



上海交通大学学位论文

考虑粘性作用的波、流与柱式结构物相互作用数值模拟与水动力特性研究

姓 名： 刘正浩

学 号： 015010910056

导 师： 刘成副教授、万德成教授

学 院： 船舶海洋与建筑工程学院

学科/专业名称： 船舶与海洋工程

学位类型： 学术型

申请学位层次： 博士

2021 年 12 月

A Dissertation Submitted to
Shanghai Jiao Tong University for Doctoral Degree

**NUMERICAL SIMULATION AND HYDRODYNAMIC
RESEARCH ON THE INTERACTION BETWEEN
WAVES, CURRENTS AND COLUMNAR CYLINDERS
CONSIDERING VISCOUS EFFECTS**

Author: Zhenghao Liu

Advisor: Associate Professor Cheng Liu,

Professor Decheng Wan

Specialty: Naval Architecture and Ocean Engineering

School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering

Shanghai Jiao Tong University

Shanghai, P.R.China

December, 2021

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，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。本人完全知晓本声明的法律后果由本人承担。

学位论文作者签名：

日期： 年 月 日

上海交通大学

学位论文使用授权书

本人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。

本学位论文属于：

☐ 公开论文

☐ 内部论文，保密 ☐ 1 年 / ☐ 2 年 / ☐ 3 年，过保密期后适用本授权书。

☐ 秘密论文，保密 ____ 年（不超过 10 年），过保密期后适用本授权书。

☐ 机密论文，保密 ____ 年（不超过 20 年），过保密期后适用本授权书。

（请在以上方框内选择打“√”）

学位论文作者签名：

日期： 年 月 日

指导教师签名：

日期： 年 月 日

考虑粘性作用的波、流与柱式结构物相互作用数值模拟与水动力特性研究

摘 要

随着海洋油气资源勘探技术的发展,立柱式海洋结构物的应用越来越广泛。这类结构物在海上作业时不可避免会受到波浪、海流等环境载荷的作用,其在与波浪、海流相互作用过程中,周围将产生明显的波面爬升和旋涡脱落,从而承受较大的载荷。对于多柱式结构物,各立柱之间还会存在水动力干扰,使得波流与多柱结构物的相互作用更为复杂。因此对海洋结构物在复杂波流环境中的波面爬升和水动力性能的准确预报十分重要,也具有实际工程应用价值。

本论文基于课题组自主开发的 naoe-FOAM-SJTU 求解器,开发了固定结构物在波流联合作用流场下的计算模块,实现了对波流联合流场的数值模拟。在波流水池模块中引入浮力修正 SST $k-\omega$ 模型,解决了高雷诺数、高傅汝德数、大波陡下湍流模型带来的数值耗散问题以及数值水池的波浪衰减问题。基于该三维波流水池模块,针对波、流与圆柱的相互作用问题,进行了一系列的数值验证,包括规则波下单圆柱的波浪爬升和波浪载荷模拟、带自由面的有限长圆柱绕流模拟;进一步对波流联合作用下圆柱周围的爬升现象和波流载荷以及多圆柱间的水动力干扰问题进行了数值分析。

本文首先介绍了 naoe-FOAM-SJTU 求解器中粘性流体控制方程求解算法、自由面处理方法、湍流模型、控制方程离散格式等。详细阐述了三维数值波流水池模块的开发、浮力修正湍流模型的添加,并对三维数值波流水池模块以及浮力修正模型进行了一系列的数值模拟,验证了波流水池模块以及所添加的浮力修正湍流模型的可靠性与准确性。

其次,对纯波浪、纯来流作用下圆柱的受力和波面爬升等进行了数值模拟与验证。在固定单圆柱波浪爬升特性(规则波)的数值模拟研究中,发现不同工况下圆柱的波浪爬升无因次参数 R/λ 的计算结果与 ITTC 提供的试验数据吻合得较好,说明了求解器可以很好地模拟圆柱周围波浪爬升现象。系统分析了波陡参数和波长参数对波浪爬升以及波浪载荷的影响,探讨了自由面演化过程中形成的两类经典的波面扰动类型,

以及圆柱侧面边波的形成机理。在纯来流工况中，对带自由面的有限长圆柱绕流问题进行了数值模拟与验证，不同位置波面抬升的剖面值与模型试验吻合良好，验证了本文使用的求解器在研究带自由面的有限长圆柱复杂绕流问题上的有效性。

之后，对有限长圆柱在波流同向联合作用下的波面爬升和波流载荷进行了数值模拟。对比了纯波浪、纯来流以及波流联合作用下的受力和爬升的时历数据和频谱分析，分析了圆柱所受到的顺流向的载荷和横向载荷，并结合圆柱周围的涡结构，解释了横向载荷主频变化的原因，并探讨了傅汝德数和波陡参数对波流联合作用下的波面爬升和波流载荷的影响。

最后，对多柱水动力干扰问题进行了数值模拟。首先考虑纯波浪场的情况，通过对比各圆柱的受力、波浪爬升与试验数据，验证了求解器模拟四柱圆柱与波浪相互作用的可信性和准确性。其次，对纯来流情况四圆柱在不同流速下的绕流干扰进行了数值模拟，并对其周围的自由面兴波、涡量场演化等进行了对比分析。最后讨论了波流联合情况下四圆柱的受力与波面爬升，探讨了波流作用下波浪爬升过程中来流对波面分布的影响，四个圆柱周围的水动力干扰现象，以及四圆柱在规则波与不同流速下的波流时域和频域特征。

综上所述，本文基于三维数值波流水池模块，针对波、流与圆柱相互作用的问题开展了较为深入的研究。对比了数值结果与模型试验数据，验证了该求解器在处理波、流与结构物相互作用问题上的有效性和可靠性。

关键词：数值波流水池，波流与结构物相互作用，波面爬升，水动力性能，naoe-FOAM-SJTU 求解器

NUMERICAL SIMULATION AND HYDRODYNAMIC RESEARCH ON THE INTERACTION BETWEEN WAVES, CURRENTS AND COLUMNAR CYLINDERS CONSIDERING VISCOUS EFFECTS

ABSTRACT

With the development of offshore oil and gas resource exploration technology, the application of columnar marine structures has become more and more widespread. When such structures operate at sea, they are generally subjected to the combined wave and current loads. During their interaction with waves and currents, there will be obvious wave run-up and vortex shedding around them, resulting in that the structures may bear significant impact loads. There exists hydrodynamic interference between the columns for multi-column structures, which makes the wave-current-structure interaction more complicated. Therefore, accurately predicting wave run-up and hydrodynamic performance of marine structures in complex ocean environments is of great significance, and it also has great practical engineering application value.

This thesis develops a three-dimensional numerical wave-current tank to study wave-current-structure interaction problems, based on the numerical wave tank module in naoe-FOAM-SJTU solver. As we know, the numerical dissipation problem exists under high Reynolds number, high Froude number, and high sea conditions. To solve this problem brought by turbulence model and wave dissipation, the original SST $k-\omega$ model in OpenFOAM is modified to buoyancy SST $k-\omega$ in the wave-current tank. A series of numerical simulations are carried out and validated using this numerical wave-current tank module, including the interaction between regular wave and cylinder, the interaction between uniform current and cylinder, the interaction between wave-current and cylinder, and hydrodynamic interference among multi-columns under combined wave-current environments.

Firstly, the governing equation solving algorithm, free surface capture method, turbulence model, and numerical schemes used in the naoe-FOAM-SJTU solver are introduced. The development of the three-dimensional numerical wave-current tank and adjunction of the modified buoyancy SST $k-\omega$ model are elaborated in detail. A series of numerical simulations for the numerical wave-current tank and modified buoyancy turbulence model are carried out, verifying the reliability and accuracy of the wave-current tank and the modified buoyancy turbulence model.

Then, a series of benchmark simulations for predicting surface elevations and wave loads have been carried out under wave-only and current-only cases. For wave-only cases, the run-up value (R/A) and wave loads are presented and compared with the experimental data provided by ITTC. The good agreements between numerical results and experimental data illustrate the reliability of the present solver in dealing with wave-structure interaction problems. The effects of wave steepness and wavelength on wave run-up and wave load are analyzed systematically. Two classical wave scattering types formed in the propagation of free surface and the formation mechanism of edge wave are discussed. For current-only cases, the run-up values at different slices are in good agreement with data from model tests, proving that the present solver can deal with the complex flow around a truncated cylinder with the free surface.

The run-up and loads on a finite-length cylinder under the combined wave and current in the same direction are simulated. The time history data and FFT analysis of the run-up and loads are compared with wave-only and current-only cases. The downstream load and lateral load on the cylinder are analyzed with the vortex structure around the cylinder, explaining the reason for the change of the primary frequency of the lateral load. The effects of Froude number and wave steepness parameters on the run-up and loads of the cylinder under combined wave and current are discussed.

Finally, the hydrodynamic interference among multi-columns is numerically simulated. Firstly, by comparing the wave run-up and wave loads with the experimental data, the reliability of the present solver to calculate the interaction between the four cylinders and waves is validated. Secondly, numerical simulations of flow past four cylinders with free surface and free ends are carried out at different current speeds. The interference phenomena such as the waveform of the free surface and the evolution of the vorticity field are compared

and analyzed. Finally, the hydrodynamic loads and run-up on the four cylinders under the combined wave and current are discussed. The influence of viscosity on wave surface distribution during wave run-up and the near trapping phenomenon between the four cylinders is discussed. The time domain and frequency domain characteristics of fluid loads under the combined wave and uniform current with different Froude numbers are also discussed.

In summary, based on the numerical wave-current tank, this thesis has carried out several studies on the interaction between wave-current environment and columnar structures. The numerical simulations and comparative analysis are verified by comparing with model test data, which demonstrates the effectiveness and reliability of the present solver in dealing with wave-current-structure interaction.

Keywords: Numerical wave-current tank, wave-current-structure interaction, wave run-up, hydrodynamic performance, naoe-FOAM-SJTU solver

主要符号表对照表

符号	定义
A	入射波波幅
A_{cr}	线性波幅
a	圆柱半径
a_s	控制消波强度的人工粘性系数
C_D	阻力系数
C_α	压缩系数
D	圆柱直径
Fr	傅汝德数
f_s	用于消波的源项
f_σ	表面张力项
L	入射波波长
p_d	动压力
R	波浪爬升幅值
Re	雷诺数
$\mathbf{S}_f$	网格面单元的法向向量
St	斯特劳哈尔数
$\mathbf{U}$	计算域中网格单元速度场
U_c	来流速度
U_{ref}	参考速度
U_w	波浪速度
We	韦伯数
α	体积分数
β	迎浪角
$\eta^{(1)}$	一阶波面爬升幅值
$\eta^{(2)}$	二阶波面爬升幅值
μ_{eff}	有效动力粘度
ν	运动粘度
ν_t	涡粘系数
ϕ	通量

缩略词表

缩略词	全称	注释
CFD	Computational Fluid Dynamics	计算流体力学
CDS	Cental Difference Scheme	中心差分格式
DES	Detached-Eddy Simulation	分离涡模拟
DFT	Discrete Fourier Transform	离散傅里叶变换
FFT	Fast Fourier Transform	快速傅里叶变换
FNV	Faltinsen, Newman and Vinje	FNV 理论
FVM	Finite Volume Method	有限体积法
KC	Keulegan-Carpenter number	KC 数
LES	Large Eddy Simulations	湍流大涡模拟
MAC	Marker-and-Cell	标记质点法
MEL-HOBEM	Mixed Eulerian-Lagrangian, Higher-Order Boundary Element Method	混合欧拉-拉格朗日高阶边界元法
RANS	Reynolds-Averaged Equations	雷诺平均方程
RMS	Root Mean Square	均方根
PIV	Particle Image Velocimetry	粒子图像测速法
SGS	Subgrid Scale	亚格子
SST	Shear Stress Transport	剪切应力输运
UDF	User Defined Function	用户自定义函数
VOF	Volume of Fluid	流体体积法
WENO	Weighted Essentially Non-Oscillatory	加权本质无振荡

目 录

摘 要	I
ABSTRACT	III
主要符号表对照表	VII
缩略词表	IX
第一章 绪论	1
1.1 课题研究的背景和意义	1
1.2 波、流单独作用下柱状结构物水动力特性的研究进展	2
1.2.1 纯波浪作用下柱状结构物周围流动特性的研究进展	3
1.2.2 纯来流作用下柱状结构物周围流动特性的研究进展	9
1.3 波流联合作用下柱状结构物水动力特性的研究进展	12
1.3.1 模型试验方法	13
1.3.2 理论分析方法	14
1.3.3 基于粘性流理论的数值模拟方法	16
1.4 多柱结构水动力特性的研究进展	18
1.5 本文的主要工作内容	22
1.6 本文的主要创新点	24
第二章 粘性数值波流水池模块开发	25
2.1 数值方法	25
2.1.1 粘性流场的数学模型	25
2.1.2 自由面处理方法	25

2.1.3 湍流模型	27
2.1.4 控制方程离散	30
2.1.5 波浪与流相互作用	30
2.1.6 波流力的求解	31
2.2 数值波流水池模块开发	31
2.2.1 数值造波模块	31
2.2.2 波流联合作用模块	33
2.2.3 海绵层消波模块	35
2.2.4 基于浮力修正的湍流模型	35
2.3 数值波流水池模块验证	37
2.3.1 波流联合作用模块验证	38
2.3.2 浮力修正湍流模型验证	40
2.4 本章小结	43
第三章 纯波浪作用下有限长圆柱水动力特性的数值模拟	45
3.1 计算工况和数值模型	45
3.1.1 计算工况	45
3.1.2 计算域和网格划分	47
3.2 空场造波及波浪爬升验证	48
3.2.1 空场造波验证	48
3.2.2 波浪爬升验证	49
3.3 规则波与单直立圆柱相互作用的数值模拟	51
3.3.1 波浪爬升分析	52
3.3.2 波浪载荷分析	63
3.3.3 流场分析和波浪爬升特征原因分析	68
3.4 本章小结	71

第四章 纯来流作用下有限长圆柱水动力特性的数值模拟	73
4.1 数值模型验证	73
4.1.1 计算工况和数值模型	73
4.1.2 计算域和网格划分	74
4.1.3 圆柱周围波面爬升验证	75
4.2 带自由面的有限长圆柱绕流特性数值模拟	78
4.2.1 计算工况	78
4.2.2 圆柱受力及其周围波面爬升分析	79
4.3 本章小结	90
第五章 波流联合作用下有限长圆柱水动力特性的数值模拟	91
5.1 波流联合作用下圆柱的受力及其周围流场分析	91
5.1.1 计算工况和计算域	91
5.1.2 计算网格划分	92
5.1.3 波流联合作用下的载荷分析	93
5.1.4 波流联合作用下的波面爬升分析	94
5.1.5 波流联合作用下的流场分析	95
5.2 来流对波流联合作用影响的分析	97
5.2.1 计算工况	98
5.2.2 波流载荷分析	98
5.2.3 波面爬升分析	101
5.3 波陡参数对波流联合作用的影响	103
5.3.1 计算工况	103
5.3.2 波流载荷分析	104
5.3.3 波面爬升分析	106

5.3.4 流场特性分析	109
5.4 本章小结	110
第六章 波、流及联合作用下多柱结构水动力特性的数值模拟	113
6.1 纯波浪与四圆柱相互作用的数值模拟	113
6.1.1 计算工况和数值模型	113
6.1.2 计算域和网格划分	115
6.1.3 波浪载荷验证与分析	116
6.1.4 波浪爬升验证与分析	119
6.1.5 流场特性分析	121
6.2 纯来流与四圆柱相互作用的数值模拟	122
6.2.1 计算工况	123
6.2.2 圆柱周围波面爬升分析	123
6.2.3 流场特性分析	125
6.3 波流联合作用下四圆柱水动力特性的数值模拟	132
6.3.1 计算工况	133
6.3.2 圆柱周围波面爬升分析	133
6.3.3 流场特性特征	136
6.4 本章小结	140
第七章 结论与展望	141
7.1 全文工作总结	141
7.2 进一步研究展望	143
参 考 文 献	145
攻读博士学位期间已发表的论文	157

攻读博士学位期间参与的科研项目	159
致 谢	161

第一章 绪论

1.1 课题研究的背景和意义

近年来,海洋工程结构物如海洋平台、海上风机和波浪能装置等迅速发展。随着这些海洋结构物的应用逐渐从近海走向深海,其所遭遇的海洋环境也越发复杂和恶劣。真实的海洋环境包含各种类型的波浪与海流,对海洋结构物的安全性和稳定性带来极大的挑战。为保证海洋结构物的安全性和可靠性,就必须在设计之初,对其在复杂海洋环境下的水动力性能及其周围流场进行预报和评估。因此,对波、流与海洋结构物的相互作用的研究具有重要的理论价值和实际工程应用价值。

海洋结构物在海上作业时不可避免会受到风、海流、波浪等环境载荷的影响,为了安全、可靠地设计平台的结构,需要对结构物所承受的载荷进行计算。海洋结构物在与波浪的相互作用过程中,周围会产生明显的波浪绕射和辐射效应,并且会产生波浪爬升现象,如图 1-1 所示,这可能会对平台产生较大的砰击压力,对海洋平台的稳定性和安全性将会产生较大影响。在多柱式结构物中,立柱之间的水动力干扰也会引起波面的局部放大,这种情况下,立柱的波浪载荷也不能通过线性理论进行预报。而海流所引起的立柱周围旋涡脱落也会产生较大的载荷,对海洋平台的安全性和稳定性具有一定的影响。因此,现有平台设计不仅要考虑平台的波浪载荷和爬升现象,平台在海流作用下所受的载荷也是平台设计、建造及应用过程中需要考虑的重要问题。在海洋环境中,复杂多变的海洋环境中广泛地存在着波流联合作用,结构物往往同时承受多种载荷的作用。因此需要对波流的相互影响,及其联合作用下的结构物所受的流体载荷和波面爬升进行分析研究。

目前,针对波、流与海洋结构物相互作用问题主要存在三种研究方法,分别是模型试验、理论分析和数值模拟方法。模型试验是研究流与结构物相互作用问题的常见手段之一,试验中参数比较容易控制,所获得的数据可靠性也比较高,但是物理波浪水池的造价昂贵,人工以及材料成本消耗较高,且会受到缩尺比的限制。现有的理论分析方法通常是在简化模型的基础上求得,平台周围的波面面分布通过势流理论进行预报,平台所受的波浪载荷则通过 Morison 公式进行确定,这类方法对微幅波、小尺度结构物的预报快速准确。对尺寸较大的海洋结构物如重力式平台、半潜式平台等进行计算时,由于结构物的存在对波流场产生了一定的影响,因而 Morison 公式预报精度会降低,因此,在解决实际工程问题中具有明显的局限性。随着计算流体力学

（Computational Fluid Dynamics, CFD）技术的发展，三维数值水池也越来越广泛地用于波、流与结构物相互作用问题的研究中。与理论分析方法相比，CFD 方法可以对强非线性波浪、海流与结构物相互问题进行数值模拟。因此可以用于模拟复杂波浪以及波浪与水流相互作用，并在此基础上，研究波流联合作用下结构物所受载荷、波面爬升等复杂非线性现象。



图1-1 某座多柱式平台的波浪爬升现象（来自:Oyvind Hagen/Statoil）

Fig.1-1 Wave run-up onto a multi-column platform (source: Oyvind Hagen/Statoil)

1.2 波、流单独作用下柱状结构物水动力特性的研究进展

在海洋结构物所受到的各种载荷中，波浪和海流载荷是十分重要的两类。海洋平台在与波浪的相互作用过程中，周围会产生明显的波浪绕射和辐射效应，并且会产生波浪爬升现象；海流则会引起结构物附近的旋涡脱落，可能会对平台产生较大的作用力，对海洋平台的稳定性和安全性将会产生较大影响。因此，现有海洋结构物的设计不仅要考虑结构物的波浪载荷和爬升现象，结构物在海流作用下的载荷也是结构物设计、建造及应用过程中需要考虑的重要问题之一。很多研究人员针对波浪或者来流单独作用下柱状结构物的水动力特性进行了大量研究。

1.2.1 纯波浪作用下柱状结构物周围流动特性的研究进展

近年来,海洋工程的快速发展使得各类固定式、浮式海洋结构物得到了广泛应用。由于海洋波浪环境多变,海洋结构物很可能遭受恶劣海况,容易造成甲板的破坏,甚至引起海洋结构物的破坏或整体倾覆。因此,采用合适的方法对海洋结构物受到的波浪载荷、波浪爬升等进行准确预报,就显得十分重要。国内外学者在波浪爬升和波浪载荷的预报方面进行了一些探索,并在模型试验、理论分析、数值计算等方面取得了一定的成果。

模型试验方法

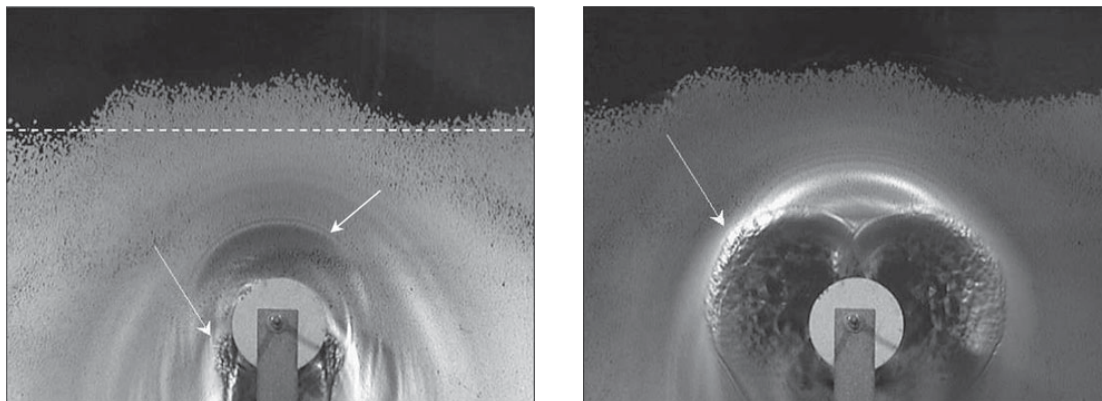
模型试验方法是研究波浪与结构物相互作用问题最常用的方法之一,针对柱状结构物的标准模型试验研究很早就已展开。早期 Galvin 和 Hallermeier^[1]对一直立圆柱的波浪爬升问题进行了研究,试验中发现,波浪的爬升幅值主要受波浪与结构物相互作用下的散射效应和圆柱尾流区域的粘性耗散效应的影响,当 KC 数 (Keulegan-Carpenter number) 为 4 时,波浪的粘性效应较明显。随后, Chakrabarti 和 Tam^[2]、Isaacson 等^[3]以及 Niedzwecki 和 Duggal^[4]也针对规则波与直立圆柱的相互作用进行了模型试验研究,通过对比试验结果和线性理论结果,这些研究人员发现,线性理论可以较好地预报微幅波中圆柱的波浪爬升幅值,但是对较大波陡的工况,线性理论并不能准确预报。

为了更加深入地研究波浪与圆柱的相互作用,一些研究人员对波浪爬升和波浪载荷的谐频成分进行了研究。Mercier 和 Niedzwecki^[5]对不同工况下波浪爬升的谐频成分进行了分析,研究发现,波浪爬升的各阶谐频值随散射参数的增大而增加,在较小散射参数的工况下,二阶谐频成分的试验值与线性理论的预报结果吻合较好。在较大散射参数工况下,线性理论的预报结果与试验值则偏差较大。此外,他们还认为波陡参数对波浪爬升的一阶谐频成分影响较小。Huseby 和 Grue^[6]对一直立圆柱在规则波中所受的波浪载荷进行了研究,并用 FFT (Fast Fourier Transform) 分解出波浪力的各阶谐频成分,研究发现,在各种工况下,一阶波浪力都占主导成分,对于小波幅或者中等波幅的工况,已有的摄动理论和完全非线性模型都能较好地预报各阶波浪力,对于大波幅的工况,预报结果都比试验值要小。Stansberg 等^[7]对陡波中直立圆柱的波浪力的各阶谐频成分进行了研究,发现虽然高阶波浪力成分与圆柱的特征周期有关,在某些工况下,高阶成分对总波浪力的贡献比例可达 10%至 20%。他们认为,试验中的高阶波浪力成分由三阶波浪力主导,但也有部分是由二阶自由面效应产生的。

Chaplin 等^[8]则对陡波中直立圆柱的波浪力进行了分析,发现 Morison 公式预报的波浪力均比试验值小,并且波陡越大, Morison 公式预报值的误差越大。此外,他们发现了大波陡工况下波浪力存在“二次峰值”现象,并分析“二次峰值”的幅值主要与波陡参数有关。

一些研究人员采用模型试验方法对圆柱与波浪的相互作用问题进行了较为系统的参数敏感性研究。Morris-Thomas 等^[9]对固定圆柱的波浪爬升问题进行了一系列模型试验,试验中波陡参数的范围是 0.041~0.284,长细比参数的范围是 0.208~1.386。研究发现,波陡越大,圆柱周围波面的零阶谐频值也随之增加,并且在波陡较大时,其在波浪爬升幅值中占比可达 25%。随后,他们通过线性回归分析发现,在入射波长较长时,一阶谐频值随波陡的增加而减小,二阶、三阶谐频值则会增加,三阶谐频值在某些工况下可达总爬升值的 8%;而入射波长较短时,波陡对波浪爬升一阶谐频值的影响较小。Kristiansen 等^[10]在 Stansberg 和 Niesen^[11]以及 Stansberg 和 Braaten^[12]研究的基础上,研究了不同周期和不同波陡参数的规则波下圆柱周围的波浪衍射,他们发现基于二阶势流理论的工业软件 WAMIT 预报的一阶、二阶值都比试验值偏小,这说明二阶势流理论并不能准确预报圆柱周围的衍射情况。Cao 等^[13]研究了圆柱直径对波浪爬升幅值的影响,对比了现有理论和经验公式的计算结果与试验结果,提出了新的预报波浪爬升的经验公式,该公式考虑了波浪散射和波浪的非线性,在各种规则波工况下都可以较好地预报波浪爬升幅值。

Swan 等^[14]对直立圆柱所受波浪载荷进行了模型试验研究,研究发现,圆柱所受水平载荷由一阶力成分主导,这可以通过 Morison 方程的惯性力项很好地预报,然而,已有的波浪力预报模型不能准确预报试验中得到的高阶力成分,他们认为,高阶力成分主要是由于局部高频衍射波引起的,这些衍射波的相位一部分取决于圆柱周围的水体运动,这种效应无法通过已有的仅根据入射波谐频成分的预报方法描述。Swan 和 Sheikh^[15]在此基础上对其中的高频衍射波进行了研究,试验中发现了两种不同类型的高频衍射波,如图 1-2 所示。第一种是由于波浪沿着圆柱表面爬升、下落产生的,这类衍射波通常与圆柱同心,第二种是由于圆柱周围的水质点回流产生的,产生一对对称但与圆柱不同心的衍射波。第二种类型的衍射波的相位与水质点沿着圆柱运动的时间相关,而与入射波无关,这也表明现有的基于谐频分析的理论方法不能预报这种类型衍射波成分。

图1-2 圆柱周围两种类型的衍射波^[15]Fig.1-2 Two different wave-scattering types around the cylinder^[15]

Kristiansen 和 Faltinsen^[16]对有限水深规则波中圆柱的水平波浪载荷进行了系统的试验研究,并把波浪载荷的各阶谐频成分与 FNV (Faltinsen, Newman and Vinje) 理论的计算结果进行了对比。在小波陡或者中等波陡工况下, FNV 理论计算得到的三阶谐频值与试验结果吻合得较好,而当波陡超过某一临界值时, FNV 计算的三阶谐频值比试验结果偏大,并且波陡越大,计算的误差也越大。分析这些工况下的 KC 数发现,圆柱周围的流动分离导致了计算误差。试验中也观察到了圆柱的后方出现了明显的波浪爬升现象。通过二维粘性数值模拟,他们发现,流动分离导致的压力变化可以很好地解释圆柱背浪面的波浪爬升,而圆柱后方的波浪爬升正是引起高阶波浪载荷的原因。

国内研究人员对波浪与圆柱的相互作用问题的试验研究也取得了一定的成果。俞幸修和张宁川^[17]采用模型试验方法对圆柱在三维随机波浪中所受载荷进行了研究,探讨了波浪载荷与 KC 数的关系。孙一艳等^[18]采用模型试验对直立圆柱上的波浪爬升问题进行了研究。单铁兵^[19]对波浪爬升问题进行了系统的研究,探讨了波浪爬升效应的发生机理,对波浪爬升进行了参数敏感性分析,并对半潜平台波浪爬升、气隙响应和非线性砰击效应等方面进行了研究。此外,单铁兵还对数值模拟在波浪爬升问题中的应用进行了初步研究。Xiong 等^[20]对规则波下的波浪爬升和水平波浪载荷进行了一系列研究,重点考察了波陡参数和水深参数对圆柱波浪爬升幅值以及水平波浪载荷的影响,研究发现,圆柱水平波浪载荷随着波陡的增加或者散射参数的减小而增大,随着水深的增加而减小,圆柱的最大爬升幅值也随着波陡的增加而增加,但是随着水深

的变化无明显的变化。Deng 等^[21]对临界水深中立柱的波浪爬升问题进行了一系列模型试验,探讨了规则波、不规则波以及聚焦波中立柱的波浪爬升幅值,并用 FFT 方法分析了波浪爬升的各阶谐频成分,研究发现,波浪与立柱相互作用过程中会出现高阶谐频成分,中等不规则波工况出现了二阶谐频成分,聚焦波工况则出现了四阶谐频成分,这为合理预报不同波浪环境下的波浪爬升幅值提供了参考。

理论分析方法

目前,海洋工程领域对波浪载荷和波浪爬升的预报以基于势流理论的方法为主。线性势流理论引入理想流体假设条件,若立柱的特征长度远大于入射波幅,就可以假设此时的粘性效应可以忽略,对于小幅线性波浪条件下,线性势流理论方法可以快速预报波浪载荷,因此,线性势流理论在波浪与结构物相互作用的早期研究中应用十分广泛。

Morison 等^[22]最早提出了著名的求解波浪载荷的 Morison 公式。在此基础上,Havelock 等^[23]和 MacCamy 和 Fuchs^[24]针对大尺度圆柱的绕射问题,分别提出了无限水深条件下和任意水深条件下的一阶波浪力理论解。Martin 等^[25]通过对比试验结果和线性理论预报值,发现线性理论只适用于波陡较小的工况,对于大波陡的工况,立柱周围的波浪爬升幅值被严重低估。姚文伟和刘桦^[26]基于线性势流理论和 Morison 公式,研究了规则波中典型桩基承台结构的波浪力计算问题,并分析了承台对桩基波浪力的影响。

随着研究者们对波浪与结构物相互作用理论分析的深入,理论分析方法在线性理论的基础上,进一步发展出了二阶、完全非线性理论等,并有大量学者基于这些理论,对波浪与结构物相互作用的问题进行了研究。

Hunt 和 Baddour^[27]基于韦伯公式推导出了深水条件下圆柱周围的二阶速度势,发现该方法对长峰波下圆柱的波浪爬升值预报值比线性理论更加准确。此后,Kriebel^[28,29]在 MacCamy 和 Fuchs^[24]的基础上提出了二阶散射理论,并采用该方法对圆柱的波浪爬升进行了预报,发现二阶理论和线性理论预报的结果都小于试验值,但在某些工况下,二阶理论的预报结果比线性理论的预报结果高 30%,这说明二阶理论相比线性理论的预报精度更高。Zang 等^[30]采用二阶散射理论研究了浅水条件下圆柱的波浪爬升,通过对比二阶理论预报值与试验值,验证二阶理论可以用于预报于浅水条件下的波浪爬升问题。贺五洲和陈炜^[31]为求解二阶绕射问题,采用摄动原理,对 Stokes 波中圆柱的表面压力及波浪力进行了求解,并将该方法拓展到了任意三维物体。

Trulsen 和 Teigen^[32]采用完全非线性法预报了圆柱周围的波浪爬升,并把计算结果与 Stansberg 和 Nielsen^[11]模型试验结果、线性势流理论结果以及二阶势流理论结果进行了对比,结果表明,虽然圆柱侧面的波浪爬升的预报值的趋势与试验结果类似,但其结果存在一定差距,并且圆柱迎浪面的爬升预报值与试验结果相差也很大。对于大波陡工况,试验中圆柱的肩部出现了明显的二次波峰现象,但是三种势流理论方法都没有捕捉到,这说明势流理论方法在处理一些大波陡问题中的精度是不足够的。耿宝磊^[33]基于高阶边界元法建立了波浪对结构物作用的时域模型,并采用 Morison 公式计算了极端波浪绕射场作用下细小立柱的波浪载荷。王海龙等^[34]基于一种非线性波浪时域耦合数值模型预报了圆柱周围的波浪爬升和表面压力,该模型将计算域分为内外域分别求解,包含圆柱的内域采用三维 Laplace 方程,用有限元方法求解,外域采用水平二维 Boussinesq 方程,用有限差分法求解,计算得到的压力和波面均小于试验值。

除了线性势流理论、二阶势流理论和完全非线性势流理论之外,一些学者采用了其他理论分析方法来研究圆柱与波浪相互作用。Kim 等^[35]基于汉密尔顿原理,采用有限元方法研究了非线性 Stokes 波浪下圆柱的波浪爬升现象,并与 Ferrant^[36]的结果进行了对比,发现两者吻合得很好。他们还对三柱式重力式平台的波浪爬升进行了计算,发现波浪爬升值可以达到入射波幅的三倍,这用线性理论是无法计算的。Mo 等^[37]采用两步投影法 (Two-step Projection Method) 求解欧拉方程,用 VOF 法 (Volume of Fluid) 捕捉自由面,研究了规则波、孤立波与圆柱的相互作用,发现该方法可以较好地预报圆柱周围自由面分布、水质点速度以及圆柱表面动压力分布,但是也存在一些问题,例如规则波下数值计算的水质点速度比试验结果偏小,而孤立波下的波浪载荷也与试验存在很大的偏差。Zhou 等^[38]采用 MEL-HOBEM (Mixed Eulerian-Lagrangian, Higher-Order Boundary Element Method) 方法,预报了圆柱的波浪爬升幅值和波浪载荷,并与试验结果、二阶理论结果进行了对比,发现该方法预报的结果与试验结果吻合得较好,当波频较低时,该方法与二阶理论结果吻合得也比较好,随着波频的增加,两者的误差也在增加。Park 等^[39]基于有限差分方法和改进的 MAC (Marker-and-Cell) 方法对非线性波浪下圆柱周围的波面分布进行了数值模拟,研究发现,该方法对长峰波下圆柱周围的波浪爬升预报的比较准确,波浪爬升的一阶、二阶谐频成份与试验值吻合较好。

上述理论分析方法主要是基于势流理论,假设流体为理想流体,通常采用简化模型对海洋结构物周围的波面分布进行预报,并采用基于 Morison 公式的近似模型预报结构物的波浪载荷,这对于小波陡、小尺度的圆柱可以比较准确、快速地预报结构物的载荷和波面分布,但是对于非线性波与大尺度结构物的相互作用问题,结构物周围的水体可能会出现翻卷、破碎等现象,这些方法的难以准确预报结构物所受载荷及其周围的波面分布。

基于粘性流理论的数值方法

随着波浪与结构物相互作用研究不断地深入,人们越来越关注强非线性波浪与大尺度结构物之间的相互作用,理论分析方法受到了很大的限制,而同时试验研究在实施中也遇到了很多困难,所以近年来随着计算机的发展,CFD 方法得到飞速发展,CFD 方法也越来越广泛地应用到这类问题的研究中。

Danmeier 等^[40]采用粘性流软件 ComFLOW 模拟了重力式平台在规则波条件下的波浪爬升。计算结果表明,入射波陡较小时,线性波浪爬升占主导,随着波陡的不断增大,波浪爬升的高阶非线性特征越来越明显,并且出现了二次波峰现象。Lin 等^[41]采用商业软件 Fluent,引入 $k-\varepsilon$ 湍流模型和半经验的速度水头方法,对三种类型的风机基础的波浪爬升和波浪载荷问题进行了研究,他们发现,最大波浪爬升幅值出现在风机基础的迎浪面,最小波浪爬升幅值在 90° 和 112.5° 之间。最大波浪爬升幅值随着波陡增加而增加,而最小波浪爬升幅值随着波陡增加而减小。

Repalle 等^[42]对 Spar 平台的波浪爬升进行了数值模拟,数值预报的波浪爬升幅值与试验结果存在一定的误差,但仍可捕捉到波浪与 Spar 平台相互作用过程中的强非线性现象,这是二阶理论等势流方法所不能预报的。Lee^[43]基于 Navier-Stokes (N-S) 方程,用 VOF 方法数值模拟了垂直圆柱的波浪爬升,并分析了圆柱周围的波浪衍射。Sung-Hwan Yoon 等^[44]用 CFD 求解器 CFDShip-Iowa 研究了规则波中单柱/多柱的波浪爬升问题,较为系统地分析了网格、湍流模型、时间步等因素对计算结果的影响。Chen^[45]针对强非线性波与大型结构物相互作用的问题,通过求解 N-S 方程,用 Level-set 方法追踪自由面,Level-set 方法采用隐式五阶 WENO (Weighted Essentially Non-Oscillatory) 进行离散,数值研究了波浪在大尺度结构物上的爬升现象,验证了数值方法在处理这类强非线性问题的能力。Fang 等^[46]采用模型试验和数值模拟相结合的方法,研究了立柱的波浪爬升,探讨了不同散射参数和波陡参数下,波浪爬升幅值、水动力系数、立柱周围水质点速度分布以及散射波形等。对于短峰波,散射波与下个

波峰的相互作用会加剧波浪爬升幅值。祝兵等^[47]基于 N-S 方程, 采用 VOF 法捕捉自由面, 采用 LES (Large Eddy Simulations) 法作为湍流模型, 采用两步边界定位法和虚拟边界力法确定波浪与结构物的接触面, 自由面追踪采用分段线性近似的流体体积法, 他们基于该模型成功捕捉了规则波中大直径圆柱的绕射现象。

基于粘流理论的开源平台 OpenFOAM 也被广泛用于研究波浪与结构物的相互作用问题。Morgan 和 Zang^[48]采用 OpenFAOM 求解器研究了非线性波与圆柱的相互作用。徐少鯤^[49]基于 OpenFOAM 求解器, 采用速度入口法开发了二维数值水池, 对二维高桩平台与波浪的相互作用进行了研究, 分析了平台附近波浪的传播特性和结构物的表面压力变化。唐鹏等^[50]采用 OpenFOAM 求解器, 并引入第三方数值水池模块 waves2Foam, 实现了数值造波和消波, 并对规则波下圆柱的波浪爬升问题进行了数值模拟, 发现该粘性流求解器比势流理论更好地捕捉试验中出现的“二次波峰”现象。蒋昌波等^[51]基于 OpenFOAM 的开源包 IHFOAM 求解器, 对孤立波作用下圆柱附近的自由面形态和受力特性进行了数值模拟, 分析了孤立波与圆柱相互作用过程中的自由面、涡量场、圆柱表面压力、圆柱受力特性。

上海交通大学万德成课题组基于 OpenFOAM 平台开发 naoe-FOAM-SJTU 求解器, 开发了三维数值水池, 并利用该三维数值水池对波浪与结构物的相互作用问题做了一系列研究, 如查晶晶和万德成^[52]、刘远传和万德成^[53]、周胡^[54]、赵文超等^[55]。曹洪建^[56]以及曹洪建和万德成^[57-59]则通过对一系列标模问题的数值模拟及其与试验值的对比, 验证了 naoe-FOAM-SJTU 求解器在处理波浪与结构物相互作用问题中的可靠性和准确性。刘正浩^[60]基于自主开发的 naoe-FOAM-SJTU 求解器, 研究了规则波中直立圆柱的波浪爬升, 并把数值模拟结果与模型试验结果、势流理论结果和其他 CFD 结果^[61]进行了比较, 发现 naoe-FOAM-SJTU 求解器可以很好地预报圆柱所受波浪力以及圆柱周围波面的变化, 说明 naoe-FOAM-SJTU 求解器在求解波浪与结构物相互作用等非线性问题中的有效性。

CFD 方法通过求解 N-S 方程或者 RANS 方程, 可以更有效的考虑流体粘性效应以及处理强非线性自由面流动问题。上述学者的工作也表明了粘性流方法在处理复杂波浪与结构物相互作用问题时的优势。

1.2.2 纯来流作用下柱状结构物周围流动特性的研究进展

圆柱作为海洋结构物的基本单元, 常常应用在海洋平台、跨海大桥等结构物中。当一定速度的流体经过结构物时会在结构物两侧表面产生交替脱落的旋涡, 交替脱落

的旋涡会改变柱体表面压力分布,进而引起结构的破坏。因此关于圆柱绕流的问题的研究有着重要的理论意义和工程应用价值。针对无限长圆柱绕流问题,已有许多学者进行了大量研究,并取得了一些成果。但是目前对有限长圆柱绕流的研究并不多,而对带自由面的有限长圆柱绕流的研究也不多见。

有限长圆柱绕流的研究进展

对于有限长圆柱绕流,研究人员主要关注自由端对尾流场流动特性的影响。当流体流过圆柱自由端时,自由端的存在改变了尾流场的流动特性,使得尾流场中的流动特性更加复杂,除了从圆柱侧面会产生熟悉的卡门涡街外,圆柱自由端还会出现“梢涡”,圆柱尾流会呈现出明显的三维特性。

Sumner^[62]对有限长圆柱绕流问题进行了试验研究,重点分析了圆柱自由端附近的流动特性,发现自由端附近存在“梢涡”,其强度与距离圆柱后缘的位置有关,距离越远,强度越小。Rostamy 等^[63]通过模型试验研究发现,在圆柱的自由端处,存在大范围的高强度湍流以及较高的雷诺应力。Guilherme 等^[64]采用 RANS 方法并结合 PIV (Particle Image Velocimetry) 对有限长圆柱进行了研究,重点研究了有限长圆柱自由端和自由面的流动以及两者对于尾流场改变的影响。试验中发现自由面和圆柱的自由端的相互作用会导致圆柱阻力的损失。Travin 等^[65]运用分离涡 (Detached-Eddy Simulation, DES) 方法数值模拟了不同雷诺数下单圆柱绕流的情况,验证了 DES 方法数值模拟圆柱绕流的可行性。Catalano 等^[66]采用 LES 方法研究了高雷诺数下的圆柱绕流,壁面采用亚格子 (Subgrid Scale, SGS) 模型,数值模拟的结果与 RANS 方法模拟的结果、试验结果进行了对比,发现 LES 的结果比 RANS 的结果更加精确,LES 方法可以准确地捕捉延迟的边界层分离以及阻力系数突降,这与试验结果一致。当雷诺数在 5×10^5 和 5×10^6 时,LES 方法可以很好地预报平均压力分布,然而当雷诺数进一步增加时,预报的精度将会降低。

国内赵萌等^[67]采用 LES 和 RANS 方法,对高雷诺数下有限长圆柱绕流特性进行了研究,研究发现,在亚临界区和阻力危机区内,相同雷诺数下,长径比越大,圆柱的阻力越大。随着雷诺数的增大,自由端效应对阻力系数的影响也更大。王晓聪^[68,69]采用 LES 方法对有限长圆柱绕流的流动特性进行了数值模拟,通过对比旋涡脱落规律和升阻力系数分析,发现有限长圆柱流场的三维特性更明显,会出现“马蹄形”涡结构。有限长圆柱的回流区较短,会造成阻力系数的损失。上海交通大学的赵伟文和

