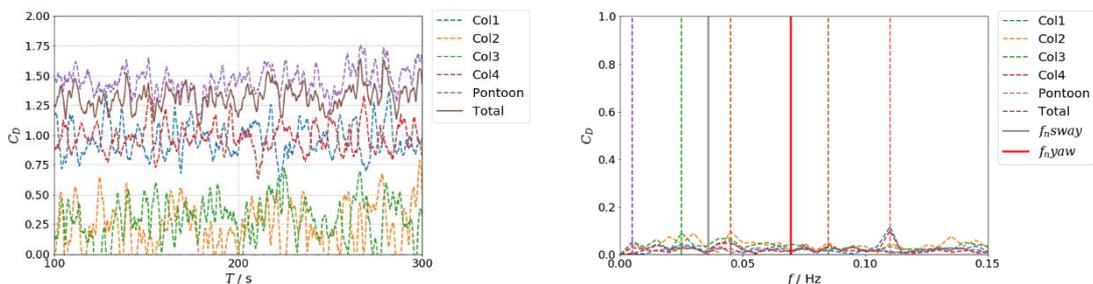


图5-11 Case3-1 的首摇时历曲线和频率分析结果

Fig.5-11 Time series and frequency results of yaw motions at Case3-1



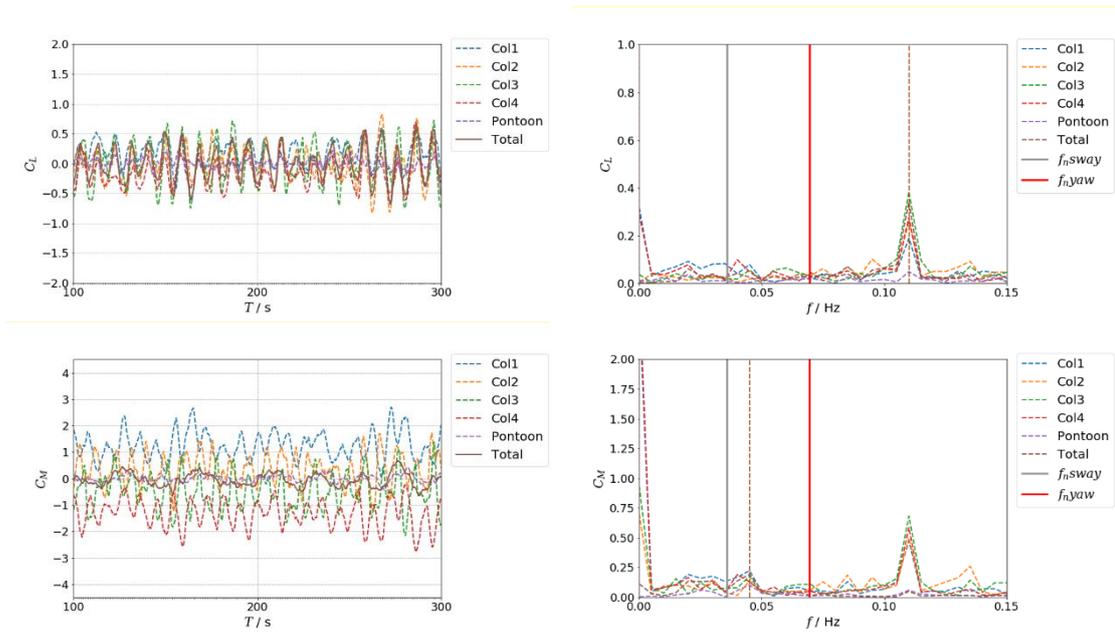


图5-12 Case3-1 的流体力时历和频率分析结果

Fig.5-12 Time series and frequency results of dynamic forces and moment at Case3-1

释放流向自由度后，首摇运动中原来的高频峰值降低，同时在更低的频率范围中多了一个峰值，而这个新增的低频峰值则靠近流向运动的主频，如图 5-13 所示，这表明流向运动对立柱的涡流模式也产生了影响，改变了原来纯首摇时同步涡流的模式。

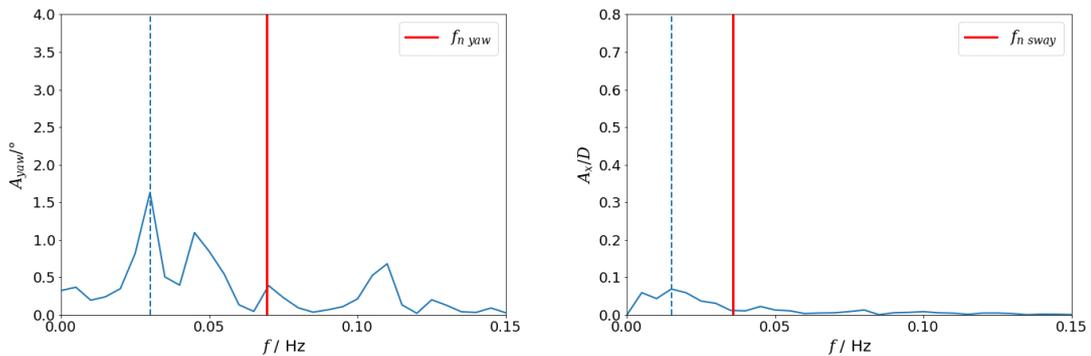


图5-13 Case3-2 首摇和流向运动的频率分析结果

Fig.5-13 Frequency results of yaw and inline motions at Case3-2

图 5-14 对比了 Case3-3 首摇和横向运动的频率结果。进一步释放横向自由度后，首摇运动周期的变化更加明显，其频率分别在 0.025Hz 和 0.11Hz 出现峰值。相比纯首摇时这两个峰值更加聚焦，说明幅值变化更加剧烈；而这两个峰值正好也对应横向运动、升力和首摇力矩的两个主频峰值，如图 5-15 所示，反映了此时

首摇运动的幅值变化和立柱的涡涡周期与横向运动同步。

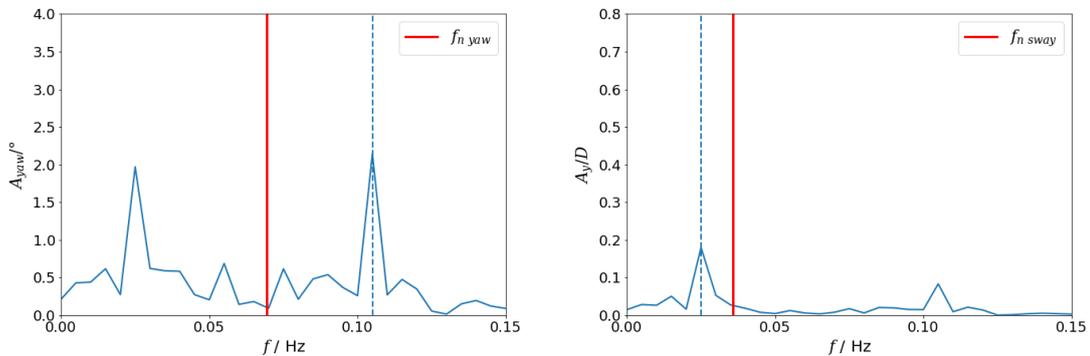


图5-14 Case3-3 首摇和横向运动的频率分析结果  
Fig.5-14 Frequency results of yaw and transverse motions at Case3-3