万德成^[70]采用自主开发的 vim-FOAM-SJTU 求解器对 $Re = 3900$ 的经典圆柱绕流问题进行了数值模拟,发现此时 DES 方法比非定常 RANS (URANS) 方法更加精确。

带自由面圆柱绕流的研究进展

在带有自由面的圆柱绕流中,自由面的存在会抑制尾流中旋涡的产生,导致旋涡脱落频率下降,圆柱所受的阻力系数也会有所降低。当圆柱为有限长时,圆柱尾流的涡核集中在自由面和自由端之间,呈现明显的三维效应,导致尾流结构十分复杂。有关自由面和自由端效应相互作用下的研究相对较少,但仍有一些学者通过模型试验和数值模拟的方法对该复杂问题开展了研究。

Hsieh^[71]采用模型试验对不同直径的圆柱带自由面的圆柱绕流问题进行了研究,分析了阻力系数、柱前波面爬升最大高度以及柱后自由面凹陷最低高度与傅汝德数的关系。Inoue^[72]也对带自由面的圆柱绕流进行了模型试验,试验中傅汝德数分别为 $Fr = 0.8$ 和 $Fr = 1.0$,研究发现,自由面附近的旋涡脱落强度变弱。Chaplin 和 Teigen^[73]在拖曳水池中对不同吃水下的圆柱以 $Re/Fr = 2.79 \times 10^5$ 的固定比值开展了模型试验,着重对阻力系数和自由面抬升进行了测量对比,发现圆柱前方的自由面抬升与 Re/Fr 的取值范围有关。Potts 等^[74]通过拖曳试验对不同吃水比圆柱的水动力载荷和尾流场进行了分析,并采取了三种不同的自由端形式进行对比。Singh 等^[75]和 Suh 等^[76]对剪切层的不稳定性与自由面对旋涡脱落的影响进行了研究。

一些学者采用数值模拟的方法对带自由面的圆柱绕流问题进行了研究。Kawamura 等^[77]采用 LES 方法对带自由面的圆柱绕流进行了数值模拟,研究发现,随着傅汝德数的增加,自由面的稳定性降低,波动增加,并且自由面的旋涡脱落周期不明显。Koo 等^[78]利用 LES 方法和 CLSVOF 界面捕捉方法分析了不同傅汝德数和雷诺数下圆柱绕流的自由面效应,并通过与单相流动对比从流动分离、自由面形态等角度展开了讨论,发现傅汝德数的影响更为明显,且当高傅汝德数下在圆柱前方观察到了剧烈的波浪破碎现象。Rosetti 等^[79]利用 URANS 方法对带自由面的低长径比圆柱在 $Fr = 0.31$, $Re = 4.3 \times 10^4$ 的工况下进行了数值模拟,通过与试验对比研究了自由面及自由端效应。研究结果表明,带有自由面的有限长圆柱绕流的阻力系数会减小。Benitz 等^[80]对 $Fr = 0.65$, $Re = 2900$ 工况下的有限长圆柱利用不同的湍流模型进行了数值模拟,主要分析了吃水比对受力和涡核形式带来的影响,探讨了自由面或者自由端占主导时对应的吃水比范围。Yu 等^[81]采用 LES 方法研究了自由面效应对圆柱附近流动特

性以及圆柱所受载荷的影响,研究发现自由面会抑制漩涡强度。当雷诺数保持不变时,圆柱的平均阻力系数随着傅汝德数的增加而减小。

国内王利静^[82]采用 CFX 软件,应用 VOF 方法和 $RNG k-\varepsilon$ 湍流模型,对带有自由面的圆柱绕流进行了数值模拟,分析了自由面对圆柱周围流场以及圆柱表面压力的影响。黄建明^[83]采用 SST $k-\omega$ 模型数值模拟了低雷诺数条件下自由面和自由端效应对圆柱绕流的流场特性的影响,研究发现,当自由面和自由端同时存在时,圆柱的阻力系数大于单相有限长绕流,小于单相无限长绕流,自由面效应对圆柱阻力系数的影响较大,自由端效应则对流向时均速度的影响较大。自由端对圆柱前方的波面爬升影响不大,对圆柱后方的自由面凹陷较大,且雷诺数和傅汝德数越大,凹陷越明显。Zhao 等^[84]对带自由面的无限长圆柱在 $Fr=0.3$, $Re=4.2\times 10^4$ 的工况下进行了数值模拟,利用无因次化 Rortex/Liutex 涡识别方法从湍流结构角度出发分析了自由面对流动带来的影响,结果表明在自由面附近的尾流区域,原本交替脱落的涡街结构受到了较强的抑制作用。Chen 等^[85]采用 RANS 方法对 $Fr=0.8$, $Re=27000$ 下带自由面的圆柱绕流问题进行了研究,并与 Yu 等^[81]的 LES 方法进行了对比,研究发现,RANS 方法在该工况预报的阻力系数与 LES 方法吻合得较好,自由面效应会减小圆柱的阻力系数,在他们的研究工况下,阻力系数减小了 16.7%。

以往的研究主要集中在低傅汝德数和低雷诺数的工况下,然而,真实的海况不仅仅是低傅汝德数和雷诺数的,因此需要对较高傅汝德数和较高雷诺数下带自由面的有限长圆柱绕流问题进行深入分析和研究。

1.3 波流联合作用下柱状结构物水动力特性的研究进展

在真实的海洋环境中,波浪和海流往往是同时存在的。波浪和海流的相互作用以及结构物的存在均会引起波流场的改变。目前波流与结构物的相互作用研究主要以模型试验、理论分析为主。理论分析主要是采用势流方法求解,当傅汝德数很小的时候,粘性效应可以不考虑,因此波流联合作用下结构物的载荷和运动响应可以用势流方法求解。势流方法求解波流物相互作用问题主要分为频域法和时域法。实际海况中,由于波流与结构物的相互作用,结构物周围可能存在翻卷、破碎等非线性现象,此时势流理论不再适用,而基于 N-S 方程的粘性流三维模型考虑流体粘性,可以更好地模拟实际海况中波流与结构物的相互作用。

1.3.1 模型试验方法

针对波流与结构物相互作用的问题,一些学者较早采用模型试验方法进行了研究分析。Moe 和 Verley^[86]研究了波流联合作用下圆柱的水动力系数, KC 数范围为 0.06~6.5, Re 数的范围为 $1 \times 10^2 \sim 1.4 \times 10^5$, 来流的折合速度为 0.6~47。他们发现,由于来流的作用,圆柱的阻力系数(C_D)减小了,惯性力系数增加了。随后, Bryndum 等^[87]研究了近海输气管道的波流载荷, KC 数范围为 7~70, Re 范围为 $1 \times 10^5 \sim 7 \times 10^5$, U_c/U_w (U_c 为流速, U_w 为波速) 范围为 0~0.9, 研究发现,在孤立波工况下,当波流同向时,管道所受的水动力系数会减小,阻力和升力系数分别减少 60%和 40%。Sarpkaya 等^[88]以及 Sarpkaya 和 Storm^[89]在均匀流水池中针对振荡圆柱进行了一系列模型试验,研究发现,在同一雷诺数下,当 $KC \leq 25$ 时,随着流速的增加,圆柱所受的阻力系数会减小;当 $KC \geq 25$ 时,阻力系数则变化不大;当 $KC \leq 7$ 或者 $KC \geq 17$ 时,圆柱的惯性力系数随着流速的增加而减小;而当 $7 < KC < 17$ 时,惯性力系数随着流速的增加而增大,他们认为这是由于横向涡街的减少造成的。Justesen^[90]研究了来流对圆柱的水动力系数影响,在他们的试验中, $2 < KC < 100$, $5 \times 10^4 < Re < 3.7 \times 10^5$, 阻力系数和惯性力系数随着流速的增加而减小。

一些学者研究了波流同向或波流反向时圆柱的水动力特性。Iwagaki 和 Asano^[91]通过模型试验研究了波流联合作用下圆柱的水动力系数,并讨论了波流与圆柱相互作用的机理机制。他们首先研究了波流反向时圆柱周围的涡结构特性,涡结构特性与波谷抵达圆柱时流场特性有关,此时波流叠加速度达到最大值,可以用修正的 KC 数表示此时的波流速度。接着,他们研究了圆柱的流向力,阻力系数、质量系数可以用修正的 KC 数表示,这与纯波浪情况的计算结果一致。最后,他们发现升力系数的波动频率与波浪频率是同步的,为波浪频率的一半。Ghadirian 等^[92]研究了波浪与来流作用下圆柱所受的波流载荷,来流分别与波浪同向和反向,波浪选取北海常见海况,研究发现,波流同向时,圆柱所受的水动力系数小于纯波浪工况下所受力的系数,他们还分析了波峰与圆柱遭遇时,水动力的垂向分布,相比没有来流或者波流同向的工况,波流反向时,垂向力更集中于自由面附近。通过谐频分析方法对自由面的时历曲线进行分析可以发现,波流反向时,波峰波谷的不对称性更加明显。

1.3.2 理论分析方法

当傅汝德数很小的时候,粘性效应可以不考虑,因此波流联合作用下结构物的载荷和波面分布可以用势流方法求解。

Tung 和 Huang^[93]基于 Morison 公式,研究了小尺度圆柱的波流载荷。Watanabe^[94]基于衍射理论,研究了大尺度结构物在平面波与流联合作用下所受到的载荷。Cheung 等^[95]提出了一种二阶时域边界元方法,并用该方法对波流联合作用下圆柱的波面爬升和波流载荷进行了预报,研究发现,来流对圆柱的波面爬升幅值以及二阶漂移力影响很大。Ferrant^[96]采用完全非线性时域分析方法研究了波流与三维结构物的相互作用,运用流函数理论模拟入射波浪和来流,运动摄动展开理论分析入射波流与结构物的相互作用,该方法可以捕提高阶衍射效应,用四阶 Runge-Kutta 法进行非稳态的自由面位移与流场速度的时间积分。研究发现,纯波浪工况下,该方法预报的圆柱周围的波面分布与 Büchmann 等^[97]的模拟结果很接近,而当有来流存在时,两者结果相差较大。Büchmann 等^[97]基于三维时域边界元法,研究了波浪、来流与结构物相互作用,采用泰勒级数展开和摄动理论模型来模拟二阶波浪和一阶来流。自由面边界问题可以分为入射波场和散射波场,对于散射波场,通过在辐射边界采取主动消波方式进行消波。研究发现,他们的数值模型预报的波流联合作用下的波浪爬升幅值与二阶衍射理论预报的结果吻合得很好,来流与波浪的二阶成分对结构物的波浪爬升幅值以及最大爬升位置都有很大影响。Koo 和 Kim^[98]基于势流理论,采用边界元方法中的常数元法对边界进行离散,混合欧拉-拉格朗日方法作为时间推进格式,开发了二维完全非线性数值水池,并研究了波流、波流与固定式结构物、波流与浮式结构物的相互作用,数值模拟结果与 Boussinesq 方程以及摄动理论的结果进行了对比,表明当波陡参数和流速较小时,数值模拟的自由面波形、波浪爬升、载荷以及运动幅值与线性或者摄动理论吻合得较好,而当波陡和流速增大时,数值结果的值比摄动理论的值大。Chatjigeorgiou 等^[99]研究了波流联合作用下圆柱的一阶水动力载荷。他们在原有的势流模型基础上,引入了高阶流速项,使得原有的自由面边界条件包含流速项的平方,研究发现,对于更大尺寸的结构物和更高的流速,来流效应的影响会更大,并且,当波流同向时,来流的影响更大。Jian 等^[100]基于理论分析方法,研究了短峰波-流-圆柱的相互作用,分析了短峰波工况下,来流对波频、波浪爬升、波浪力、惯性力系数和拖曳力系数的影响,研究发现,当波流同向时,波频随着流速的增大而增大,当波流

反向时,波频随着流速的增大而减小。当流速增大时,波浪爬升幅值也增加。在波流联合作用下,圆柱所受的波浪载荷、惯性力和拖曳力相比纯短峰波工况有所增加。

基于势流理论的数值水池也在波流与结构物相互作用的问题中有着广泛应用。Kim 等^[101]基于完全非线性方法开发了三维数值水池,该数值水池采用去奇异边界积分方程和混合欧拉-拉格朗日法,他们基于该数值水池研究了波流联合作用下圆柱所受载荷和周围波浪爬升,发现来流对波浪爬升幅值有很大影响,并且流速的改变对高阶谐频力的影响比一阶波浪力的影响大。Ryu 等^[102]基于完全非线性方法开发了三维数值水池,研究了波浪与波浪、波浪与来流的相互作用,该数值水池采用边界积分方程法和混合欧拉-拉格朗日时间推进格式,对比了半拉格朗日法和拉格朗日法的数值模拟结果,计算了波流联合作用下的非线性波浪运动学特性,并与多层 Boussinesq 模型的结果进行了比较,两者结果吻合得很好。Park 等^[103]采用有限差分和标记网格法开发了数值水池,研究了波流与结构物的相互作用,在他们的研究中,来流速度很小,没有发生流动分离,数值模拟的高阶波浪爬升幅值和水平力与试验结果吻合得很好,来流速度的变化对高阶波浪爬升幅值、水平力的影响大于一阶波浪爬升幅值和一阶水平力。

Zaman 和 Pan 等一些研究人员则采用多种数值模型对波流与结构物相互作用问题进行了研究。Zaman 和 Baddour^[104]采用两种不同的数值模型,对一直立圆柱的波浪载荷进行了研究,这两种模型都假设流体是无旋、无粘的,模型 I 分别采用不同的速度势表示纯波浪、纯来流以及波流联合的工况,模型 II 基于连续性方程和欧拉方程的垂向积分,研究发现,当波流同向时,波高将会减小,并且当流速增大到临界值时,波浪会耗散掉;当波流反向时,波高则会增加,波浪周期将会减小。Pan 等^[105]针对不同尺寸的桥梁基础,采用不同的模型计算桥梁基础的波流载荷。对于小尺度的桩柱 ($D/L < 0.2$),采用莫里森方程分别计算各个桩柱的波流力,而在计算各个桩柱的合力时,该方法考虑了各个桩柱间波浪的相位差。对于较大尺度的桩柱 ($D/L > 0.2$),波浪力和水流作用力分别求解,波浪力采用基于衍射理论的边界元方法求解,水流作用力则用阻力公式进行计算。计算结果与试验结果吻合得较好,对于大尺度的桩柱,波流联合作用对桩柱所受载荷影响不大。

常见的势流软件也在波流与结构物相互作用的问题中有着应用。Soeb 等^[106]采用势流软件 ABAQUS/AQUA 研究了 Spar 平台在波流联合作用下的运动响应,研究发现,水流作用力可以明显减小顺流向 Spar 平台的波动幅值, Spar 平台的垂荡运动也

比纯波浪工况的小, 对于 Spar 这种尺寸较大的平台, 需要考虑结构物的衍射效应。Kim 等^[101]分别采用 SIMO 和 WADAM 软件预报了半潜式平台的波流载荷和运动响应, 波流载荷中波浪力采用势流理论预报, 拖曳力采用 Morison 公式预报, 研究发现, 拖曳力系数与 KC 数正相关。Hu 等^[107]基于有限元法, 开发了完全非线性模型, 研究了运动圆柱在波浪中水动力性能, 并与 Retzler 等^[108]的试验结果和线性理论结果进行了对比, 发现完全非线性理论预报的精度比线性理论高。

国内刘珍等^[109]基于高阶边界元法建立了波流与结构物相互作用的时域模型, 采用该模型对波流与圆柱的相互作用进行了数值模拟, 展示了圆柱周围波面的分布曲线, 分析了圆柱的一阶激振力和二阶慢漂力与波数的关系, 计算结果表明水流使迎浪侧和背浪侧的最大波高变化很大; 波流同向则二阶慢漂力较纯波浪作用下结果增大, 反之则减小。王丕光等^[110]采用理论分析方法, 对固定式风机基础的波流载荷进行了预报, 其中波浪选用短峰波, 他们针对来流对波浪频率、波浪爬升幅值、波浪载荷以及惯性力、阻力系数的影响进行了分析, 结果表明, 波流夹角和流速都对波浪爬升、波浪载荷等有显著影响。对于同一波数的工况, 当波流夹角小于 90° 时, 随着流速的增加, 波浪频率、波浪爬升幅值、波浪力、以及惯性力、阻力系数也都增加, 当波流夹角大于 90° 时, 则减小, 当波流同向时, 波浪力的值最大。研究还发现, 随着波数的增加或者水深的减小, 来流对波浪的影响也将增大。

1.3.3 基于粘性流理论的数值模拟方法

与波浪-结构物相互作用问题类似, 理论分析方法对于大波陡、高流速下的波流与结构物相互作用问题的预报准确性不足, 而计算机技术的发展使得基于粘流理论的 CFD 方法越来越广泛地用于研究此类问题。

Elhanafi 等^[111]基于开源的 CFD 求解器 Caelus[®]研究了静水和波浪环境中, 直立圆柱以 1m/s 的速度前进时的拖曳力和圆柱的波浪爬升, 并与试验结果进行了比较, 在静水工况中, CFD 预报的拖曳力和波浪爬升值分别比试验值高出 1.4% 和 0.3% ; 在波浪工况中, CFD 预报值与试验值的误差在 5% 以内, 这说明 Caelus[®]求解器可以很好地预报移动圆柱的拖曳力和波浪爬升。Lin 和 Li^[112]开发了数值水池研究了波流-结构物相互作用问题, 湍流模型选用亚格子 (SGS) 模型, 研究发现, 与纯来流工况相比, 波流联合作用下, 波浪的存在会减小漩涡强度和频率, 自由面、流体应变率和涡粘性与漩涡机制息息相关。研究还发现, 如果计算时忽略漩涡, 预报的水平力将会小于考虑漩涡的情况。能量谱分析揭示了方柱周围的漩涡分为漩涡起始区 (流动分离点)、

泻涡发展区（方柱背部）和泻涡衰减区。在泻涡起始区，粘附和湍流结构几乎是二维的，而在泻涡发展区变为三维的，这些涡结构的湍动能在衰减区会耗散掉，导致平均流动变回二维。Zhang 等^[113]基于粘性流 RANS 求解器研究了波与流相互作用问题。研究发现，当波流同向时，波高比纯波浪的情况要小，并且波陡越大时，这种现象越明显。来流对短峰波的影响比长峰波大，短峰波的波高和自由面速度的减少都大于长峰波。Kang 和 Zhu^[114]采用 LES 方法对波流与方柱的相互作用进行了数值模拟，雷诺数的范围为 1000~600,000， KC 数保持恒定为 0.6，对不同雷诺数下的 St 数（Strouhal number）以及阻力系数、升力系数的 RMS（Root Mean Square）进行了对比。研究发现，在波流联合作用下，存在一个临界雷诺数，当雷诺数小于临界雷诺数时，来流对波浪的作用可以忽略。研究还发现，由于波流的相互作用，泻涡频率将会减小。当雷诺数增加时，流体的垂向速度也会增加，且垂向速度的大小可能与顺流向速度相当，因此，波流的相互作用是一种复杂的三维流动。Markus 等^[115]基于 OpenFOAM 数值模拟了波流联合作用下一重力式基础所受的波流载荷，并验证了波流场中水质点的垂向速分布，表明 OpenFOAM 在处理波流与结构物相互作用问题中的有效性。

国内吴梓鑫等^[116]基于 Fluent 的 UDF（User Defined Function）开发了波流数值水池，采用 VOF 法捕捉自由面，在动量方程中添加源项实现消波，模拟了规则波与均匀流、剪切流的相互作用。结果表明波流同向时水流使波形变长，波幅减小；波流相向时，水流使波形变短，波幅增加，这与理论结果基本吻合。侯勇俊等^[117]基于 FLOW-3D 软件，采用速度入口法造波，压力出流边界，VOF 方法捕捉自由面，选择 $RNG\ k-\varepsilon$ 湍流模型，开发了三维波流水池，与试验结果对比发现，垂向时均流速与试验结果吻合，说明该波流水池具有良好的波流特性。李勇和林緬^[118]基于 RANS 方法，构建了一个三维波流数值水池，并利用多个标准算例对数值水池进行了数值计算，通过对比数值和试验中波流场的垂向时均流速分布，验证了波流水池具有较好的波流特性。基于该数值水池，李勇和林緬^[119]选用 $RNG\ k-\varepsilon$ 模型，研究了波流联合作用下直立圆柱的所受的波流载荷，并分析了不同水深和不同 U_c/C_w 工况下，圆柱的波流载荷。研究发现，圆柱所受波流载荷随着 U_c/C_w 参数的增加而增大，水深对圆柱的垂向力影响很大，水深越浅，圆柱的垂向力越大。艾丛芳等^[120]基于显式投影法开发了一座三维粘性数值水池，模拟了纯波或者纯流与圆柱的相互作用，并把水平速度和剪切力与试验结果进行了对比，验证了该模型可以较好地处理波浪或者来流与圆柱的相互作用。彭耀等^[121]基于自主开发的 naoe-FOAM-SJTU 求解器，研究了固定式海上风机基础在

波流联合作用下的波浪力,并与模型试验进行了比较,研究发现,在波流同向和波流存在夹角的情况下,数值模拟的结果都与试验值吻合得很好。

在以往的研究中,针对波流与结构物相互作用问题,不同学者采用的研究手段不同,可能会得到不同的结论。随着结构物的尺寸增加, KC 数将会减小,针对小 KC 数、高雷诺数下圆柱的波流载荷问题,目前的研究并不多见,因此研究此类问题对于半潜式平台、Spar平台在真实海况中的环境载荷具有重要意义。

1.4 多柱结构水动力特性的研究进展

对于多柱式结构物而言,由于柱体间的相互干扰,当海流或者波浪流经结构物时,结构物所受载荷、波面分布以及尾涡形态都与单柱结构存在差异。在特定的入射波周期条件下,多柱式结构周围可能会出现波浪干涉现象。国内外学者针对不同来流和波浪参数下多柱结构的水动力特性及波面爬升现象进行了研究。

针对多柱绕流问题,研究人员发现多立柱之间的相互干扰可分为尾流干扰和临近干扰^[122],这使得多立柱表面的受力情况和旋涡脱落与单圆柱绕流时有较大差异,流场特征主要受雷诺数和柱体几何排布影响。

Sun 和 Gu^[123]采用模型试验方法研究了双圆柱绕流问题,研究发现,下游圆柱的压力分布具有三种形式,并存在两个转折点。Kitagawa 和 Ohta^[124]也对双圆柱绕流问题进行了研究,并分析了圆柱中心距对上下游圆柱泻涡形态的影响。Lam 和 Cheung^[125]、Lam 和 Fang^[126]、Lam 等^[127]采用模型试验方法研究了多圆柱的绕流问题,讨论了流向角对圆柱表面压力、泻涡形态以及阻力系数的影响。Sayers^[128,129]对高雷诺数下四圆柱绕流问题进行了模型试验研究,分析了间距比对圆柱的受力以及泻涡频率的影响,研究发现,当间距比小于临界间距比时,圆柱尾流的泻涡频率波动很大。

Abrishamchi 和 Younis^[130]应用 LES 方法预报了四柱式结构物中各立柱的水动力系数值。Zou 等^[131]利用 LES 方法对 $Re = 1.5 \times 10^4$ 下的四柱绕流问题进行了三维数值模拟,研究发现,LES 方法预报的阻力系数与试验结果吻合较好,四柱结构周围的泻涡形态对立柱的表面压力的平均值和波动值均有较大影响。Liu 等^[132]采用模型试验和 LES 方法相结合的方法,对亚临界雷诺数下四柱体绕流特性进行了研究,他们认为,柱体周围的泻涡结构是分析圆柱的受力及 St 数的关键,由于上游立柱泻涡的影响,下游立柱的平均阻力系数小于上游立柱,但是下游立柱阻力系数的波动值大于上游立柱。

国内张爱社和张陵^[133]采用有限元法对低雷诺数下二维多圆柱绕流问题进行了数值模拟,分析了间距比对圆柱受力和流场分布的影响,发现上游圆柱的阻力系数比单圆柱的阻力系数小,下游圆柱的阻力系数比单圆柱的阻力系数大。吴波等^[134]应用基于 SST $k-\omega$ 的 RANS 方法对四圆柱柱体的水动力性能进行了预报,研究发现,当上下游立柱间距较小时,下游立柱所受纵向力的方向与上游立柱相互,上下游立柱呈现“相互吸引”的趋势。殷长山^[135]采用模型试验和数值模拟相结合的方法,对不同雷诺数下四圆柱周围的流场特性进行了研究,发现间距比的变化会导致尾流区域 St 数发生变化,下游圆柱所受载荷的振幅比上游圆柱大,且雷诺数越大,圆柱的升力系数也会增加。上海交通大学的李聪洲^[136]采用改进的延迟分离涡方法 (Improved Delayed Detached-Eddy Simulation, IDDES) 数值模拟了不同雷诺数下的圆柱绕流和方柱绕流,预报的圆柱、方柱的水动力特性与试验值吻合得较好,讨论了雷诺数和间距比对上下游柱体阻力系数的影响。胡晓峰等^[137]采用 IDDES 方法对 TLP 平台的水动力系数进行了预报,结果发现,下游立柱的阻力系数小于上游立柱的阻力系数,但是下游立柱的升力系数更大。

对于多立柱在波浪场中的水动力干扰问题, Simon^[138]很早就进行了研究。随后, Spring 和 Monkmeyer^[139]以及 McIver 和 Evans^[140]基于线性势流理论对这一问题进行了理论分析。Linton 和 Evans^[141,142]在 Spring 和 Monkmeyer^[139]以及 McIver 和 Evans^[140]工作的基础上,对多立柱的波浪爬升问题进行了数值计算,结果发现,当出现近场干涉现象时,波浪爬升幅值可达到入射波幅的两倍。Maniar 和 Newman^[143]对串列圆柱所受的波浪载荷进行研究时发现,当阵列中的圆柱数量增加时,也会发生类似近场干涉现象,他们通过计算发现,当圆柱数量达到 100 时,圆柱所受的波浪载荷可达到单圆柱所受波浪载荷的 35 倍。Evans 和 Porter^[144]基于 Maniar 和 Newman^[143]的研究,对四圆柱、六圆柱的近场干涉发生条件进行了探讨,他们发现,当近场干涉现象发生时,柱群周围的波面具有明显的对称与反对称特征。

一些研究人员采用模型试验方法对波浪中多柱结构的水动力性能进行了研究,并取得了一些成果。Hildebrandt 等^[145,146]采用模型试验对高雷诺数、高 KC 数下多柱的波浪载荷进行了研究,通过与单圆柱的波浪载荷的对比。Contento 等^[147]采用模型试验对四圆柱周围的波浪爬升和所受的高阶波浪力进行了研究。研究发现,由于波浪与圆柱相互作用,以及圆柱之间的相互干扰,四圆柱之间区域的波浪爬升较明显。当散射参数为 0.5 时,波浪爬升的幅值最大,二阶谐频波浪占比较大,四圆柱之间区域发生了近场干涉现象。Mavrakos 等^[148]对规则波下四立柱平台进行了模型试验研究。结

果发现,随着散射参数的增加,平台周围的波浪爬升现象越明显,并且距离立柱越近,波浪爬升现象越明显。试验还发现,平台周围存在高阶非线性超谐波。单铁兵等^[149]对一半潜式平台在固定状态和锚泊状态下的波浪爬升问题进行了模型试验研究,研究发现,锚泊状态下半潜式平台的最大波浪爬升幅值小于固定状态下的波浪爬升幅值。对于平台后方立柱,在某些工况下,最大波浪爬升幅值并不一定出现在最靠近立柱的位置,这可能是由于入射波与后方立柱反射波的叠加导致的。

理论分析也被广泛用来研究多柱结构物间的水动力干扰问题。Yilmaz 等^[150]基于二阶散射理论对四柱式半潜平台周围的波面分布进行了预报。Grice 等^[151]采用 DIFFRACT 对四立柱的波浪爬升和近场干涉问题进行了数值模拟。研究发现,当入射波角度为 45° 时,在特定的波浪周期下,柱群内水体运动的非线性明显增强,波浪爬升幅值明显增加。Walker 等^[152]采用一阶和二阶散射理论对四圆柱的波浪绕射和近场干涉问题进行了数值模拟。研究发现,在一定的散射参数下,四圆柱会发生一阶近场干涉和二阶近场干涉,且波浪爬升最大值出现在下游圆柱迎浪面处。Teigen 等^[153]采用二阶散射理论对固定状态下的 TLP 平台周围的波浪爬升进行了数值模拟。研究发现,对于长峰波工况,该二阶方法预报波浪爬升幅值比一阶理论更加准确。但是对短峰波工况,该方法预报的波浪爬升幅值比试验值小得多,这可能是由于此时的波浪周期与平台的固有周期接近,发生了近场干涉现象,因此该方法无法准确预报此时平台周围的波浪爬升。Malenica 等^[154]采用二阶散射理论对四圆柱的波浪散射进行了数值模拟。研究发现,当入射波浪周期接近结构的固有周期时,下游圆柱的迎浪面的波浪爬升幅值很大,他们还发现,近场干涉现象不仅只有一阶的情况,二阶近场干涉现象也会存在,并且二阶近场干涉频率是一阶近场干涉的一半。Ohl 等^[155,156]研究发现,势流理论可以较好地预报立柱群周围的波浪爬升,而 Malenica 等^[154]采用的二阶散射理论则会高估波浪爬升幅值,这可能是由于该方法没有考虑柱群附近的粘性效应。Lwanowski 和 Wemmenhove^[157]以及 Matsumoto^[158]采用基于完全非线性方法的软件 ComFLOW 对半潜式平台立柱周围的波浪爬升进行了数值预报。结果发现,该方法比二阶方法可更为准确地模拟出平台周围的波面分布。Barlas^[159]应用非线性色散波模型研究了波浪与三串列式圆柱的相互作用,研究表明,由于上游圆柱的遮蔽效应 (Shielding Effect),中间和下游圆柱的波浪载荷会减小,从工程应用角度出发,可以通过改变不同波浪周期以及合理安排圆柱间距,从而获得最小的波浪载荷。Kim 和 Cao^[160]应用边界元法对两直立圆柱的波浪衍射和波浪力进行了研究,两圆柱分别采用并列式和串列式布置,计算结果与多重散射法的结果进行了对比,发现吻合得较好。

对于并列式两圆柱,当相对间距小于 2 时,两个圆柱的波浪载荷都比单圆柱时显著增加,随着相对间距的增加,两圆柱的波浪载荷逐渐与单圆柱一致,两圆柱的波浪爬升幅值也大于单圆柱。对于串列式两圆柱,下游圆柱的波浪载荷减小了。随着两圆柱的间距增加,上游圆柱波浪力的振荡幅值大于下游圆柱。串列两圆柱的波浪爬升现象都削弱了,随着两圆柱间距的增加,波浪爬升幅值并不呈现单调增加或减小,而是在单圆柱波浪爬升值附近波动。Wang 等^[161]通过试验和理论计算的方法,研究了多柱结构在波浪中的水动力干扰的问题,多柱结构放开垂荡运动,研究了立柱的垂向波浪力,辐射效应以及衍射效应。研究发现,多柱结构之间的水动力干扰可以提高平台的波能转化效率,通过调整立柱之间的间距,可以使得平台的波能转化效率最大化。串列式圆柱布置可以增加上游圆柱的垂向波浪力,提高圆柱的吃水也可以增大其垂向波浪力。

国内张磊等^[162]基于势流理论,建立了五立柱式平台与波浪相互作用的数值模型,模拟了不同波浪入射角度下平台周围的波浪爬升现象,研究发现,该平台会发生近场干涉效应,导致平台周围的波面发生局部放大现象。姜胜超等^[163]采用势流理论对四柱结构的近场干涉现象进行了数值计算,研究发现,当发生近场干涉时,圆柱周围波高大幅增加,波能向圆柱内侧集中。他们的研究基于势流理论,没有考虑圆柱近壁面流体的粘性阻力和能量耗散,因此对波面的预报可能会高估。刘源等^[164]基于完全非线性势流理论,采用非结构化网格的有限元法模拟了波浪与多柱状结构物之间的相互作用,并比较了完全非线性的计算结果与线性理论和二阶理论的结果,发现完全非线性理论的计算的波浪力和波面升高幅值最小。

目前应用 CFD 方法对多柱结构物水动力干扰问题的研究还不多,Yoon 等^[44]、曹洪建和万德成^[59]、单铁兵^[19]均在单圆柱与波浪相互作用的基础上,对多柱水动力干扰问题进行了初步分析,然而,他们并没有对其进行更加深入的分析。Kamath 等^[165-167]用自主开发的粘性流求解器 REEF3D^[168]研究了多圆柱的波浪载荷和圆柱周围流场信息。求解器中对流项采用五阶 WENO 离散格式,时间项采用三阶 TVD(Total Variation Diminishing) Runge-Kutta 离散格式,自由面捕捉采用 Level-set 方法。首先通过单圆柱计算的结果与试验的对比,验证了 REEF3D 求解器的有效性和可靠性,然后对比了不同波陡下双圆柱的数值模拟结果和势流理论计算结果,发现波陡较小时,数值模拟结果与势流理论计算结果相差不大,而波陡较大时,结果相差则很大,最大误差可达 35%。陈志强^[169]采用离散涡方法(Discrete Vortex Method, DVM)求解 N-S 方程,对二维波流场中三桩风机基础的波流载荷进行了数值预报,发现波流联合作用下风机基础所受的载荷比纯波工况下的波浪力大,并且波流同向时,波流力的值最大。李玉

成等^[170]采用有限元法对双圆柱和四圆柱周围的波流场进行了数值模拟,该方法通过求解浅水环流方程得到流场,求解含流的缓坡方程得到波浪场,并对二者进行迭代计算得到耦合的波流场,计算得到的墩群系数与解析解和试验值吻合得较好。

综上所述,柱状结构物在波、流复杂海况中的波浪爬升和水动力特性问题的研究的主要集中在模型试验方法、理论研究方法和数值模拟方法。现有的理论分析一般基于势流理论对平台周围的波面分布进行预报,平台所受的波浪载荷则通过 Morison 公式进行确定,这类方法对微幅波、低雷诺数、小尺度结构物的预报快速准确,但是对尺寸较大的海洋结构物如重力式平台、半潜式平台等进行计算时,由于结构物的存在对波流场产生了一定的影响,因而 Morison 公式不可使用,因此,在实际工程问题中具有明显的局限性。模型试验参数都比较容易控制,所获得的数据可靠性也比较高,但是物理波浪水池具有受到缩尺比的限制等缺点。随着 CFD 技术的发展,三维数值水池也越来越广泛地用于波、流与结构物相互作用问题的研究中。数值波浪水池不需要简化或局限于线性化波浪问题,且能够对强非线性波流相互作用进行数值模拟,因此可以用于模拟波流与结构物相互作用的问题。但是由于基于粘性流的 CFD 方法所需计算资源较大、网格不易控制,目前采用 CFD 方法对波流与结构物相互作用进行系统的研究并不多,特别是对波流联合作用下结构物的波浪爬升和水动力特性以及水动力干扰问题。为了探究柱状结构物波浪爬升、水动力特性以及多立柱水动力干扰的机理,本研究基于三维数值波流水池模块对不同波、流海况下圆柱的波浪爬升和流体载荷进行较为系统的数值研究。

1.5 本文的主要工作内容

本论文基于课题组自主开发的 naoe-FOAM-SJTU 求解器,开发了三维波流水池模块,使之能够预报波流联合作用下结构物周围的复杂流场以及水动力特性。为解决波、流与结构物相互作用时,湍流模型带来的数值耗散问题以及数值水池的波浪衰减问题,本论文修改了 OpenFOAM 原有的 SST $k-\omega$ 模型,在波流水池模块中引入浮力修正 SST $k-\omega$ 模型。针对波、流与圆柱的相互作用问题,进行了一系列的数值模拟,验证了规则波下单圆柱的波浪爬升和波浪载荷模拟、带自由面的有限长圆柱绕流模拟的可靠性与准确性。为了探索真实海况下平台附近的流动特性,本文进一步对波流联

合作用下圆柱受力和周围的爬升现象以及多圆柱间的水动力干扰问题进行了数值研究，论文的主要工作如下：

基于该波流水池模块，分别对纯波浪、纯来流作用下圆柱的受力和波面爬升进行了数值模拟与验证。在纯波浪工况中，数值计算得到的波浪爬升和波浪载荷与 ITTC 提供的试验数据进行了详细对比，验证了求解器在处理波浪与结构物相互作用的可靠性，可以准确预报圆柱周围的波浪爬升及其所受的波浪载荷。系统分析了波陡参数和波长参数对波浪爬升以及波浪载荷的影响，探讨了自由面演化过程中形成的两类经典的波面扰动类型，以及圆柱侧面边波的形成机理。在纯来流工况中，对带自由面的有限长圆柱绕流问题进行了数值模拟与验证，与模型试验结果和 CFDShip-Iowa 求解器计算的数值结果进行了详细地对比。不同位置波面抬升的剖面值与模型试验吻合良好，验证了本文使用的求解器在研究带自由面的有限长圆柱复杂绕流问题上的有效性。

基于该波流水池模块，对有限长圆柱在波流同向联合作用下的受力和波面爬升进行了数值模拟。对比了纯波浪、纯来流以及波流联合作用下的受力和波面爬升的时历数据和频谱分析，分析了圆柱所受到的顺流向载荷和横向载荷，解释了横向载荷主频变化的原因，精细地分析了波流联合作用下圆柱周围的细节流场，发现其包含了波浪的背流面抬升特征和纯来流工况下的圆柱边部凹陷的特征，并且抬升和凹陷特征比纯来流工况更加明显。最后，探讨了傅汝德数和波陡参数对波流联合作用下的波面爬升和水动力特性的影响。

基于该波流水池模块，对多柱水动力干扰问题进行了数值模拟，首先考虑纯波浪场的情况，通过对比各个圆柱的受力和波浪爬升，与试验值进行比较，验证了求解器计算四柱圆柱与波浪相互作用的准确性和可靠性，分析了不同圆柱的受力、波浪爬升和周围流场，探讨了圆柱之间的相互干扰作用。其次，对四圆柱在不同速度的均匀来流下的绕流干扰进行了数值模拟，并对圆柱之间的自由面兴波、涡量场演化等现象进行了分析。最后讨论了波流联合情况下四柱的受力与波面爬升，探讨了波流作用下波浪爬升过程中粘性对波面分布的影响，以及四个圆柱之间的水动力干扰现象，四圆柱在规则波与不同流速下的波流时域和频域特征。

1.6 本文的主要创新点

本博士学位论文基于课题组自主开发的 naoe-FOAM-SJTU 求解器，在数值波浪水池的基础上建立了三维波流水池模块，对波、流与复杂柱状结构物的相互作用问题进行了一系列较为系统的数值模拟，论文的创新点体现在以下三方面：

1. 基于已有的 naoe-FOAM-SJTU 求解器开发了浮力修正 SST $k-\omega$ 模型，解决了高雷诺数、高傅汝德数、大波陡下湍流模型带来的数值耗散问题以及数值水池的波浪衰减问题，实现了对于波流联合流场的数值模拟。
2. 应用本文新开发的求解器模块，实现了大波陡工况下实尺度的单圆柱波浪爬升，高雷诺数、高傅汝德数下带自由面的截断圆柱绕流等复杂模型问题的数值模拟，验证了其可靠性与准确性，揭示了波流联合作用下，柱体自由端对粘性流场和波浪场的耦合影响机理，以及圆柱横向力频率对波浪力频率的影响规律。
3. 应用本文新开发的求解器模块，研究了四柱结构的水动力干扰对波浪爬升的影响，发现特定工况下的近场干涉现象；揭示了波流联合作用下多柱体间流场相互干扰，以及柱体自由端对粘性流场和波浪场的机理。

第二章 粘性数值波流水池模块开发

本博士学位论文通过求解两相不可压缩 Navier-Stokes (N-S) 方程进行数值模拟。在课题组自主开发的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU 的基础上, 针对波、流、结构物相互作用问题, 开发了三维波流水池模块, 并引入了基于浮力修正的湍流修正模型, 用以研究复杂波流联合作用对结构物水动力特性的影响。本章首先简要介绍了数值计算的基本方法, 包括 N-S 方程、控制方程离散、自由面捕捉方法、波浪模型、湍流模型以及波浪与水流相互作用等问题。其次, 对已有求解器中的数值波浪水池进行了简要介绍, 在此基础上, 对三维波流水池模块的开发和湍流模型的改进进行了详细介绍。最后, 对所开发的三维波流水池模块进行了算例验证。

2.1 数值方法

2.1.1 粘性流场的数学模型

数值计算中, 流体控制方程为非定常两相不可压的 N-S 方程:

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0 \quad (2-1)$$

$$\frac{\partial \rho \mathbf{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U}^2) = -\nabla p_d - \mathbf{g} \cdot \mathbf{x} \nabla \rho + \nabla \cdot (\mu_{eff} \nabla \mathbf{U}) + (\nabla \mathbf{U}) \cdot \nabla \mu_{eff} + f_\sigma + f_s \quad (2-2)$$

其中: $\mathbf{U}$ 代表计算域中网格单元速度场。 $p_d = p - \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{x}$ 为动压力, ρ 为两相流体域中的液体或者气体加权密度, $\mathbf{g}$ 为重力加速度向量。 $\mu_{eff} = \rho(\nu + \nu_t)$ 表示有效动力粘度, ν 表示运动粘度, ν_t 表示涡粘度。 f_s 是用于消波的源项。

2.1.2 自由面处理方法

流体体积法 (Volume of Fluid, VOF) 是目前基于有限体积法的 CFD 软件中求解两相流问题应用最为广泛的方法之一。该方法首先通过流体所占离散网格体积的比重 α 来统一衡量流体在计算域中的分布, 其中 α 取值范围在 0 到 1 之间, 0 代表为气体, 1 则代表为水, 介于 0 到 1 之间则表征为自由面。因此, 通过体积分数 α 将两相流规化为统一的流体域, 其中的流体物理参数均可通过体积分数来权衡, 如计算域中的流体密度和粘度可以写作:

$$\begin{cases} \rho = \alpha\rho_l + (1-\alpha)\rho_g \\ \mu = \alpha\mu_l + (1-\alpha)\mu_g \end{cases} \quad (2-3)$$

其中， ρ_l 和 ρ_g 分别表示水和空气的密度， μ_l 和 μ_g 则为水和空气的粘度。

采用 VOF 方法捕捉自由面的数值模拟中遇到的最为关键的问题是体积分数的守恒性，针对的两相流体密度比较大，如水和空气密度比约为 1000，这种情况下，一个较小的体积分数数值误差就会导致很大的物理参数差别。同时体积分数同自由面曲率求解和表面张力，自由面压力梯度都息息相关，一般情况下，两种流体介质间的界面很厚（几层网格），并且计算结果对网格的分辨率很敏感。本文采用 OpenFOAM 中改进的带有人工压缩技术的 VOF 方法来捕捉自由面。该方法中引入了一个额外的对流项，从而可以提供较为精细的界面。这种人工压缩技术方法针对空气和水的体积分数输运方程分别为：

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (U_l \alpha) = 0 \quad (2-4)$$

$$\frac{\partial (1-\alpha)}{\partial t} + \nabla \cdot [U_g (1-\alpha)] = 0 \quad (2-5)$$

其中 l 和 g 下标分别代表水和空气项。假定水和空气的速度对自由面的演化为与体积分数呈等比例的贡献，那么整个流场中的有效速度场可以表征为：

$$U = \alpha U_l + (1-\alpha) U_g \quad (2-6)$$

那么公式（2-6）可以重新写作：

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (U \alpha) + \nabla \cdot [U_r \alpha (1-\alpha)] = 0 \quad (2-7)$$