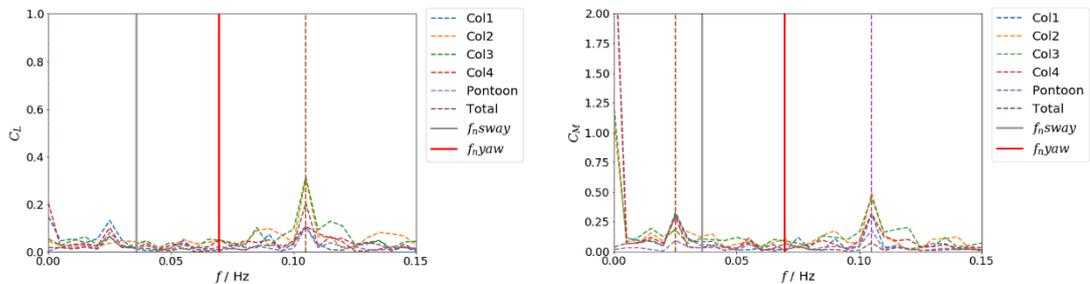
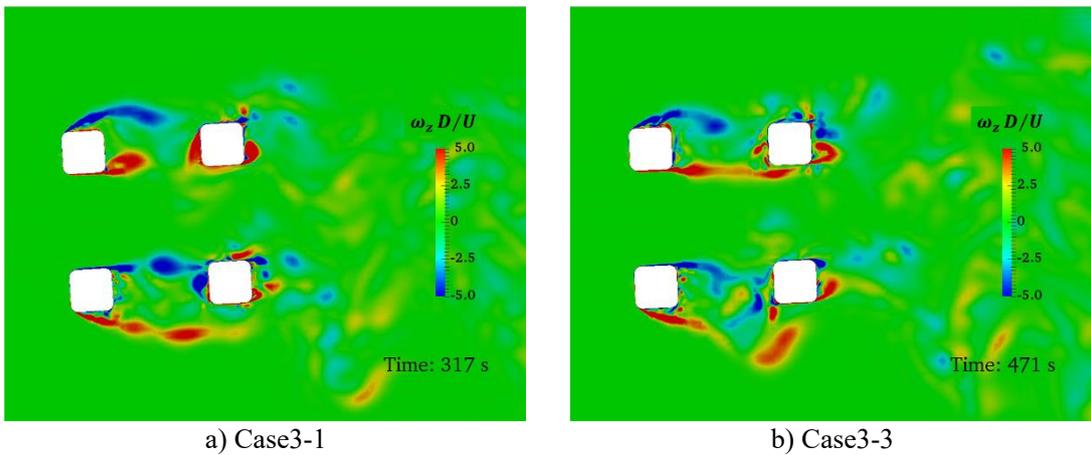


图5-15 Case3-3 升力和力矩频率分析结果  
Fig.5-15 Frequency results of lift forces and yaw moments at Case3-3

对比第四章相同流速下的 VIM 结果发现，首摇运动时历曲线的幅值和周期与释放横向自由度的工况更加相似，说明横向运动依旧对首摇运动的影响起主导作用。但是对比运动的频率分析发现：尽管从两个主频峰值来看横向运动的影响更加明显，VIM 的首摇频率更像是 Case3-1、Case3-2 和 Case3-3 的合并影响，这说明高速来流下首摇的原始激励和流向运动的影响比重逐渐增大，其大幅无规律的震荡也会扰乱立柱后方的涡量场。

图 5-16 给出了  $0^\circ$  平台在高速来流时仅释放首摇 (Case3-1)、释放首摇和横向自由度 (Case3-3) 的涡量分布结果。在 Case3-1 中，上游立柱的尾涡朝后发展，直接撞击在下游立柱的前表面，而撞击方向恰好与首摇运动方向相反，因此会削弱平台首摇运动的速度。而在 Case3-3 中，尾涡结构更加破碎，由于平台发生了横向位移，脱落的尾涡与下游立柱的前表面擦肩而过，因此前文所述的削弱程度较低，横向运动此时对首摇运动为促进作用。

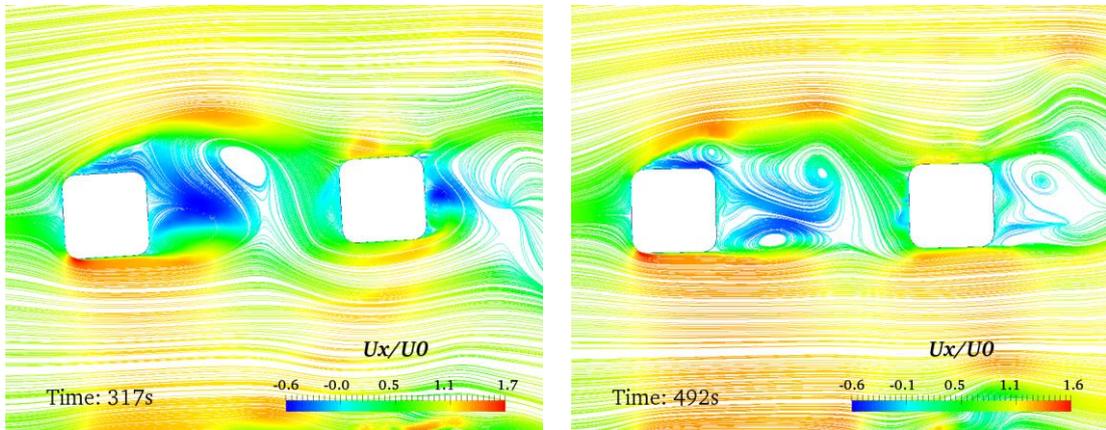


a) Case3-1

b) Case3-3

图5-16 Case3-1 和 Case3-3 在首摇幅值最大时刻的涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )Fig.5-16 Vorticity contours at the times of maxima yaw motion for a) Case3-1 and b) Case3-3 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

图 5-17 则展示了 Case3-1 和 Case3-2 的 col1 和 col2 的流线图，对应的时间步同为首摇运动最大时刻。对比可明显看出：Case3-1 中立柱后方的流线更密集，流速更大；而加上流向自由度的 Case3-2 中立柱后方的流线沿流向延长，表明平台此时发生顺应来流的惯性运动，这会增大立柱后方的低压空间，使得立柱的前后压差变化更剧烈。



a) Case3-1

b) Case3-2

图5-17 Case3-1 和 Case3-2 在首摇幅值最大时刻 col1 和 col2 的流线图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )Fig.5-17 Streamline of col1 and col2 at the times of maxima yaw motion for a) Case3-1 and b) Case3-2 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

### 5.3.2 45° 来流角度下半潜式平台不同自由度的涡激运动

表 5-5 统计了 45° 平台在高速来流下的首摇运动幅值。从表中可看出此流速下流向运动和横向运动对首摇运动的影响相反，此时的流向运动起促进作用，而

横向运动的作用则是抑制的。

表5-5 45° 平台在  $U=0.3075\text{m/s}$  下不同自由度的首摇标称响应幅值

Table5-5 Nominal yaw motions of CS platform with different DOFs at  $U=0.3075\text{m/s}$  and 45 current heading

工况编号	Case4-1	Case4-2	Case4-3
Nominal $A_{yaw}$ (°)	2.27	2.42	1.72

图 5-18 和图 5-19 分别给出了 Case4-1 首摇运动结果和流体力结果。在这个流速下纯首摇运动是围绕平衡位置做规律的往复运动；首摇运动和流体力的主频都出现在 0.11Hz 附近，但阻力的主频主要体现在两侧立柱 col2 和 col4 上，升力则主要体现在前后立柱 col1 和 col3。而在 45° 平台中也正是 col2、col4 的阻力和 col1、col3 的升力才为平台提供力矩。从阻力结果来看，两侧 col2 和 col4 的波动更大并且相位正好相反，说明平台的首摇运动与两侧立柱附近的泻涡耦合作用更大。

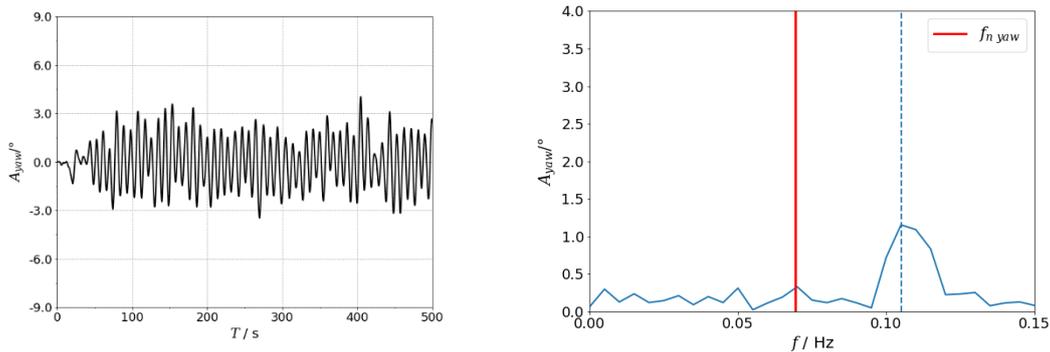
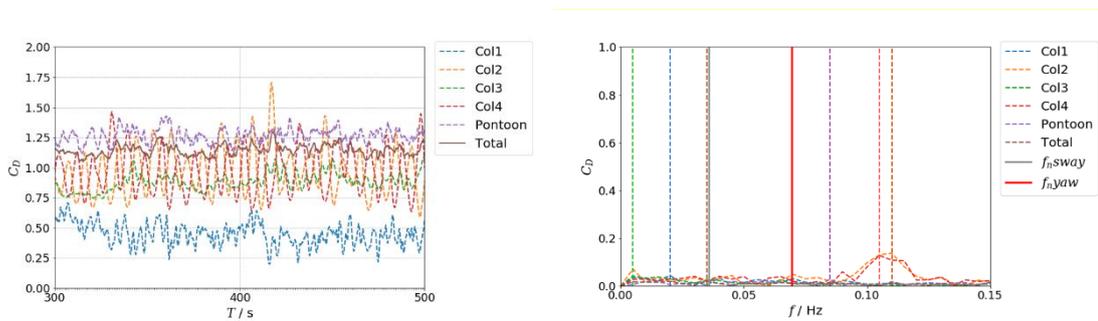


图5-18 Case4-1 的首摇时历曲线和频率分析结果

Fig.5-18 Time series and frequency results of yaw motions at Case4-1



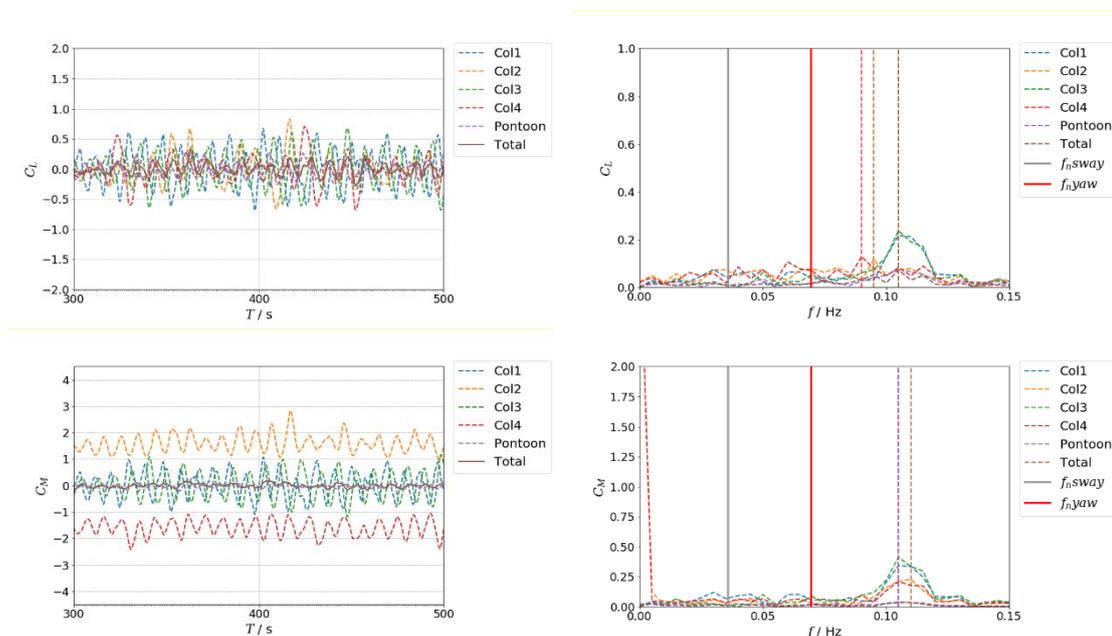


图5-19 Case4-1 的流体力时历和频率分析结果  
Fig.5-19 Time series and frequency results of dynamic forces and moment at Case4-1

加入流向运动后原来的首摇运动和各立柱的受力没有多大改变，除了首摇幅值出现长周期的调制之外，幅值的变化依旧保持规律的往复性。首摇的频率相比纯首摇运动而言变得更加聚焦，如图 5-20 所示，这与  $0^\circ$  平台在相应工况的表现是一样的，聚焦表示以该周期的幅值变化幅度更大，而且调制作用更小。另外 col2、col4 的阻力和 col1、col3 的升力主频也聚焦重叠，产生的力矩都以同一个频率变化（如图 5-21 所示），由此推测流向运动会顺应首摇运动的趋势对各立柱的涡流模式进行微调，使其涡流状态更加稳定持久，促进并巩固首摇运动。

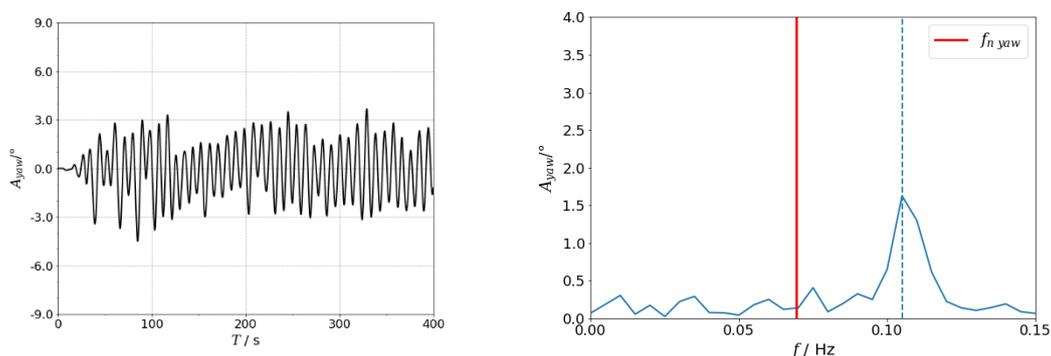


图5-20 Case4-2 的首摇时历曲线和频率分析结果  
Fig.5-20 Time series and frequency results of yaw motions at Case4-2