其中 $U_r = U_l - U_g$ 为相对速度，定义为“压缩速度”。公式中压缩项的数值离散通过自由界面处的速度通量来求解：

$$U_{r,f} = \mathbf{n}_f \min \left\{ C_\alpha \frac{|\phi|}{|\mathbf{S}_f|}, \max \left(\frac{|\phi|}{|\mathbf{S}_f|} \right) \right\} \quad (2-8)$$

其中，下标 f 表示面单元上的物理量， ϕ 是通量， $\mathbf{S}_f$ 是网格面单元的法向向量， $\mathbf{S}_f$ 的模等于网格面单元的面积， C_α 是压缩系数， $\mathbf{n}_f$ 表征界面上的法向量，通过界面处的网格面上的体积分数梯度求解：

$$\mathbf{n}_f = \frac{(\nabla \alpha)_f}{|(\nabla \alpha)_f + \delta_n|} \cdot \mathbf{S}_f \quad (2-9)$$

其中 δ_n 是稳定系数，表征网格的不规则性，定义如下：

$$\delta_n = \frac{\varepsilon}{\left(\sum_{i=1}^N V_i / N \right)^{1/3}} \quad (2-10)$$

其中 N 为计算的总网格量， ε 为小参数，这里取 1×10^{-8} 。这种离散求解方式即简单又具有良好的可靠性和稳定性。

通过上述推导，则可得到带有人工压缩项的 VOF 输运方程，同时，人工压缩项仅在自由面范围内起作用，远离自由面的流体域则不受影响，可以有效控制数值耗散，从而不再需要为了提高精度去采用高阶的对流项离散格式。目前 OpenFOAM 不同的发行版本以及其他人员也进行了一系列的 VOF 方法的改进工作，详细改进模型可以参阅文献^[171-173]。

动量方程（公式（2-2））中的表面张力项 f_σ 是通过水气界面处产生的额外压力梯度导致的，其具体表达形式如下：

$$f_\sigma = \sigma \kappa \nabla \alpha \quad (2-11)$$

其中 κ 是自由面的平均曲率，由下面的表达式求得：

$$\kappa = -\nabla \cdot \left(\frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|} \right) \quad (2-12)$$

公式（2-11）中的表面张力求解方式只适用于表面张量为常量的问题，这里表面张力系数取为 $\sigma = 0.0734 \text{ kg} / \text{s}^2$ 。

2.1.3 湍流模型

目前计算流体力学常采用的数值模拟方法主要分为三种：直接数值模拟方法（Direct Numerical Simulation, DNS）、大涡模拟方法（Large Eddy Simulation, LES）、雷诺平均数值模拟方法（Reynold-Averaged Navier-Stokes, RANS）。三者的主要区分标准就是直接求解的涡的尺度，DNS 方法是对流动控制方程直接进行数值求解，不需要建立湍流模型，需要解析所有尺度的涡，因此计算成本很高，目前该方法常用于雷诺数较低的简单湍流流动。LES 方法通过空间尺度进行大小尺度涡的过滤，大尺度的涡可以直接通过流场计算解析，小尺度的涡则用适当的模型来封闭。采用 LES 方法进行数值计算时，雷诺数 Re 越高，为解析精细的流动所需的网格量越多，计算时间也会成倍地增加。根据船舶与海洋工程的流动中非定常、两相流、高雷诺数以及尺度大等特点，本博士论文主要采用 RANS 方法进行数值模拟，湍流模型选择 SST $k-\omega$

模型。基于标准 $k-\omega$ 模型的 SST (Shear Stress Transport) $k-\omega$ 模型结合了标准 $k-\omega$ 和标准 $k-\varepsilon$ 模型的优点, 是 OpenFOAM 中应用最为广泛的湍流模型。Menter^[174]提出的 SST $k-\omega$ 模型在边界层内部采用 $k-\omega$ 模型, 而在边界层外部区域与自由流动区域采用标准 $k-\varepsilon$ 模型, 通过混合函数 (Blending function) 将二者结合, 充分利用了二者的优点, 并有效避免了其缺点。混合模型的两方程最终表达式如式所示:

$$\begin{aligned}\frac{\partial k}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U}k) &= \tilde{G} - \beta^* k \omega + \nabla \cdot [(\nu + \alpha_k \nu_t) \nabla k] \\ \frac{\partial \omega}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U}\omega) &= \gamma S^2 - \beta \omega^2 + \nabla \cdot [(\nu + \alpha_\omega \nu_t) \nabla \omega] + (1 - F_1) CD_{k\omega}\end{aligned}\quad (2-13)$$

其中, k 和 ω 分别表征湍动能和耗散率。 F_1 为混合函数, 通过该函数可以实现在近壁面处采用标准 $k-\omega$ 模型, 而在远离物体区域采用 $k-\varepsilon$ 模型。

处理结构物壁面附近的流动是数值模拟的关键。通常边界层内的流动分为粘性底层、过渡层和对数率层, 如图 2-1 所示。在粘性底层流动中, 无因次化后的速度 U^+ 和网格到物面距离 y^+ 呈线性关系:

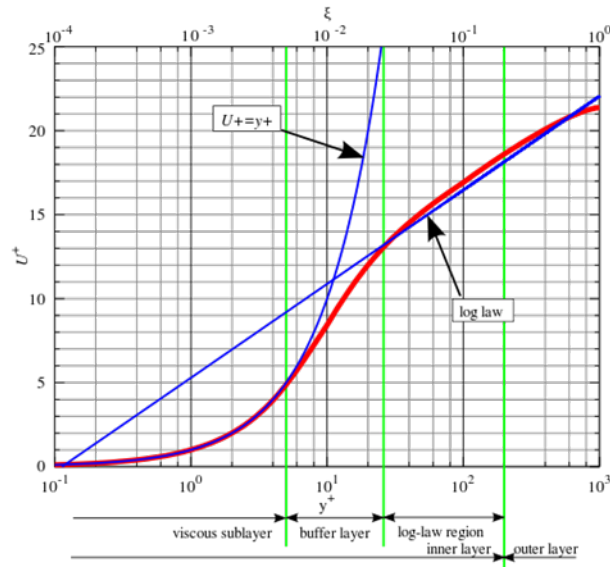
$$U^+ = y^+ \quad (2-14)$$

在对数率层流动中, U^+ 与 y^+ 的自然对数呈线性关系:

$$U^+ = \frac{\ln(Ey^+)}{\kappa} \quad (2-15)$$

其中, $U^+ = U / u_\tau$; $y^+ = y u_\tau / \nu$; $u_\tau = \sqrt{\tau_\omega / \rho}$ 为流动剪切速度; κ 是冯卡门常数; τ_ω 为物体表面上的剪切应力。

边界层内的流动解析需要满足物面最近的一层网格高度在粘性底层之内。由于粘性底层很薄, 这就要求无因次化的网格到物面的距离 $y^+ \leq 1$, 由此就会对计算网格提出了很高的要求。因此, 这种超大网格量对计算资源要求很高, 从而在工程应用中一般会采用壁面函数, 即将物面第一层网格置于对数率层, 对应于 $30 \leq y^+ \leq 300$, 由此减少计算网格。同时, 更大的网格单元有利于提高数值计算的稳定性, 也利于提升计算的收敛速率。因此, 壁面函数被广泛的应用于当前的 CFD 数值计算中, 也是本博士论文中数值模拟所采用的方式。

图2-1 边界层内的速度示意图^[175]Fig.2-1 Diagram of velocity distribution in boundary layer^[175]

此外，通过图 2-1 可以发现有过渡层的存在，在过渡层内，不满足线性或者对数关系，没有一个精确可靠的模型来描述这一区域内的流动变化。因此，使用壁面函数时只是针对粘性底层或者对数层，即采用图 2-1 中的两条蓝线去拟合真实的红线分布。

采用壁面函数方法，一般将壁面第一层的网格置于对数层。这是因为近壁面的流动具有较大的速度梯度变化，如果将网格越过这一区域，会导致流场求解出现较大的误差。因此，为保证计算精度，在 OpenFOAM 中，通过修正物面第一层网格的湍动粘度 ν_t 来实现。具体方法为在粘性底层和对数层中间设定一个临界值，如图 2-1 所示。由此，在临界点上就有：

$$y^+ = \frac{\ln(Ey^+)}{\kappa} \quad (2-16)$$

其中， $\kappa = 0.41$, $E = 9.81$ 。可以求得临界值为 $y^+ = 11.53$ 。进而能够求得物体表面上每个网格的 y^+ ：

$$y^+ = \beta^{*1/4} y \frac{\sqrt{k}}{\nu} \quad (2-17)$$

求解中以临界值区分层流流动区域和湍流流动区域，在层流区的湍动粘度为零。而在湍流流动区域中湍动粘度 ν_t 通过下式求得：

$$\nu_t = \nu \left(\frac{y^+ k}{\ln(Ey^+)} - 1.0 \right) \quad (2-18)$$

2.1.4 控制方程离散

OpenFOAM 采用有限体积法 (Finite Volume Method, FVM) 对控制方程和 VOF 方程进行离散。计算中流场信息保存在网格单元的中心, 单元面元上的值则需要通过插值求出, 再根据高斯理论, 把面元上的值求和积分可以得到单元体的值。OpenFOAM 提供了多种离散格式, 本文对时间域的离散采用隐式 Euler 格式, 控制方程中的对流项采用带 VanLeer 限制函数的 vanLeer 格式, 动量方程中的扩散项采用中心差分格式 (Central Difference Scheme, CDS) 获得控制体边界面上的梯度值。对 OpenFOAM 中方程离散的详细描述可以参考文献^[176]。

2.1.5 波浪与流相互作用

在真实的海洋环境中, 波浪通常与水流是一同作用的。波浪与水流相互作用可看作 Doppler 效应, 即顺流时波长变大, 波高减小, 逆流时波长变小, 波高增大^[177]。因此在水流存在时, 对于波浪模型的选择需要考虑其影响。记无水流时波速为 U_w , 波长为 L_0 , 考虑深水情况, 则在流速 U_c 的存在下, 波长 L 和速度 U_r 变为:

$$\frac{U_r}{U_w} = \frac{1}{2} \left[1 + \left(1 + 4 \frac{U_c}{U_w} \right)^{1/2} \right] \quad (2-19)$$

$$\frac{L}{L_0} = \frac{1}{4} \left[1 + \left(1 + 4 \frac{U_c}{U_w} \right)^{1/2} \right]^2 \quad (2-20)$$

由方程 (2-19) 和 (2-20) 可知, 当水流与波浪同向时, 流速越大, 波速也越大, 波长也越大。

记无水流时波速为 U_w , 波幅为 A_0 , 同样考虑深水情况, 则在流速 U_c 的存在下, 波幅 A 变为:

$$\frac{A}{A_0} = \frac{2}{\left[1 + 4 \frac{U_c}{U_w} + \left(1 + 4 \frac{U_c}{U_w} \right)^{1/2} \right]^{1/2} \left[1 + \left(1 + 4 \frac{U_c}{U_w} \right)^{1/2} \right]^{1/2}} \quad (2-21)$$

因此当流速越大时, 波幅会逐渐减小。然而波幅的减小幅度并非与波速的增加呈线性关系, 而是随着波速的增加, 波幅的减小幅度逐渐减小。

2.1.6 波流力的求解

波流场中的速度项为纯波 U_w 和纯流 U_c 之和, 那么结构物在波流场中所受的波流力 C_D 和 C_M 也可以认为由两部分组成, 一部分来自纯波浪, 另一部分则来自纯来流。通过对纯波浪力和纯来流力加权平均就可得到波流共存场中的波流力, 如公式 (2-22) 和公式 (2-23) 所示:

$$C_D = \frac{C_{Dw}u_o + C_{Dc}U\alpha}{u_o + U\alpha} = \frac{C_{Dw}KC_w + C_{Dc}KC_c\alpha}{KC_w + KC_c\alpha} = \frac{C_{Dw} + C_{Dc}V_T\alpha}{1 + V_T\alpha} \quad (2-22)$$

$$C_M = \frac{C_{Mw}u_o + C_{Mc}U\alpha}{u_o + U\alpha} = \frac{C_{Mw}KC_w + C_{Mc}KC_c\alpha}{KC_w + KC_c\alpha} = \frac{C_{Mw} + C_{Mc}V_T\alpha}{1 + V_T\alpha} \quad (2-23)$$

其中 α 为加权系数, 以衡量来流相对于波浪在波流场中的比重, C_{Dw} 和 C_{Dc} 由 KC_w 和 Re_w 确定, 下标 w 表示纯波量; C_{Mw} 和 C_{Mc} 由 Re_c 确定, 下标 c 表示纯流量。

2.2 数值波流水池模块开发

在数值波流水池中, 在不考虑流作用时, 波浪的实现主要需要考虑造波和消波两个重要功能的实现。造波的方法一般有三种: 源项造波、仿造波板运动造波以及输入式入口边界造波。消波方法一般有建立海绵层阻尼消波区、斜坡岸滩消波等。本文开发的波流联合模型主要采用的造波方法为输入式入口边界造波, 在此基础上进行流速与波速耦合, 消波方法为建立海绵层阻尼消波区, 并用浪高仪记录数值水池中某位置处自由面高度随时间的变化情况, 接下来详细介绍这波流数值水池的实现。

2.2.1 数值造波模块

求解器中基于输入边界相应的数值造波边界条件^[110], 通过求解波面方程, 可以得到波浪的传播以及波浪速度等参数。输入式入口边界造波操作简单, 是较为普遍使用的造波方法, 但是会出现较大的数值耗散以及数值误差。通常我们通过波谱修正或增加消波区来保证计算域内质量守恒, 以及通过加密网格和减小时间步长来减少计算误差。目前, 求解器中可以实现规则波、不规则波、孤立波以及聚焦波等多种类型波浪数值模拟。

(1) 规则波

在求解器中, Stokes 一阶波标记为 `stokesFirst`, 根据线性小振幅波理论编写程序代码。在迎浪的情况下 ($\beta=0^\circ$), 线性 Stokes 波的波面方程为:

$$\eta = a \cos(kx - \omega t + \delta) \quad (2-24)$$

水质点的水平速度和垂直速度为：

$$\begin{aligned} u &= \frac{agk}{\omega} \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \cos(kx - \omega t + \delta) \\ &= a\omega \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \cos(kx - \omega t + \delta) \end{aligned} \quad (2-25)$$

$$\begin{aligned} w &= \frac{agk}{\omega} \frac{\sinh k(z+h)}{\cosh kh} \sin(kx - \omega t + \delta) \\ &= a\omega \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \cos(kx - \omega t + \delta) \\ &= \frac{\pi H}{T} \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \cos(kx - \omega t + \delta) \end{aligned} \quad (2-26)$$

波浪中流体的压强为：

$$p = -\rho g z + \rho g \frac{H}{2} \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \cos(kx - \omega t) \quad (2-27)$$

$$\frac{\partial p}{\partial n} = -\frac{H}{2} \rho g k \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \sin(kx - \omega t) \quad (2-28)$$

其中 $H = 2a$ 表示波高； T 为周期； h 为水深； ω 是波浪圆频率； k 表示波数； δ 表示相位；波浪的色散关系可以表示为：

$$\omega^2 = gk \tanh(kh) \quad (2-29)$$

(2) 单向不规则波

由于单向不规则波的组成波具有相同的传播方向，因此其自由面的表达式可以表示为：

$$\zeta = \sum_{i=1}^{\infty} \zeta_{Ai} \cos(k_i x - \omega_i t + \varphi_i) \quad (2-30)$$

ζ_{Ai} 、 k_i 、 ω_i 分别表示单个组成波的波幅、波数、圆频率。目前，常用的波谱有 P-M 谱、JONSWAP 谱等。

(3) 孤立波

孤立波是只有单一波峰的波，其水质点仅在波浪传播的方向运动，有关孤立波的理论可以参考文献。孤立波的波面方程以及水质点的运动速度为：

$$\eta = H \operatorname{sech}^2 \left\{ k \left[(ct - (x - x_0)) \right] \right\} \quad (2-31)$$

$$u = \frac{H}{4d^4} \sqrt{gd} \cdot \frac{[2d^3 + d^2H + 12dHz + 6Hz^2 + (2d^3 - d^2H - 6dHz - 3Hz^2) \cosh[\sqrt{\frac{3H}{d^3}}(ct - (x - x_0))]]}{\cosh^4[\sqrt{\frac{3H}{4d^3}}(ct - (x - x_0))]} \quad (2-32)$$

$$w = \frac{H}{4\sqrt{gd}} \sqrt{3g(H/d^3)^{1.5}}(d+z) \cdot \tanh\left[\sqrt{\frac{3H}{4d^3}}(ct - (x - x_0))\right] \cdot \frac{[2d^3 - 7d^2H + 10dHz + 5Hz^2 + (2d^3 + d^2H - 2dHz - Hz^2) \cosh[\sqrt{\frac{3H}{d^3}}(ct - (x - x_0))]]}{\cosh^4[\sqrt{\frac{3H}{4d^3}}(ct - (x - x_0))]} \quad (2-33)$$

其中： $k = \sqrt{3H/4d^3}$, $c = \sqrt{g(h+d)}$ 。

(4) 聚焦波

畸形波是一类极端波浪，具有波高突出、波峰波谷具有强非对称性等特点，现有研究通常基于聚焦波浪理论来模拟聚焦波。通过调节各个组成波的相位角，使得波浪在特定时间和特定位置聚焦，从而形成聚焦波。聚焦波的模型如下：

$$\eta(x,t) = \sum_{n=0}^N a_n \cos(k_n(x - x_f) - \omega_n(t - t_f)) \quad (2-34)$$

其中 x_f 为聚焦位置， t_f 为聚焦时刻。对于各组成波线性叠加的聚焦波，各组成波的波幅为：

$$a_n = \frac{A_{cr} S_n(\omega) \Delta\omega_n}{\sum_n S_n(\omega) \Delta\omega_n} \quad (2-35)$$

其中 $S_n(\omega)$ 为能量谱， $\Delta\omega_n$ 为频率增量， A_{cr} 为线性波幅，用如下公式表示：

$$A_{cr} = \sqrt{2m_0 \ln(N)} \quad (2-36)$$

其中 N 为组成波的数目， m_0 为能量谱的零阶成分。

2.2.2 波流联合作用模块

在 naoe-FOAM-SJTU 求解器中，深水规则波中考虑流的情况的公式如下：

$$\eta = a \cos(\mathbf{k} \cdot \mathbf{x} - \omega_e t + \delta) \quad (2-37)$$

其中 ω_e 表示遭遇频率：

$$\omega_e = \omega + U_0 k \cos \beta \quad (2-38)$$

$\beta(deg)$ 表示波浪传播方向， $\beta = 0^\circ$ 表示迎浪情况； $\beta = 90^\circ$ 表示横浪情况； U_0 表示物体的前进速度。在深水规则波中，因为考虑了物体前进的情况，因此在计算中考虑流时，也改变了波浪的频率，即将物体转化为在波浪中前进，而没有考虑无航速结构物问题中波浪与流相互作用的情况。此时 β 定义为船的运动方向和波浪传播方向的夹角。

因此为了研究波浪与流的相互作用，需要新开发一个波流联合作用的模块，只计算波浪与流的联合作用，而不考虑物体的前进情况。将原有的遭遇频率公式（2-38）改为： $\omega_e = \omega$ 。这样得到的波浪模型变为与遭遇频率无关，可以用于物体固定的情况。

图 2-2 展示了三维数值波流水池模块的基本框架。三维数值波流水池通过入口边界实现波浪和来流的输入，其中对于来流边界，采用均匀来流速度入口边界；对于数值造波模块，上文已经提到，该模块主要包含速度输入式造波与海绵层消波的功能，可实现对规则波与非规则波的数值模拟，包括 1~5 阶的斯托克斯波、JONSWAP 谱和 P-M 谱等不规则波、孤立波、聚焦波等波浪模型，从而可以实现波浪和来流的耦合生成。

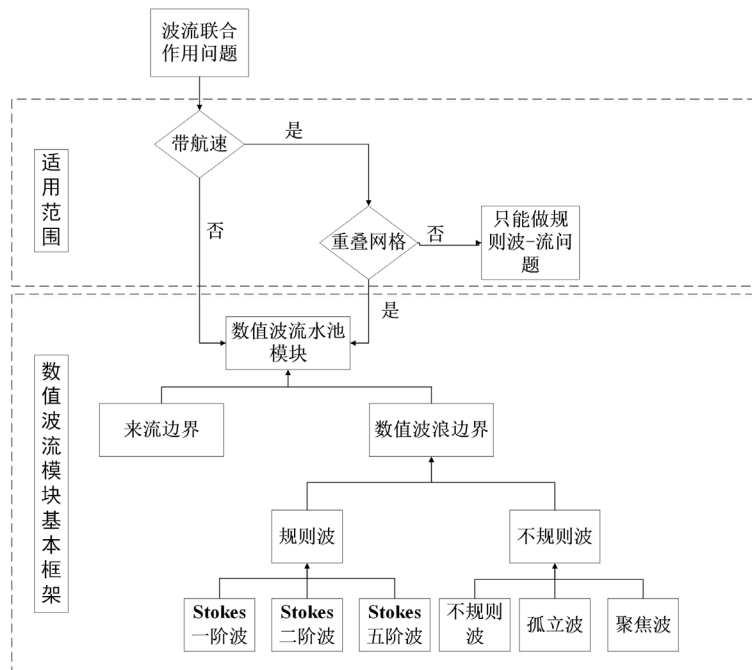


图2-2 数值波流水池模块框架示意图

Fig.2-2 Framework of the numerical wave-current tank module

2.2.3 海绵层消波模块

在求解器中，我们在数值水池出口设置一个海绵层，以消除出口处的波浪反射对计算域内数值计算的影响。海绵层是通过在 N-S 方程中添加源项实现的，该源项可表示为：

$$f_x(x) = \begin{cases} -\rho a_s \left(\frac{x-x_s}{L_s} \right)^2 (U - U_{ref}) & \text{消波区内} \\ 0 & \text{消波区外} \end{cases} \quad (2-39)$$

其中， x_s 是消波区的起始位置， L_s 是消波区的长度， a_s 是控制消波强度的人工粘性系数。我们在消波区内的方程中增加了一个参考速度 U_{ref} ，计算前将参考速度设为入口速度，这样可以保证整个计算域内的质量守恒。

2.2.4 基于浮力修正的湍流模型

对于两相流的波浪传播问题，湍流模型的引入会使得在自由面附近存在过大的湍流粘度，使得波浪产生严重的衰减问题。对于纯波浪问题，当工况不涉及波浪破碎、翻卷时，一般采用层流模型进行计算，不存在波浪衰减的问题。但是对于大波陡或者存在来流的工况，则需要采用湍流模型对此类高雷诺数边界层流动进行模拟，因此有必要对原有的湍流模型进行修正，从而获得适用于波流联合作用的湍流修正模型。接下来，对湍流粘度过大的问题进行简要的分析。

考虑到两相流中水和空气的大密度比，由于离散格式等数值原因在自由界面附近存在着过大的速度梯度。以 OpenFOAM 中的原始 SST $k-\omega$ 模型为例，存在两个问题：一是原始 SST $k-\omega$ 模型在内的湍流模型是适用于单相流的，控制方程中并不包含密度项。在两相流中，自由面附近的密度是变化的，因此应将其包括在湍流方程中。二是对于两相流而言，只是简单地在各项中引入了经过体积分数加权计算后的密度，并没有考虑自由面附近密度的变化，因此需要引入考虑密度变化的浮力项。

上述存在的两个问题会导致波浪传播过程中，SST $k-\omega$ 模型会使得波浪中的湍流粘度逐渐上升，从而影响计算结果，自由面交界处、以及波浪下方这两个位置，都会出现湍流粘度过高的问题。因此，需要在 OpenFOAM 中引入修正后的 SST $k-\omega$ 模型，以防止波浪沿波长方向上的衰减。首先，在 SST $k-\omega$ 模型中引入密度 ρ ，以考虑其在自由界面周围的变化。其次，在湍流动能 k 方程中引入考虑密度变化的浮力修正项。经过修正后的 SST $k-\omega$ 湍流模型的控制方程如下所示^[178,179]：

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j k}{\partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho(\nu + \sigma_k \nu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j}] = \rho P_k + G_b - \rho \beta^* \omega k \quad (2-40)$$

$$\frac{\partial \rho \omega}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j \omega}{\partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho(\nu + \sigma_\omega \nu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j}] = \frac{\gamma}{\nu_t} \rho G - \rho \beta \omega^2 + 2(1 - F_1) \rho \frac{\sigma_{\omega 2}}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (2-41)$$

$$G_b = -\frac{\nu_t}{\sigma_t} \frac{\partial \rho}{\partial x_j} g_j \quad (2-42)$$

其中, G_b 为浮力项, $\sigma_t = 0.85$ 为一常数, 其值大小决定了模化的浮力程度。浮力项的引入会抑制自由面附近模化的湍流程度, 使得垂向密度梯度较大的区域的湍流粘度趋向于零, 从而实现近似于层流模式的模拟。但在波浪发生破碎或翻卷时, 密度梯度项与重力项方向不再相同, 从而该浮力项趋向于 0, 近乎于原始的 SST $k-\omega$ 湍流模型, 不影响湍流流动的求解。

图 2-3 展示了引入浮力修正湍流模型后数值波流水池模块的求解过程:

- (1) 设置计算边界条件和初始条件;
- (2) 求解 VOF 方程;
- (3) 更新流场密度和粘度;
- (4) 通过离散的动量方程求解预估速度场;
- (5) 求解面单元的通量;
- (6) 求解压力方程并根据需要施加松弛条件;
- (7) 修正面单元上的通量;
- (8) 根据新求解的压力场修正速度场;
- (9) 更新边界流场信息, 求解浮力修正湍流输运方程;
- (10) 重复上述步骤直至达到收敛。

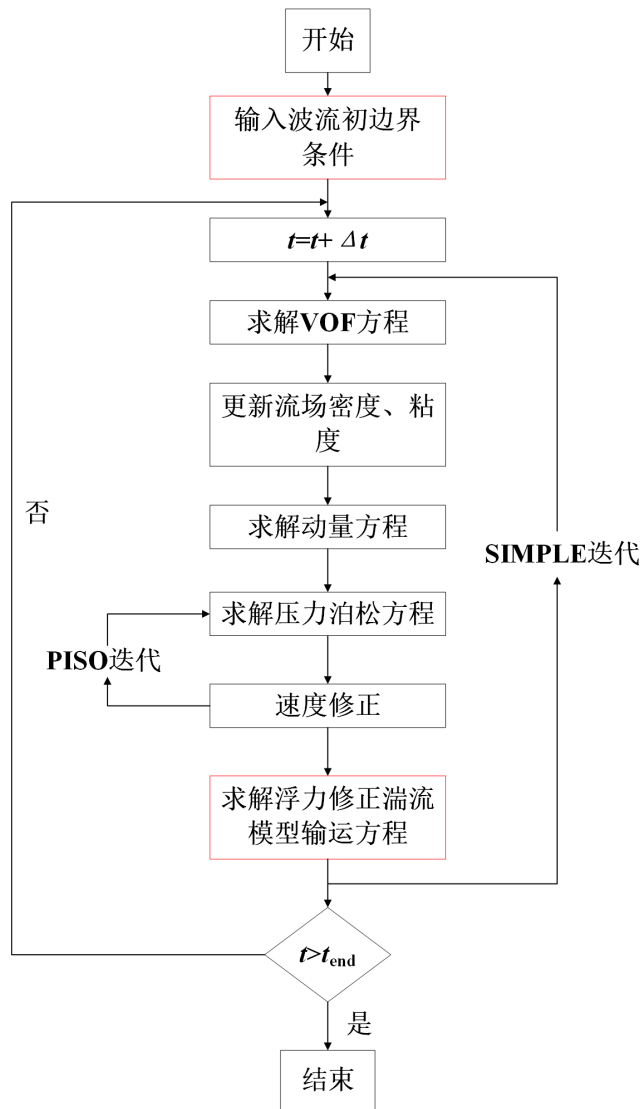


图2-3 数值波流水池模块求解过程

Fig.2-3 Flowchart for flow solver algorithm for the numerical wave-current tank module

2.3 数值波流水池模块验证

为了验证数值波流水池模块中，波流联合模块、浮力修正湍流模型以及他们联合作用下对于结构物处理的有效性和可靠性，本节选用模型试验、前人的数值模拟结果进行验证分析。

2.3.1 波流联合作用模块验证

为了验证波流水池模块在处理波流问题上有效性和可靠性，本文参考 Umeyama^[180]所做的模型试验，对试验中的和波流联合作用的工况进行了数值模拟，具体工况如表 2-1 所示。

表2-1 计算工况

Table 2-1 Test conditions

	波浪周期 (s)	波高 (m)	波陡	流速 (m/s)
工况 1	1.0	0.0234	0.0536	-
工况 2	1.0	0.002	0.0463	0.08

图 2-4 所示为二维数值波浪水池计算域的示意图，水池长为 7.5 m，高 0.6 m，水深 0.3 m，空气部分也为 0.3 m。数值水池左侧为波浪入口边界，右侧选取 1.5 m 的消波区，用来抵消出口处的波浪反射，计算域顶部边界设置为压力入口边界条件，底部边界设置为不可滑移壁面条件。在距离造波边界 2.0 m、2.5 m、3.0 m、3.5 m 和 4.0 m 处设置浪高仪。

本节要模拟的目标波波浪参数为波高 $H = 0.0234$ m，周期 $T = 1$ s，波长 $L = 1.58$ m，利用 OpenFOAM 提供的软件 *blockMesh* 生成计算网格，并对自由面附近的网格加密，保证自由面处计算网格具有较小的细长比，水平方向上一个波长内布置 80 个网格，一个波高内布置 20 个网格，如图 2-5 所示。计算时间步长为 0.001s。

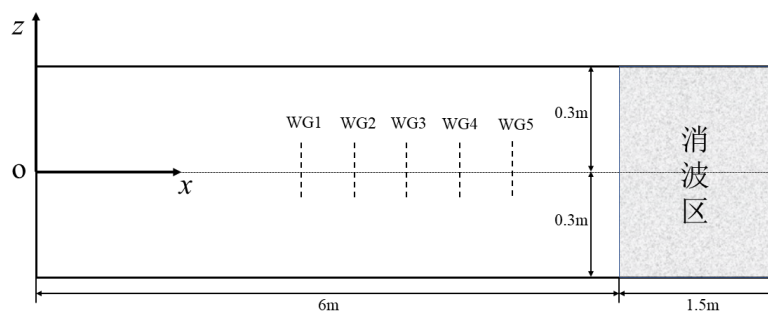


图2-4 数值波浪水池计算域示意图

Fig.2-4 Schematic of the computational domain of the numerical wave tank

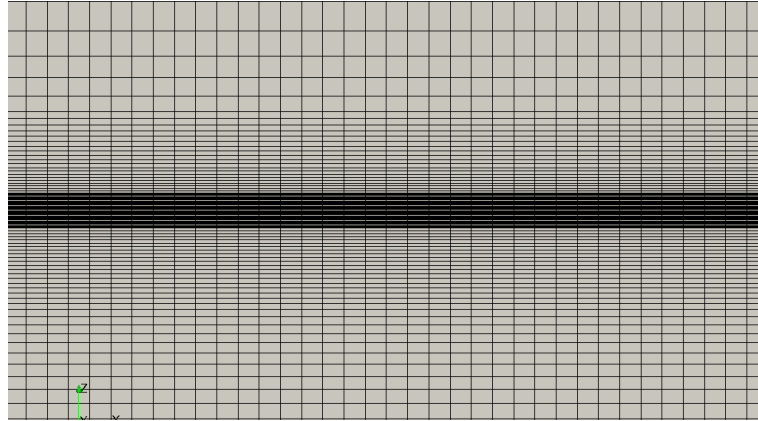


图2-5 模拟过程中的计算网格

Fig.2-5 The computational mesh during the numerical simulations

图 2-6 给出了纯波浪工况下浪高仪 WG3 在一个周期内的波高与试验值的对比，从图中可以看出，本文采用的波流水池模块模拟的波高时历与试验结果吻合得很好，其中，波峰处的误差为 2.1%，波谷处的误差为 7.8%。图 2-7 给出了波流联合工况下浪高仪 WG3 在一个周期内的波高与试验值的对比，模拟结果也与试验结果吻合得很好，波峰处的误差为 1.4%，波谷处的误差为 4.3%。

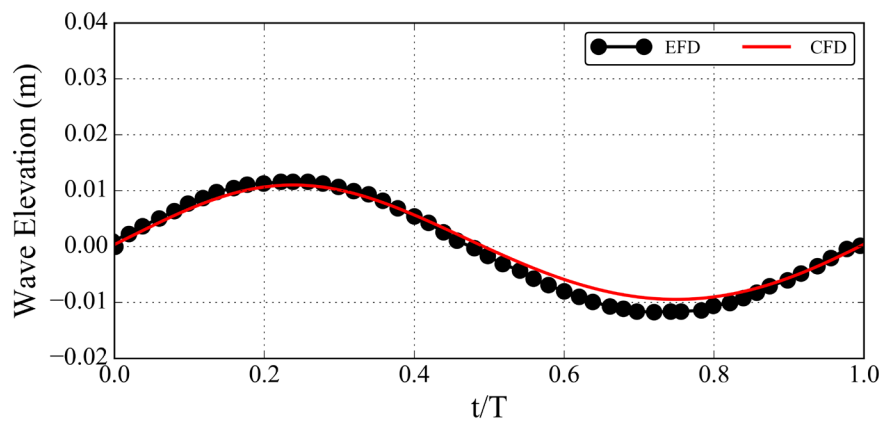


图2-6 纯波浪与试验的对比验证

Fig.2-6 Comparison of simulated and measured surface profile in wave only condition

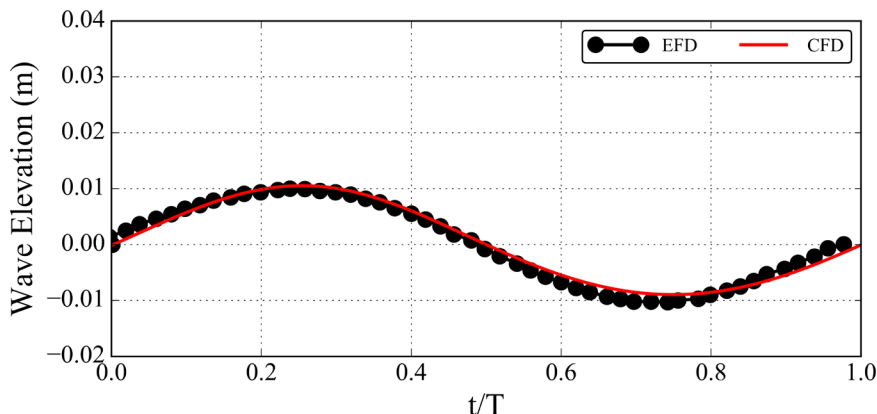


图2-7 波流与试验的对比验证

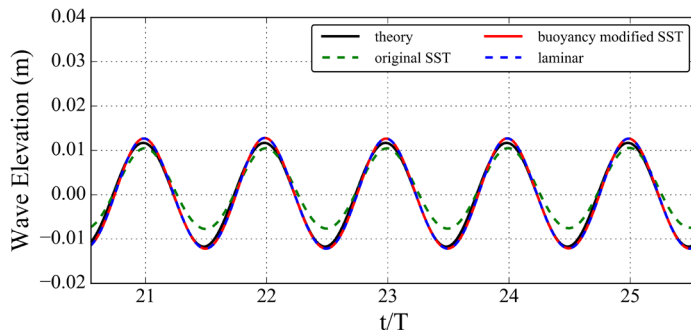
Fig.2-7 Comparison of simulated and measured surface profile in wave-current condition

2.3.2 浮力修正湍流模型验证

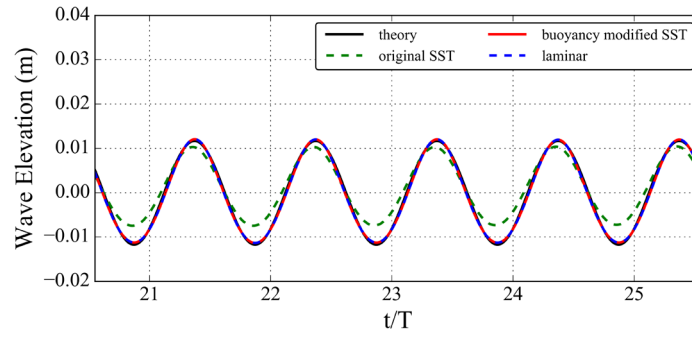
为了验证浮力修正湍流模型的正确性和有效性,本节对采用不同湍流模型的规则波的演化进行了数值模拟,并把模拟结果与理论值进行了对比验证。

本节采用的数值波流水池模型和网格同 2.3.1 节,如图 2-4 和图 2-5。模拟的目标波浪参数为波高 $H = 0.0234$ m,周期 $T = 1$ s,波长 $L = 1.58$ m,分别采用层流、原始 SST $k-\omega$ 以及浮力修正的 SST $k-\omega$ 三种湍流模型进行数值模拟。

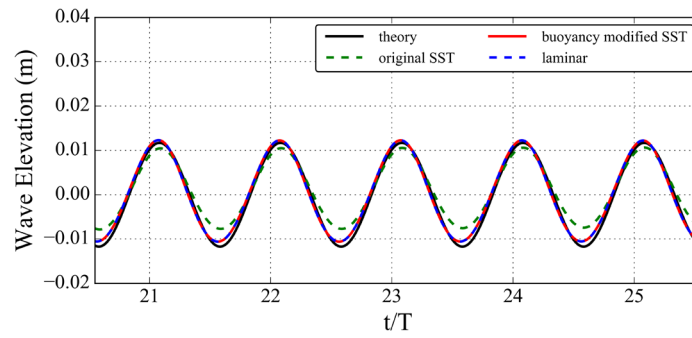
图 2-8 为采用不同湍流模型数值模拟的规则波的波高时历曲线与理论值的对比。从图中可以看出,采用原始 SST $k-\omega$ 模型模拟的波高出现了明显的衰减,而采用层流模拟的结果并没有出现衰减。采用浮力修正 SST $k-\omega$ 模型和层流模拟的波高与理论值吻合得很好,沿着波浪传播方向几乎没有出现衰减,由此可见,浮力修正 SST $k-\omega$ 模型可以很好地模拟波浪传播问题。



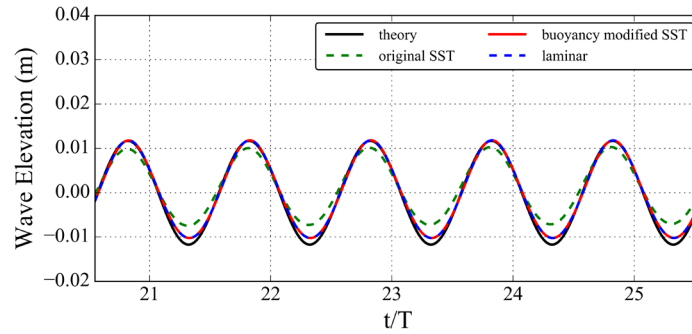
(a) WG1



(b) WG2



(c) WG3



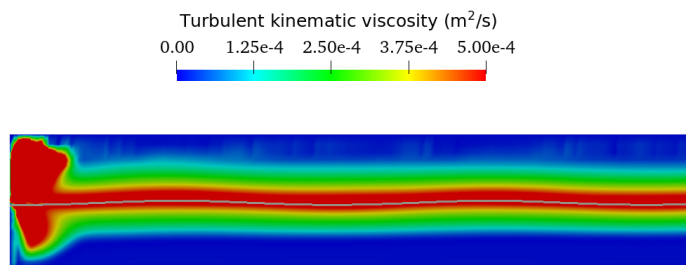
(d) WG4

图2-8 不同湍流模型在各浪高仪处的波高时历曲线

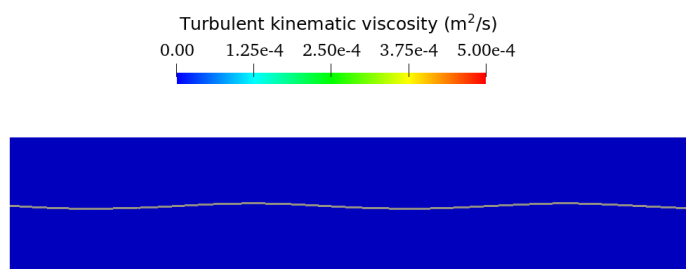
Fig.2-8 Time histories of surface elevation at each wave gauge for different turbulent models

图 2-9 分别展示了两个波长内采用原始 SST $k-\omega$ 模型和浮力修正 SST $k-\omega$ 模型的湍流粘度云图，从图中可以看出，采用浮力修正 SST $k-\omega$ 模型自由面处的湍流粘度比原始 SST $k-\omega$ 模型低了两个数量级，几乎为 0。对于波陡较大的波浪，自由面处的湍流粘度将会增加，对于数值模拟的波高影响很大，如图 2-8 所示，这种湍流粘度的增

加,是造成波浪衰减的主要原因。采用浮力修正 SST $k-\omega$ 模型并没有出现明显的波浪衰减现象,浮力修正项使得自由面处的湍流粘度接近为 0,该模型对自由面采用层流模式进行模拟,从而可以避免数值模拟时的波浪出现严重的衰减。



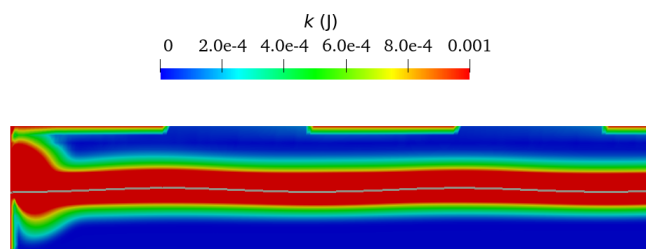
(a) 原始 SST $k-\omega$ 模型



(b) 浮力修正 SST $k-\omega$ 模型

图2-9 采用不同湍流模型的湍流运动粘度云图

Fig.2-9 Contour plot of the turbulent kinematic viscosity ν_t (m^2/s) for different turbulent models



(a) 原始 SST $k-\omega$ 模型

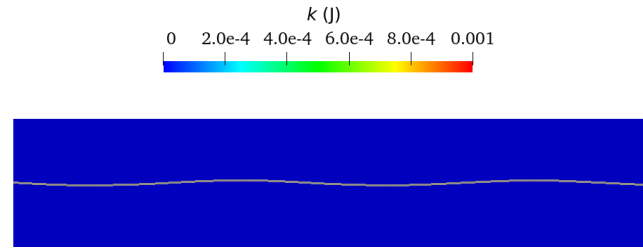
(b) 浮力修正 SST $k-\omega$ 模型

图2-10 采用不同湍流模型的湍动能云图

Fig.2-10 Contour plot of the turbulent kinetic energy k (J) for different turbulent models

2.4 本章小结

本章首先对波、流作用问题中数值求解涉及到的数学模型及数值方法做了简要介绍,包括基于有限体积框架的两相流不可压缩流体控制方程,自由面捕捉方法,湍流模型,离散格式选取等。然后,对 naoe-FOAM-SJTU 求解器中数值波流水池模块开发进行说明,包括基于输入式入口边界的造波模块、将流速与波速耦合后的波流联合作用模块,以及基于源项的海绵层消波方法,为了解决波浪传播过程中由于湍流模型导致的数值耗散,进一步在求解器中引入了基于浮力修正的 SST $k-\omega$ 湍流模型。在以上基础上,对海洋结构物的波流水池模块和浮力修正湍流模型进行基于理论与真实物理试验结果的对比验证,验证了该模型在波流联合流场中解决高雷诺数、高傅汝德数下湍流模型带来的数值耗散问题以及大波陡下数值水池的波浪衰减等问题的能力和优势,为接下来研究结构物在波、流及波流联合作用下的机理问题奠定可靠基础。

第三章 纯波浪作用下有限长圆柱水动力特性的数值模拟

本章以固定直立圆柱为研究对象，基于自主研发的船舶与海洋工程 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU，对单圆柱的波浪爬升和波浪载荷进行了数值模拟。首先通过空场情况下波浪的数值模拟，与理论结果比较，验证了求解器数值造波的可靠性与准确性。其次，选用不同的波浪参数，分析波浪周期、波陡参数对单个直立圆柱周围的波浪爬升、波浪载荷的影响，探讨了波浪爬升过程中粘性对波面分布的影响，以及波浪爬升过程中的自由面演化过程以及二次波峰现象。

3.1 计算工况和数值模型

3.1.1 计算工况

波浪绕立柱所发生的波浪散射与爬升受结构物参数和波浪参数影响。根据量纲分析法，可以将波浪爬升高度定义为以下几个物理参数的函数：

$$R = f(\rho, g, \mu, \sigma, A, L, T, U_m, h, d)$$

其中， R 为波浪爬升高度； ρ 为流体密度； g 为重力加速度； μ 为动力粘性； σ 为液体与气体界面表面张力； A 为波浪幅值； T 为波浪周期； L 为波长； U_m 为波峰处横向加速度； h 为水深； d 为特征长度，这里指圆柱直径 D 。波浪爬升高度与以下几个无量纲参数有关：

$$R/A = f(ka, kA, KC, Re, Fr, kh, We)$$

其中， R/A 为波浪爬升相对高度； $ka = 2\pi/L$ 为波浪散射参数； $kA = 2\pi A/L = \pi H/L$ 为波陡参数； $KC = \pi A/d$ 为 KC 数； $Re = 2\rho U_m d/\mu$ 为雷诺数； $Fr = U_m/\sqrt{2gd}$ 为傅汝德数； $kh = 2\pi h/L$ 为相对水深数； $We = U_m/\sqrt{2gd/\sigma}$ 为韦伯数。

本章选取一直立圆柱作为研究对象来研究规则波下圆柱的波浪爬升和波浪载荷模拟，圆柱直径为 16 m，吃水为 24 m，假定水深较深且 $kh \gg 1$ ，这使得有限的深度效应不对自由面运动造成干扰，因此波浪爬高仅由波物作用产生。选取三个不同的波浪周期 $T=7\text{ s}$ （短波）， 9 s （中波）和 15 s （长波）的规则波研究规则入射波对圆柱周围波场的影响，同时还考虑了三个入射波波陡的变化 $H/L = 1/30$ （小波陡）， $H/L = 1/16$ （中波陡）和 $H/L = 1/10$ （大波陡），一共九种工况参数如表 3-1 所示。

表3-1 规则波与固定圆柱相互作用的计算工况

Table 3-1 Test conditions of the interaction between regular waves and fixed cylinder

	波浪周期	波陡	波长	波高	D/L	KC 数
	$T(s)$	H/L	$L(m)$	$H(m)$		
工况 1	7	1/30	76.44	2.548	0.209	0.500
工况 2	7	1/16	76.44	4.777	0.209	0.938
工况 3	7	1/10	76.44	7.644	0.209	1.501
工况 4	9	1/30	126.36	4.212	0.127	0.827
工况 5	9	1/16	126.36	7.898	0.127	1.551
工况 6	9	1/10	126.36	12.636	0.127	2.481
工况 7	15	1/30	351.00	11.700	0.046	2.297
工况 8	15	1/16	351.00	21.938	0.046	4.307
工况 9	15	1/10	351.00	35.100	0.046	6.892

在圆柱周围 10 个位置设置虚拟浪高仪，布置如图 3-1 所示，WPB (inner circle) 表示贴近圆柱表面的位置，WPO (outer circle) 表示距离圆柱中心一个直径的位置，表 3-2 给出了其具体位置，由对称性可知十个测试点分别可代表距离圆心 $D/2$ 和 D 两个圆周的波高数据。虚拟浪高仪的高度与计算域的高度一致。

表3-2 各浪高仪的位置

Table 3-2 Location of each wave gauge

近圆柱 测波点	X 轴坐标 $x(m)$	Y 轴坐标 $y(m)$	远离圆柱 测波点	X 轴坐标 $x(m)$	Y 轴坐标 $y(m)$
WPB1	-8.2063	0	WPO1	-16.0	0
WPB2	-5.8027	-5.8027	WPO2	-11.3137	-11.3137
WPB3	0	-8.2063	WPO3	0	16.0
WPB4	5.8027	-5.8027	WPO4	11.3137	11.3137
WPB5	8.2063	0	WPO5	16.0	0

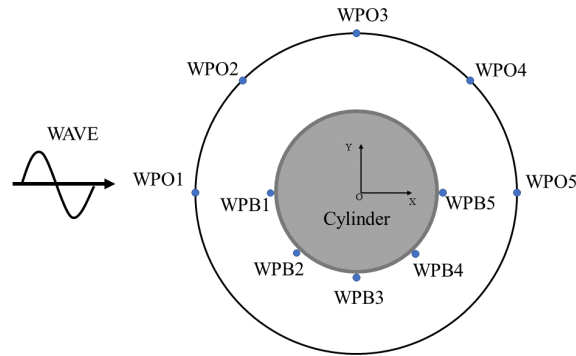


图3-1 圆柱周围浪高仪的布置图

Fig.3-1 Location of each wave gauge

3.1.2 计算域和网格划分

网格的划分是利用 OpenFOAM 自带的 *snappyHexMesh* 工具实现的，首先运用 *blockMesh* 软件绘制背景网格，再利用 *snappyHexMesh* 工具划分圆柱表面的网格。计算域大小为： $-2L < x < 3L$, $-L < y < L$, $-L < z < 0.5L$ ，其中 L 是波长，计算域如图 3-2 所示。数值水池左侧为波浪入口边界，右侧选取长度为 L 的消波区，用来抵消出口处的波浪反射，圆柱表面采用无滑移固壁条件。划分网格时对自由面以及圆柱表面部分进行局部细化，以便精确捕捉自由面等物理量的剧烈变化。一个波高范围内的网格数量大于 20 个，一个波长范围内的网格数约为 70 个，模型表面 y^+ 控制在 50 左右，整个网格量大约为 170 万。图 3-3 为计算网格。

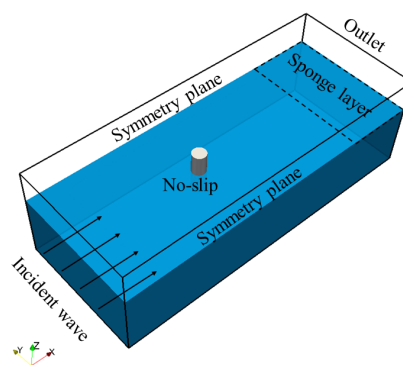


图3-2 计算域大小

Fig.3-2 Computational domain

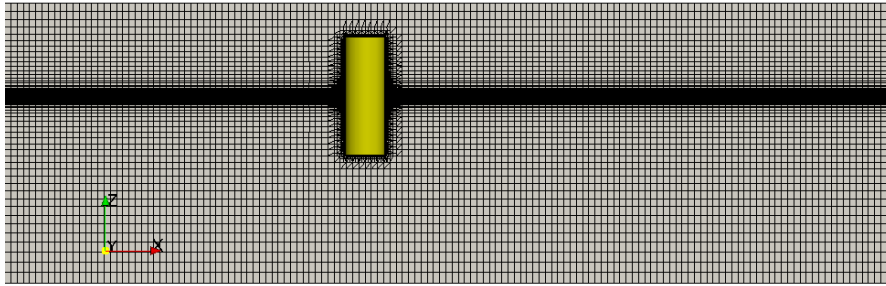


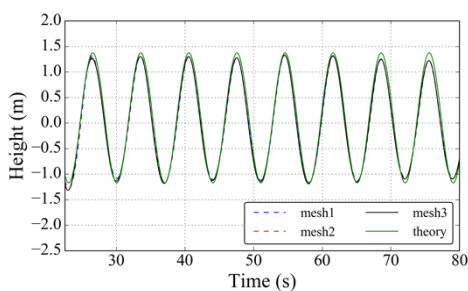
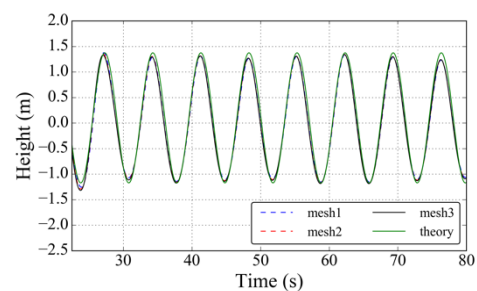
图3-3 圆柱以及自由面附近网格划分图

Fig.3-3 Computational mesh of cylinder and free surface

3.2 空场造波及波浪爬升验证

3.2.1 空场造波验证

为验证数值模拟的正确性,本节首先针对算例所需规则波进行空场造波,同时将结果与理论解进行对比以及网格收敛性验证。针对工况 1 ($T=7\text{ s}$, $H/L=1/30$), 采用三套网格进行数值模拟,网格数分别为 33 万、96 万和 271 万,时间步长均为 0.005 s 。针对工况 1 在不同流场位置检查其波浪的稳定性,如图 3-4 所示,可以发现在 $x=-16\text{ m}$, -8 m , 0 m , 8 m 处的波浪波形稳定、规则,所以可以验证 naoe-FOAM-SJTU 数值模拟规则波具有有良好的准确性和可行性,可以进行下一步计算分析。这表明本文所采用的造波方法具有很好的网格收敛性,综合考虑其他波陡较大的工况以及计算效率,本文采用 96 万的网格量来进行空场造波。

(a) $x = -16\text{ m}$ (b) $x = -8\text{ m}$

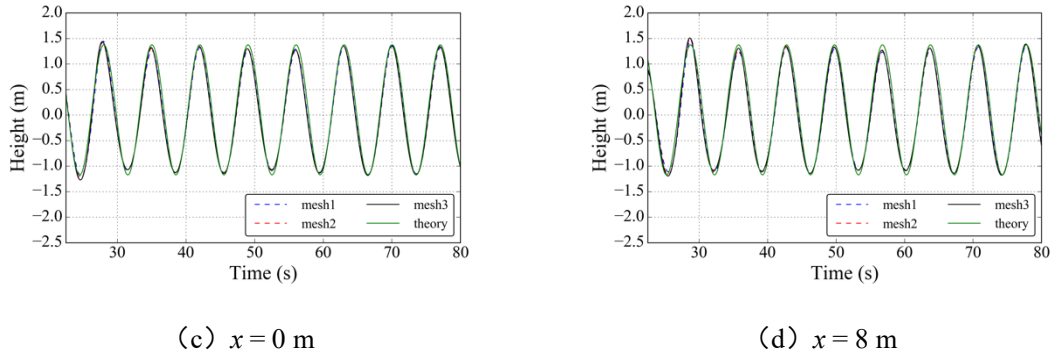
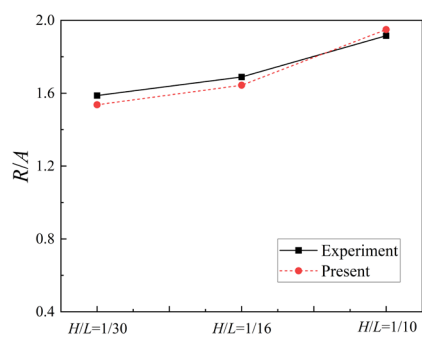


图3-4 规则波的演化过程

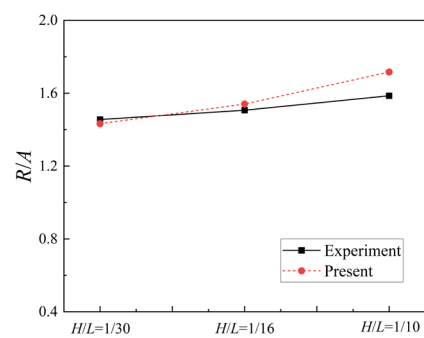
Fig.3-4 Wave propagation in the numerical wave tank

3.2.2 波浪爬升验证

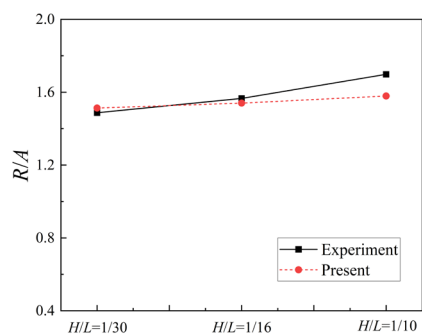
为研究不同波浪参数下的波浪爬升和波浪载荷特性,首先将不同工况下计算得到的无因次化波浪爬升 (R/A) 结果与试验结果进行对比,试验数据结果来源于韩国船舶与海洋工程研究所^[61]。无因次化波浪爬升 (R/A) 指的是波浪稳定后测波点的流体运动的平均幅值与原波幅的比值。图 3-5 为波浪周期 $T = 7 \text{ s}$ 时不同波陡工况 (工况 1, 工况 2, 工况 3) 中圆柱附近测波点 (WPB1~WPB5) 以及远离圆柱的测波点 (WPO1~WPO5) 的 R/A 值与试验结果的对比。从图中可以看出,对于圆柱前方的测波点 WPB1, R/A 值随波陡的增大而增大,波陡最小为 $H/L = 1/30$ 时, $R/A \approx 1.6$,随后随着波陡的增加, R/A 值持续增加,在最高波陡 $H/L = 1/10$ 时, $R/A \approx 1.8$,这与试验测得数值非常吻合,说明在紧贴圆柱前方测波点波浪爬升现象明显,且波陡越大波浪爬升越高。在圆柱前方远处测波点 WPO1 处,同样出现了波浪爬升随波陡升高而增加的现象,但增幅略低于试验结果,同时 WPO1 处各波陡时的 R/A 值均低于圆柱前近壁处测波点。在圆柱斜后侧测波点近壁 WPB4 位置, R/A 值低于 0.8,且随波陡增加而减小,远壁处 WPO4 位置, R/A 值在 0.8 附近,随波陡增加而降低的趋势不如近壁处明显,这也与试验趋势相一致,同时由于 WPB4 和 WPO4 处测波点 R/A 值均低于 1,说明此时的波浪幅值相对原规则波幅值减小而几乎无爬升现象。在圆柱正后方 WPB5 和 WPO5 处的 R/A 值约为 1,说明该位置波浪爬升不明显。总的来说,数值模拟的结果与试验结果吻合得较好,说明本文的数值模拟具有较好的精度。



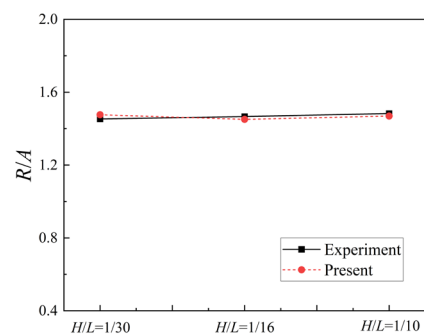
WPB1



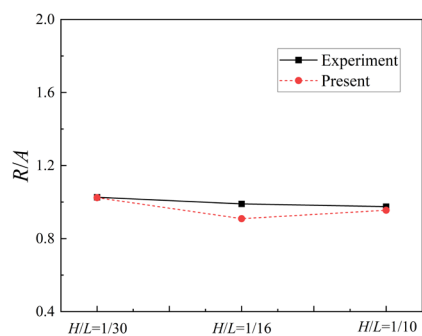
WPO1



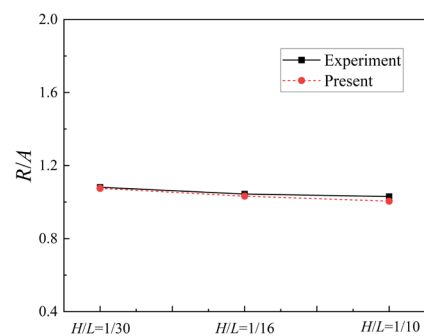
WPB2



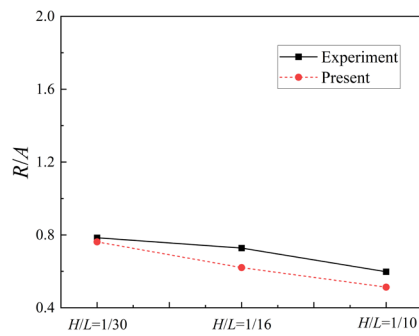
WPO2



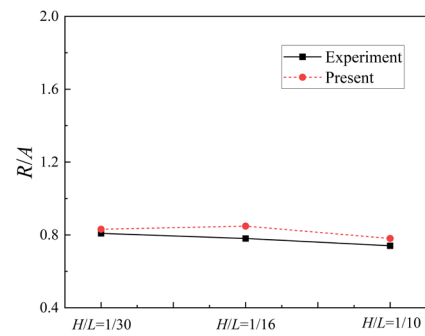
WPB3



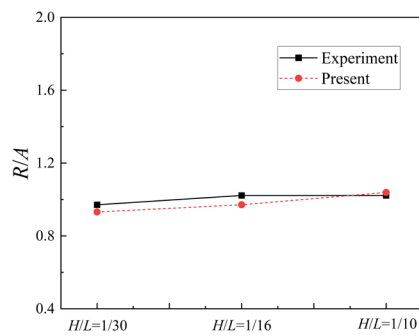
WPO3



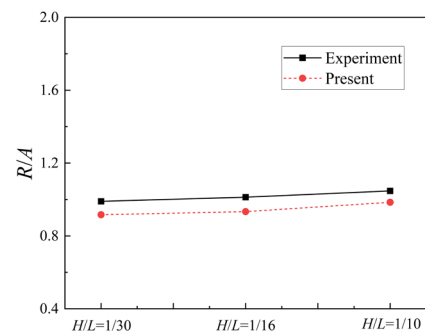
WPB4



WPO4



WPB5



WPO5

图3-5 圆柱测波点的 R/A 值验证Fig.3-5 Validation of R/A values at different wave gauges

3.3 规则波与单直立圆柱相互作用的数值模拟

本节基于以上空场造波及波浪爬升验证，对 3.1.1 节提出的九种工况进行了规则波与单直立圆柱作用的波浪爬升分析，包含对比十个测波点的 R/A 值变化，相关时历曲线和频率图分析，波浪载荷分析及波浪绕圆柱传播过程中非线性特征的展示等。

3.3.1 波浪爬升分析

图 3-6 为九种不同工况分别在十个测波点的 R/A 值，其中黑色线条代表波浪周期 $T = 7\text{ s}$ 的情况，蓝色线条为波浪周期为 $T = 9\text{ s}$ 的情况，红色线条为 $T = 15\text{ s}$ 的情况；三角形标志代表波陡 $H/L = 1/30$ ，方形标志代表波陡 $H/L = 1/16$ ，圆形标志代表最高波陡 $H/L = 1/10$ ；横坐标对应十个浪高仪所在测波点位置，纵坐标为波浪幅值与原规则波的波幅比值，各测波点的 R/A 值为该点位置十个稳定波浪周期的平均最大幅值与规则波波幅比值。

从图中可以看出，波浪周期最小的工况，即 $T = 7\text{ s}$ 的黑色曲线，各测波点的幅值变化最为明显，其中波陡最高（工况 3）时 R/A 值最大差异达到 6 倍以上（WPB1：WPB4）；随着波浪周期的增加，同工况测波点差异减小，在工况 7 中（ $T = 15\text{ s}$ ， $H/L = 1/30$ ）十个测波点的 R/A 值呈一条水平线且数值接近 1，这说明此时浪高仪测得圆柱周围不同流场位置的波幅与该工况的规则波波幅一致，换句话说即此时圆柱对波浪没有影响。

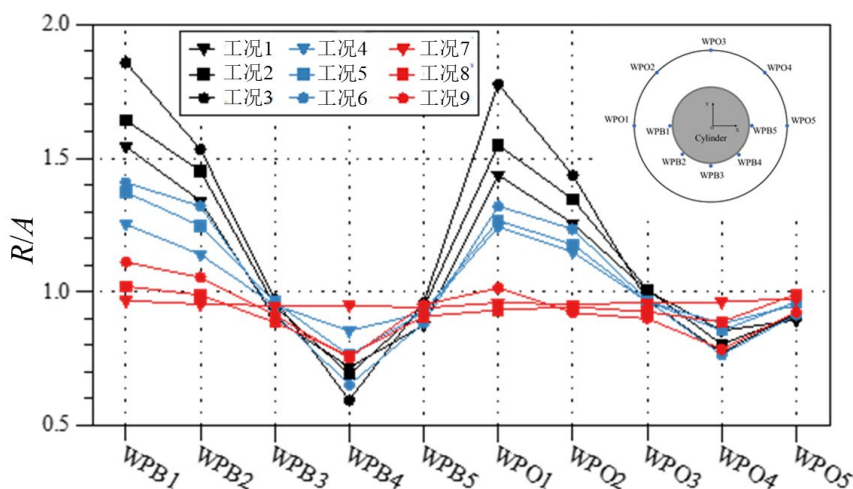


图3-6 各工况下测波点的 R/A 值

Fig.3-6 R/A value at each wave gauge under different wave conditions

对于同周期不同的波陡高度的情况，以 $T = 7\text{ s}$ 来分析，对于距圆柱圆心约 $D/2$ 的测波点 WPB1 和 WPB2 位置， R/A 值随波陡高度增加而增加；WPB3 和 WPB5 位置的 R/A 值接近 1，随波陡变化不明显；在 WPB4 的测波点位置， R/A 值随波陡增加反而降低，波陡最大时 $R/A \approx 0.6$ 。对于距圆心 D 的五个 WPO 测波点也表现出和近圆柱

一样的特性。对于同波陡不同周期的情况，以 $H/L = 1/10$ 的三条圆形标志曲线为例分析，从图中可以看出波浪周期对于测波点的 R/A 值影响很大。波浪周期最小时圆柱在波浪传播过程中的影响最大。

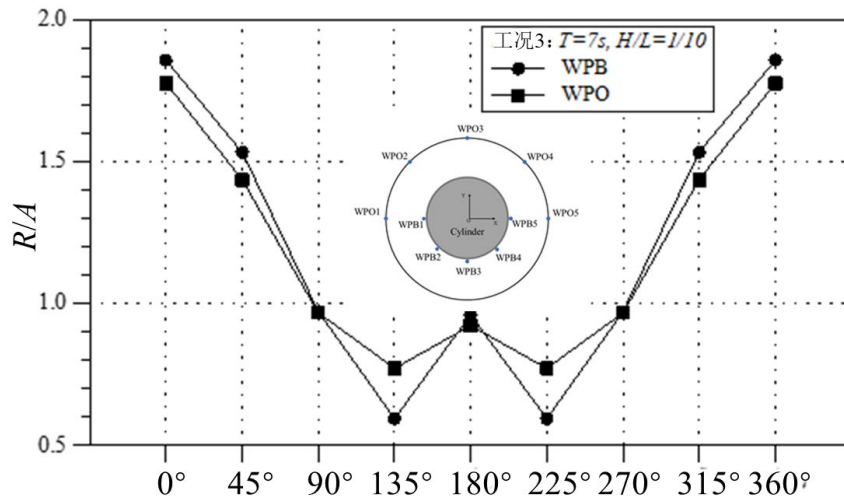
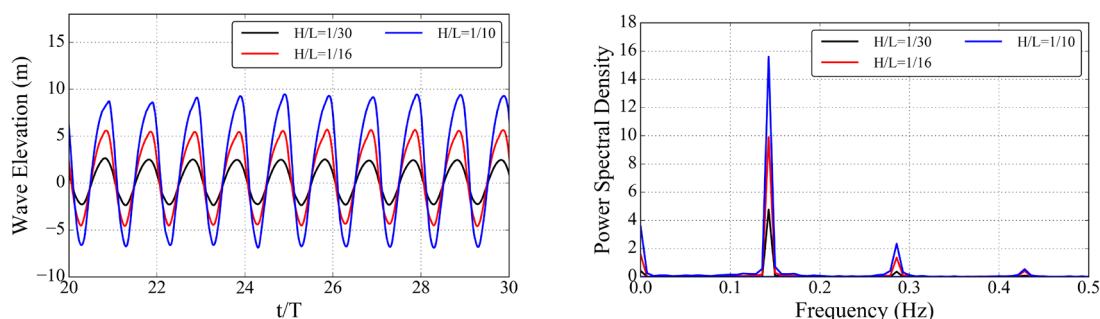


图3-7 工况3下各测波点的 R/A 值

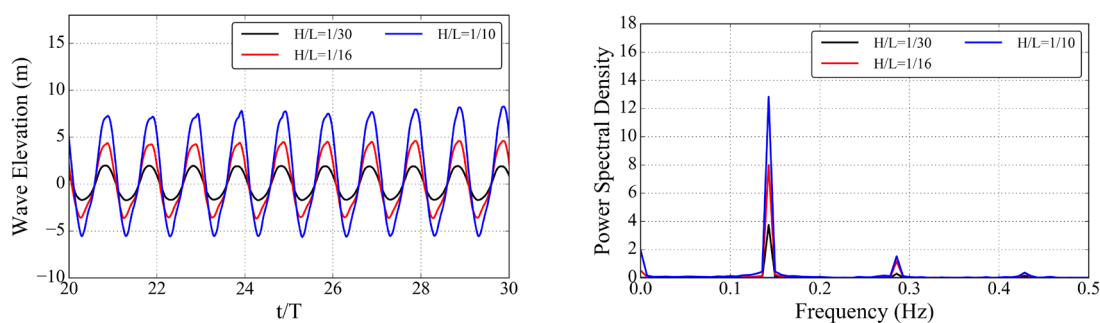
Fig.3-7 R/A value at each wave gauge for case 3

由波浪传播时圆柱的对称性可作出如图 3-7 所示图形，图中以工况 3 为例，圆形标志表示近圆柱表面测波点 R/A 值，方形标志表示远离圆柱测波点的 R/A 值，可以看出波浪爬升关于波浪传播方向的中轴线呈现对称分布，沿圆柱周围曲线形状呈“W”形。由于入射波的爬升效应，在直立圆柱的迎浪处 R/A 值最大，也即波浪爬升最大，当入射波浪绕圆柱表面两侧向背浪面传播的过程中，由于波浪的散射作用和圆柱尾流流体的粘性作用，导致波浪能量损耗而逐渐降低，在直立圆柱的中后缘分离形成旋涡，从图 3-7 可以看出，波浪爬升的最低点一般出现在圆柱的背浪面，与圆柱正迎浪中间点的角度约为 135° (WPB4, WPO4)。由于波浪爬升效应主要由两个因素影响：(1) 波物相互作用下的散射效应；(2) 立柱尾流区域的粘性耗散效应。所以最小爬升出现在 WPB4 和 WPO4 位置时，可能是由于入射波与散射效应和粘性耗散作用形成的旋涡影响而成，同时也这也使得立柱背浪处即图 3-7 中 180° 位置再次出现 R/A 峰值，但其数值远小于迎浪面中间位置 (0°)。

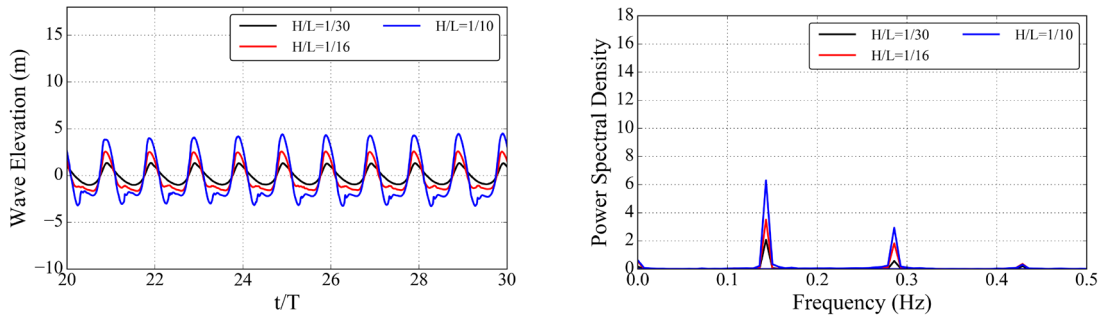
图 3-8 所示分别为 $T = 7$ s 时, 三种波陡 (即工况 1, 工况 2, 工况 3) 下靠近圆柱周围的自由面时历曲线图以及傅里叶变换后频率谱图。从图中可以看出, 随着波陡的增大, 波高时历曲线的峰值明显高于小波陡的峰值, 同时当波陡为 $H/L = 1/10$ 时, 波峰与波谷的数值与性状呈现较大差异, 在迎浪面测试点 WPB1, WPB2, 波谷瘦尖, 波峰呈现不规则偏移, 图 3-8 (a) (b) 所示; 在圆柱正侧方测试点 WPB3 位置, 图 3-8 (c) 所示, 一阶谐频值减小, 二阶成分增加明显, 波峰变得瘦尖而波谷出现明显二次波谷, 这可能是由于波浪沿圆柱表面爬升、下落产生的衍射波水质点与原波浪叠加而成; 在波浪传递到背浪面过程中, 工况 3 的 WPB4 测波点处出现了明显的二次波峰, 再由图 3-8 (d) 右侧的傅里叶变换结果看出一阶谐频值持续减小, 二阶、三阶成分增加, 呈现更明显的非线性特征; 在工况 4 背浪面测波点 WPB5 所得自由面时历曲线可看出这时波峰逐渐尖瘦, 波谷趋于平坦。在 $T = 7$ s 的三种工况下, WPB4 处的波高小于其他测波点处, 而且三种波陡所得的波浪时历曲线幅值相接近, 结合图 3-7 所示认为该点的 R/A 值接近 1, 与原规则波的幅值变化不大, 但强非线性特征十分明显。这是由于波浪绕过圆柱后方相互作用, 一部分会向上游回流并与入射波相互叠加, 从而形成的二次波峰。通过傅里叶变换可知, 在波陡较大的情况下, 波高的二阶幅值也比较大, 在 WPB4 和 WPB5 处甚至出现了三阶幅值。



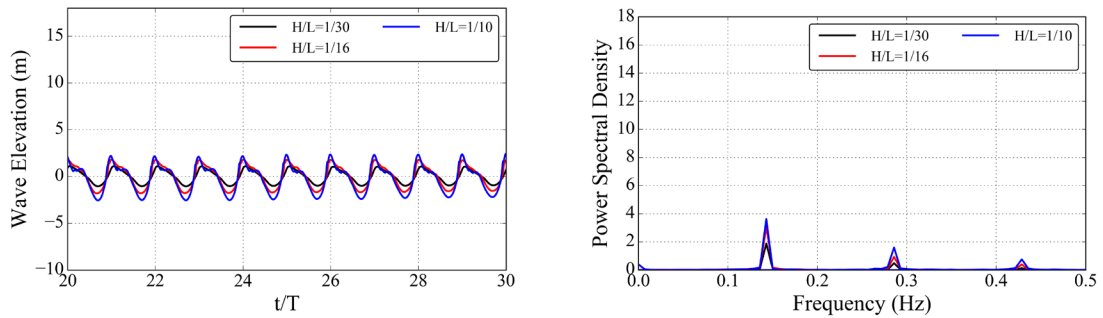
(a) WPB1 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



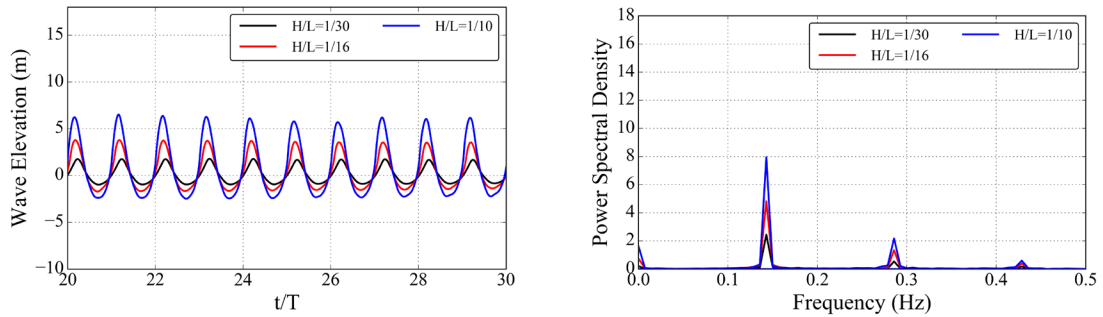
(b) WPB2 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



(c) WPB3 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



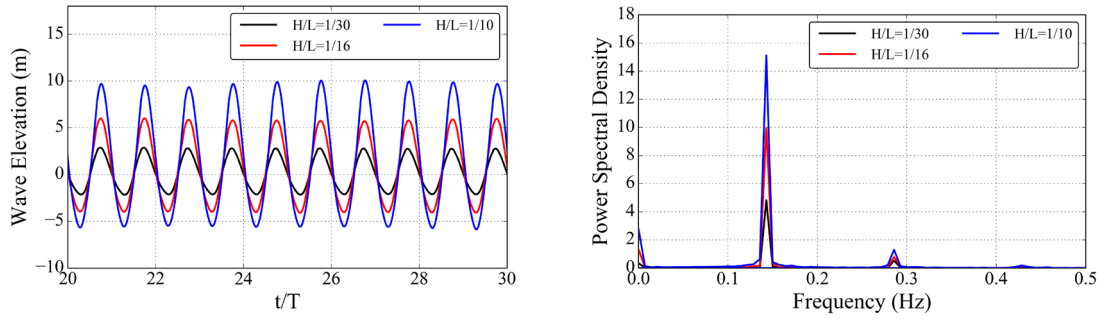
(d) WPB4 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



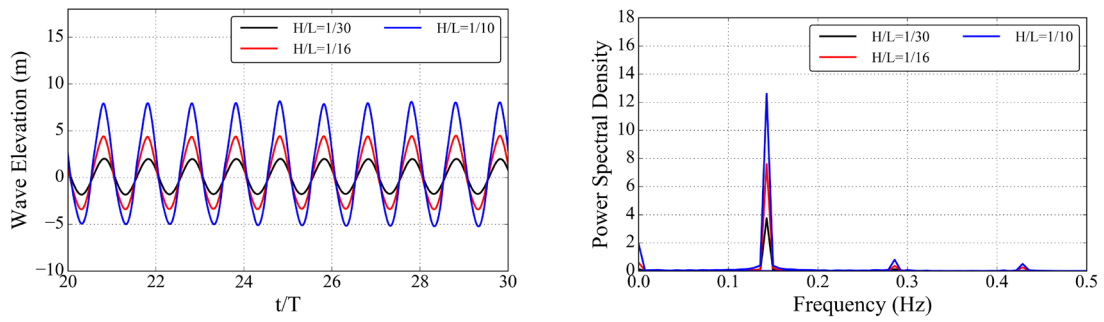
(e) WPB5 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)

图3-8 $T = 7$ s 时不同波陡下圆柱附近测波点自由面时历曲线和傅里叶变换曲线Fig.3-8 Time series and FFT analysis of surface elevation for inner circle wave probes for $T = 7$ s

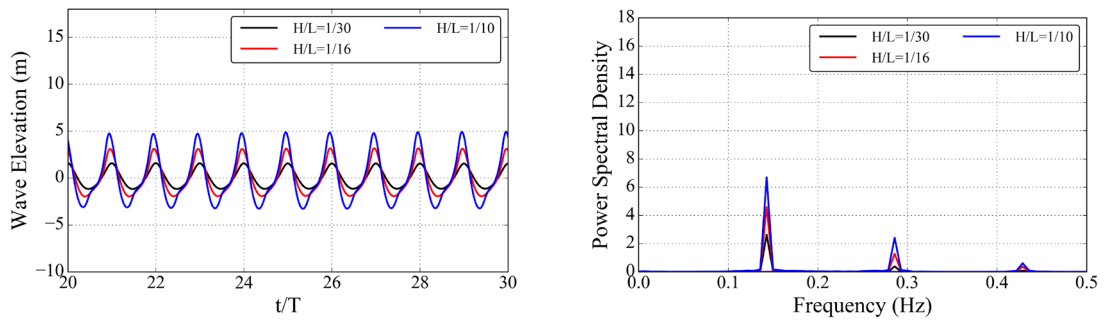
图 3-9 所示为 $T = 7$ s 时, 三种波陡下远离圆柱的五个测波点处自由面时历曲线图以及傅里叶变换后频率谱图。可以看出, 远离圆柱处的自由面变化趋势与圆柱附近类似, 但是非线性现象不如圆柱附近明显, 测波点的各阶幅值变化均小于圆柱附近的测波点, 最强非线性依然出现在波陡较高的情况中。



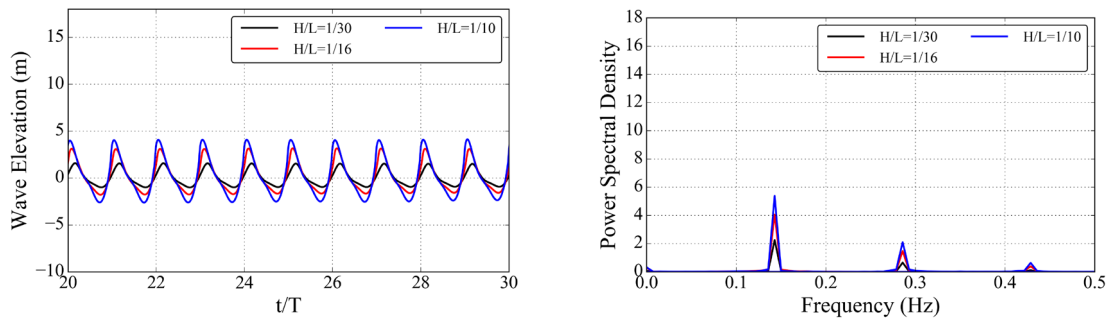
(a) WPO1 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



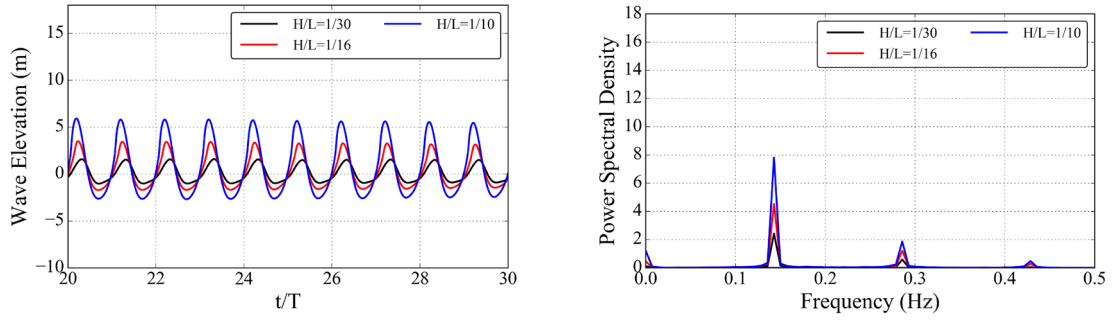
(b) WPO2 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



(c) WPO3 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



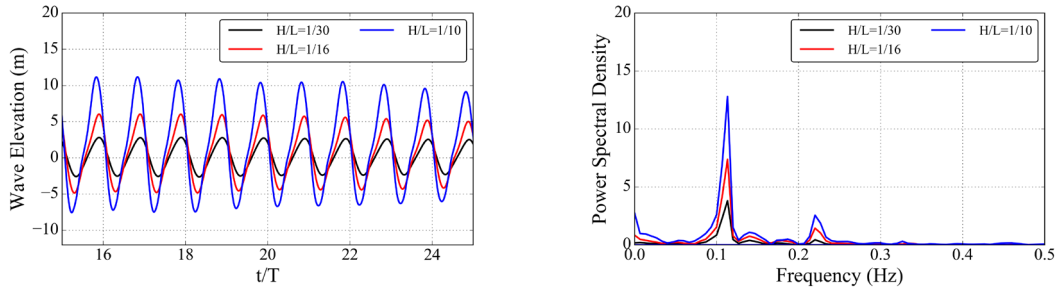
(d) WPO4 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



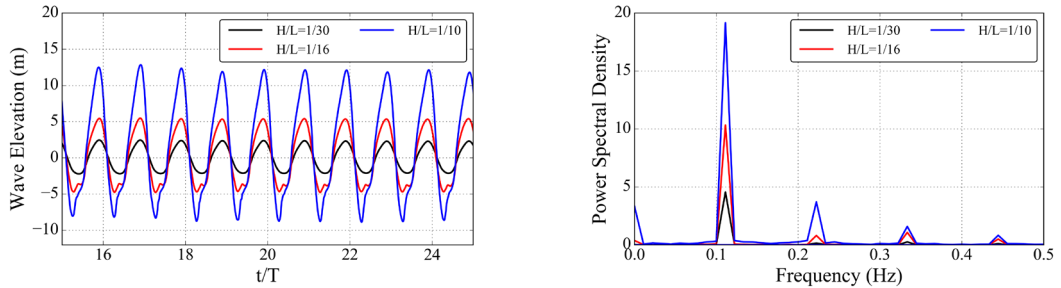
(e) WPO5 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)

图3-9 $T = 7$ s 时不同波陡下远离圆柱测波点自由面时历和傅里叶变换曲线Fig.3-9 Time series and FFT analysis of surface elevation for outer circle wave probes for $T = 7$ s

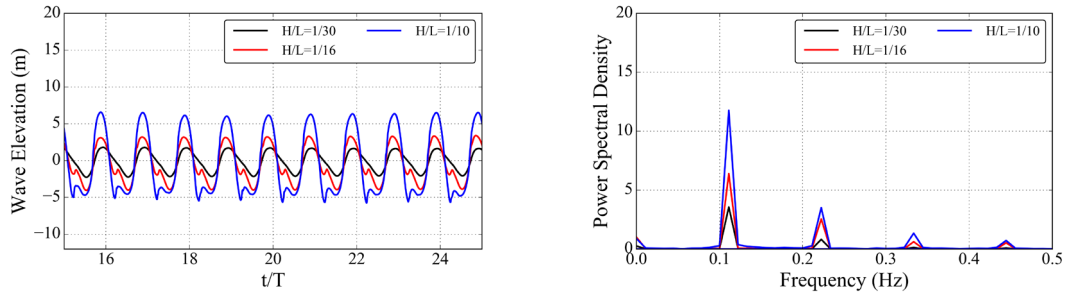
图 3-10 所示分别为 $T = 9$ s 时, 三种波陡 (即工况 4, 工况 5, 工况 6) 下靠近圆柱周围的自由面时历曲线图以及傅里叶变换后频率谱图。图中可以看到与 $T = 7$ s 时非常类似的现象: 在迎浪面波浪爬升最为明显, 且随着波陡增加而增加; 在 WPB3 点的波谷有明显的二次波谷现象; 在背浪面 WPB4 的位置波峰相对较小, 且三种工况的差距不大, 在波陡为 $H/L = 1/10$ 时出现了比小周期波浪更为明显的二次波峰; 背浪面测波点 WPB5 所得自由面时历曲线可看出这时波峰逐渐尖瘦, 波谷趋于平坦。



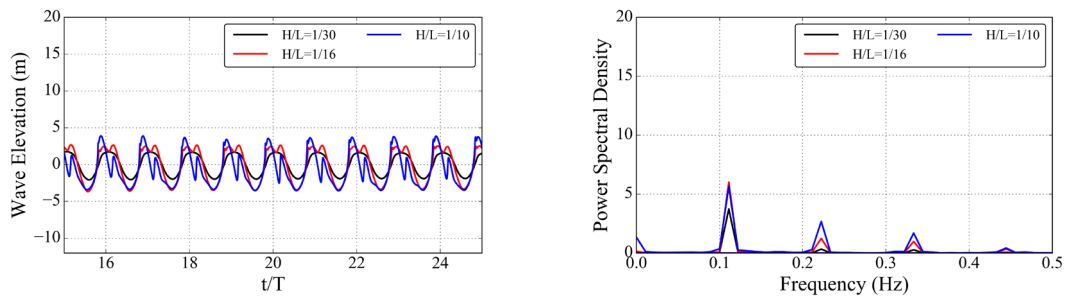
(a) WPB1 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