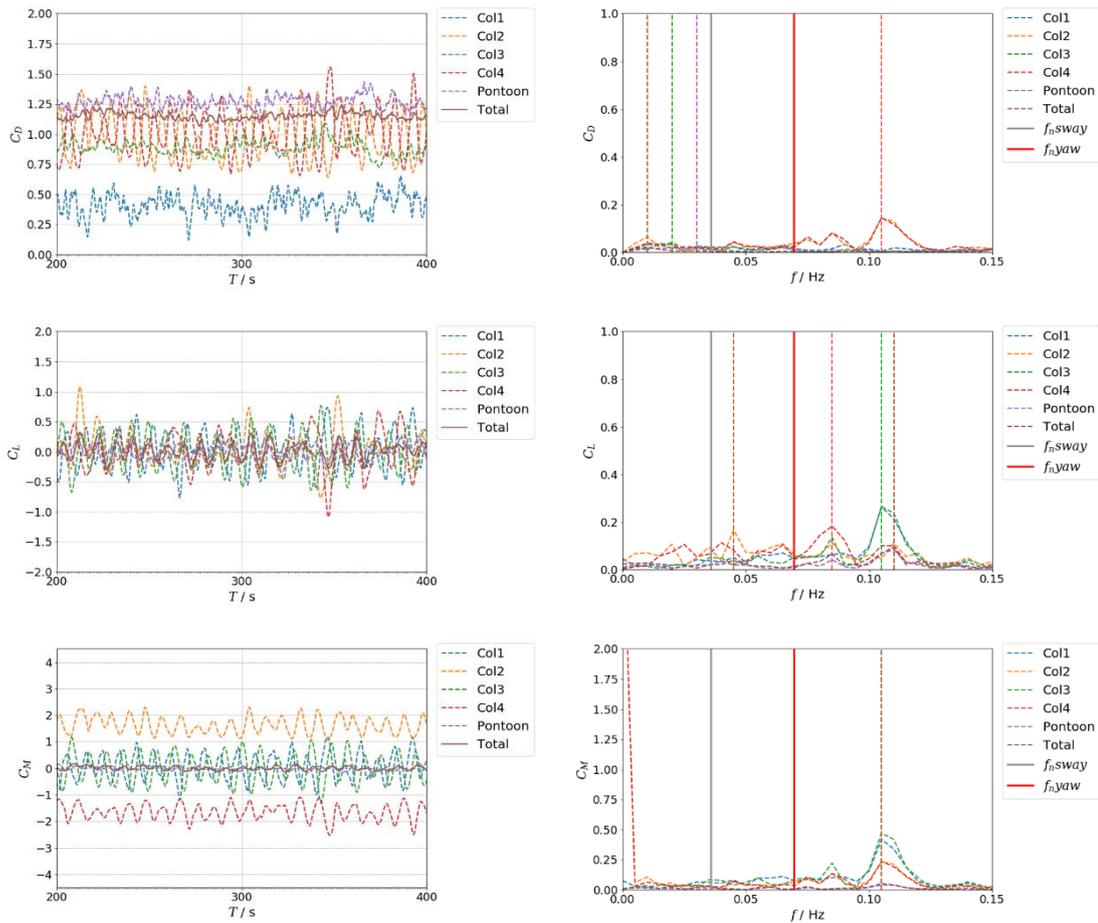


图5-21 Case4-2 的流体力时历和频率分析结果

Fig.5-21 Time series and frequency results of dynamic forces and moment at Case4-2

而加入横向运动的效果却与流向运动的影响相反：首摇运动比起纯首摇自由度时更加不规律且幅值缩小，如图 5-22 所示。图 5-23 给出了流体力结果，观察阻力的时历和频率结果可以发现两侧立柱的阻力被干扰，幅值波动和相位更加无序，猜测是这因为横向运动打乱了原来规律的阻力关系而导致立柱表面的流体力分布发生变化。值得一提的是，与前文加入横向自由度后立柱流体力频率与横向运动频率一致的结果不同，该工况下并未出现这样的对应关系，反而流体力的频率分布相对纯首摇时更加分散，这与横向运动的无序性有关——横向运动的无序度越大，立柱泻涡的规律性就会被频繁打破，流体力的相位协同作用就会减弱。

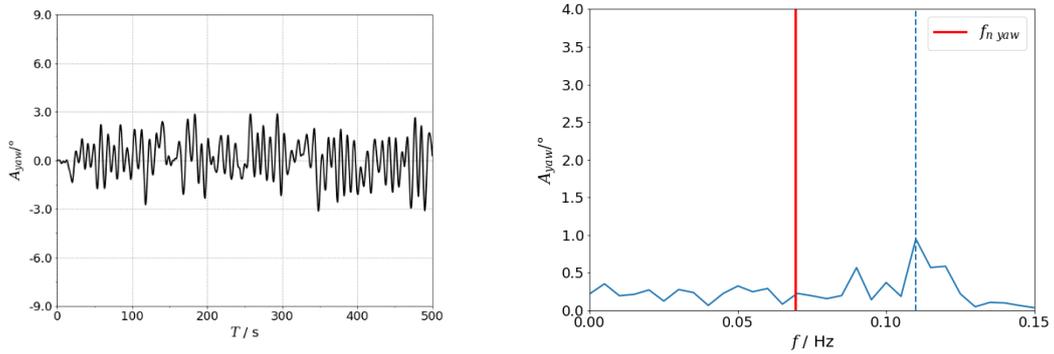


图5-22 Case4-3 的首摇时历曲线和频率分析结果  
Fig.5-22 Time series and frequency results of yaw motions at Case4-3