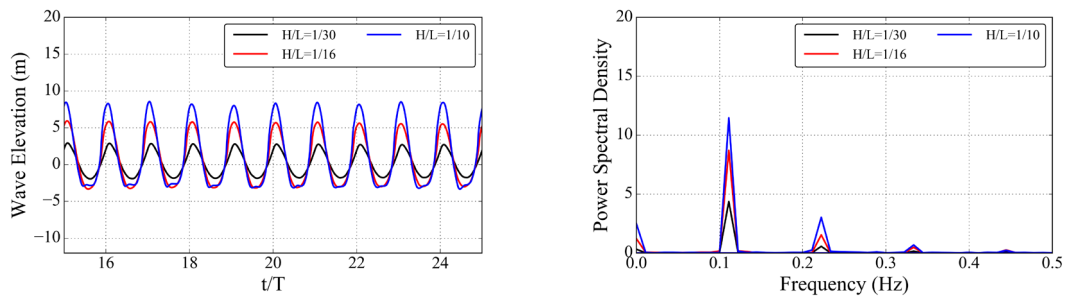
(b) WPB2 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



(c) WPB3 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



(d) WPB4 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)

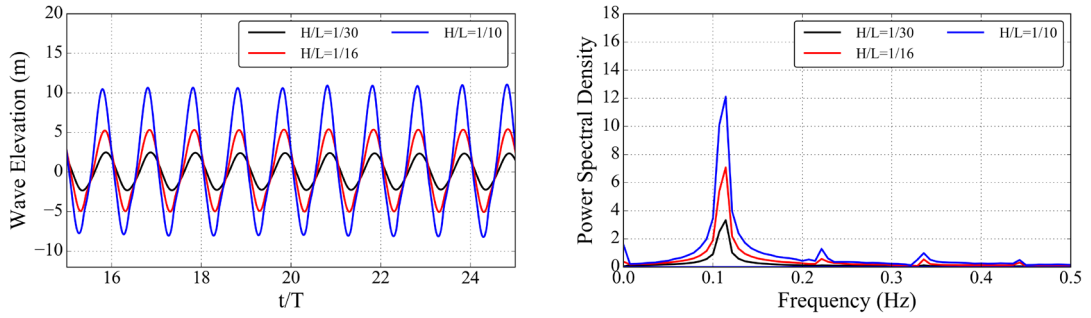


(e) WPB5 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)

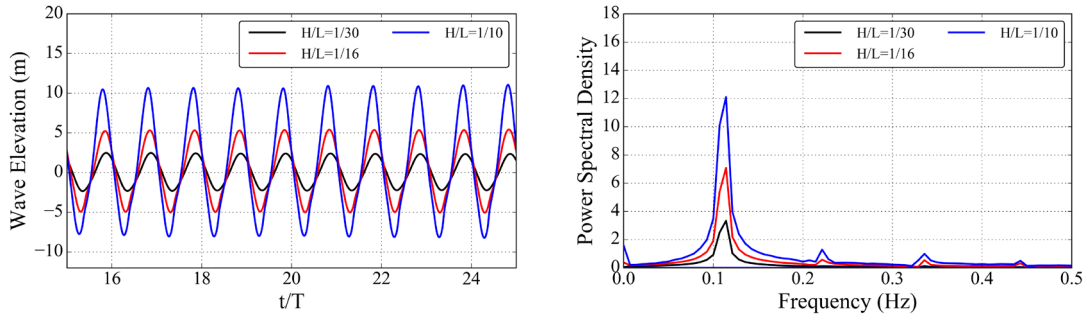
图3-10 $T=9\text{ s}$ 时不同波陡下圆柱附近测波点自由面时历和傅里叶变换曲线Fig.3-10 Time series and FFT analysis of surface elevation for inner circle wave probes for $T=9\text{ s}$

图 3-11 所示为 $T=9\text{ s}$ 时, 三种波陡下远离圆柱的五个测波点处自由面时历曲线图以及傅里叶变换后频率谱图。可以看出此时测波点结果离圆柱处的自由面变化趋势类似圆柱附近波浪爬升趋势, 非线性现象不如靠近圆柱附近明显, 最强非线性出现在波陡较高即 $H/L=1/10$ 的情况中。对于 $T=9\text{ s}$, $H/L=1/30$ 波陡最小的工况 4, 在图 3-11 (e) 所示 WPO5 的时历曲线, 可以看到黑色曲线出现了阶梯形。

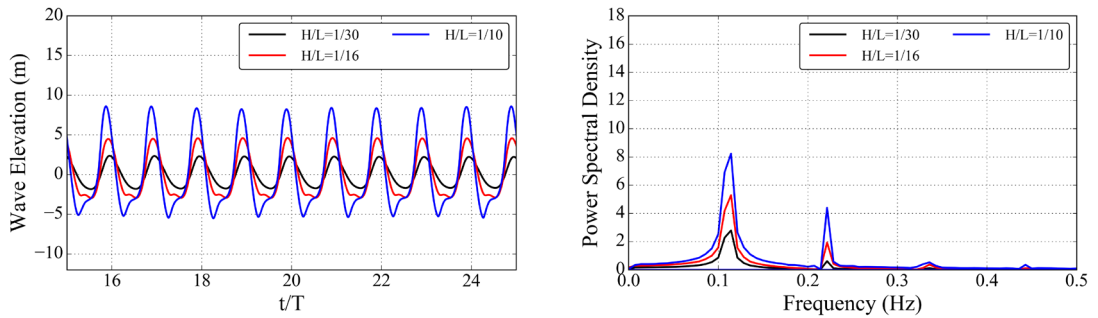
根据 Galvin 和 Hallermeier^[1]在试验中的发现,影响直立圆柱波浪爬升效应的因素主要分为波浪和结构物相互作用下的散射效应和圆柱尾流区域的粘性耗散效应影响,而主要影响因素与 KC 数有很大关系,当 KC 数大于 4 时,波浪的粘性效应对波浪爬高的影响因素较为明显。所以这里推测,波浪周期 $T = 9\text{ s}$ 时在远离圆柱测波点所得的波浪爬升非线性强于波浪周期 $T = 7\text{ s}$ 时,可能与影响波浪爬升效应的主导影响因素有关,这一点会在 3.3.3 节波浪绕圆柱传播过程中的非线性特征中详细分析。



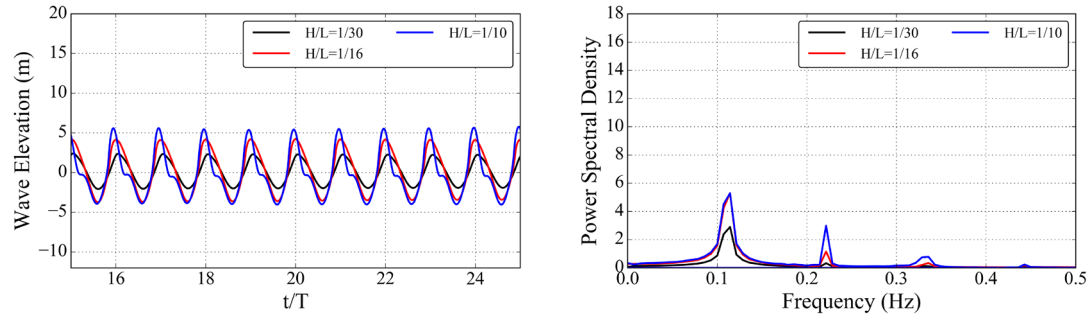
(a) WPO1 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



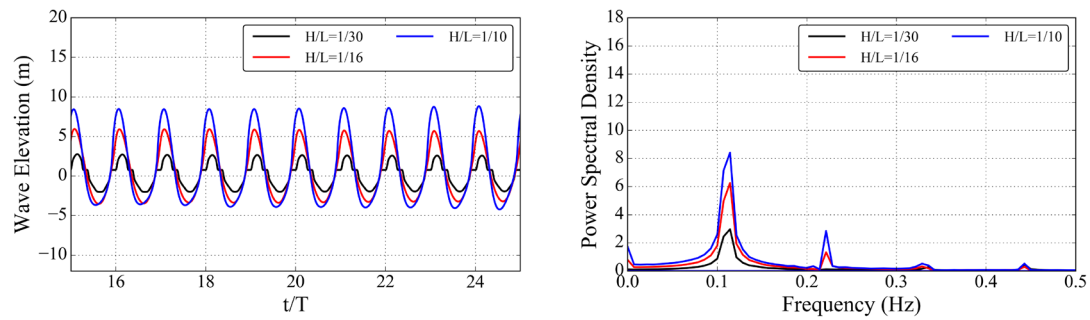
(b) WPO2 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



(c) WPO3 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



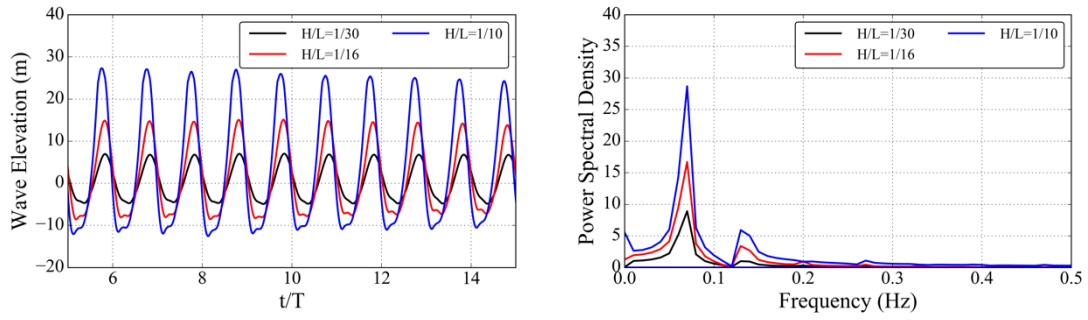
(d) WPO4 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



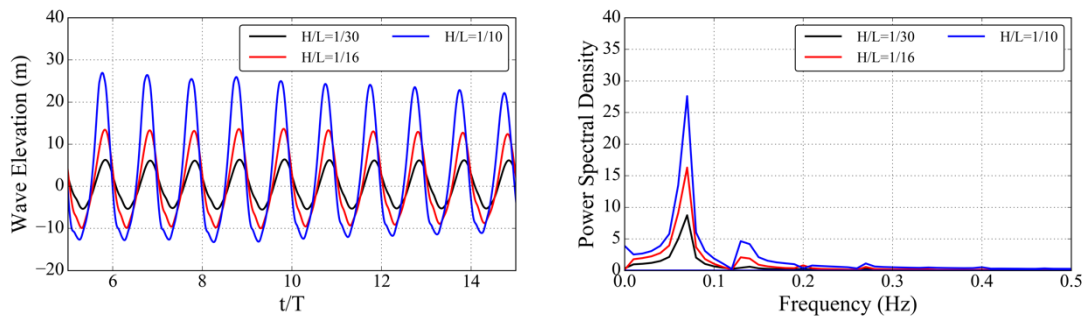
(e) WPO5 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)

图3-11 $T=9\text{ s}$ 时不同波陡下远离圆柱测波点自由面时历和傅里叶变换曲线Fig.3-11 Time series and FFT analysis of surface elevation for outer circle wave probes for $T=9\text{ s}$

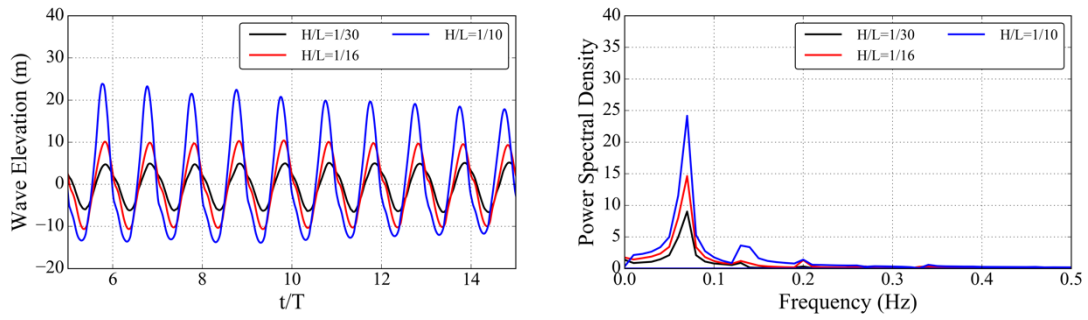
图 3-12 和图 3-13 所示分别为周期为 $T=15\text{ s}$ 时不同波陡的长波工况（工况 7，工况 8，工况 9）各测波点位置的自由面时历曲线和傅里叶变换频率响应。相比较短波和中波工况，无论是近圆柱系列测波点 WPB 还是远离圆柱系列测波点 WPO，长波的两个工况体现出较弱非线性响应。从图 3-12 可以看出，在迎浪面测波点 WPB1，三个波陡工况的波峰相比较波谷都很瘦尖，随着波陡增加，这样的瘦尖更加明显，这时的弱非线性主要体现在波谷，主要由于圆柱对于波浪的阻挡形成了反射波与入射波的叠加。随着波浪绕过圆柱，波峰与波谷间的差异逐渐减弱，在圆柱后侧的 WPB4 和 WPB5 位置，自由面时历曲线几乎没有明显的非线性特征。从长波远离圆柱测波位置的图 3-13 可以看出，距离圆柱中心 D 的波场和圆柱周围十分类似，但在迎波面位置反射波与入射波叠加效应减弱，所以图 3-14 (a) WPO1 的自由面时历曲线的波谷不如图 3-12 (a) 的 WPB1 平坦。对于工况 7 ($T=15\text{ s}$, $H/L=1/30$) 的规则波来说，图中十个测波点的自由面响应曲线十分接近，说明圆柱在长波、低波陡工况中的影响作用很小。



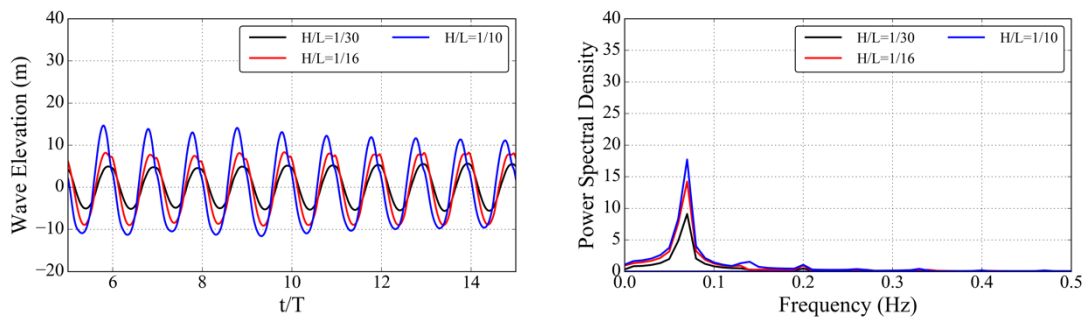
(a) WPB1 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



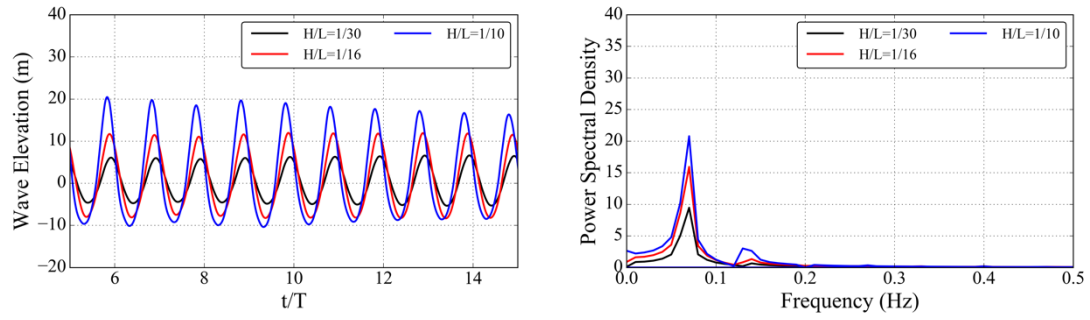
(b) WPB2 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



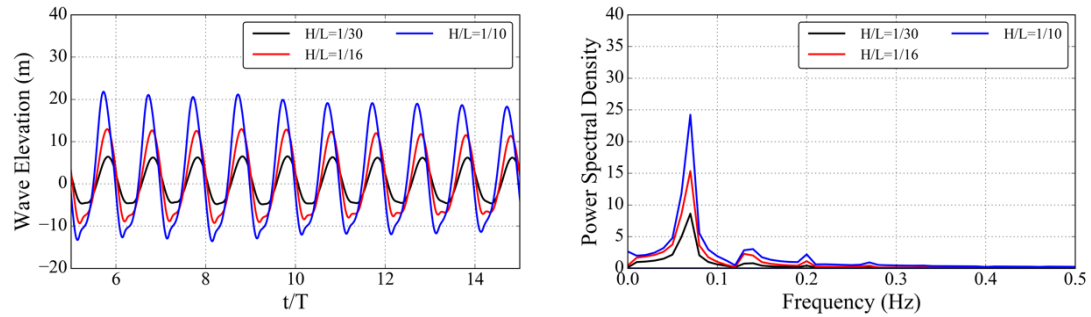
(c) WPB3 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



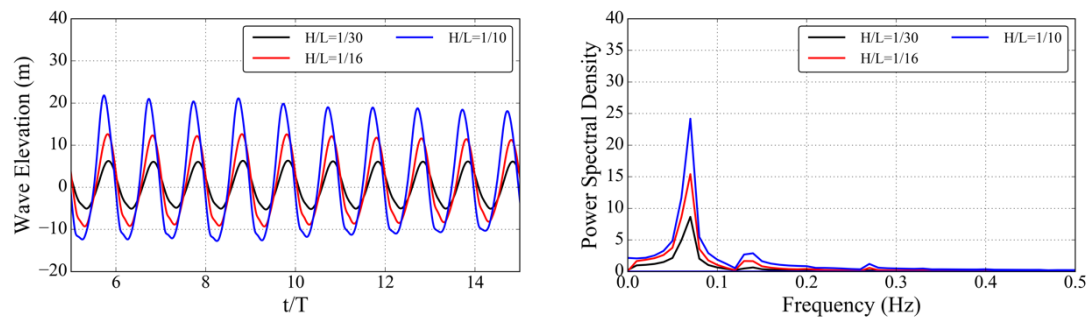
(d) WPB4 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



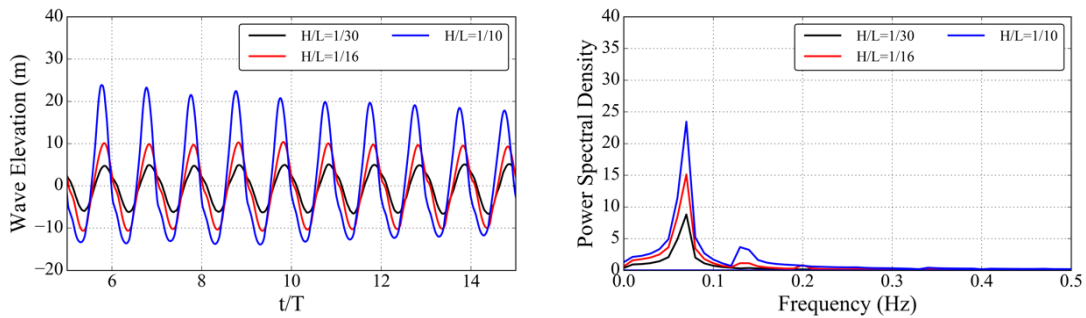
(e) WPB5 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)

图3-12 $T=15$ s 时不同波陡下圆柱附近测波点自由面时历曲线和傅里叶变换曲线Fig.3-12 Time series and FFT of surface elevation for inner circle wave probes for $T=15$ s

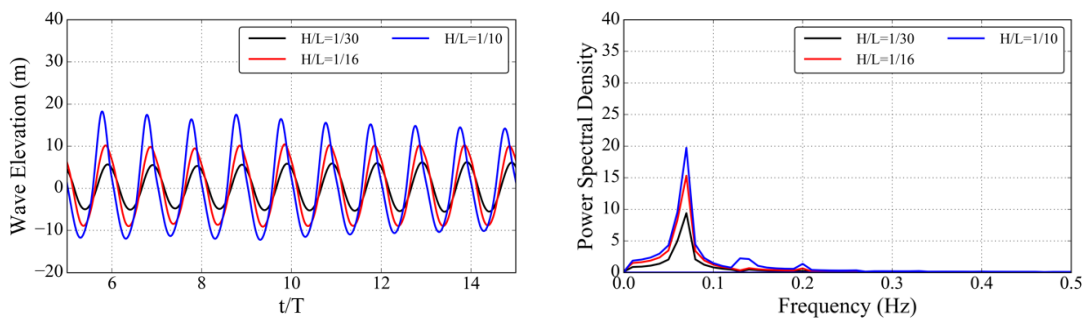
(a) WPO1 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



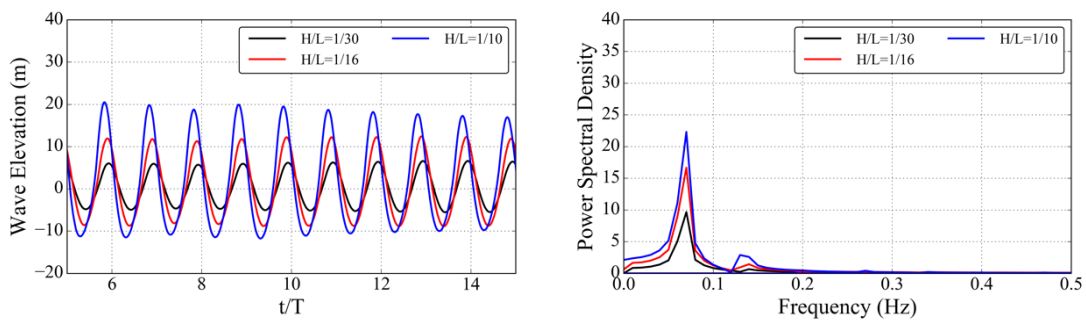
(b) WPO2 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



(c) WPO3 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



(d) WPO4 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)



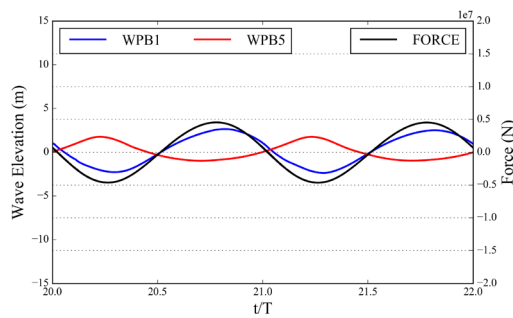
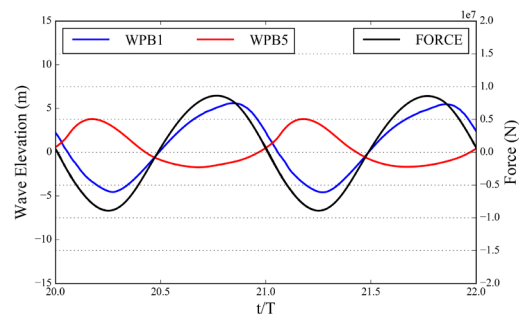
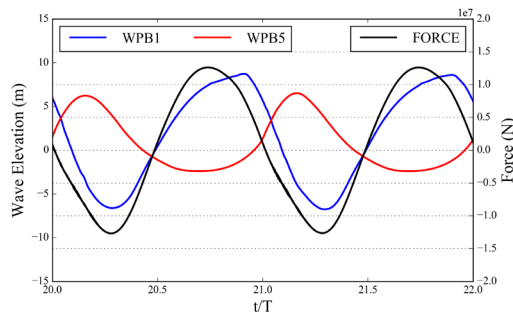
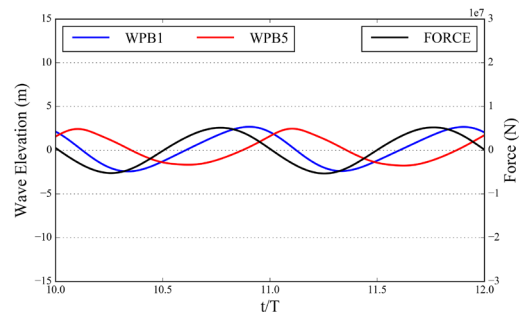
(e) WPO5 (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)

图3-13 $T=15\text{ s}$ 时不同波陡下远离圆柱测波点自由面时历和傅里叶变换曲线Fig.3-13 Time series and FFT analysis of surface elevation for outer circle wave probes for $T=15\text{ s}$

3.3.2 波浪载荷分析

根据圆柱在波场中的位置, 结合其对称性可知, 引起圆柱水平波浪载荷变化的主要原因是迎浪面中点和背浪面中点的自由面冲击, 为了分析其相互关系, 图 3-14 分别给出了九种工况下圆柱水平波浪力与圆柱前后测波点自由面时历曲线的比较, 图中黑色曲线为圆柱所受的水平波浪力, 蓝色曲线为迎浪面测波点 WPB1 自由面变化, 红

色曲线为背浪面测波点 WPB5 变化。图 3-14 (a~c) 为短波 $T=7$ s 的三个工况，可以明显发现该波长工况的测波点 WPB1 与 WPO5 几乎是异相位，在圆柱迎浪面中点位置自由面达到波峰时，背浪面中点处与比较平坦的波谷位置，而此时波浪力曲线相对规则，波峰与波谷的差异并不明显，一般在前测波点 WPB1 到达波峰前先达到力的峰值。对于中等波长 $T=9$ s 的三个工况来说，从图 3-14 (e~f) 中可以看出前后测波点的相位差在同异相位之间，此时的波浪力曲线也比较规则。对于长波 $T=15$ s 的工况，图 3-14 (g~i) 所示，测波点 WPB1 与 WPO5 的自由面时历曲线接近同相位，与其他工况不同的是，此时自由面时历曲线的非线性不是通过波峰浪谷差异而体现，前测波点 WPB1 的非线性主要体现在波谷位置波浪的微幅升高，而这个升高引起了波浪力相应的变化，这样的现象周期性出现，从而导致波浪力的非线性相比短波和中波的非线性更为明显。

(a) 工况 1: $T=7$ s, $H/L=1/30$ (b) 工况 2: $T=7$ s, $H/L=1/16$ (c) 工况 3: $T=7$ s, $H/L=1/10$ (d) 工况 4: $T=9$ s, $H/L=1/30$

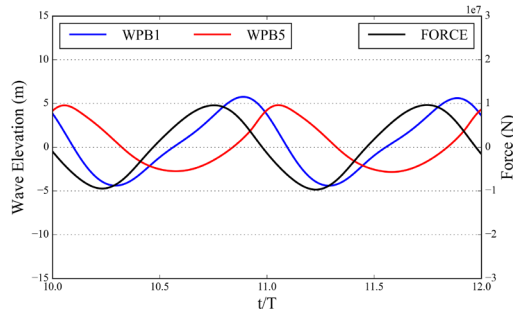
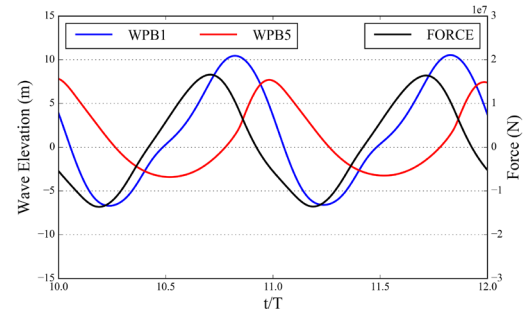
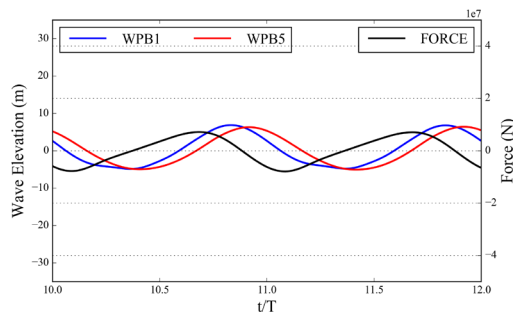
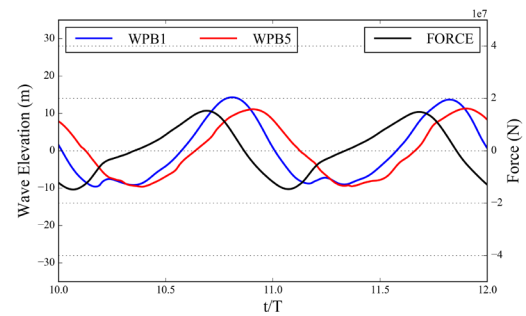
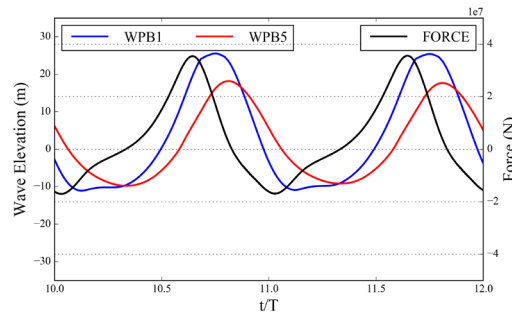
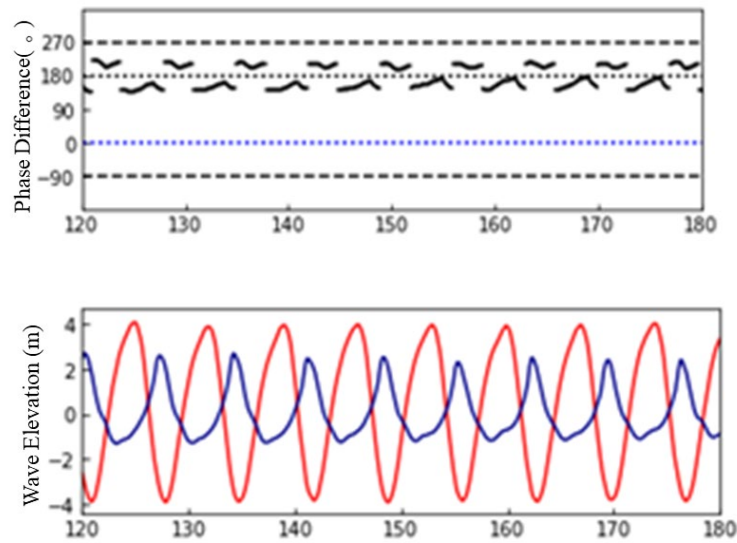
(e) 工况 5: $T = 9 \text{ s}$, $H/L = 1/16$ (f) 工况 6: $T = 9 \text{ s}$, $H/L = 1/10$ (g) 工况 7: $T = 15 \text{ s}$, $H/L = 1/30$ (h) 工况 8: $T = 15 \text{ s}$, $H/L = 1/16$ (i) 工况 9: $T = 15 \text{ s}$, $H/L = 1/10$

图3-14 圆柱水平波浪力与前后测波点位置的时历曲线

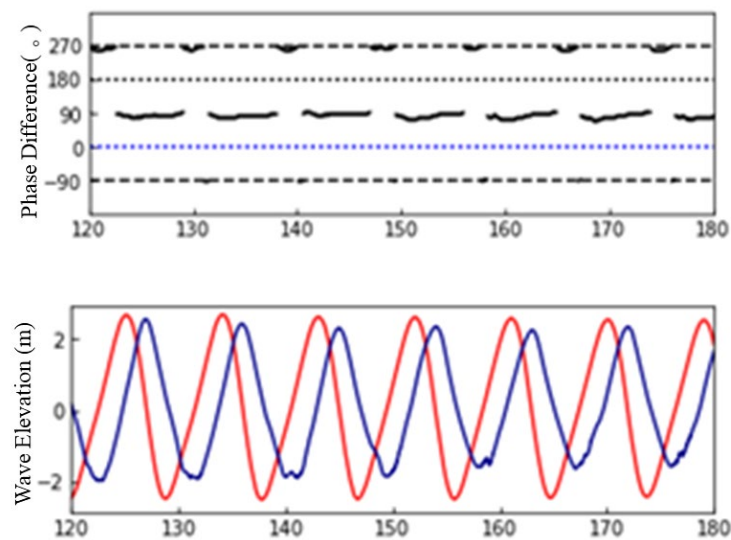
Fig.3-14 Free surface elevation at the front and back point of the cylinder vs. horizontal wave force

图 3-15 所示分别选取三种波长的规则波在同一波陡高度的工况（工况 2，工况 5，工况 8），对测波点 WPB1 和 WPB5 进行自由面时历曲线的瞬时相位差分析。相位差是通过离散傅里叶变换（Discrete Fourier Transform, DFT）进行分析的。对于短波 $T = 7 \text{ s}$ ，圆柱前后测波点自由面最大值相差明显，瞬时相位差呈现出异相位现象，接近 180° ；对于中波 $T = 9 \text{ s}$ 的前后测波点相位差区别较大，主相位差约 90° ，次相位

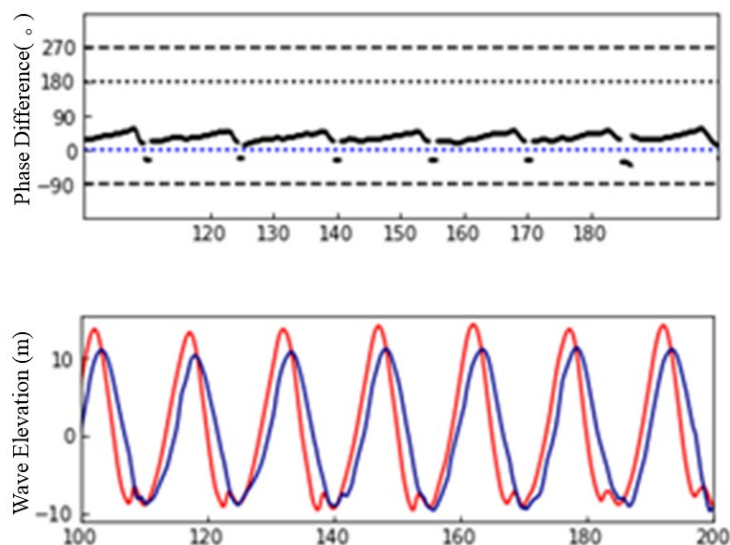
差出现在圆柱后测波点 WPB5 的波谷位置, 约 270° ; 对于长波 $T=15\text{ s}$ 来说, 此时规则波与圆柱作用下前后测波点自由面时历曲线幅值和相位接近, 相位差接近于 0° 。所以可以看出波长对于圆柱背浪面测波点与迎浪面测波点的幅值及相位影响很大, 在长波中的相位差异小于短波和中波。结合前面分析, 进一步说明在长波工况中 $T=15\text{ s}$ 波浪的衍射效应不明显, 圆柱周围的波浪散射主要是波浪反射引起。



(a) 工况 2 (上图: WPB1 和 WPB5 相位差, 下图: WPB1 (红线) 和 WPB5 (蓝线) 时历曲线)



(b) 工况 5 (上图: WPB1 和 WPB5 相位差, 下图: WPB1 (红线) 和 WPB5 (蓝线) 时历曲线)



(c) 工况 8 (上图: WPB1 和 WPB5 相位差, 下图: WPB1 (红线) 和 WPB5 (蓝线) 时历曲线)

图3-15 圆柱前后测波点位置时历曲线的瞬时相位差分析

Fig.3-15 Phase difference analysis of surface elevation at the front and back point of the cylinder

图 3-16 所示为三个波浪周期中不同波陡工况下的水平波浪力时历曲线和傅里叶变换后的频率谱。从图中可以看出, 对于不同波长的规则波, 最大波浪载荷发生在高波陡 $H/L = 1/10$ 时, 相应的波陡较低时波浪载荷也较低。对于短波 $T = 7\text{ s}$ (图 3-16 (a)), 波浪力的非线性不如圆柱周围自由面时历, 水平波浪力的二阶幅值远小于一阶幅值, 这可能是因为计算波浪力时波浪与圆柱相互作用产生的局部效应被忽略了。对于中波 $T = 9\text{ s}$ (图 3-16 (b)), 大波陡情况下, 波浪力的高阶成分对于波浪力影响很大, 可以看到, 在 $H/L = 1/10$ 时, 出现四阶水平力。水平波浪力在长波 $T = 15\text{ s}$ (图 3-16 (c)) 时呈现较明显的非线性, 高波陡 $H/L = 1/10$ 时波峰细长波谷相对平坦, 出现高达七阶波浪力; 在中等波陡 $H/L = 1/16$ 时也出现了较明显的二阶水平波浪力。

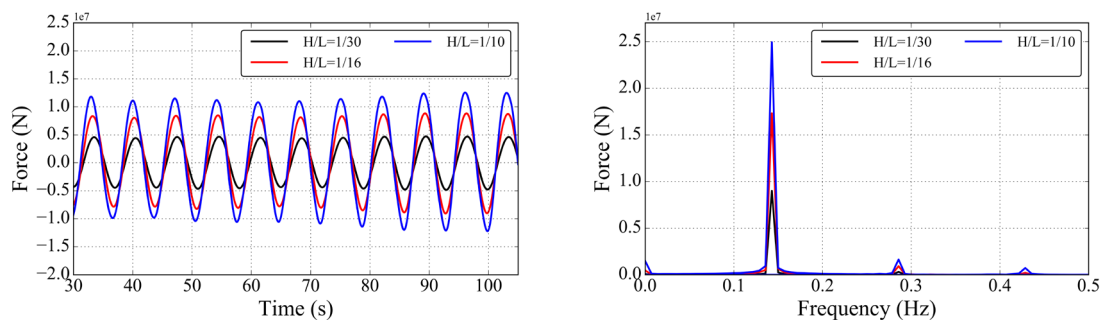
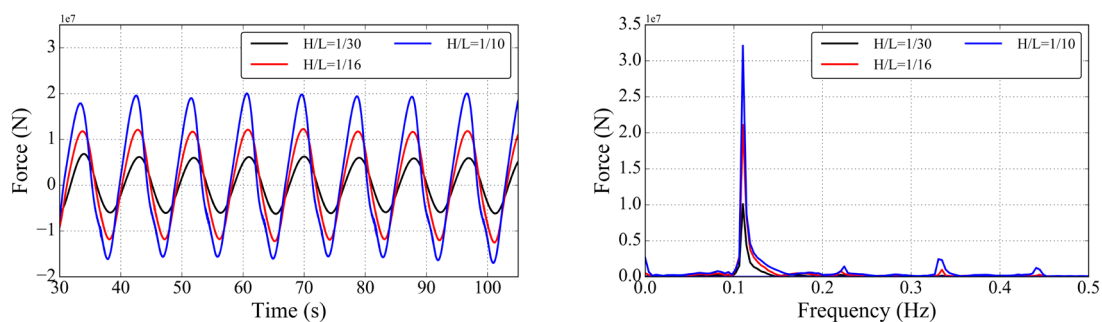
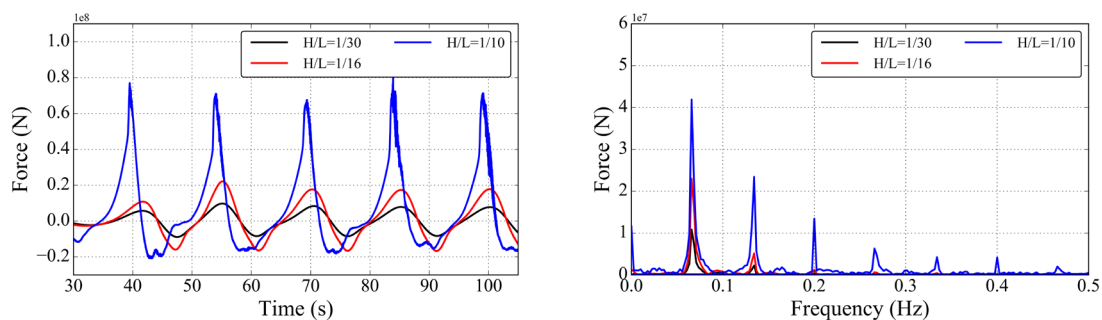
(a) $T=7s$ (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)(b) $T=9s$ (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)(c) $T=15s$ (左: 时历曲线, 右: 傅里叶变换)

图3-16 三个周期不同波陡下圆柱水平波浪力时历曲线与傅里叶变换曲线

Fig.3-16 Time series and FFT analysis of horizontal wave forces

3.3.3 流场分析和波浪爬升特征原因分析

众所周知, 对于入射波遇到圆柱体障碍物时, 会有一个反射波向周围散开, 在圆柱体的背浪区域会产生弯曲的衍射阴影区, 也可以说立柱会通过产生反射波和衍射波来扰乱入射波的波形, 通常将这两种波共同的影响统称为散射作用。结合前面对于不同工况的 R/A 值分析、波形时历曲线及立柱的波浪载荷分析可以知道该散射效应为影

响波浪爬升的因素之一,文献指出另一个主要影响因素是立柱尾流区的粘性耗散效应,同时这两者因素也使得波浪的爬升呈现出非常明显的非线性现象。本节通过数值模拟的流场图来分析单个立柱周围波散射效应的物理机制以及对于波浪爬高的影响。

图 3-17 通过俯视图和侧视图给出了为工况 3 ($T=7\text{ s}$, $H/L=1/10$) 工况下圆柱周围波浪衍射图,图中考虑了入射波在传播过程中在圆柱迎浪面中点的波相位角,分别为波峰 ($\varphi=0$), 波中 ($\varphi=\pi/2$), 波谷 ($\varphi=\pi$), 波中 ($\varphi=3\pi/2$), 本文的数值模拟方法可以清晰地捕捉到圆柱周围的波浪衍射。从图 3-17 (a) 可以看出,当波峰接近圆柱前方时,圆柱前方的水体被圆柱阻隔,形成了与圆柱同心的波浪衍射场,这与 Swan 和 Sheikh^[15] 的模型试验结果是一致的,他们将其称为 Type-1。此时的波浪散射主要伴随着水质点向上的爬升(图中侧视图视角)和反射回流形成与圆柱同心的波浪场(图中俯视图),同时随着波峰绕过立柱会产生边波,在入射波不破碎的情况下,由于衍射波 Type-1 与圆柱的相互作用没有波浪冲击所以具有非常大的上升速度,可以达到较高的波浪爬升。从图 3-17 (b) 到 (c),当边波继续向前从圆柱两侧绕过圆柱后,在圆柱后方相遇,一部分会向上游回流并与入射波相互作用,在圆柱的肩部产生一种与圆柱非同心且对称的衍射波 Type-2,这表明波浪在圆柱肩部会发生强烈的非线性现象。当从波中向波谷传播到圆柱时,如图 3-17 (c) 所示又会产生 Type-1 的衍射波,然后随着边波沿圆柱绕向后方时,会在前迎浪面中点形成 Type-2 衍射波,如图中图 3-17 (d) 所示。在规则波的绕立柱过程中,由于每个周期的波形一致,所以会重复立柱周围波场的散射过程。