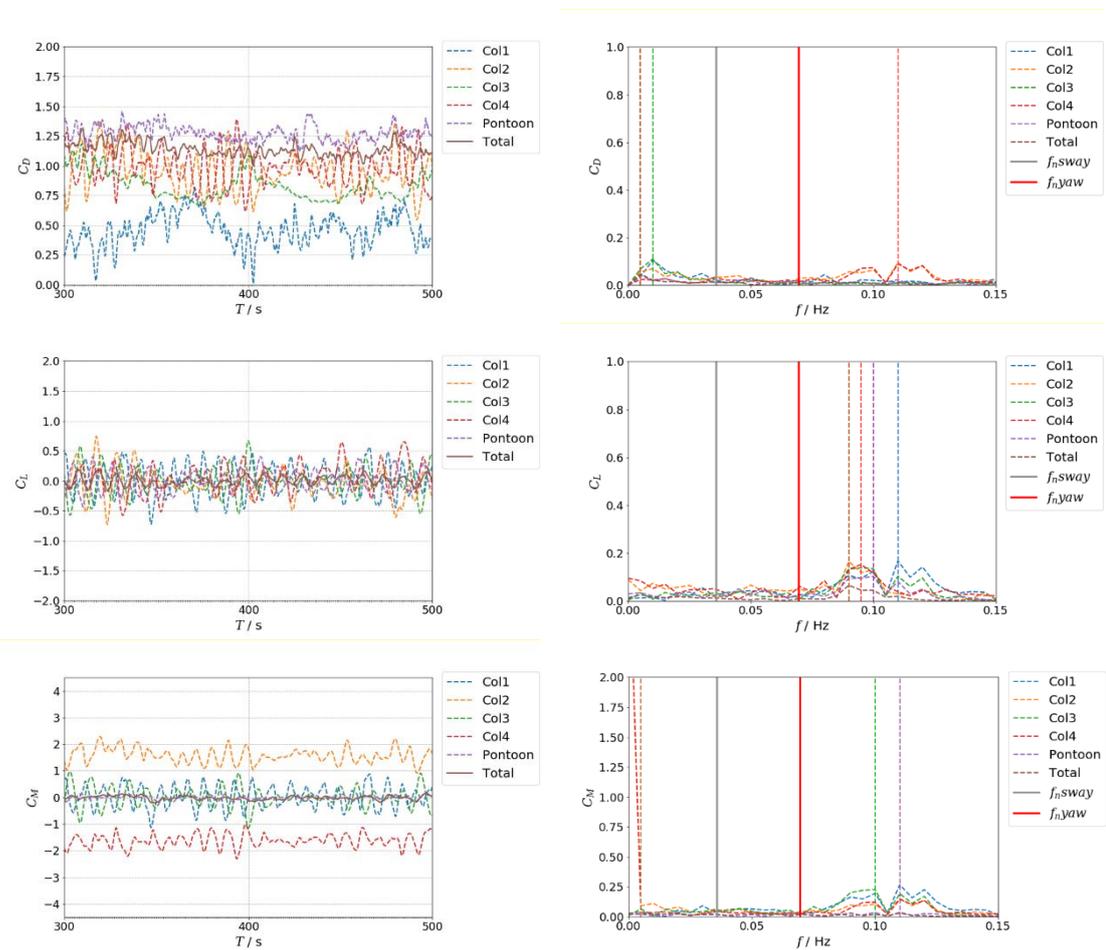


图5-23 Case4-3 的流体力时历和频率分析结果  
Fig.5-23 Time series and frequency results of dynamic forces and moment at Case4-3

最后与相同工况下的 VIM 结果对比发现，VIM 的首摇运动幅值比起纯首摇的结果是减小的，说明横向运动的抑制作用大于流向运动的促进作用。但同时也

表明，随着流速逐渐增大，流向运动在平衡位置的波动也增大，进而流向运动对首摇运动影响的比重也变大。综上，当某个平动自由度运动的波动越剧烈，其与首摇运动的相关度就变得越高。

同理，图 5-24 给出了该流速下 Case4-1 和 Case4-3 的涡量分布结果。45° 平台在高速来流时这两种工况的尾涡结构差异不大：剪切层均随着高速来流延长至平台后方，并未依附于立柱表面，立柱后方的尾流区宽度较大，尽管尾涡呈现回抱趋势，但立柱两侧的漩涡相互作用相较于低速情况时更小。尽管如此，Case4-1 和 Case4-3 在泻涡协同上存在差异，可观察到 Case4-1 中对侧立柱 col2 和 col4 的泻涡发展并不同步，当上侧的 col4 的尾涡最大时下侧 col2 的尾涡刚开始形成，这样会造成平台由阻力产生的力矩达到最大。而在 Case4-3 中，两侧立柱的尾涡发展较为同步，反而会使两侧立柱的阻力造成的力矩作用抵消更多，进而降低了平台的首摇运动。

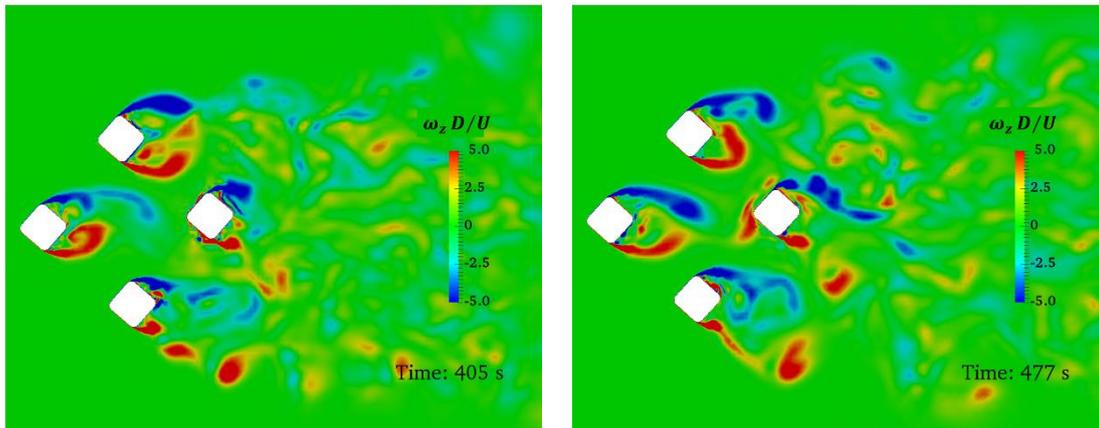


图5-24 Case4-1 和 Case4-3 在首摇幅值最大时刻的涡量云图 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

Fig.5-24 Vorticity contours at the times of maxima yaw motion for a) Case4-1 and b) Case4-3 ( $Z/H_{col}=-0.5$ )

## 5.4 本章小结

本章针对 0° 和 45° 来流角的平台，选取两个在涡激运动中表现较为经典的流速： $U=0.1025$ 、 $0.3075$  m/s 进行不同自由度运动对首摇运动影响的数值研究，其中自由度主要包括横向、流向和首摇自由度，组合方式则主要围绕首摇自由度。得到的主要结论如下：

平台在来流作用下的首摇运动可以自激发生，但首摇幅值能否继续发展增大，

取决于首摇运动能否和流体力进一步耦合。这与立柱分布方式、来流速度和立柱间距有关。 $0^\circ$  平台面向来流的立柱分布更加紧凑，因此耦合作用更容易在低速发生。

在当前所测的速度范围下，无论是  $0^\circ$  平台还是  $45^\circ$  平台，横向运动都对首摇运动的影响占主导作用，其影响的方式是通过大幅的横向位移改变立柱的迎流和泻涡方式，进而影响立柱之间的泻涡相位关系。随着流速增加，横向运动的影响逐渐减弱，流向运动则增大。

半潜式平台的涡激运动特性与释放横向和首摇自由度的组合最相似，表明涡激运动在当前流速范围内主要由横向运动和首摇运动组成。

## 第六章 结论与展望

### 6.1 工作总结与结论

本文采用基于 Open FOAM 开源平台开发的 vim-FOAM-SJTU 数值求解器对传统深吃水四立柱半潜式平台的涡激运动进行了深入研究，其中重点围绕了  $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角下平台的首摇运动规律及其产生机制。本文所使用的 vim-FOAM-SJTU 求解器包含了基于 SST-DDES 方法的湍流模拟模块、六自由度运动求解模块、弹簧系泊模块和动网格技术等，可准确模拟海洋平台复杂的三维运动问题。

首先，为了探究带倒角的方立柱在不同来流角度下的泻涡结构，以及半潜式平台多立柱之间尾涡相互作用的模式，本文针对  $0^\circ$  和  $45^\circ$  半潜式平台进行了固定绕流特性的数值研究。研究工况覆盖了  $0.1025\sim 0.41\text{m/s}$  的四种流速条件，并从平台整体和各立柱升阻力、首摇力矩系数以及尾涡流场结果进行分析，其主要研究结论如下：

1) 平台在低速条件时升阻力和首摇力矩的幅值更大，同时各立柱出现规律的交替泻涡，尾涡的相互作用较明显，造成立柱的流体力表现出更大的波动性。而当流速大于  $0.205\text{m/s}$  时，随着流速继续增大，各立柱之间的泻涡模式并未出现明显差异，立柱两侧的尾涡狭长且相互干扰作用小，造成立柱的流体力减小；平台整体的流体力结果也几乎不变。

2) 对比来流角度为  $0^\circ$  和  $45^\circ$  平台的力矩结果发现：即使在固定条件下， $0^\circ$  平台的立柱分布方式使得各立柱升阻力造成的力矩叠加后不为零，进而可为平台的首摇运动提供较大的初始激励；而  $45^\circ$  平台在固定条件下的泻涡模式使得平台总体力矩几乎为零，因此无法对首摇运动产生足够的初始激励。