图 3-18 给出了工况 5 ($T=9\text{ s}$, $H/L=1/16$) 工况下圆柱周围波浪衍射图的俯视图。对于工况 5,同样在一个波浪周期中看到波浪散射有规律的出现 Type-1 和 Type-2 两种不同的衍射场,在圆柱接近入射波波峰时,迎浪面出现 Type-1 形与圆柱同心的反射波浪;接着到达波中位置,会在圆柱背浪面出现明显的 Type-2 型衍射场,接着在波浪绕过圆柱后,波谷位置在圆柱迎浪位置出现相对微弱的 Type-1,但没有看到如工况 3 中图 3-17 (d) 中清晰的 Type-2,因为此时是中波, D/L 比短波小,此时圆柱受波浪的衍射效应相对小,所以没有在圆柱迎浪面看到明显的 Type-2 形衍射场。

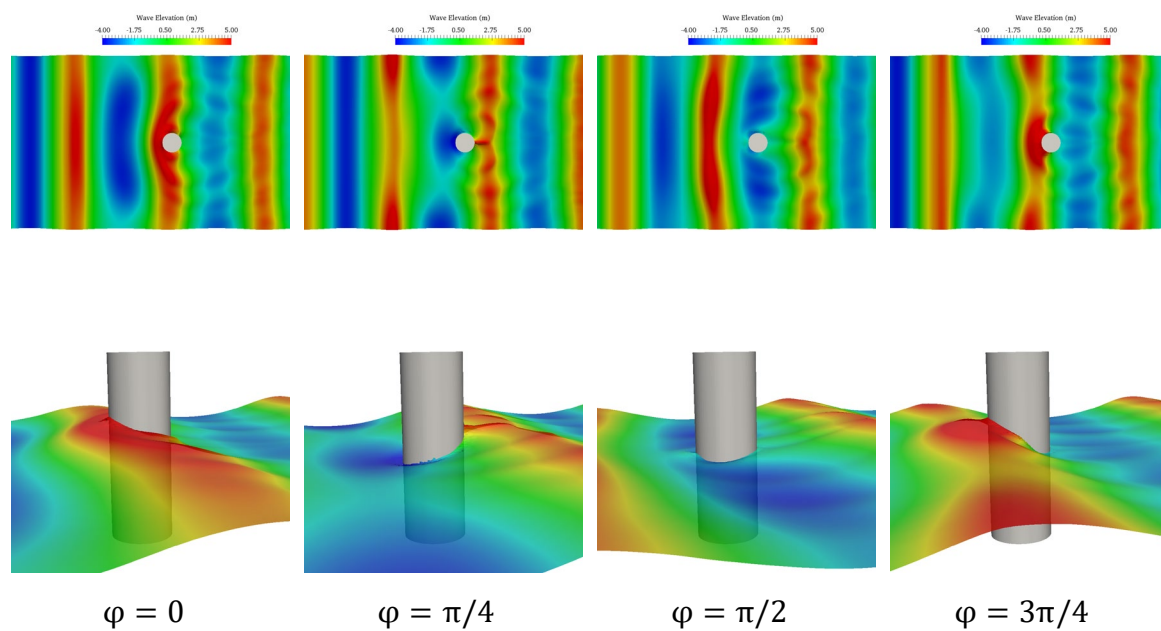


图3-17 工况3下圆柱周围波浪衍射图

Fig.3-17 Local free surface around the cylinder for case 3 (Top view and side view)

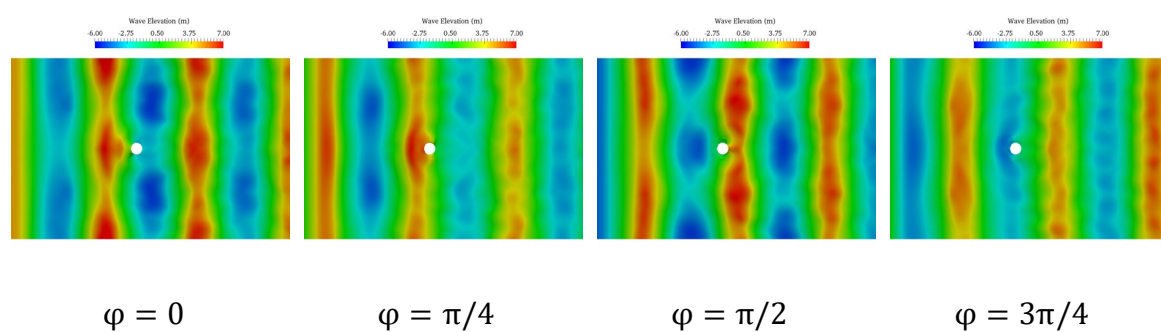


图3-18 工况5下圆柱周围波浪衍射俯视图

Fig.3-18 Local free surface around the cylinder for case 5 (Top view)

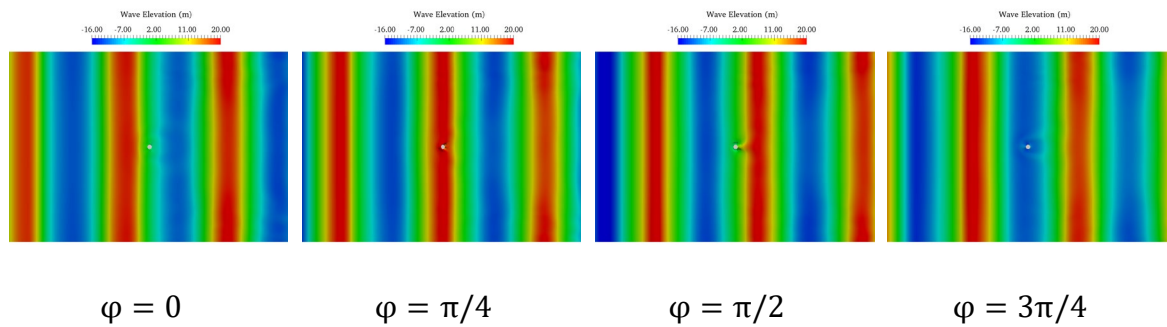


图3-19 工况 9 下圆柱周围波浪衍射俯视图

Fig.3-19 Local free surface around the cylinder for case 9 (Top view)

图 3-19 对应长波低波陡工况 9 ($T = 15$ s, $H/L = 1/30$) 的圆柱周围波浪俯视图, 从图中可以看出波浪绕立柱过程中的散射效应并不明显, 这与 3.3.1 节中的分析相对应, 此时的波浪几乎没有爬升现象, 在波浪周期中各测波点的 R/A 值接近 1。从图 3-19 (c) 中可以看到在圆柱迎浪面有轻微的 Type-1 型散射, 根据 Isaacson^[3]的提出的理论, 在此时 $D/L = 0.045$, $KC = 2.297$ 对应的波浪区间不受明显的波浪衍射影响, 所以该 Type-1 由波浪反射产生。

3.4 本章小结

本章基于自主开发的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU, 对于不同波长、不同波高的九种规则波与直立圆柱的相互作用进行了数值模拟, 研究了规则波波浪爬升值, 波浪载荷以及波浪绕圆柱传播过程中的波浪散射。本章首先针对短波长低波陡工况 (工况 1: $T = 7$ s, $H/L = 1/30$) 进行了网格收敛性验证, 数值模拟结果显示本文采用的网格具有很好的收敛性; 然后进行空场造波验证, 波形规则且稳定, 具有明显的波峰和波谷, 并且与理论结果吻合得很好。在此基础上, 本章将不同工况下计算得到的无因次参数 R/A 值与试验结果进行了对比, 发现本文数值模拟的结果与试验结果吻合得较好, 对于圆柱前方的测波点的 R/A 值随着波陡的增大而增大, 说明波陡越大, 圆柱前方的波浪爬升现象越明显, 而在圆柱肩部的 R/A 值随波陡增加反而减小, 同时不同工况的波浪爬升关于波浪传播方向的中轴线呈现对称分布, 沿圆柱周围曲线形状呈“W”形, 随着波长的增加和波陡的减小, “W”趋于平缓, 在相对平缓的规则波 (工况 7: $T = 15$ s, $H/L = 1/30$) 工况中, 圆柱周围的波浪爬升 R/A 值十分接近。对于对不同波

浪参数下的测波点进行傅里叶变换分析可知,在圆柱肩部附近的测波点出现了三阶幅值。通过对于圆柱水平波浪载荷分析发现,短波工况中水平波浪力的非线性不如圆柱周围波高的非线性,长波波浪载荷的非线性主要由圆柱迎浪面中部测波点的自由面变化引起;同时前后测波点自由面的相位差随波长的增加而减小,在长波工况中前后测波点自由面时历曲线的幅值接近且相位差接近 0。通过对圆柱周围流场的分析,发现本文的数值模拟可以捕捉到与前人试验吻合的两种波浪衍射现象,在工况 3 ($T=7\text{ s}$, $H/L=1/10$) 工况中可以看到最为明显的波浪散射,包含了 Type-1 和 Type-2 的波浪衍射和反射;而在工况 7 ($T=15\text{ s}$, $H/L=1/30$) 工况中波浪绕立柱过程中的散射效应并不明显,此时在波浪周期中各测波点的 R/A 值接近 1,波浪几乎没有爬升现象。

第四章 纯来流作用下有限长圆柱水动力特性的数值模拟

在海洋工程中，单桩柱作为典型结构在作业环境中会受到海流的作用，因此分析其在来流作用下的水动力特性是具有实际工程意义的。相较于传统的单相无限长圆柱，单桩柱结构同时存在自由面及自由端两个特殊的边界。为了验证建立的数值模型对此类问题的准确性，首先针对有限长圆柱标准算例进行了对比验证。该算例采用了 RANS 模型和基于界面压缩的 VOF 方法，验证了模型方法在该问题中的可靠性。其次，研究了一系列不同傅汝德数下低长径比圆柱的受力、自由面抬升及流场等特性。

4.1 数值模型验证

4.1.1 计算工况和数值模型

本节选取有限长圆柱在来流作用下的问题进行研究。该圆柱模型来自美国爱荷华大学水科学与工程研究中心（IIHR）于 2015 年在拖曳水池中开展的模型试验，如图 4-1 所示。该模型试验主要选取中高傅汝德数和亚临界至临界雷诺数的工况进行研究，采用浪高仪、粒子图像测速技术等对自由表面抬升、流场速度分布等进行测量。同时，该模型试验还给出了由 IIHR 自主开发的 CFDSHIP-Iowa 求解器采用 LES 方法和 Level-set 方法计算的数值结果。为了验证该数值模型在高傅汝德数和雷诺数下的准确性，本节选取了其中来流速度最大的一个工况进行对比验证，圆柱模型参数和计算工况的数据如表 4-1 所示。

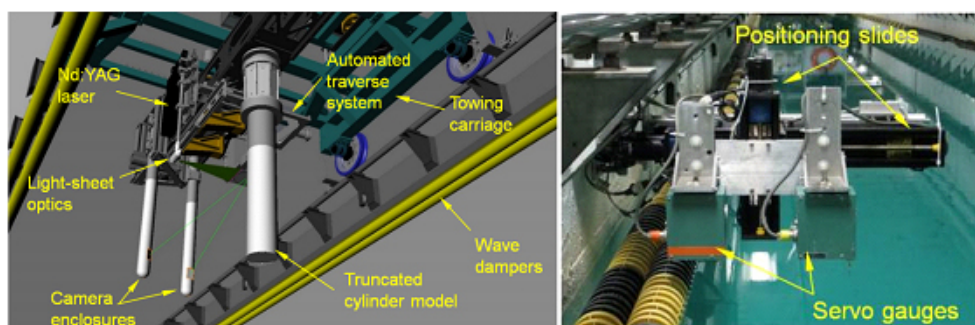


图4-1 拖曳水池试验设置

Fig.4-1 Experiment setup of the towing tank

表4-1 圆柱参数和计算工况

Table 4-1 Parameters of cylinder and test condition

参数	数值
直径	0.2 (m)
高度	1.2 (m)
吃水	0.8 (m)
流速	1.54 (m/s)
傅汝德数 (Fr)	1.1
雷诺数 (Re)	2.7×10^5

4.1.2 计算域和网格划分

本节采用的右手坐标系，定义如下：坐标原点位于自由面的圆柱中心， x 轴为来流方向， y 轴为垂直来流方向， z 轴垂直于自由面向上，与重力方向相反。考虑到边界可能产生反射波从而对流场造成影响，适当将计算域长度和宽度进行了扩大。同时，为了避免圆柱自由端与计算域底部过近导致的阻塞效应，将计算域高度设置为相同长度的吃水，最终计算域大小为： $-20D \leq x \leq 20D$ ， $-15D \leq y \leq 15D$ ， $-8D \leq z \leq 2D$ ，如图 4-2 (a) 所示。

本节采用的计算网格由 OpenFOAM 自带的 *snappyHexMesh* 绘制而成。圆柱表面一共布置了 6 层边界层，第一层高度满足 y^+ 始终小于 1。为了更好地捕捉自由面附近的自由面变化及自由端附近的复杂流场，在上述两个关注的区域进行了局部加密，最终网格数量为 780 万，如图 4-2 (b) 所示。

为了模拟此类高雷诺数下的大分离流动，采用浮力修正 SST $k-\omega$ 模型。为了准确捕捉剧烈变化的自由面，则采用 VOF 方法，从而尽可能获得锐利的气-液交界面。在对控制方程进行离散后，对时间项采用 Crank-Nicolson 格式，混合系数设为 0.9，对动量方程和湍流控制方程的对流项均采用具有二阶精度的 TVD 格式。边界条件设置为：上游入口处采用均匀速度入口边界条件，下游出口处采用压力出口边界条件，顶部采用进出口边界条件，圆柱表面采用无滑移固壁边界条件，底部及两侧则均采用对称边界条件。

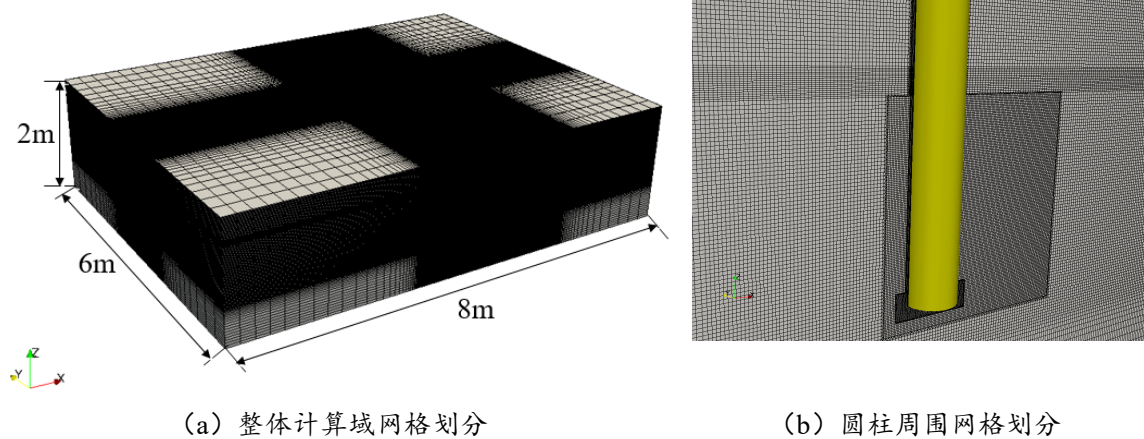


图4-2 计算域网格划分

Fig.4-2 Computational mesh

4.1.3 圆柱周围波面爬升验证

由于自由面的存在,圆柱在来流作用下会在前方产生抬升,在后方产生凹陷。图 4-3 给出了自由面上不同纵向位置处的平均自由面抬升剖面图, y 轴的平均自由面抬升均以圆柱直径 D 进行了无因次化处理。其中,黑色实线代表本文的数值计算结果,红色虚线代表采用 CFDShip-Iowa 求解器使用 LES 方法得到的数值计算结果,黑色三角形符号代表试验得到的测量值。从整体来看,本文数值模型得到的计算结果能够很好地捕捉到整体的变化趋势,并与试验值和他人的数值计算结果吻合一致。从局部细节来看,用本文方法计算时,能够很好地捕捉到圆柱中轴线处 ($y=0$) 前方的爬升峰值。对于后方凹陷区域,则与 LES 结果相似均有着一定的高估,这可能是由于在该高工况下后方剧烈的自由面变化使得与试验测量存在一定的偏差。在沿圆柱横流向一倍位置处 ($y=1D$), 本文采用 RANS 方法相较于 LES 方法能够更好地捕捉到凹陷的谷值,基本与试验结果相近。图 4-4 给出了圆柱表面不同周向角度处的平均自由面抬升剖面图,其中 0° 为圆柱前驻点位置处。从图中可以看出,在 0° 至 90° 区间内,平均自由面沿圆柱周向缓慢下降,能够较好地捕捉到试验中测量到的趋势,并与 LES 结果基本相当。然而随着周向角度继续增加,平均自由面此时存在一个较为急剧的下降,并且在 LES 结果中更为显著,这与试验中的缓慢下降趋势存在着一定的差异。这可能是由于该算例所在的工况属于超临界区域,对于自由面附近的流动分离存在着较大的误差。当圆柱周向角度大于 150° 后,平均自由面抬升趋于稳定,与试验结果基本一致。通过以上跟试验数据和数值模拟结果的对比,说明本文采用的数值方法能够较好地捕捉圆柱周围流场的自由面,为下文研究中其他傅汝德数工况提供了依据。

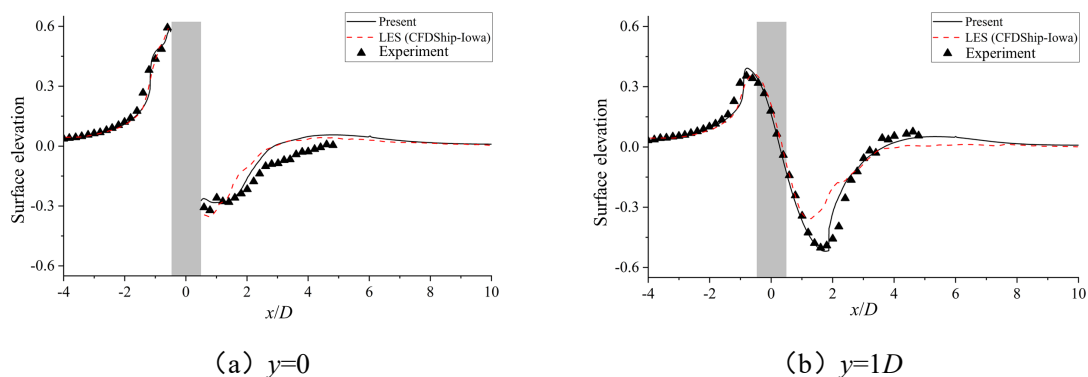


图4-3 平均自由面抬升剖面对比

Fig.4-3 Comparison of time-averaged surface elevation profiles

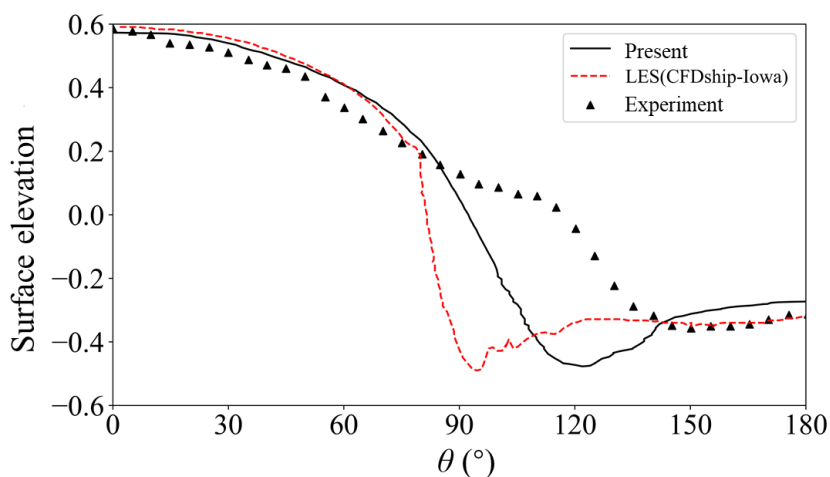


图4-4 圆柱表面自由面抬升对比

Fig.4-4 Comparison of surface elevation profiles around the cylinder surface

图 4-5 给出了该工况下的平均自由面抬升云图，由平均相分数等值面绘制而成。从图中可以看出，此时在圆柱前方存在呈环状明显的自由面抬升，与后方的凹陷区域形成较大的自由面落差，并有呈环状沿横流向扩散的特征。与此同时，圆柱后方的凹陷区域中部存在一个较为明显的隆起，两侧分布同样呈环状的凹陷区域。

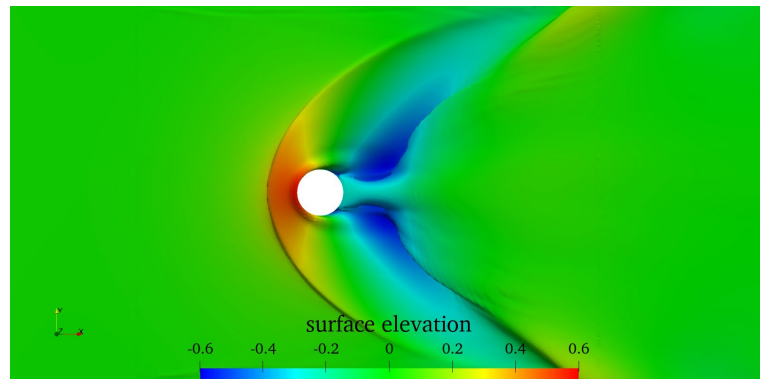
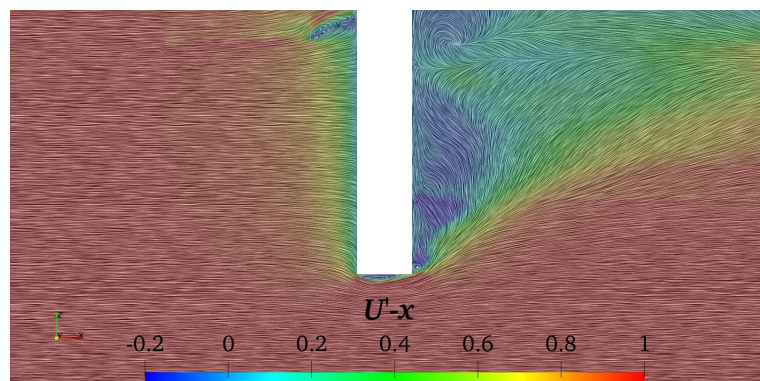


图4-5 平均自由面抬升的俯视图

Fig.4-5 Top view of time-averaged surface elevation

另一方面，由于圆柱自由端的存在，流场会沿展向呈现出较强的三维特性。图 4-6 给出了流场 $y = 0$ 剖面处的平均流线，由无因次化的流向速度染色。从中可以观察到，圆柱后方由深蓝色代表的回流区域。相较于传统的单相无限长圆柱绕流，此时流场同时受到自由面和自由端的影响，呈现出“两侧短，中间长”的特点。同时，由于自由端的阻碍作用导致附近的流体加速，并在经过后呈现出明显的上洗特征，直至延伸至自由附近。图 4-7 进一步给出了自由端附近的平均流线图。从图中可以发现，在圆柱底部和圆柱后方存在两个回流区域。第一个区域是由于流体在接触自由端后，强制发生了流动分离，并在一定距离后再次于底部附着，在分离点和附着点之间形成了回流区域，存在一个较大的旋涡。第二个区域是由于再附着的流体在流经自由端后进行向上运动时，又再次发生了流动分离。但由于此时上洗运动占主导，于圆柱后方仅形成了一个较小的旋涡。

图4-6 $y = 0$ 剖面平均流线Fig.4-6 Time-averaged streamlines at the $y = 0$ slice

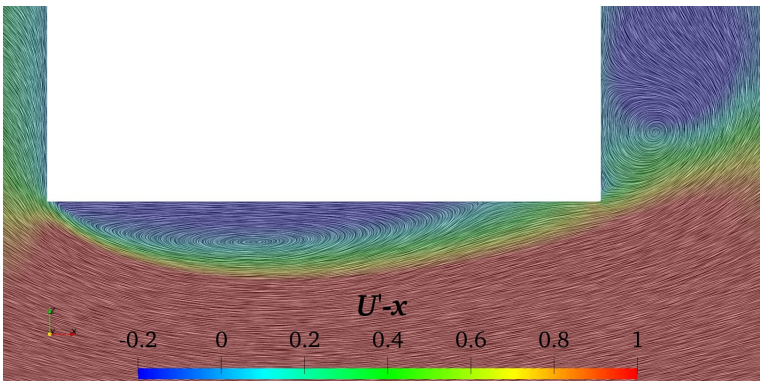


图4-7 自由端附近平均流线图

Fig.4-7 Time-averaged streamlines near the free end

4.2 带自由面的有限长圆柱绕流特性数值模拟

4.2.1 计算工况

为了与后续波流联合作用问题形成对比，本节采用与第三章相同的圆柱模型，并从中挑选 $Fr = 0.1$ （低流速）至 $Fr = 0.4$ （中流速）的工况进行计算，如表 4-2 所示。本节采取与 4.1 节相同的右手坐标系，并依此对圆柱设置计算域并划分网格，如图 4-8 所示。参考 3.1 节及 4.1 节中的设置，最终计算域大小为 $-15D \leq x \leq 24D$, $-10D \leq y \leq 10D$, $-10D \leq z \leq 5D$, 如图 4-8(a)所示。计算网格则同样采用 OpenFOAM 自带的 *snappyHexMesh* 绘制而成，在相应关注的自由面及自由端附近进行了逐级加密，最终的网格数量为 613 万，如图 4-8（b）所示。边界条件与离散格式与 4.1 节中的设置相同。

表4-2 计算工况

Table 4-2 Test conditions

流速 (m/s)	傅汝德数 (Fr)	雷诺数 (Re)
0.14	0.1	2.3×10^3
0.28	0.2	4.6×10^3
0.42	0.3	6.9×10^3
0.56	0.4	9.2×10^3

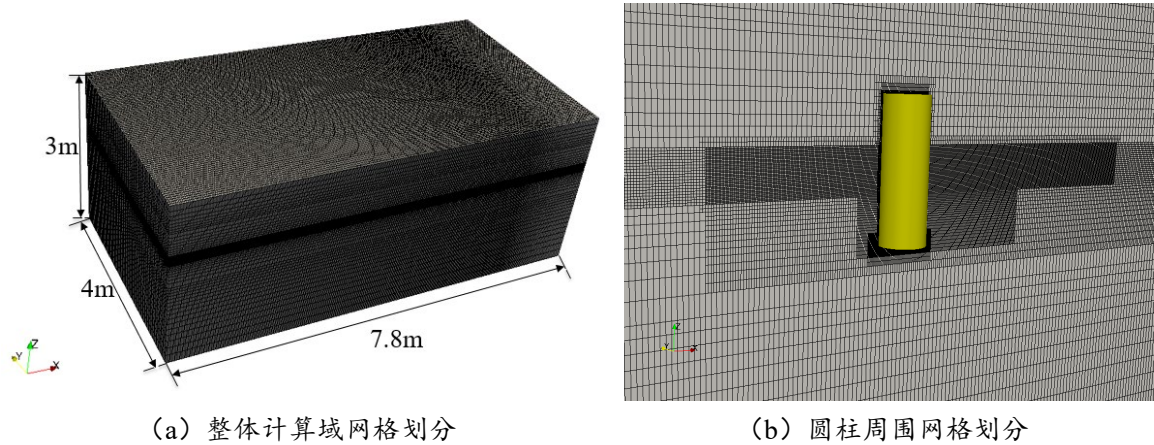


图4-8 计算域网格划分

Fig.4-8 Computational mesh

4.2.2 圆柱受力及其周围波面爬升分析

取上述各数值模拟工况达到稳定阶段的时历数据结果进行后处理。如图4-9所示，为不同傅汝德数工况下圆柱的阻力系数变化曲线。可以发现，随着傅汝德数的增大，圆柱的阻力系数相应减小，分别为 1.01 ($Fr=0.1$)、0.941 ($Fr=0.2$)、0.886 ($Fr=0.3$)、0.86 ($Fr=0.4$)。相比于最低流速工况 ($Fr=0.1$) 的减小率分别为 6.83% ($Fr=0.2$)、12.28% ($Fr=0.3$) 和 14.85% ($Fr=0.4$)，同比减小量呈递减的趋势，说明随着流速的增大，圆柱所受阻力的减小趋势逐渐放缓并最终会稳定在某一个常数范围内。

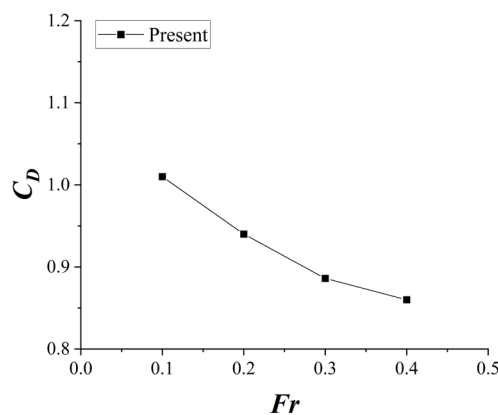


图4-9 不同傅汝德数工况下圆柱的阻力系数变化曲线

Fig.4-9 Drag coefficients of the cylinder under different Fr numbers

图 4-10 为不同傅汝德数工况下圆柱的升力系数的傅里叶变换曲线。从图中可以看出,当傅汝德数较小时,圆柱的升力系数出现两个明显的主峰,而当傅汝德数增加时,圆柱自由端的涡流对圆柱的尾涡影响较大,导致升力系数没有出现明显的主峰。

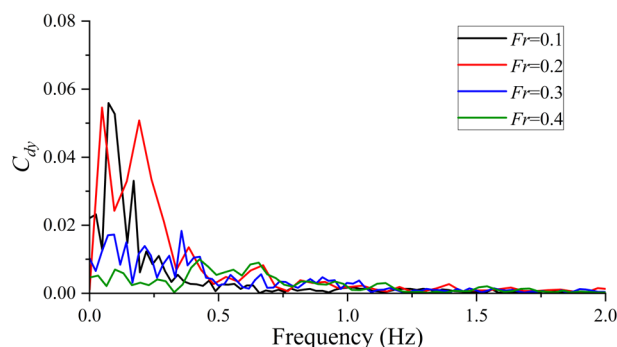


图4-10 不同傅汝德数工况下圆柱的升力系数的傅里叶变换曲线

Fig.4-10 FFT analysis of lift coefficients of the cylinder under different Fr numbers

图 4-11 分别为不同傅汝德数工况下的圆柱表面正前方和正后方的波面无因次变化曲线。从图中可以发现,随着傅汝德数的增大,圆柱正前方的无因次波面抬升幅值呈现增大趋势,而相应的圆柱正后方的无因次波面凹陷幅值也呈现增大趋势。无因次波面抬升幅值分别为 0.00636 ($Fr=0.1$)、0.0211 ($Fr=0.2$)、0.0456 ($Fr=0.3$) 和 0.0793 ($Fr=0.4$), 相应的无因次波面凹陷幅值为 -0.0000348 ($Fr=0.1$)、-0.00495 ($Fr=0.2$)、-0.016 ($Fr=0.3$) 和 -0.0294 ($Fr=0.4$)。说明在低流速工况下 ($Fr=0.1$), 受到固定圆柱的阻滞作用影响, 虽然来流会在分别在圆柱的正前方产生波面抬升和在圆柱的正后方产生波面凹陷, 但是由于流体自身的动能较低, 不足以促使其在圆柱前缘表面产生较为明显的爬升, 如图 4-11 (a) 所示。同时, 当流体通过圆柱前缘后, 无法形成较为明显的压力差, 使得圆柱正后方的波面凹陷幅值几乎为 0, 如图 4-11 (b) 所示。随着傅汝德数增大至 $Fr=0.4$, 流体自身携带的动能也显著增大, 使得来流在圆柱前缘产生显著的爬升, 同时在圆柱的后缘形成明显的压力差, 导致显著波面凹陷的产生。

图 4-11 (a) 中虚线表示为依据伯努利方程, 将流体的动能转化为势能得到的理论波面抬升幅值。对比理论值与本数值模拟预报值, 计算得到相应的误差分别为 27.2%、5.5%、1.3% 和 0.875%, 可以发现除了 $Fr=0.1$ 的计算工况存在一定的计算误差外, 其余工况的预报值与基本与理论值吻合良好, 说明了整体预报结果的有效性。对比圆柱正前方的波面抬升幅值和正后方的波面凹陷幅值, 计算得到相应的幅值比

别为 182.8 ($Fr=0.1$)、4.26 ($Fr=0.2$)、2.85 ($Fr=0.3$) 和 2.7 ($Fr=0.4$)，可以发现在波面未破碎的前提下，随着傅汝德数的增大，幅值比呈减小的趋势并且最终趋于 2 至 3 之间的某一常数。

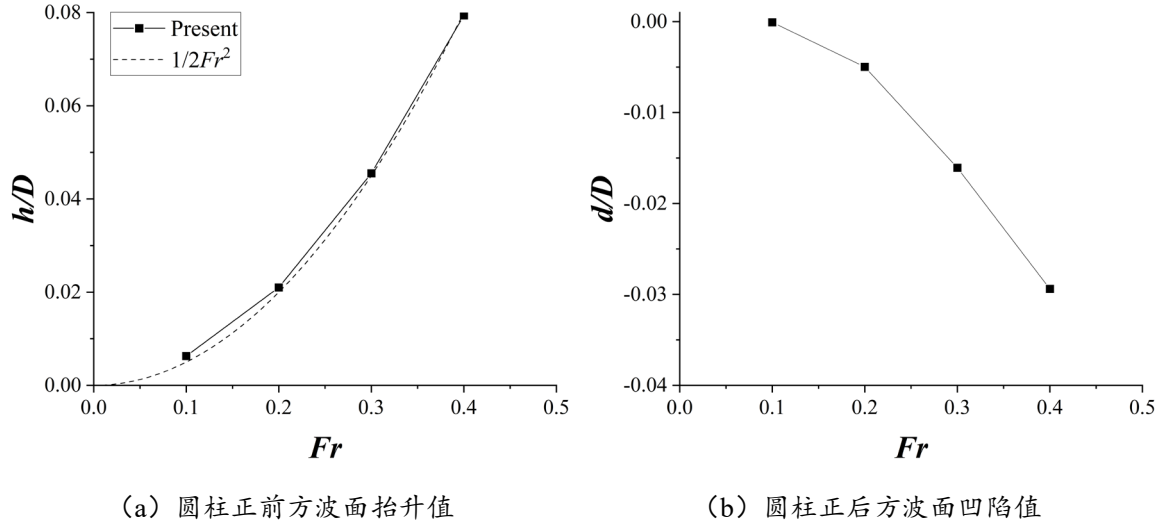


图4-11 不同傅汝德数工况下的圆柱表面自由面无因次变化曲线

Fig.4-11 Non-dimensional surface elevation on the cylinder under different Fr numbers

图 4-12 和图 4-13 分别为不同傅汝德数工况下 $y=0$ 、 $y=0.25D$ 和 $y=-0.25D$ 剖面处的无因次平均波面抬升对比曲线。从图中可以看到，随着傅汝德数的增大，圆柱前缘的波面显著抬升，圆柱后缘的波面显著凹陷，最终在未破碎的前提下形成了明显的落差，并且会在圆柱的尾流场区域形成明显的二次波面抬升现象。如表 4-3 所示，为圆柱前缘不同剖面处的最大无因次波面抬升及其对应流向位置。可以发现， $y=0.25D$ 剖面处和 $y=-0.25D$ 剖面处的最大无因次波面抬升预报误差分别为 3.29% ($Fr=0.1$)、2.17% ($Fr=0.2$)、0.31% ($Fr=0.3$) 和 0.33% ($Fr=0.4$)，对应流向位置的预报误差分别为 2.15% ($Fr=0.1$)、8.21% ($Fr=0.2$)、2.75% ($Fr=0.3$) 和 2.01% ($Fr=0.4$)，说明圆柱前部的波面变化表现出较强的对称性。对比 $y=0$ 剖面处和 $y=-0.25D$ 剖面处的最大无因次波面抬升，各计算工况剖面抬升沿横向的减小量分别为 47.5% ($Fr=0.1$)、34.6% ($Fr=0.2$)、28.73% ($Fr=0.3$) 和 22.82% ($Fr=0.4$)，呈减小趋势，可以发现，随着傅汝德数的增大，圆柱前缘的波面抬升沿横向将从“尖锐型”转变为“钝型”。并且，圆柱前缘的最大波面抬升与圆柱表面的波面爬升会形成明显

的落差，相应的减小量分别为 41.62% ($Fr = 0.1$)、32.3% ($Fr = 0.2$)、26.38% ($Fr = 0.3$) 和 19.67% ($Fr = 0.4$)，呈减小趋势，说明流速的增大会促使圆柱表面的波面爬升整体增大，同时在形成与图 4-5 相似的半环状包裹区。

表4-3 圆柱前缘不同剖面处的最大无因次波面抬升及其对应流向位置

Table 4-3 Non-dimensional maximum surface elevation on the leading edge of the cylinder and its corresponding in-line positions at different profiles

		$Fr = 0.1$	$Fr = 0.2$	$Fr = 0.3$	$Fr = 0.4$
$y = -0.25D$	$h/D \text{ max}$	0.00334	0.0138	0.0326	0.061
	x/D	-0.558	-0.609	-0.619	-0.596
$y = 0$	$h/D \text{ max}$	0.00636	0.0211	0.0456	0.0793
	x/D	-0.5	-0.5	-0.5	-0.5
$y = 0.25D$	$h/D \text{ max}$	0.00345	0.0135	0.0325	0.0612
	x/D	-0.546	-0.559	-0.602	-0.584

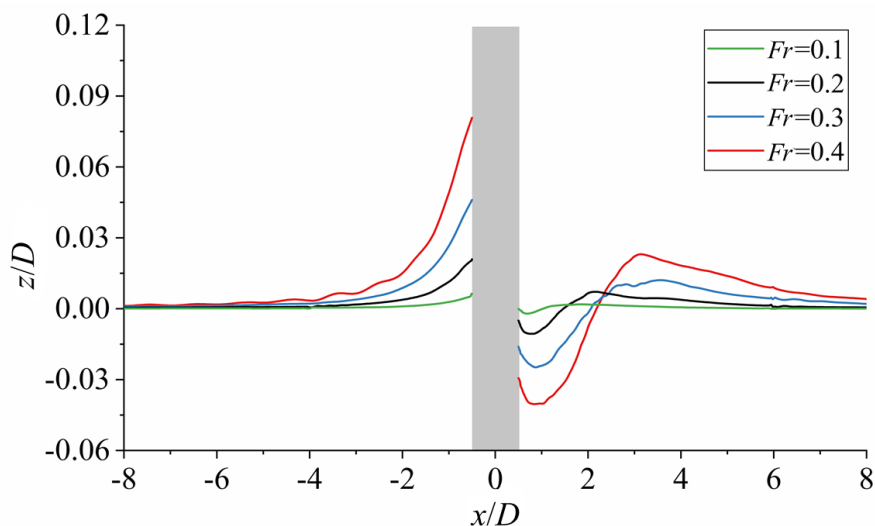


图4-12 不同傅汝德数下 $y = 0$ 剖面处的无因次平均波面抬升对比曲线

Fig.4-12 Non-dimensional average surface elevation on the cylinder under different Fr numbers at $y = 0$

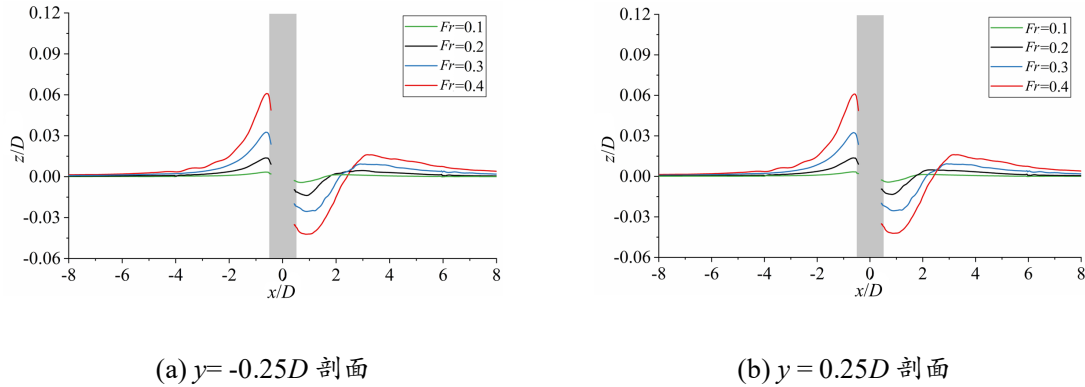


图4-13 不同傅汝德数下轴向对称两剖面处的无因次平均波面抬升对比曲线

Fig.4-13 Non-dimensional average surface elevation on the cylinder under different Fr numbers at two axial symmetry profiles

如表 4-4 所示,为圆柱后缘不同剖面处的最小无因次波面凹陷及其对应流向位置。结合图 4-12 和图 4-13 可以发现, $y = 0.25D$ 剖面 and $y = -0.25D$ 剖面处的最小无因次波面凹陷预报误差分别为 1.39% ($Fr = 0.1$)、4.35% ($Fr = 0.2$)、1.18% ($Fr = 0.3$) 和 0% ($Fr = 0.4$)，对应流向位置的预报误差分别为 3.19% ($Fr = 0.1$)、8.95% ($Fr = 0.2$)、0.66% ($Fr = 0.3$) 和 0.66% ($Fr = 0.4$)，说明圆柱后缘近柱面处的波面凹陷变化表现出较强的对称性。对比 $y = 0$ 剖面 and $y = -0.25D$ 剖面处的最小无因次波面凹陷，各计算工况剖面波面凹陷沿横向的增大量分别为 122.1 倍 ($Fr = 0.1$)、2.67 倍 ($Fr = 0.2$)、1.61 倍 ($Fr = 0.3$) 和 1.44 倍 ($Fr = 0.4$)，呈减小趋势。这表明，在低流速工况下，圆柱后缘的波面凹陷区域主要集中在两侧，而圆柱正后方为出现明显的凹陷区；随着流速的增大，圆柱两侧的凹陷区域有扩大的趋势，并且最终使得圆柱正后方区域也产生相同量级的波面凹陷。随着傅汝德数的增大，圆柱后缘的波面凹陷沿横向也将“尖锐型”转变为“钝型”，并且也会在最小波面凹陷与圆柱后缘表面的波面下降间形成明显的落差。

如表 4-5 所示,为圆柱不同剖面处的尾流场波面抬升无因次幅值及其对应流向位置。结合图 4-12 和图 4-13 可以发现，圆柱尾流场中 $y = 0.25D$ 剖面 and $y = -0.25D$ 剖面处的最大无因次波面抬升预报误差分别为 0% ($Fr = 0.1$)、4.97% ($Fr = 0.2$)、0.867% ($Fr = 0.3$) 和 0.617% ($Fr = 0.4$)，对应流向位置的预报误差分别为 0% ($Fr = 0.1$)、24.2% ($Fr = 0.2$)、1.21% ($Fr = 0.3$) 和 0.6% ($Fr = 0.4$)，除了在 $Fr = 0.2$ 工况出现了较为明显的误差外，其余计算工况的尾流场波面抬升仍具备一定的对称性。对比 y

$y = 0$ 剖面 and $y = -0.25D$ 剖面处的尾流场无因次波面抬升, 各计算工况的波面抬升沿横向的减小量分别为 38.89% ($Fr = 0.1$)、35.51% ($Fr = 0.2$)、24.38% ($Fr = 0.3$) 和 30% ($Fr = 0.4$), 呈现减小后增大的趋势。随着傅汝德数的增大, 圆柱尾流场的波面抬升沿横向也将呈现“尖锐型-钝型-尖锐型”的转变趋势。

表4-4 圆柱后缘不同剖面处的最小无因次波面凹陷及其对应流向位置

Table 4-4 Non-dimensional minimum surface elevation on the trailing edge of the cylinder and its corresponding in-line positions at different profiles