其次，本文在半潜式平台固定绕流研究结论的基础上，进一步研究了  $0^\circ$  和  $45^\circ$  两种典型来流角度的半潜式平台在不同流速范围内的涡激运动特性，并重点比较了两种角度的横向和首摇方向上的运动和流体力规律，由此得出的重要发现有：

1) 横向方向上，平台横向运动响应在折合速度为  $5\sim 7$  之间出现峰值，且  $45^\circ$  来流角平台的横向响应幅值远大于  $0^\circ$  平台。观察该流速范围内的尾流场发现：立柱后方的尾涡交替脱落，各立柱间的泻涡相位几乎一致，且泻涡频率十分接近平台横向固有频率。由此判断横向响应峰值是立柱同步泻涡与平台发生共振的作用。

2) 首摇方向上，通过分析各立柱的流体力时历曲线和频率结果发现：对于一

对沿平台流向轴对称的立柱而言，当两者的阻力时历曲线的相位完全相反时，其阻力对平台共同造成的等效力矩最大，这种现象可简称为“阻力中心徘徊”；对于沿平台横向轴对称的一对立柱，其升力对力矩的作用同理。随着流速不断增大，各立柱阻力对力矩的贡献比例逐渐占主导地位。另一方面， $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角平台的首摇响应峰值都出现在高折合速度范围内，若将折合速度基于首摇固有周期换算后，峰值区间则覆盖到 7~11 之间。在高速来流下，两种平台沿流向对称的立柱阻力曲线恰好呈现如前所述的相位相反关系。此时频率结果显示立柱的涡激频率并不一定等于首摇固有频率，表明除共振外，“阻力中心徘徊”的现象也是激发平台首摇运动大幅提高的重要原因。因此， $0^\circ$  平台首摇运动更大可归因于其多出一对沿流向对称的立柱，由此阻力产生的力矩也更大。

最后，在对半潜式平台涡激运动研究中还发现：决定首摇运动的阻力和力矩随速度变化的趋势与横向运动非常相似，于是推测流向或横向运动在不同流速下对首摇运动有不同程度的影响，因此本文在半潜式平台涡激首摇运动研究的基础上，进一步研究了不同自由度的运动对半潜式平台首摇运动的影响。本文选取了涡激运动研究中横向运动和首摇运动分别出现峰值的来流速度，对  $0^\circ$  和  $45^\circ$  来流角平台在三种自由度组合工况下进行了数值模拟，三种组合工况分别是仅释放首摇、释放流向和首摇、释放横向和首摇自由度。主要研究结论有：

1) 平台在来流作用下的首摇运动可以通过立柱间涡流的协同作用自激发生，运动的初始激励源于涡量偶然的相互干扰。但首摇幅值能否继续发展增大，取决于首摇运动能否和流体力进一步发生耦合作用，也即初始激励被扰乱的涡量场能否使各立柱的流体力发展成特定的相位关系。这与立柱分布方式、来流速度和立柱间隔距离有关：流速越大、立柱间涡流距离越小，耦合作用越易发生，首摇自激幅值越大。 $0^\circ$  平台面向来流的立柱分布更加紧凑，因此耦合作用更容易在低速发生。

2) 在当前所测的速度范围下，横向运动对首摇运动的影响占主导作用，是首摇运动的另一激励源。其影响的方式是通过大幅的横向位移改变立柱的迎流和涡流方式，由此改变立柱之间涡流的相位关系。随着流速增加，横向运动的影响逐渐减弱，流向运动则增大。

3) 对比第四章中相同流速和来流角度的涡激运动结果可发现：释放横向和首摇自由度的运动特性与涡激运动特性最相似，表明涡激运动在当前流速范围内主要由横向运动和首摇运动组成。

## 6.2 不足与展望

在过去的研究中涡激运动主要集中在横向运动领域，而近几年已有学者开始关注半潜式平台的首摇运动响应，通过一系列模型试验比较了不同来流角度对半潜式平台首摇运动的影响。本文基于前人的研究成果，采用数值方法挑选了两种典型来流角度对半潜式平台的首摇运动进行深入研究，进一步完善了首摇运动发展的内在机制，具有一定研究意义，但该研究还有许多地方有待进一步深入，主要有以下几点：

1) 本文涡激首摇运动随折合速度变化的结果中， $0^\circ$  流角平台在折合速度为 14.1~21.2 之间和  $45^\circ$  平台在折合速度为 10~15 之间的过渡较突然，可能存在错过首摇峰值或共振状态的风险。另一方面也有研究推测首摇运动响应会因“驰振”（Galloping）效应随着流速增加而继续增加，而本文结果中首摇运动幅值在高流速工况下大致呈现持平变化，尚未出现幅值明显降低或升高的情况，因此有关该现象的结论还尚待验证。后续的研究中应进一步细化和扩展流速工况。

2) 在对两种来流角度的平台仅释放首摇自由度的研究中，发现平台首摇运动经过初始激励后能否与立柱泻涡模式进一步耦合的现象与来流速度、立柱间距等有很大关系，后续可针对不同立柱间距的半潜式平台的纯首摇运动进行深入研究。

3) 无论是横向运动还是首摇运动，都出现了运动响应峰值对应的流速工况晚于流体力峰值对应的流速工况的迟滞现象，且运动响应峰值的出现也往往滞后于平台处在完全共振状态的工况。这种迟滞现象可考虑动态改变平台稳定状态时的来流速度来进一步研究运动响应的变化。

## 参 考 文 献

- [1] 李军. 关于南海海洋平台选型及研究方向探讨[J]. 广东造船. 2010, 29(01): 33-35.
- [2] 梁政. 深水半潜式平台横撑断裂理论研究[M]. 2016.
- [3] 自治宁. 深水半潜式平台涡激运动响应特性研究[D]. 上海: 上海交通大学. 2013.
- [4] Murray, J.J., Yang, C.K. Two dry tree semisubmersible designs for ultra deep water Post-Katrina Gulf of Mexico[C]. In Proceedings of the 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Estoril, Portugal: OMAE2008-57462.
- [5] Sarpkaya. T. A critical review of the intrinsic nature of vortex-induced vibrations [J]. Journal of Fluids and Structures. 2004, 18(4): 389-447.
- [6] Fujarra, A.L.C., Rosetti, G.F., De, W., et al. State-of-art on Vortex-Induced Motion: A comprehensive survey after more than one decade of experimental investigation[C]. In Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Rio de Janeiro, Brazil: 2012, 4: 561–582.
- [7] Waals, O.J., Phadke, A.C., Bultema, S. Flow induced motions of multi column floaters[C]. In Proceedings of the 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, San Diego, California, USA: OMAE2007-29539.
- [8] Gonçalves, R.T., Rosetti, G.F., Fujarra, C., et al. Vortex-induced yaw motion (VIY) of a large-volume semi-submersible platform[C]. In Proceedings of the 22nd International Offshore and Polar Engineering Conference. Rhodes, Greece: 2012b, 3: 572–578.
- [9] Rijken, O., Leverette, S. Field measurements of vortex-induced motion response of a Deep Draft Semi-submersibles[C]. In Proceedings of the 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Honolulu, Hawaii, USA: OMAE2009-79803.
- [10] Ma, W., Wu, G., Thompson, H., et al. Vortex induced motions of a column stabilized floater[C]. In Proceedings of the Deep Offshore Technology International Conference. Houston, Texas, USA: 2013.
- [11] Irani, M., Finn, L. Model testing for vortex induced motions of spar platforms[C]. In Proceedings of the 23rd International Conference on Offshore Mechanics and

- Arctic Engineering. Vancouver, British Columbia, Canada: 2004, 1: 605–611.
- [12] Rijken, O. Leverette, S. Experimental study into vortex induced motion response of semi submersibles with square columns[C]. In: Proceedings of the 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. Estoril, Portugal: OMAE2008-57396.
- [13] Hussain, A., Nah, E., Fu, R., Gupta, A. Motion comparison between a conventional deep draft semi-submersible and a dry tree semi-submersible[C]. In: Proceedings of the ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Honolulu, Hawaii, USA: OMAE2009-80006.
- [14] Magee, A., Sheikh, R., Guan, K.Y.H., et al. Model tests for VIM of multi-column floating platform[C]. In: Proceeding of the 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Rotterdam, The Netherlands: OMAE2011-49151.
- [15] Gonçalves, R.T., Nishimoto, K., Rosetti, G.F., et al. Experimental study on vortex-induced motions (VIM) of a large-volume semi-submersible platform[C]. In Proceedings of the 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Rotterdam, The Netherlands: 2011, 7: 1–9.
- [16] Gonçalves, R.T., Rosetti, G.F., Fajarra, A.L.C., et al. Experimental study on vortex-induced motions of a semi-submersible platform with four square columns, Part I: Effects of current incidence angle and hull appendages[J]. Ocean Engineering. 2012a, 54: 150–169.
- [17] Gonçalves, R.T., Rosetti, G.F., Fajarra, A.L.C., et al. Experimental study on vortex-induced motions of a semi-submersible platform with four square columns, Part II: Effects of surface waves, external damping and draft condition[J]. Ocean Engineering. 2013, 62: 10–24.
- [18] Gonçalves, R.T., Fajarra, A.L.C., Rosetti, G.F., et al. Effects of column designs on the VIM response of deep-draft semi-submersible platforms[C]. In: Proceedings of the 25th International Ocean and Polar Engineering Conference Kona, Big Island, Hawaii, USA, ISOPE, 2015
- [19] Liu, M., Xiao, L., Lu, H., Shi, J. Experimental investigation into the influences of pontoon and column configuration on vortex-induced motions of deep-draft semi-submersibles[J]. Ocean Engineering. 2016, 123: 262-277.
- [20] 张新曙, 胡晓峰, 尤云祥, 傅慧萍, 段金龙. 深海多立柱浮式平台涡激运动特性研究[J]. 力学学报. 2016 ,48(03): 593-598.
- [21] Hu, X., Zhang, X., You, Y. Numerical studies on vortex-induced motions of a semi-submersible with four columns based on IDDES model[C]. In: Proceedings of the 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering.

- Trondheim, Norway: OMAE2017-62164.
- [22] Xu, Q., Kim, J., Bhaumik, T., et al. Validation of HVS semisubmersible VIM performance by model test and CFD[C]. In Proceedings of the ASME 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Rio de Janeiro, Brazil: 2012, 1: 175–185.
- [23] Vegard, H., Tezdogan, T., Oguu, E., Full-Scale CFD Investigations of Helical Strakes as a Means of Reducing the Vortex Induced Forces on a Semi-Submersible[J]. Ocean Engineering. 2017, 137: 338–51
- [24] Kim, S.J., Spornjak, D., Holmes, S., et al. Vortex-induced motion of floating structures: CFD sensitivity considerations of turbulence model and mesh refinement[C]. In Proceedings of the 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. St. John's, Newfoundland, Canada: 2015, 2: V002T08A057.
- [25] Zhao, W.W., Zou, L., Wan, D.C, Hu, Z.Q., Numerical investigation of vortex-induced motions of a paired-column semi-submersible in currents[J]. Ocean Engineering. 2018, 164: 272-283.
- [26] Rijken, O. Examining the effect of scale, mass ratios and column shapes on the vortex induced motion response of a semisubmersible through CFD analyses[C]. In Proceedings of the 3rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, San Francisco, California, USA: OMAE2014-23471.
- [27] 谷家扬, 蒋汝斌, 渠基顺. 不同流向下低质量比方形四立柱涡激运动特性研究[J]. 船舶工程. 2015, 37 (1): 40-44.
- [28] 谷家扬, 杨建民, 渠基顺. 方形四立柱涡激运动及水动力性能分析[J]. 舰船科学技术. 2015, 37(06):6-10.
- [29] 刘为民, 谷家扬, 陶延武等. 低质量比圆形四立柱涡激运动特性研究[J]. 振动与冲击. 2015, 34 (19): 175-180.
- [30] Chen, C.R., Chen, H.C. Simulation of vortex-induced motions of a deep draft semi-submersible in current[J]. Ocean Engineering, 2016, 118: 107-116.
- [31] 李思明, 刘正浩, 万德成. 数值分析倒角半径对半潜式平台绕流特性影响[J]. 水动力学研究与进展(A 辑). 2018, 33(03): 271-280.
- [32] 李思明. 倒角半径对半潜式平台绕流特性影响数值分析[C]. 第十四届全国水动力学学术会议暨第二十八届全国水动力学研讨会文(下册). 上海《水动力学研究与进展》杂志社. 2017:236-247.
- [33] Sumer B M, Fredsøe J. Hydrodynamics around cylindrical structures[M]. 1997.

- [34] Zhou, C.Y., So, R.M.C., Lam, K. Vortex-induced vibrations of elastic circular cylinders[J]. *Journal of Fluids and Structures*. 1999, 13: 165-159.
- [35] Halse, K.H. On vortex shedding and prediction of vortex-induced vibrations of circular cylinders[D]. Norwegian University of Science and Technology, 1997.
- [36] 王颖. Spar 平台涡激运动关键特性[D]. 上海:上海交通大学, 2010.
- [37] 王颖, 杨建民, 杨晨俊. Spar 平台涡激运动关键特性研究进展[J]. *中国海洋平台*. 2008, 03: 1-10.
- [38] 陈晓春. 基于并行计算的大涡模拟方法及其工程应用基础研究[D]. 西安:西安建筑科技大学, 2004.
- [39] van Dijk, R.R.T., Fourchy, P., Voogt, A., et al. The effect of mooring system and sheared currents on vortex induced motions of truss Spars[C]. In *Proceedings of the 22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. Cancun, Mexico: 2003, 1: 285–292.
- [40] Finnigan, T., Roddier, D. Spar VIM model tests at supercritical Reynolds numbers[C]. In *Proceedings of the 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. San Diego, California, USA: 2007, 3: 731–740.
- [41] Roddier, D., Finnigan, T., Liapis, S. Influence of the Reynolds number on spar vortex induced motions (VIM): multiple scale model test comparisons[C]. In *Proceedings of the ASME 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. Honolulu, Hawaii, USA: 2009, 5: 797–806.
- [42] Strouhal V. Uber Eine Besondere Art der Tonerregung. *Annalen der Physik und Chemie Band V*[J]. 1878: 216—251.
- [43] Norberg C, Sunden B. Turbulence and Reynolds number effects on the flow and fluid forces on a single cylinder in cross flow[J]. *J. Fluids Struct.* 1987, 1(3): 337–357.
- [44] Norberg C. An experimental investigation of the flow around a circular cylinder: influence of aspect ratio[J]. *J. Fluid Mech.* 1994, 258: 287–316.
- [45] Norberg C. Flow around rectangular cylinders: Pressure forces and wake frequencies[J]. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* 1993, 49(1–3): 187–196.
- [46] Kravchenko, A.G., Moin, P. Numerical studies of flow over a circular cylinder at  $Re = 3900D$ [J]. *Physics of Fluids*. 2000, 12(2): 403-417.
- [47] Boussinesq, J. Essai sur la théorie des eaux courantes[M]. Mémoires présentés par divers savants à l'Académie des Sciences, 1877.
- [48] Menter, F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications[J]. *AIAA Journal*. 1994, 32(8): 1598–1605.