		$Fr = 0.1$	$Fr = 0.2$	$Fr = 0.3$	$Fr = 0.4$
$y = -0.25D$	$d/D \max$	-0.00431	-0.0138	-0.0255	-0.0423
	x/D	0.69	0.894	0.907	0.91
$y = 0$	$d/D \max$	-0.0000348	-0.00495	-0.016	-0.0294
	x/D	0.5	0.5	0.5	0.5
$y = 0.25D$	$d/D \max$	-0.00425	-0.0132	-0.0258	-0.0423
	x/D	0.668	0.814	0.901	0.916

表4-5 圆柱不同剖面处的尾流场波面抬升无因次幅值及其对应流向位置

Table 4-5 Non-dimensional surface elevation on wake flow of the cylinder and its corresponding in-line positions at different profiles

		$Fr = 0.1$	$Fr = 0.2$	$Fr = 0.3$	$Fr = 0.4$
$y = -0.25D$	$h'/D \max$	0.0011	0.00443	0.00923	0.0162
	x/D	1.87	2.871	2.902	3.147
$y = 0$	$h'/D \max$	0.0018	0.00721	0.0121	0.023
	x/D	1.47	2.079	3.521	3.113
$y = 0.25D$	$h'/D \max$	0.0011	0.00465	0.00915	0.0161
	x/D	1.87	2.176	2.867	3.166

表4-6 圆柱不同剖面处的尾流场波面过零点的流向位置

Table 4-6 In-line positions of the surface elevation cross the horizontal plane in the wake flow at different profiles

		$Fr = 0.1$	$Fr = 0.2$	$Fr = 0.3$	$Fr = 0.4$
$y = -0.25D$	x/D	1.592	1.748	2.13	2.413
$y = 0$	x/D	1.169	1.518	2.071	2.204
$y = 0.25D$	x/D	1.528	1.702	2.125	2.406

如表 4-6 所示，为圆柱不同剖面处的尾流场波面过零点的流向位置。可以发现，圆柱尾流场中 $y = 0.25D$ 剖面处和 $y = -0.25D$ 剖面处的波面过零点的流向位置预报误差分别为 4.19% ($Fr = 0.1$)、2.7% ($Fr = 0.2$)、0.24% ($Fr = 0.3$) 和 0.29% ($Fr = 0.4$)，说明圆柱尾流场的波面过零位置变化表现出较强的对称性。对比 $y = 0$ 剖面处和 $y = -0.25D$ 剖面处的波面过零点的流向位置，各计算工况的波面过零点的流向位置的增大值分别为 36.18% ($Fr = 0.1$)、15.15% ($Fr = 0.2$)、2.85% ($Fr = 0.3$) 和 9.48% ($Fr = 0.4$)，随着傅汝德数的增大，呈先减小后增大的趋势。这表明，来流速度较小时 ($Fr = 0.1$)，圆柱的尾流场中间位置为产生明显的波面凹陷现象；随着来流速度的增大，波面凹陷向圆柱尾流场中部扩展，从而减小了圆柱不同剖面处波面过零位置的差异；随着来流速度的进一步增大 ($Fr = 0.4$)，圆柱外流场远离中间部分的波面凹陷现象将会进一步增强，从而造成圆柱不同剖面处波面过零位置差异的再次增大。

图 4-14 为不同傅汝德数工况下的无因次波面抬升云图。从图 4-14 (a) 中可以发现，仅在圆柱正前方的较小范围内出现了明显的波面抬升现象，并且波面抬升幅值沿圆柱横向迅速降低。在圆柱的左右两侧均出现了较为明显的波面凹陷现象，但是由于来流的速度较低 ($Fr = 0.1$)，流体自身的动能相对较小，因此圆柱表面的波面凹陷区无法有效地向圆柱左右两侧持续发展，最终在圆柱的后缘出现了波面凹陷区收缩的现象。随着波面凹陷区远离圆柱的后缘，将在圆柱的尾流场中形成类似“开尔文波”型的波面演化。同时，观察圆柱正后方的局部波面抬升云图，可以发现圆柱左右两侧的波面凹陷区未完全包裹圆柱的后缘，在圆柱的正后方存在间断区。结合图 4-12 和图 4-13 可知，此时圆柱后缘的无因次波面凹陷在 $y = 0$ 剖面处的最小值为-0.0000348，而在 $y = 0.25D$ 和 $y = -0.25D$ 剖面处的最小值分别为-0.0027 和-0.00281，与图 4-14 中云图观察到的间断现象相符合。

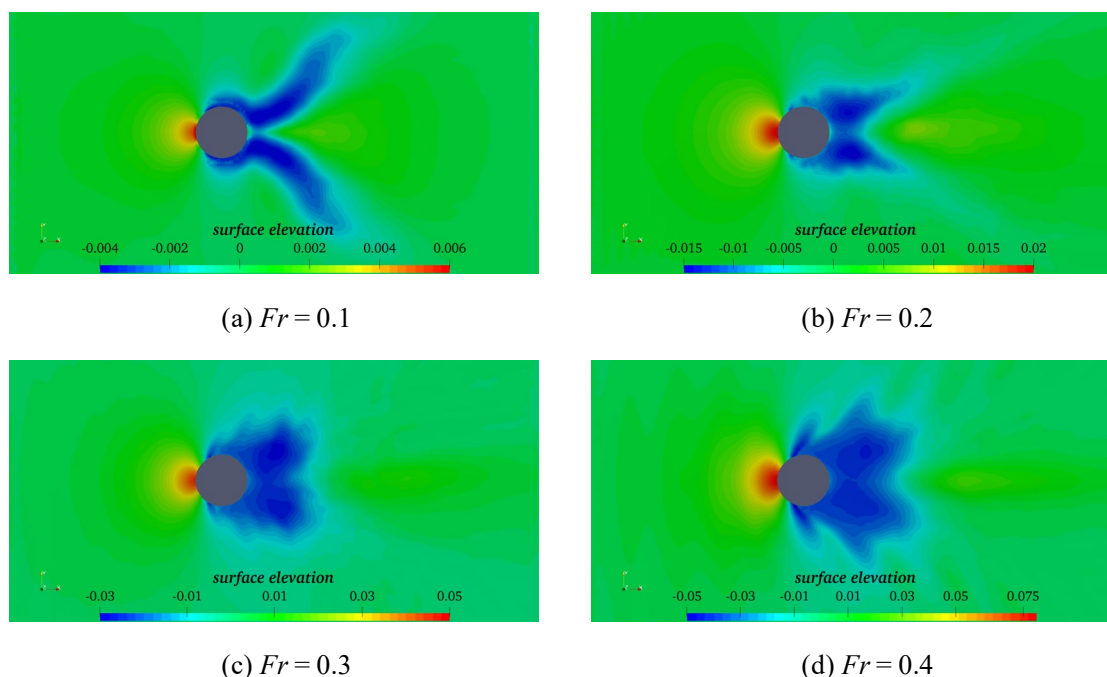


图4-14 不同傅汝德数下的无因次波面抬升云图

Fig.4-14 Non-dimensional surface elevation contours around the cylinder under different Fr numbers

如图 4-14 (b) 所示, 当傅汝德数增大至 $Fr = 0.2$ 时, 圆柱正前方的波面抬升现象增强, 同时波面抬升沿圆柱横向的覆盖范围明显增大。并且, 圆柱左右两侧的波面凹陷区向圆柱外侧发展的趋势增强, 使得整个圆柱的后缘均被波面凹陷区包围, 使得波面凹陷收缩现象消失。同时, 还能观察到圆柱正后方左右两侧出现波面凹陷区的融合现象, 使得圆柱正后方的无因次波面凹陷幅值显著增大, 尾流场波面过零点的流向位置显著后移, 与表 4-6 的结果相符合。对比图 4-14 (b) 和图 4-14 (a), 可以发现尾流场波面演化形成的“开尔文波”的夹角显著减小, 同时波面凹陷区的外缘的光滑特性消失, 出现了不规则的对称波纹。

如图 4-14 (c) 所示, 当傅汝德数增大至 $Fr = 0.3$ 时, 圆柱波面抬高范围占圆柱截面的比例、波面凹陷范围占圆柱截面的比例均与 $Fr = 0.2$ 工况保持一致。同时, 圆柱表面和尾流场中的波面凹陷区域覆盖的范围进一步扩大, 圆柱正后方左右两侧的波面凹陷区融合现象也随之增强。因此, 圆柱正后方尾流场波面过零点的流向位置明显后移, 并且与左右两侧波面过零点的流向位置相接近, 与表 4-6 的结果相符合。对比图 4-14 (b) 和图 4-14 (c) 可以发现, 圆柱整体波面凹陷区的外缘呈现对称的波浪型,

并且在圆柱前缘正负 45 度的两侧位置出现了明显的强波面凹陷区，仍能观察到“开尔文波”型的波面演化特性。

如图 4-14 (d) 所示，当傅汝德数增大至 $Fr = 0.4$ 时，圆柱波面抬高和波面凹陷沿圆柱表面的分布未发生明显变化。圆柱两侧和尾流场的波面凹陷区进一步向外扩展，在横向和流向均出现显著的增大。虽然圆柱正后方尾流场波面过零点的流向位置持续增大，但是尾流场两侧的波面凹陷强度增幅明显较大，使得波面过零点的流向位置沿圆柱横向呈现增大趋势。对比图 4-14 (c) 和图 4-14 (d) 可以发现，圆柱整体波面凹陷区的波浪型外缘演化趋势加剧，形成了明显的“开尔文波”型的波面演化现象。综合上述可知，随着来流速度的增大，圆柱前缘的波面抬升区的范围将呈现先增大后稳定的趋势；圆柱后缘的波面凹陷区会首先在两侧产生，然后向中部和圆柱远端发展，呈持续的扩大趋势，并且最终会呈现稳定“开尔文波”现象。

基于 Q 准则提取流场等值面对三维流场进行可视化处理，并采用无因次的速度场进行染色。如图 4-15 所示，为侧视视角和俯视视角下不同傅汝德数工况的圆柱泻涡的瞬时涡量图。如图 4-15 (a) 和 (b) 所示，由于此时来流速度较小 ($Fr = 0.1$) 导致圆柱的尾流场泻涡现象不显著，为捕捉到流场的主要涡结构，选取 $Q = 5$ 的等值面。从图 4-15 (a) 的侧视视角可以看出，流场中能观察到显著涡结构的位置主要集中在圆柱近壁面区域、自由面位置附近和尾流场约 3 倍直径位置。在圆柱前缘，可以观察到明显的涡结构包裹区，并且未发生旋涡的分离与脱落现象；伴随着表面涡结构沿圆柱表面的后移，并且在圆柱下部自由端泻涡的影响下，圆柱的后缘逐渐出现非连续的旋涡泄放现象；当旋涡脱离圆柱表面后，靠近自由面处的旋涡将会沿自由面向后泄放，而靠近圆柱自由端处的旋涡会受到自由端泄出的强旋涡影响而出现明显的上浮，最终使得圆柱近壁面处的旋涡分布呈“小三角形”。同时，从圆柱自由端处可以观察到底部旋涡在发展至圆柱中心位置附近便开始出现减弱和向外泄放的趋势，因此较早地影响了圆柱上部的泻涡，这也是导致该工况下圆柱的尾流场无法充分发展的诱因之一。随着尾流场的向后发展，近壁面附近强度较小的涡结构将会逐渐耗散，最终仅从圆柱自由端泄出的强涡结构倍输运到了尾流场约 3 倍直径位置。从图 4-15 (b) 的俯视视角可以看出，圆柱泻涡产生的尾流场表现出较为明显的对称性，说明此时来流所携带的动能受到圆柱的阻滞作用后，无法进一步激发出非对称的交替泻涡现象。对比图 4-15 (b) 和图 4-15 (a) 可以发现，圆柱近壁面和尾流场远端显著涡结构的分布与波

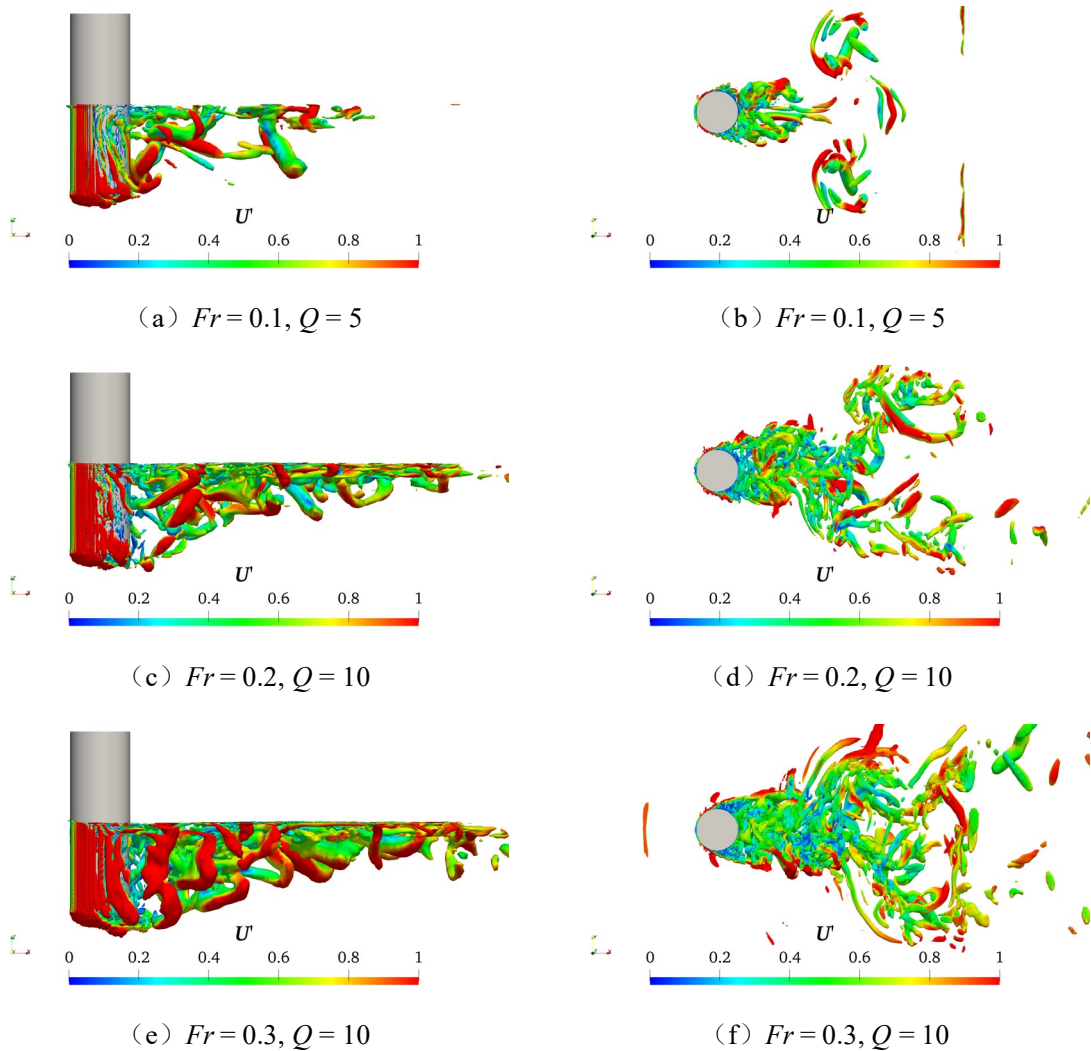
面凹陷区的分布表现出较高的重合性,说明流场中的强旋涡会促使波面凹陷现象的增强。

如图 4-15 (c) 和 (d) 所示,随着傅汝德数的增大,尾流场泻涡特性增强,对称性逐渐消失,并产生近似的“交替泻涡”现象。从图 4-15 (c) 中可以看出,圆柱前缘的涡结构包裹区出现了较为明显的增大,自由端处形成的旋涡泄放位置出现了后移,圆柱后缘上部也出现了更多离散的小涡结构。在来流的输运作用下,圆柱自由端产生的强旋涡将逐渐上移,圆柱后缘产生的离散小涡结构受到强旋涡的碰撞、挤压作用也会向自由面附近移动并逐渐耗散,最终形成强旋涡包围离散小涡结构的细长“三角形”尾流场。从图 4-15 (d) 的俯视视角中可以看出,圆柱的泻涡特性已经出现了不对称性,尾流场左右两侧的凹陷位置沿流向出现了明显的偏移,对比图 4-14 (b) 可知,此时尾流场的二次扩张方向与“开尔文波”型波面演化方向一致。

当来流的傅汝德数增大至 $Fr = 0.3$ 时,圆柱的泻涡特性进一步增强。如图 4-15 (e) 的侧视视角所示,圆柱前缘的涡结构包裹全已经扩展至圆柱中部两侧位置,并且此时的泻涡呈明显的轴向连续性。圆柱自由端处的旋涡泄放位置也出现了明显的后移,当旋涡到达圆柱后缘并脱离圆柱下表面时才会发生泻涡现象。同时,可以观察到从圆柱两侧和自由端泄出的强旋涡会包围住从圆柱后缘上部泄出的离散小涡结构,使得尾流场的侧视图中仅能观察到强度较大的旋涡。同时,随着自由端泻涡位置的后移,其对尾流场抬升影响的区域出现减小的趋势,可以在远端约 5 倍直径位置处观察到尾流场旋涡沿轴向达到了最低深度,并在此之后有沿深度方向演化的趋势。从图 4-15 (f) 中可以看出,来流速度的增大使得尾流场发展过程中的“凹陷”现象消失,结合图 4-13 (c) 可知,当圆柱的尾流场通过波面凹陷区时就会发生尾流场的拓宽现象,并且拓宽后的角度与“开尔文波”型的波面演化角度一致。当尾流场的横向拓宽到达极值位置时,会产生类似旋涡聚集的现象,进而使得旋涡沿轴向方向向下发展,这也是图 4-15 (e) 中观察到的尾流场轴向深度在圆柱远端增大的诱因。

当来流的傅汝德数增大至 $Fr = 0.4$ 时,圆柱的侧视图中仅能观察到尾流场外侧包裹的强旋涡结构,如图 4-15 (g) 所示。从图中可以看出,圆柱前缘形成的涡结构包裹区持续增大,并且在通过圆柱后缘的流向位置时才出现旋涡的离散和泄放现象,同时,圆柱尾流场深度变化的拐点位置相比于 $Fr = 0.3$ 工况出现了明显的前移,并且流产中能观察到显著强涡结构的区域也相应增大。从图 4-15 (h) 中可以发现,受到圆柱前缘涡结构包裹作用的影响,圆柱后缘近壁面处的离散小涡结构集中在一个明显的

扇形区间内。结合图 4-14 (d) 可知, 尾流场的拓宽现象出现在波面凹陷区的边缘, 并且扩展角度与波面演化角度一致, 并且在整个流场中均能观察到与“波浪型”波面演化方向一致的泻涡现象, 使得流场的复杂度显著增强。结合各工况圆柱泻涡的俯视视角、图 4-12 和图 4-13 可以发现, 在圆柱的前方也出现了明显的细长条状涡结构, 主要是由于圆柱表面波面抬升高度的显著增加, 使得圆柱远端的波面出现了流体的挤压, 形成了“波浪型”波面。可以预想到, 若来流的傅汝德数进一步增大, 来流在圆柱表面波面抬升的过程中会发生波面破碎现象, 进而使得波面爬升远离理论预报值。



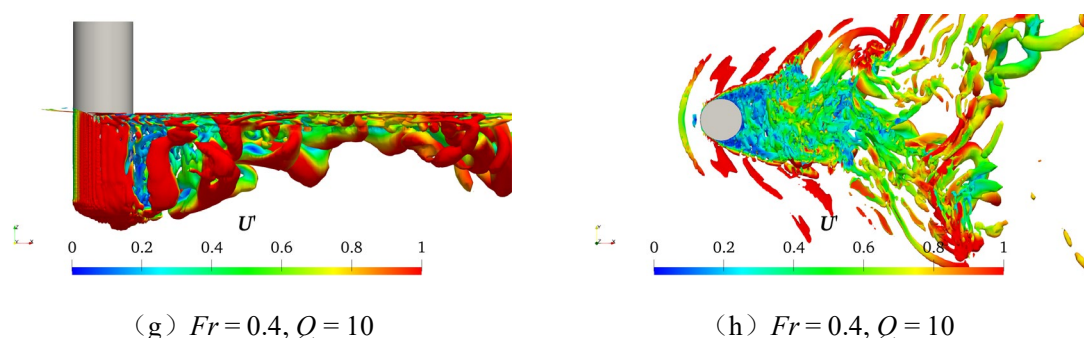


图4-15 不同傅汝德数工况的圆柱泻涡的瞬时涡量图（左：侧视图，右：俯视图）

Fig.4-15 Instantaneous iso-surface of three-dimensional vortex structures of the cylinder under different Fr numbers (left: side view, right: top view)

4.3 本章小结

本章首先开展了傅汝德数为 1.1，雷诺数为 2.7×10^5 的带自由面有限长圆柱标准问题的对比验证研究，与模型试验结果和 CFDShip-Iowa 求解器计算的数值结果进行详细地对比，不同位置波面抬升的剖面值与模型试验吻合良好，证明了本求解器在研究带自由面的有限长圆柱地绕流问题上的有效性。然后，本章采用与第三章相同的圆柱模型开展了傅汝德数为 0.1 至 0.4 的四种工况的来流作用下单圆柱受力和流场演化特性的对比研究。发现，随着来流傅汝德数的增大，圆柱所受的阻力系数将会显著减小，圆柱正前方的波面抬升值会显著增大，并在远端呈现“波浪型”自由面；圆柱正后方的波面凹陷值也会显著增大，并且会在远端产生二次波面抬升现象。同时，随着来流傅汝德数的增大，尾流场中波面凹陷区的“间断性”将会消失，并且波面凹陷区范围也会相应扩大，并呈现“开尔文波”型的波面演化特性。尾流场也会在来流速度增大后失去其对称性，并且伴随着来流速度的持续增大出现旋涡在深度方向发展的二次增大，相应的尾流场水平面发展方向与波面凹陷的“开尔文波”型演化方向一致。

第五章 波流联合作用下有限长圆柱水动力特性的数值模拟

在真实海洋环境中，往往是波流联合对结构物进行砰击或冲刷。当波速较大时，波浪占主导地位，来流的存在则会使圆柱后方产生脱落泻涡，这些脱落泻涡频率会改变圆柱的受力；同时在作用于圆柱之前，波流联合作用会改变波长和波峰，同样改变圆柱周围的流场特性。因此，本章分别对不同来流速度和不同波陡下的波流联合作用对圆柱的影响进行了分析和总结。

5.1 波流联合作用下圆柱的受力及其周围流场分析

5.1.1 计算工况和计算域

本节选取 3.1 节中的圆柱作为研究对象，取模型尺度，对波流联合作用下的圆柱受力及其周围流场进行数值研究。模型尺度圆柱直径 0.2 m，吃水 0.3 m，研究对象为有限长圆柱。有限长圆柱由于自由端的存在，其泻涡存在明显不同于无限长圆柱的特点。

为了研究波流联合后分别对波浪和来流下的圆柱的影响，因此只考虑一种波浪和一种来流的情况进行简要的对比分析，具体环境变量如表 5-1 所示。

表5-1 数值模拟中的波流参数
Table 5-1 Wave and current parameters in numerical simulations

	波浪参数			来流参数	
	波浪周期 <i>T</i> (s)	波陡 <i>H/L</i>	波高 <i>H</i> (m)	傅汝德数 <i>Fr</i>	雷诺数 <i>Re</i>
工况 1	1	1/30	0.053	0	0
工况 2	1	1/30	0.053	0.4	2.8×10 ⁴
工况 3	-	-	-	0.4	2.8×10 ⁴

为了与上述纯来流、纯波浪算例进行对比，计算域大小设置与 4.2 节相同。在划分网格之前，建立右手坐标系，其定义如下：坐标原点为圆柱中心，*x* 轴为波浪和来

流入射方向, y 轴为垂直波浪和来流的入射方向, z 轴为重力加速度反向, 如图 5-1 所示。波浪与来流夹角为 0 , 即波浪与来流同向。

边界条件设置如下: 在上游的入口边界处, 采用均匀来流和波浪速度输入的速度入口条件, 即速度初始设置为稳定来流速度的值, 压力设置为法向梯度为零; 在下游的出口边界处, 采用压力出口条件, 即压力设置为 0 , 速度设置为法向梯度为零; 顶部和底部采用对称边界条件; 两侧也采用对称边界条件; 圆柱表面采用无滑移固壁边界条件。

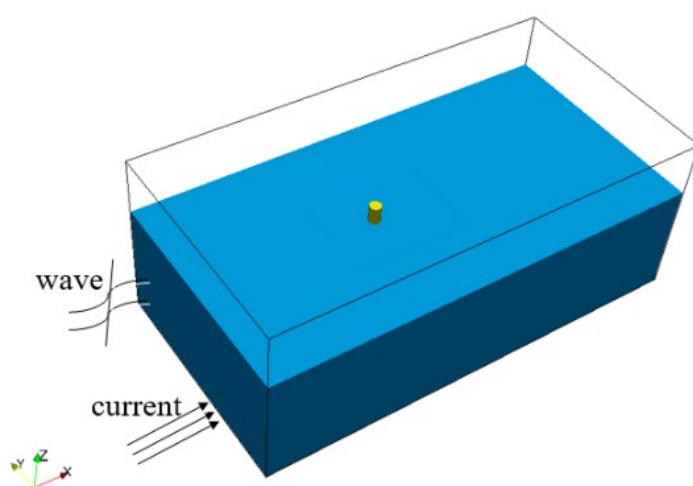


图5-1 流场布置图

Fig.5-1 The setup of cylinder in wave-current conditions

5.1.2 计算网格划分

对整体计算域和圆柱周围进行网格划分。为了保证波浪稳定传播, 在 x 方向设置一个波长内 80 个网格, y 方向一个波长内 60 个网格, 波高内有 20 个网格。同时为了观察圆柱周围的流场情况, 在圆柱周围自由面处进行二次加密; 为了观察圆柱后方及底部泻涡情况, 在圆柱底部以及圆柱后方进行二次加密, 如图 5-2 所示。最终网格总量为 612 万。在求解控制方程时, 时间项采用 Crank-Nicolson 格式离散, 系数为 0.95 。

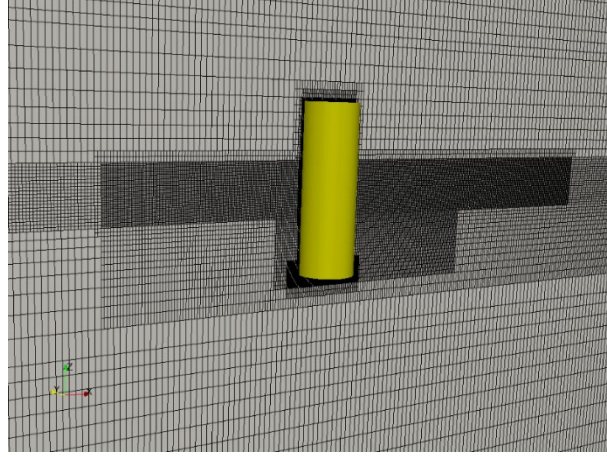


图5-2 圆柱周围网格划分

Fig.5-2 Mesh generation around the cylinder

5.1.3 波流联合作用下的载荷分析

为了更清晰地分析波流联合作用对圆柱受力的影响，对圆柱受力进行无因次化分析：

$$C_{dx} = \frac{F_x}{\frac{1}{2} \rho (U_w + U_c)^2 D d} \quad (4-1)$$

$$C_{dy} = \frac{F_y}{\frac{1}{2} \rho (U_w + U_c)^2 D d} \quad (4-2)$$

其中 F_x 是圆柱所受到的水平力， F_y 是圆柱所受到的横向力， U_w 和 U_c 分别代表波速和流速， D 为圆柱直径， d 为圆柱吃水。

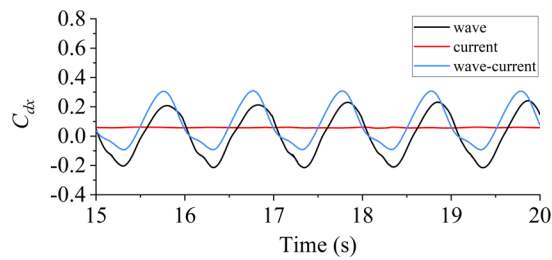


图5-3 圆柱表面水平拖曳力时历曲线

Fig.5-3 Time histories of drag force on cylinder in horizontal direction

图 5-3 给出了 $Fr = 0.4$ 情况下的流、波以及波流联合作用情况下的圆柱的受力无因次化系数的时历曲线。可以看出，来流对圆柱的水平力波动很小，因此在来流存在的情况下，圆柱受到的波流联合情况下的水平力发生了整体抬升。而此时的波速 $u_w = 1.58 \text{ m/s}$ ，流速 $u_c = 0.56 \text{ m/s}$ ，波速占据主导地位，因此可以看出，此时的波流联合作用是流速的存在对波浪中的圆柱受力产生了影响和改变。

为了进一步分析波流联合作用的影响，对圆柱所受横向力进行了傅里叶变换分析，如图 5-4 所示。圆柱的横向载荷的频率可以看作流体在圆柱两侧交替泻涡频率，根据图中纯来流作用下的圆柱横向力在 $f_s \approx 0.5$ 处有明显峰值，对应的 $St = Df_s/u_c \approx 0.2$ ，接近浸没于流体中的静止圆柱泻涡频率（ $300 < Re < 3 \times 10^5$ ），由于本研究中的有限长圆柱存在自由端，圆柱端部在 $Fr = 0.4$ 时产生明显旋涡影响了圆柱两侧交替脱落的泻涡（如图 4-14（g）），使得此时主频较宽，并没有形成单一峰值。而波流的横向力则表现出了单一的峰值现象，该峰值与波浪频率基本一致。这可以认为是波浪占主导位置时，流的因素使得圆柱横向力主频得到了聚焦，同时，因为圆柱吃水比的值较小，所以圆柱的横向力主频与水平力主频接近一致。

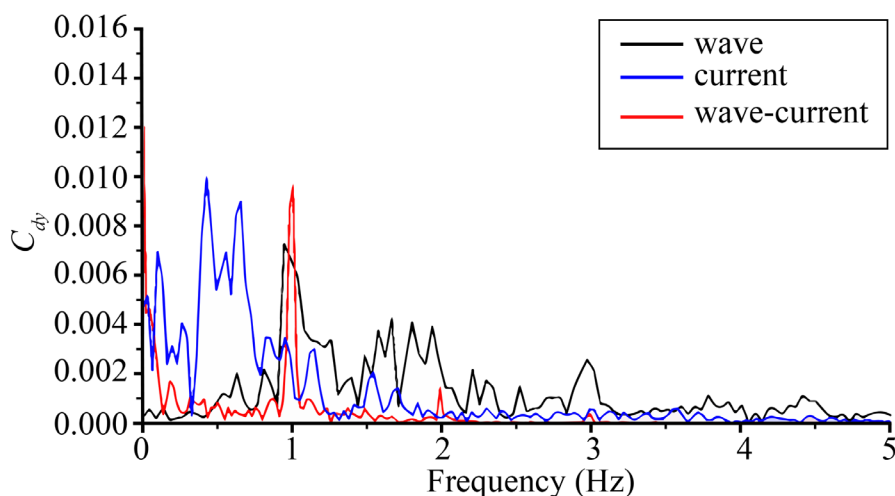


图5-4 圆柱表面水平升力傅里叶变换曲线

Fig.5-4 FFT analysis of lift coefficients on cylinder

5.1.4 波流联合作用下的波面爬升分析

图 5-5 所示为纯波浪、纯来流以及波流联合作用下围绕圆柱 0 至 180° 逆时针布置的测波点波浪爬升示意图。可以看出，恒定来流的作用下，圆柱的迎浪面和与迎浪面呈 45° 的位置处出现了波面爬升，这是由于来流的动能转化为势能体现的；同时由于

流速的作用，波面爬升从圆柱侧面之后才开始消失，在圆柱横流面至背流面均无波面爬升。

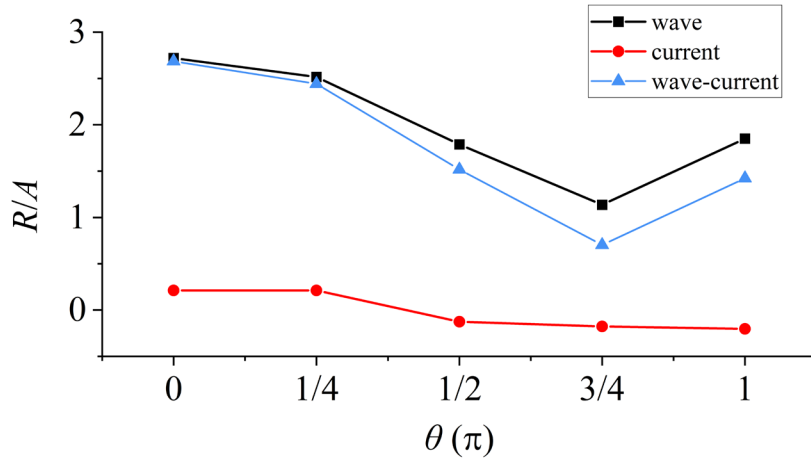
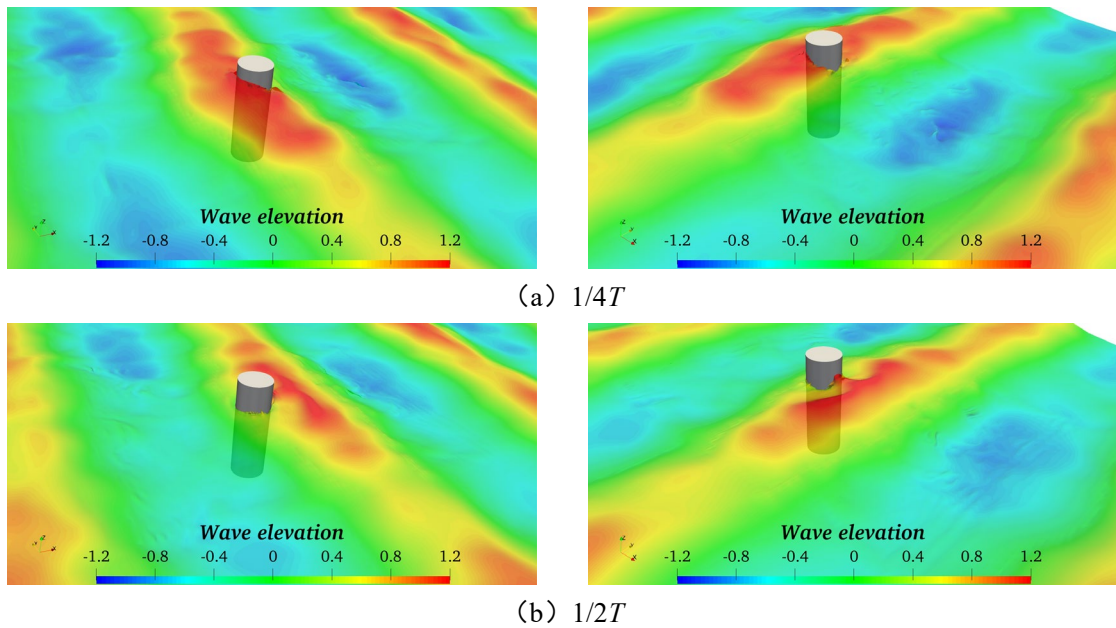


图5-5 波、流以及波流联合下圆柱周围波面爬升

Fig.5-5 The run-up around the cylinder in wave, current and wave-current

5.1.5 波流联合作用下的流场分析

为了对比波流联合作用对圆柱的影响，分别分析了波浪、波流以及流下的圆柱周围波面流场示意图。图 5-6 所示为一个波浪周期下圆柱周围的流场示意图，可以发现，与图 3-17 类似，波浪流经圆柱时，出现了 Type-1 和 Type-2 两种类型的衍射波。



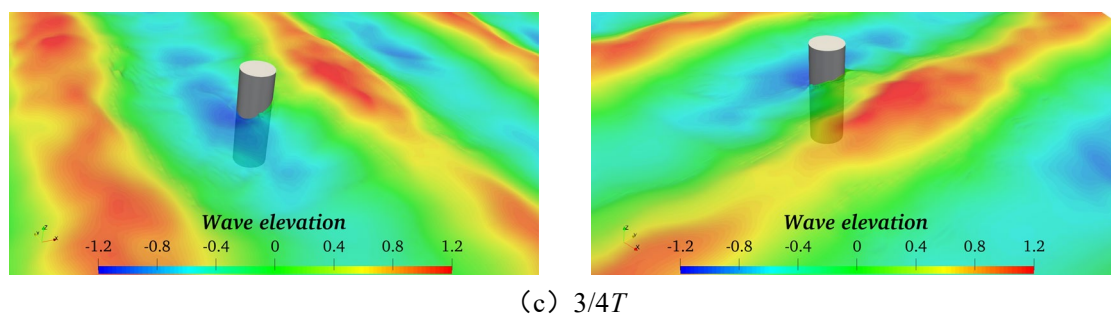
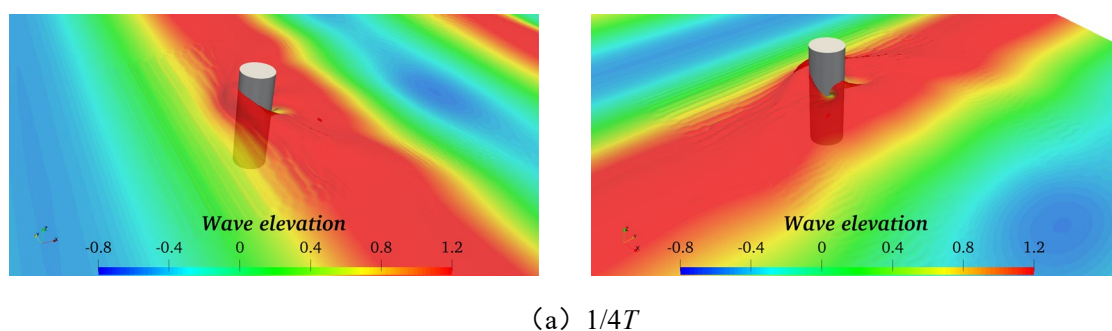


图5-6 纯波浪作用时的波面抬升值 ($Fr=0$, 左: 顺流向视角, 右: 逆流向视角)

Fig.5-6 The slice of wave run-up around the cylinder in wave condition (left: upstream view, right: downstream view)

图 5-7 所示为波流联合作用下, 波浪在一个周期内经过圆柱时的波面流场示意图。当波峰与圆柱相遇时, 如图 5-7 (a) 所示, 波面在圆柱前端产生了非常明显的波浪爬升; 同时, 圆柱的背浪面同样产生了波面爬升, 而在圆柱两侧出现了波浪逆向的翻卷。当波峰经过圆柱后, 如图 5-7 (b) 所示, 圆柱周围的流场特征与上一时刻相同; 当波谷与圆柱相遇时, 如图 5-7 (c) 所示, 圆柱迎浪面处产生了波面凹陷, 同时在圆柱两侧出现了圆弧形的波面褶皱。

图 5-8 所示为流作用下的波面爬升。可以看出, 恒定来流下圆柱周围的波面抬升较为稳定, 即在圆柱迎流面处产生了波面抬升, 而在圆柱背流面处产生了波面下降。可以看出, 圆柱侧边会有微小的波面凹陷, 而在波流联合作用中, 波面凹陷出现了扩大的效应, 即图 5-7 (c) 中的波面褶皱。



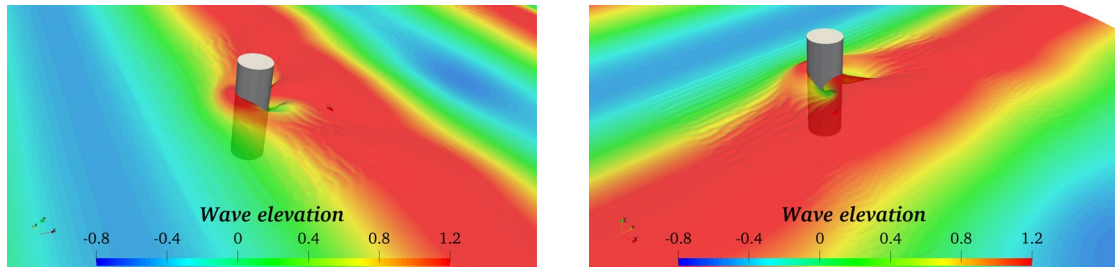
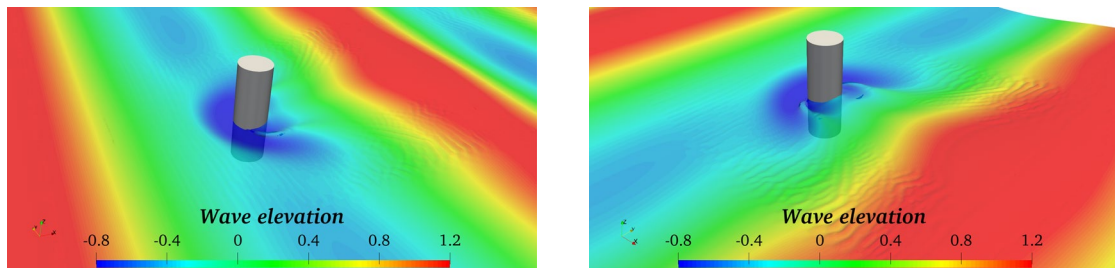
(b) $1/2T$ (c) $3/4T$ 图5-7 波流联合作用时的波面抬升值 ($Fr = 0.4$, 左: 顺流向视角, 右: 逆流视角)

Fig.5-7 The slice of run-up around the cylinder in wave-current condition (left: upstream view, right: downstream view)

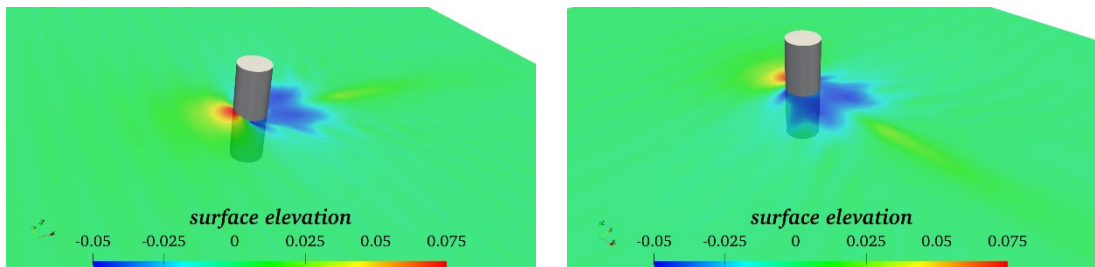
图5-8 纯来流作用平均波面抬升值 ($Fr = 0.4$, 左: 顺流向视角, 右: 逆流视角)

Fig.5-8 The slice of run-up around the cylinder in current condition (left: upstream view, right: downstream view)

5.2 来流对波流联合作用影响的分析

为了研究不同来流对波流联合作用中单圆柱的影响, 本节选取 5 个不同的来流流速对波流联合作用进行模拟分析。波浪周期和波长保持不变, 通过改变来流速度分析

不同傅汝德数下单桩柱的受力变化和圆柱的波面爬升现象。此外还研究了波流联合作用下不同流速时圆柱周围的非线性流场特性以及泻涡等粘性效应。

5.2.1 计算工况

为了研究不同来流速度对波流联合作用的影响,本博士学位论文采用五组不同的傅汝德数进行模拟计算,取值范围涵盖了中低傅汝德数,波浪参数保持不变。同时为了体现流的作用,与纯波浪算例进行了对比。具体环境变量如表 5-2 所示。