- [49] Menter, F.R., Kuntz, M., Langtry, R. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model[J]. *Turbulence, Heat and Mass Transfer*. 2003, 4(1): 625–632.
- [50] Spalart, P., Jou, W., Strelets, M., et al. Comments on the feasibility of LES for wings, and on a hybrid RANS/LES approach[J]. *Advances in DNS/LES*. 1997, 1: 4–8.
- [51] Spalart, P.R., Allmaras, S.R. A one-equation turbulence model for aerodynamic flows[J]. *Recherche Aerospaciale*. 1994, 1: 5–21.
- [52] 赵伟文, 万德成. 基于 SA-DDES 的三维圆柱绕流数值模拟[C]. 第二十七届全国水动力学研讨会文集(上册). 2015.
- [53] 赵伟文, 万德成. 应用 SA-DDES 方法数值模拟串联双圆柱绕流问题[C]. 第十七届中国海洋(岸)工程学术讨论会论文集(上). 中国海洋工程学会:中国海洋学会海洋工程分会, 2015:223-226.
- [54] Strelets, M. Detached eddy simulation of massively separated flows[C]. In *Proceedings of the 39th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*. Reno, Nevada, USA: 2001.
- [55] Zhao, W.W, Wan, D.C, SUN, R. Detached-eddy simulation of flows over a circular cylinder at high Reynolds number[C]. In: *Proceedings of the 26th International Ocean and Polar Engineering Conference*, Cupertino, California, USA. 2016.
- [56] Spalart, P.R., Deck, S., Shur, M.L., et al. A new version of detached-eddy simulation, resistant to ambiguous grid densities[J]. *Theoretical and Computational Fluid Dynamics*. 2006, 20(3): 181–195.
- [57] Gritskevich, M.S., Garbaruk, A.V., Schütze, J., et al. Development of DDES and IDDES formulations for the  $k-\omega$  shear stress transport model[J]. *Flow, Turbulence and Combustion*. 2011, 88(3): 431–449.
- [58] Shen, Z., Wan, D. RANS computations of added resistance and motions of a ship in head waves[J]. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*. 2013, 23(4): 263–271.
- [59] Shen, Z., Cao, H., Ye, H., et al. The manual of CFD solver for ship and ocean engineering flows: vim-FOAM-SJTU[R]. Shanghai, China, Shanghai Jiao Tong University, 2012.
- [60] 沈志荣. 船桨舵相互作用的重叠网格技术数值方法研究[D]. 上海:上海交通大学. 2014.
- [61] 查若思. 单体船和双体船波浪增阻的数值计算分析[D]. 上海:上海交通大学. 2015.
- [62] Zhao, W.W, Wan, D.C, SUN, R. Detached-eddy simulation of flows over a circular

- cylinder at high Reynolds number[C]. In: Proceedings of the 26th International Ocean and Polar Engineering Conference, Cupertino, California, USA. 2016.
- [63]Lefevre, C., Constantinides, Y., Kim, J.W., et al. Guidelines for CFD simulations of spar VIM[C]. In Proceedings of the 32nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. Nantes, France: 2013, 7: V007T08A019.
- [64]Jasak, H. Dynamic mesh handling in OpenFOAM[C]. In Proceedings of the 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. Orlando, Florida, USA: 2009.
- [65]Jasak, H., Tuković, Ž. Automatic mesh motion for the unstructured Finite Volume Method[J]. Transactions of Famena. 2006, 30(2): 1–20.
- [66]Antony, A., Vinayan, V., Halkyard, J., et al. A CFD based analysis of the Vortex Induced Motion of deep-draft semisubmersibles[C]. In Proceedings of the 25th International Ocean and Polar Engineering Conference. Kona, Big Island, Hawaii, USA: 2015a, 3: 1048–1055.
- [67]Antony, A., Vinayan, V., Holmes, S., et al. VIM study for deep draft column stabilized floaters[C]. In Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, USA: 2015b.
- [68]Antony, A.G., Halkyard, J., Huang, K., et al. Gulfstar Spar VIM responses in flume tank[C]. In Offshore Technology Conference. Houston, Texas, USA: 2013.
- [69]Spalding, D.B. A single formula for the “Law of the Wall”[J]. Journal of Applied Mechanics. 1961, 28(3): 455.
- [70]李思明. 半潜平台涡激运动位移与力迟滞现象数值分析[C]. 第二十九届全国水动力学研讨会论文集(下册). 上海《水动力学研究与进展》杂志社. 2018: 356-365.

## 致 谢

值此落笔之际，我的硕士生涯也迎来了尾声，两年半的光阴宛如白驹过隙，但在这期间收获的成长和感动却是硕果满满，足以让我在未来很长的人生中细细回顾，成为我源源不断的前进动力。

首先要感谢我的恩师万德成教授。万老师以他敏锐的学术洞察力、深厚的学术功底总是能一针见血地指出学术研究的问题，让学生我时常有醍醐灌顶的畅快感，并重拾信心和方向继续深耕。即使身兼数职，万老师仍然在百忙之中坚持每周与我们进行学术讨论，但如此高频的工作节奏老师也总能保持高昂的工作热情，让我深感佩服和敬重！万老师积极向上、认真负责的工作态度和勇攀高峰的科研精神对我产生了深远影响，这将成为我人生中一笔宝贵的精神财富。

其次我要感谢我的父母，乐观豁达的母亲和幽默风趣的父亲是我精神上的寄托。六年在外求学的岁月中，父母一直支持和尊重我的想法，在我压力大的时候，只需听听他们的声音，焦躁的内心就能平静。感谢他们对身体的重视，让我出门在外少了许多担忧。

再来我要感谢 VIM 小组的赵伟文师兄、何佳伟师兄、谢康迪师兄、李思明师兄和吴迪师兄。能进入这个方向和你们学习是我的一大幸运，各位师兄以谦逊、严谨、耐心和负责的人品给我树立了很好的榜样，整个小组的强迫症风格也让我养成了追求极致的好习惯。

我还要感谢 CMHL 团队的各位兄弟姐妹，尤其是 704 实验室各位。缪爱琴师姐在学术上以聪颖的智慧、优秀的学术态度教导我，在生活中又宛如姐姐般无微不至照顾我，和我共享生活中的乐趣；艾勇师兄、刘正浩师兄在我遇到困惑时给予了许多真诚的指导和建议；小伙伴们经常为我排忧解难，总是互相帮助和关心彼此。非常幸运能成为这个大家庭的一员。

最后我还要感谢一下我的舍友吕宵欢和刘丽君。感谢她们的包容和理解，不仅让我在疲惫的时候得到充足的休息，还以自身的正能量帮助我完善更好的人格，认识你们两个我很幸运。

还有许多滴水之恩未能全部言表，但所有的帮助都会汇聚成心中的河流，流淌在我未来的人生中，永不枯竭。

## 攻读硕士学位期间已发表或录用的论文

- [1] 王秋雯,赵伟文,万德成. 不同质量比多柱式平台涡激运动特性数值研究[J].水动力学研究与进展(A 辑), 2018,33(06):696-705.
- [2] 王秋雯,赵伟文,万德成. 不同质量比多柱式平台涡激运动特性的数值研究[C].第二十九届全国水动力学研讨会论文集(上册). 上海《水动力学研究与进展》杂志社, 2018:611-622.