表5-2 计算工况

Table 5-2 Wave and current parameters in numerical simulations

	波浪参数			来流参数	
	波浪周期 T (s)	波陡 H/L	波高 H (m)	傅汝德数 Fr	雷诺数 Re
工况 1	1	1/10	0.158	0	0
工况 2	1	1/10	0.158	0.2	5.6×10^4
工况 3	1	1/10	0.158	0.3	8.4×10^4
工况 4	1	1/10	0.158	0.4	1.12×10^5

5.2.2 波流载荷分析

图 5-9 给出了不同傅汝德数下有限长圆柱所受到的水平力的时历曲线。图中对受力按 5.1.3 节进行了无因次化处理。图中可以看出,在波陡较大时,随着流速的增加,圆柱的水平力系数逐渐减小,且增大的速率与流速的增长成非线性变换。当 $Fr > 0.3$ 时,圆柱受力出现了非常明显的非线性特征,即在受力波谷处出现了二阶峰值。

为了进一步分析流速对圆柱受力的影响,对受力系数进行傅里叶变换分析。图 5-10 所示为对受力进行傅里叶变换后的曲线示意图。可以看出, $Fr = 0.4$ 的工况下二阶力要大于 $Fr = 0.2$ 和纯波浪的二阶力;纯波浪则可以看到明显的三阶力和四阶力; $Fr = 0.4$ 也有明显的三阶力幅值。

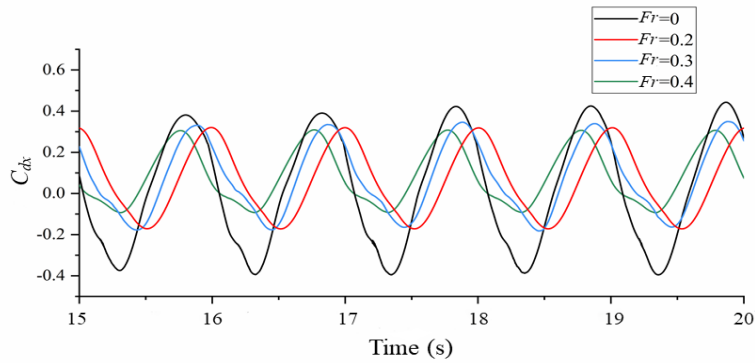


图5-9 波流联合作用时不同流速下圆柱水平拖曳力无量纲化的时历曲线

Fig.5-9 The time history of non-dimensional horizontal drag force of cylinder under different current velocities in combined wave and current conditions

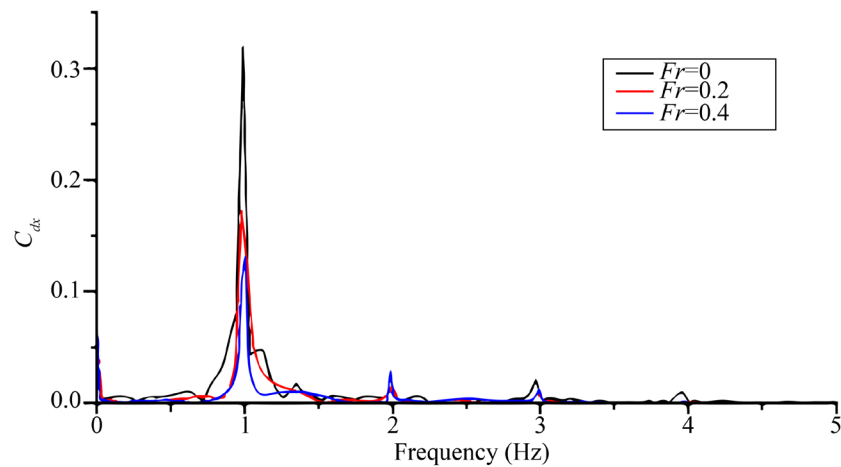


图5-10 波流联合作用时不同流速下圆柱水平拖曳力快速傅里叶变换曲线

Fig.5-10 The FFT analysis of horizontal drag force under different current velocities in combined wave and current conditions

将受力的傅里叶变换曲线中的一阶和二阶幅值以及出现一阶和二阶幅值的频率进行提取,可以看到随着傅汝德数的变化,一阶二阶幅值和频率的变化情况,如图 5-11 所示。可以看出,波流联合作用下的二阶力幅值要小于纯波浪工况下的二阶力,且随着流速的增加,二阶力的幅值逐渐增加;同时可以看出,当圆柱只受到波浪力的作用时,一阶力和二阶力幅值出现的频率均与波浪频率有关,即一阶波浪频率和二阶波

浪频率。在与流联合作用的情况下，一阶力和二阶力的幅值出现的频率呈现出非线性变化的情况。

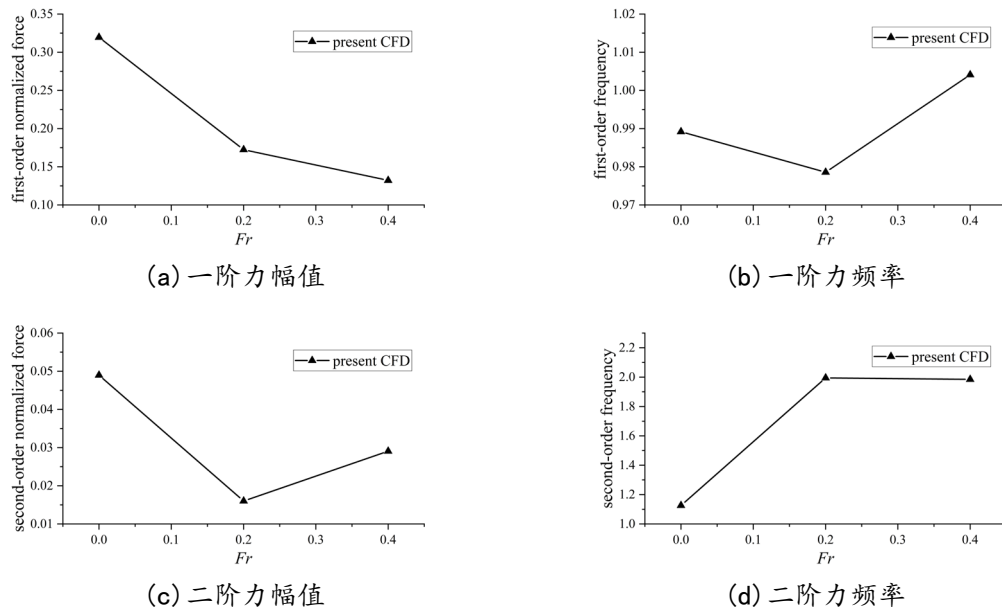


图5-11 波流联合作用时不同流速下圆柱一阶、二阶水平力分析

Fig.5-11 The first-order and second-order force analysis under different current velocities in combined wave and current conditions

图 5-12 给出了不同傅汝德数下有限长圆柱所受到的横向力的傅里叶变换曲线。在只有流速的情况下，随着流速的增加，圆柱的横向力主频逐渐增大，对应圆柱涡涡频率随着流速的增加而增大；然而当波浪与来流共同作用时，圆柱的横向力主频随着流速的增加并无明显改变，大致位于波浪主频附近，且峰值增加。

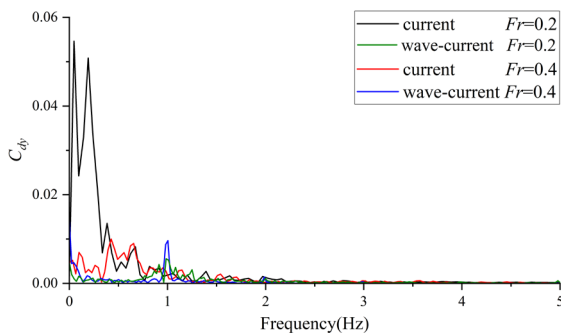


图5-12 波流联合作用时不同流速下圆柱横向力傅里叶变换曲线

Fig.5-12 The FFT analysis of lift force under different current velocities in combined wave and current

5.2.3 波面爬升分析

当波流同向时，来流不仅影响波浪的波长，还会影响波幅，这种现象被称为 Doppler 效应。这种条件下，波高会减小，波长变大。由第二章的波流联合作用理论可大致得知，当流速越大时，波幅会逐渐减小。然而波幅的减小幅度并非与波速的增加呈线性关系，而是随着波速的增加，波幅的减小幅度逐渐减小。

根据公式 (5-2)，大概计算 Fr 从 0.2 到 0.4 时与原波幅的比值分别约为 0.76, 0.68 和 0.63。然而对于圆柱迎浪面的波面爬升，不能仅仅考虑水流对于波幅的影响，还需要考虑水流对于圆柱的影响。在有恒定来流情况下，圆柱迎浪面的波面爬升可以认为是动能转化为势能，依据第四章的公式可知，三个傅汝德数下由流得到的波面爬升与原波幅的比值分别约为：0.25, 0.57 以及 1.0。即流速的存在一方面削减了波幅，另一方面增大了圆柱前方的波面爬升。 $Fr = 0.2$ 和 0.4 的情况下，圆柱前端的爬升相比较于纯波浪情况的波浪爬升有所增加，且 $Fr = 0.2$ 情况下一阶和二阶幅值较小，说明零阶占比较大，即流速带来的波面爬升。

若不考虑来流对于波幅的削减作用，仅对流速对圆柱的爬升与纯波浪的圆柱爬升进行线性叠加，则发现得到的波面爬升均小于实际测得的波面爬升。而当 $Fr = 0.4$ 时，波面爬升的增速减缓。为了进一步对波面爬升进行分析，将波面爬升与波幅的比值数据进行列出，如表 5-3 所示。对圆柱前方波面爬升进行傅里叶变换，得到如图 5-13 所示曲线。可以看出，在 $Fr < 0.1$ 时，波面爬升的二阶成分较小，而当 $Fr > 0.1$ 后，出现了较为明显的二阶成分，且 $Fr = 0.4$ 的算例下还出现了三阶的成分。

表 5-3 圆柱前方波面爬升与波幅的比值

Table 5-3 The wave run-up in the front of the cylinder

	波面爬升/波幅 (R/A)
$Fr = 0$	1.775
$Fr = 0.2$	2.112
$Fr = 0.3$	3.161
$Fr = 0.4$	3.169

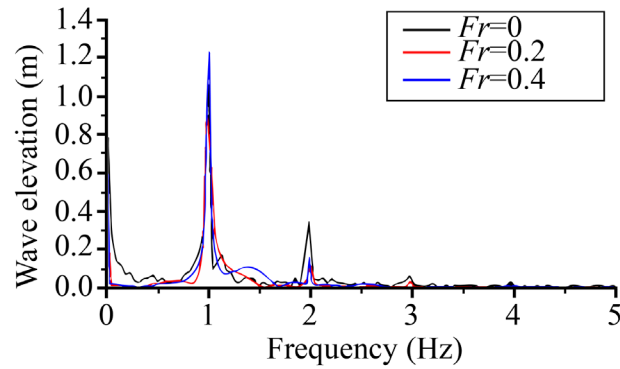
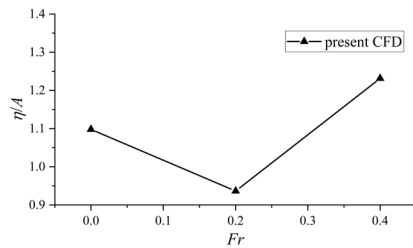


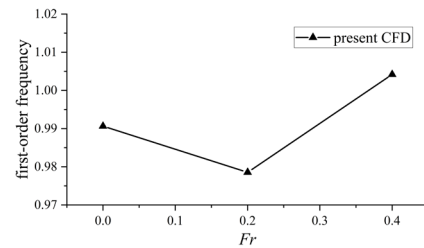
图5-13 波流联合作用时不同流速下圆柱波面爬升的傅里叶变换曲线

Fig.5-13 The FFT analysis of wave elevation under different current velocities in combined wave and current

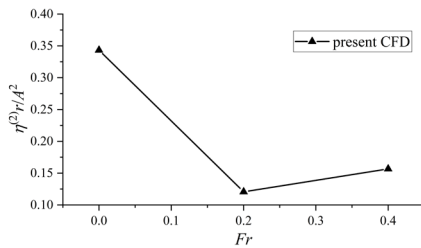
对傅里叶变换后的波面爬升进行分析, 得到如图 5-14 所示的一阶二阶幅值以及一阶二阶幅值对应的频率与傅汝德数的关系。可以看出, 一阶和二阶幅值对应的频率, 一阶幅值在 $Fr < 0.1$ 时增加的速度较为缓慢, 而从 $Fr > 0.1$ 到 $Fr < 0.3$ 时增速加快, 当 $Fr > 0.3$ 时增速再次减弱; 而二阶幅值在 $Fr > 0.1$ 之后呈快速增长的趋势, 在 $Fr = 0.4$ 的情况下与无流速的一阶幅值基本相同。



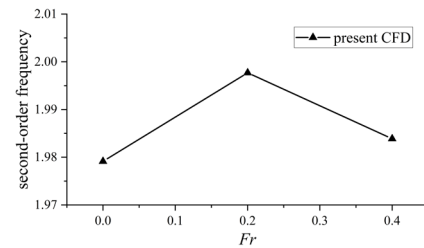
(a) 一阶波面爬升幅值



(b) 一阶波面爬升频率



(c) 二阶波面爬升幅值



(d) 二阶波面爬升频率

图5-14 波流联合作用时不同流速下圆柱一阶、二阶波面爬升分析

Fig.5-14 The first-order and second-order wave elevation analysis under different current velocities

图 5-15 所示为圆柱周围的波面爬升情况。 θ/π 从 0 到 1 分别代表第三章中圆柱周围设置的测波点 WPB1 至 WPB5。可以看出, 当傅汝德数较小时, 圆柱周围的五个测波点测得的圆柱周围波面爬升相差不大, 与纯波浪的结果 ($Fr = 0$) 进行对比, $Fr = 0.2, 0.3$ 和 0.4 的波面爬升均增大。

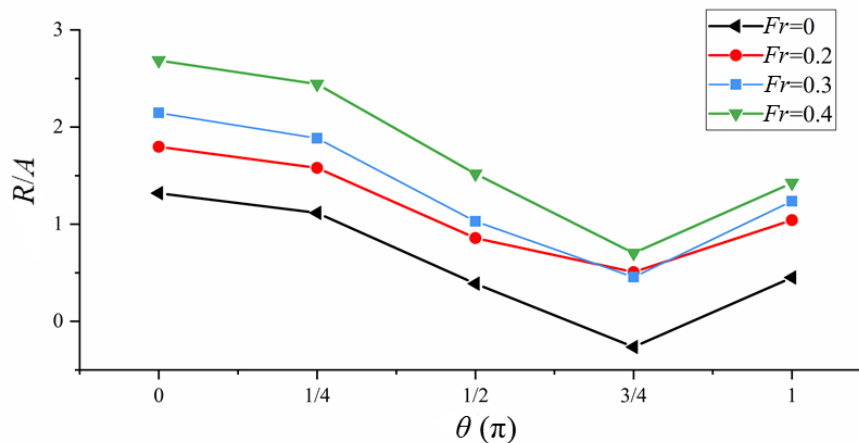


图5-15 波流联合作用时不同流速下圆柱周围的波面爬升

Fig.5-15 The run-up around the cylinder under different current velocities

5.3 波陡参数对波流联合作用的影响

为了研究不同波陡对波流联合作用时单圆柱波面爬升和所受载荷的影响, 本节选取 3 个不同的波陡对波流联合作用下单圆柱波面爬升和所受载荷进行模拟。波浪周期和波长保持不变, 通过改变波陡的大小来分析单圆柱的受力变化和圆柱周围的波面爬升现象, 以及波浪存在与否对单桩柱的受力和波面爬升的影响。此外还研究了波流联合作用下圆柱周围的非线性流场特性以及漩涡等粘性效应。

5.3.1 计算工况

为了研究不同波陡对波流联合作用的影响, 本博士论文采用三组不同的波高进行模拟计算, 波浪长度和频率保持不变, 对不同的波高用波陡作为描述, 因此将波高由低至高依次排列, 换算为波陡 $kA = 0.1, 0.2$ 和 0.3 来表示。同时为了体现波的作用, 与纯来流算例进行了对比。来流选取了中傅汝德数的情况, 即 $Fr = 0.4$ 。具体工况如表 5-4 所示。

表5-4 计算工况

Table 5-4 Wave and current parameters in numerical simulations

	波浪参数			来流参数	
	波浪周期 $T(s)$	波陡 H/L	波高 $H(m)$	傅汝德数 Fr	雷诺数 Re
工况 1	1	1/10	0.158	0.4	1.12×10^5
工况 2	1	1/16	0.099	0.4	1.12×10^5
工况 3	1	1/30	0.053	0.4	1.12×10^5
工况 4	-	-	-	0.4	1.12×10^5

5.3.2 波流载荷分析

图 5-16 给出了不同波陡下有限长圆柱所受到的水平力的时历曲线。图中对受力按 5.1.3 节进行了无因次化处理。图中可以看出，随着波陡的增加，圆柱所受到的横向力逐渐增大，且增大的速率与流速的增长成非线性变换。对比第三章中圆柱在波浪中的受力曲线可知，在有 $Fr=0.4$ 情况的流速存在时，流速将会对圆柱受力产生非线性影响。较为明显的是当 $kA=0.3$ 时，圆柱受力出现了非常明显的非线性特征，即在受力波谷处出现了二阶峰值。同时， $kA=0.2$ 也在受力波谷处出现了较为明显的非线性变化。

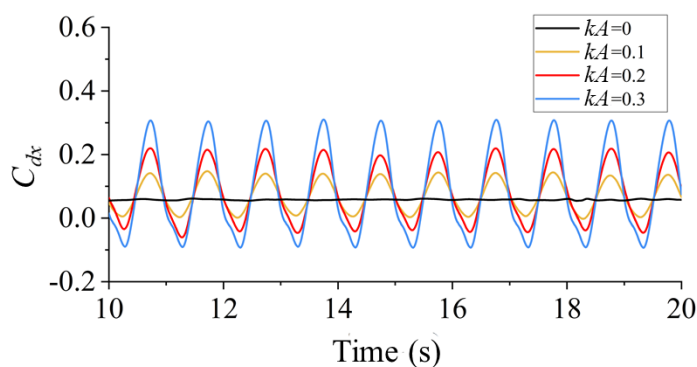


图5-16 不同波陡下圆柱所受水平力无因次化的时历曲线

Fig.5-16 The time series of non-dimensional drag forces of cylinder under different wave steepnesses

为了进一步分析圆柱的受力特征，图 5-17 给出了不同波陡下有限长圆柱所受到的水平力的傅里叶变换曲线。图中可以看出，随着波陡的增加，圆柱所受到的横向力

逐渐增大,且增大的速率与流速的增长成非线性变换。对比第三章中圆柱在波浪中的受力曲线可知,在有 $Fr=0.4$ 情况的流速存在时,流速将会对圆柱受力产生非线性影响。较为明显的是当 $kA=0.3$ 时,圆柱受力出现了非常明显的非线性特征,即在受力波谷处出现了二阶峰值。同时, $kA=0.2$ 也在受力波谷处出现了较为明显的非线性变化。

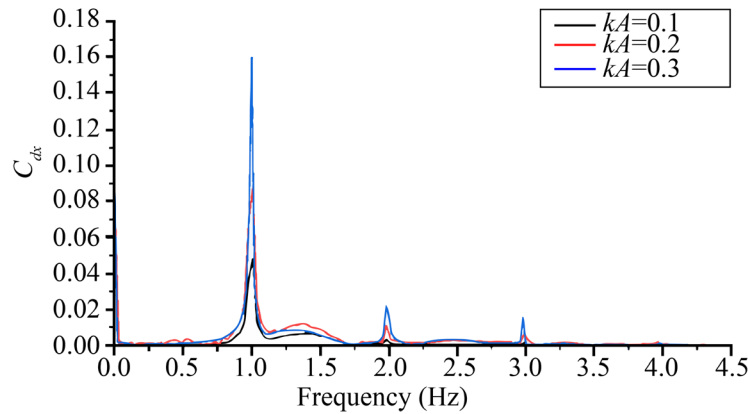
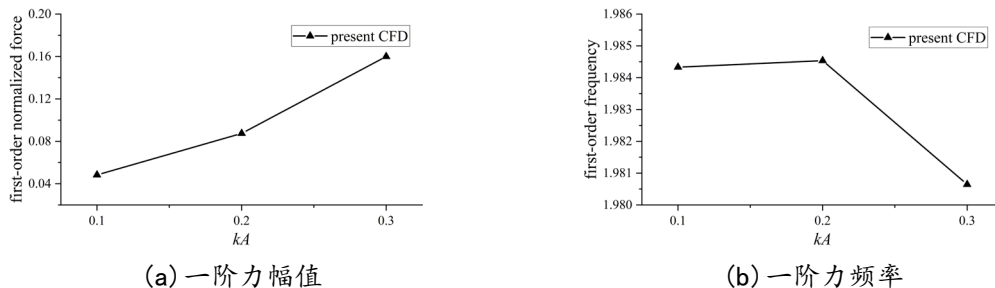


图5-17 不同波陡下圆柱无因次化水平力的傅里叶变换曲线

Fig.5-17 The FFT analysis of drag forces of cylinder under different wave steepnesses

将受力的傅里叶变换曲线中的一阶和二阶幅值以及一阶和二阶幅值对应的频率进行分析,可以看到随着波陡的变化,一阶二阶幅值和频率的变化情况,如图 5-18 所示。可以看出,随着流速的增加,二阶力的幅值逐渐增加,而在 $Fr>0.3$ 后一阶力幅值增加趋势变缓。同时可以看出,当圆柱只受到波浪力的作用时,一阶力和二阶力幅值出现的频率均与波浪频率有关,即一阶波浪频率和二阶波浪频率。在与流联合作用的情况下,一阶力和二阶力的幅值出现的频率逐渐增加,且呈现出非线性变化的情况。二阶力幅值对应的频率同样为倍频,即二倍的遭遇频率。



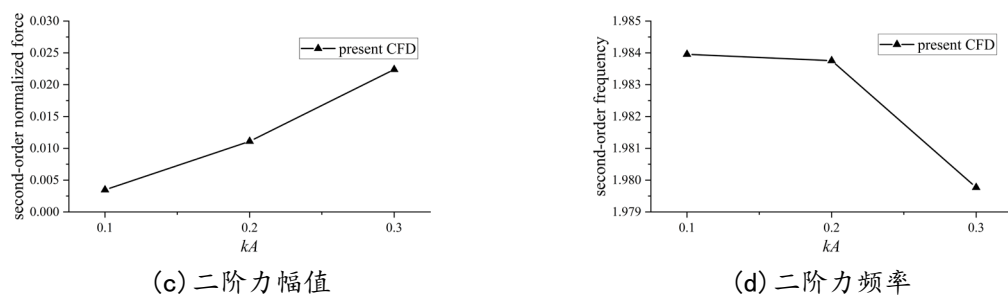


图5-18 波流联合作用时不同波陡下圆柱一阶、二阶水平力分析

Fig.5-18 The first-order and second-order horizontal force analysis under different wave steepness

5.3.3 波面爬升分析

图 5-19 所示为波流联合作用时不同波陡下圆柱周围波面爬升的傅里叶变换曲线。从图中可以看出，不同波陡下的圆柱周围都出现了二次峰值。随着波陡的增加，圆柱周围的波面爬升逐渐增大，且增大的速率与波陡的增长成非线性变换。

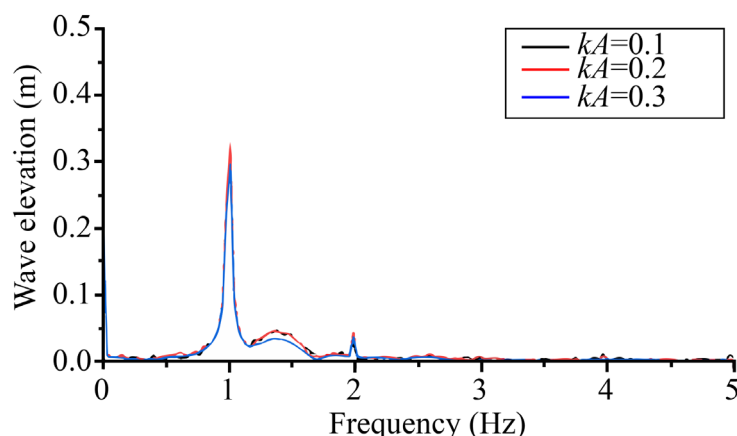


图5-19 波流联合作用时不同波陡下圆柱波面爬升的傅里叶变换曲线

Fig.5-19 The FFT analysis of wave run-up in different wave steepnesses

从图 5-20 可以看出，一阶和二阶幅值对应的频率仍然是遭遇频率和二倍遭遇频率，一阶幅值在 $Fr < 0.1$ 时增加的速度较为缓慢，而从 $Fr > 0.1$ 到 $Fr < 0.3$ 时增速加快，当 $Fr > 0.3$ 时增速再次减弱；而二阶幅值在 $Fr > 0.1$ 之后呈快速增长的趋势，在 $Fr = 0.4$ 的情况下与无流速的一阶幅值基本相同。

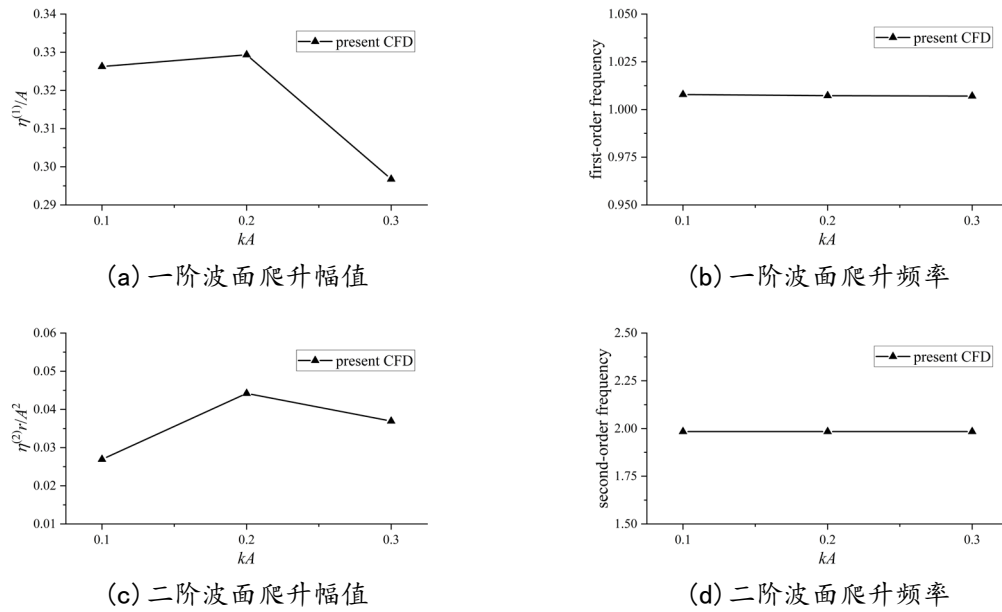


图5-20 波流联合作用时不同波陡下圆柱一阶、二阶波面爬升分析

Fig.5-20 The first-order and second-order wave run-up analysis under different wave steepnesses

图 5-21 所示为圆柱周围的波面爬升情况。 θ/π 从 0 到 1 分别代表第三章中圆柱周围设置的测波点 WPB1 至 WPB5。可以看出,随着波陡的增加,圆柱迎浪面的波面爬升逐渐增大,且在流速的作用下,圆柱前侧方的波浪爬升与迎浪面波浪爬升相差不大;而在圆柱横向截面处, $kA = 0.1$ 和 $kA = 0.2$ 出现了明显的波面凹陷,且波陡越大的情况下凹陷的绝对值越大。对比之前的纯波浪算例可知,圆柱周围的波面爬升情况总体趋势相同,即在圆柱迎浪面和背浪面处均有波面爬升,而在圆柱后侧方则会有一个相对的爬升低谷。而在波陡较小时,该爬升低谷变为波面凹陷,可能是来流对于波幅的减小作用引起的。

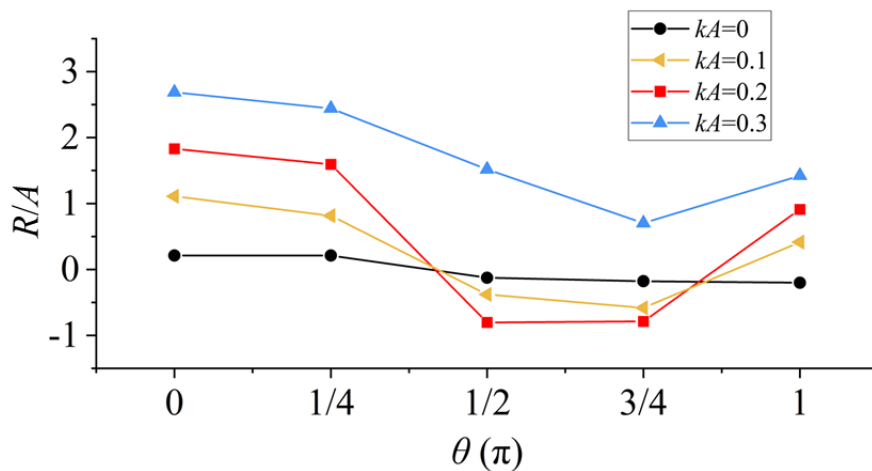


图5-21 波流联合作用时不同波陡下圆柱周围的波面爬升

Fig.5-21 The run-up around the cylinder under different steepnesses in combined wave and current

图 5-22 所示为波峰和波谷经过圆柱时的波面切面图。图 5-22 (a) 所示与图 5-21 趋势一致, 即波陡越大, 圆柱表面波浪爬升越明显; 而当波谷经过圆柱时, 可以看出, 波陡越大, 圆柱迎浪面的波浪凹陷绝对值越大, 而圆柱背浪面的波面爬升幅值相差不大。

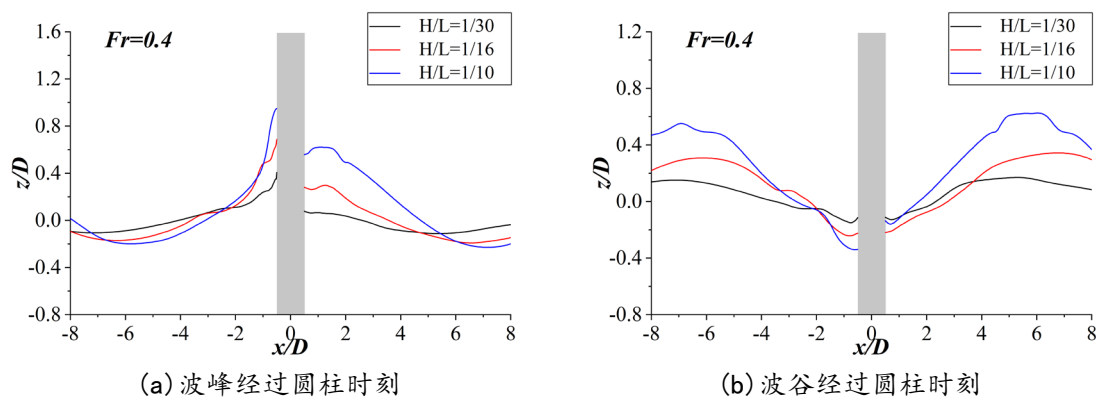


图5-22 波流联合作用时不同波陡下圆柱波面爬升切面图

Fig.5-22 The slice of run-up under different steepnesses in combined wave and current

5.3.4 流场特性分析

图 5-23 和图 5-24 分别为 $kA = 0.1$ 和 $kA = 0.2$ 工况下波浪在一个周期内经过圆柱时的波面流场示意图。从图 5-23 可以看出，当波峰与圆柱相遇时，波面在圆柱前端产生了非常明显的波浪爬升；同时，圆柱的背浪面同样产生了波面爬升，而在圆柱两侧出现了波浪逆向的翻卷。当波峰经过圆柱后，圆柱周围的流场特征与上一时刻相同；当波谷与圆柱相遇时，圆柱迎浪面处产生了波面凹陷，同时在圆柱两侧出现了圆弧形的波面褶皱。图 5-24 中圆柱周围的翻卷比图 5-23 更为明显，说明波陡越大，圆柱周围的非线性越明显。

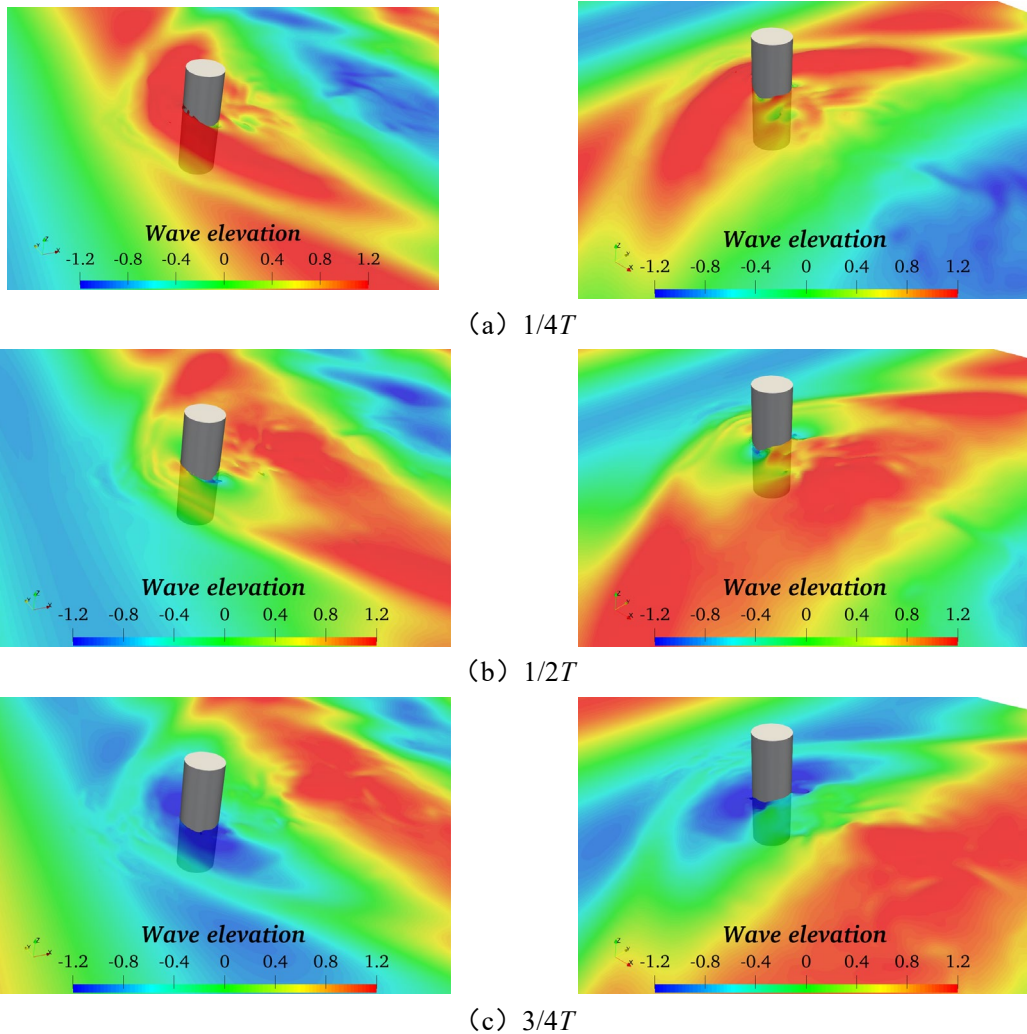


图5-23 波流联合作用时 $kA = 0.1$ 下的波面抬升 ($Fr = 0.4$, 左: 顺流向视角, 右: 逆流向视角)

Fig.5-23 The slice of run-up around the cylinder of case $kA = 0.1$ ($Fr = 0.4$, left: upstream view, right: downstream view)

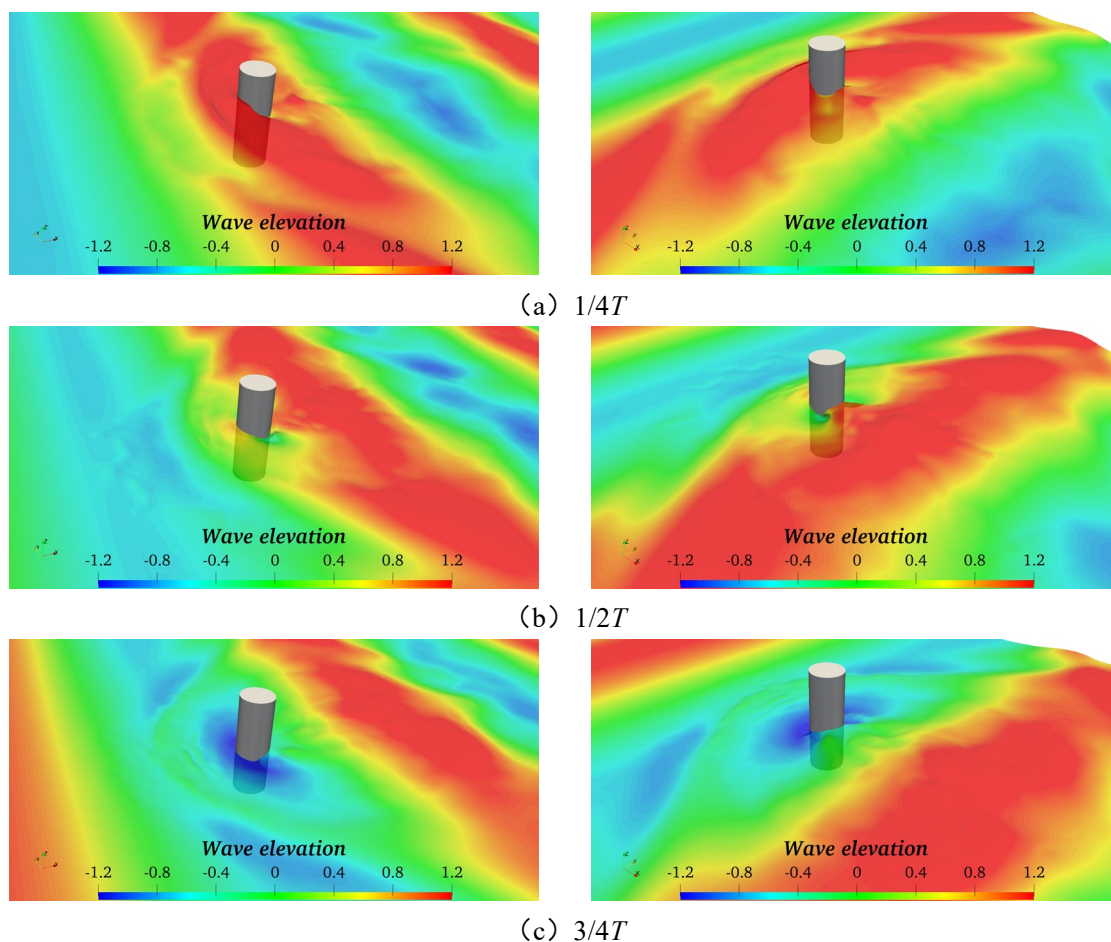


图5-24 波流联合作用时 $kA = 0.2$ 下的波面抬升 ($Fr = 0.4$, 左: 顺流向视角, 右: 逆流视角)

Fig.5-24 The slice of run-up around the cylinder of case $kA = 0.2$ ($Fr = 0.4$, left: upstream view, right: downstream view)

5.4 本章小结

本章基于三维波流水池模块对单圆柱在波流联合作用下的受力及其周围流场特性进行了研究。首先对有限长圆柱进行了波流联合的数值模拟, 通过将圆柱在波、流以及波流联合下的受力和波面爬升进行对比, 发现有限长圆柱因其自由端的存在, 在纯来流作用下, 泻涡主频会在 $St = 0.2$ 附近出现两个峰值, 同时, 波流联合作用下, 流的存在会使得圆柱的横向力逐渐聚焦, 与波浪主频一致。且在目前的研究中, 随着流速的增加, 圆柱的泻涡主频不会同纯来流情况一样产生明显改变。其次, 对不同来流速度的波流联合下的圆柱进行模拟计算, 发现随着流速的增加, 圆柱迎浪面的波面

爬升也随之增加,同时发现波流联合作用下圆柱周围的流场情况包含了波浪场的背流面抬升和纯来流场的圆柱边部凹陷的综合特征,并由于波流的联合作用使得该特征放大。因为波浪占据主导地位,因此仅在最大傅汝德数的情况中发现明显的旋涡脱落。最后,对固定流速、不同波陡的波流联合作用下的圆柱进行了模拟计算,发现随着波陡的增加,波面爬升逐渐增大,而小波陡情况下圆柱侧后方出现了波面下降,且波陡越大,波面下降程度越大。

第六章 波、流及联合作用下多柱结构水动力特性的数值模拟

本章以固定直立的四圆柱为研究对象，基于三维波流水池模块，对正方形排列的四圆柱的水动力干扰问题进行了数值模拟。首先考虑纯波浪的情况，通过对比各个圆柱的波浪载荷和波浪爬升，与试验值进行比较，验证了求解器计算四圆柱与波浪相互作用的准确性和可靠性；其次，分析了不同傅汝德数下纯来流对四圆柱的影响，包含升阻力系数、波面爬升以及圆柱周围的流场特性，并探讨了圆柱之间的相互干扰作用。最后在此基础上，数值模拟了四圆柱在波流联合作用下的四柱波流载荷与波面爬升，探讨了波流作用下波浪爬升过程中粘性对波面分布的影响，以及四个圆柱之间的近场干涉现象。

6.1 纯波浪与四圆柱相互作用的数值模拟

6.1.1 计算工况和数值模型

本节选取四个呈正方形阵列布置的固定直立圆柱作为研究对象来研究波浪下圆柱的波浪爬升和近场干涉现象，排列圆柱与入射波浪呈 45° ，圆柱直径为 0.4 m ，吃水为 1.5 m ，假定水深较深且 $kh \gg 1$ ，这使得有限的深度效应不对自由面运动造成干扰，因此波浪爬升仅由波物作用产生。该模型以及环境设置选自 EU-IHP-ARI 项目：试验研究波浪力对排列圆柱影响下的高阶近场干涉情况。试验在 Danish Hydraulic Institute (DHI) 中进行，试验布置如图 6-1 所示。

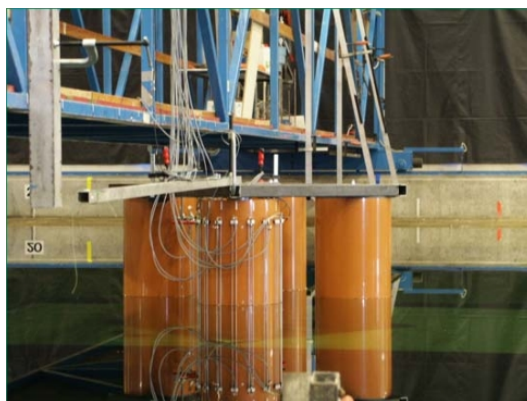


图6-1 四柱试验布置图^[147]

Fig.6-1 The setup of four cylinders in experiment^[147]

本章依据该试验进行了数值模型构建,如图 6-2 所示。四个圆柱呈等间距正方形形式布置,间距为 0.727 m,正方形迎流边长与 x 轴夹角为 45° ,对四个圆柱呈顺时针进行 1-4 编号。入射波浪沿 x 轴正向传播,在数值水池右侧设立消波区,长度为 6 m。整体计算域布置如图 6-2 (b) 所示。

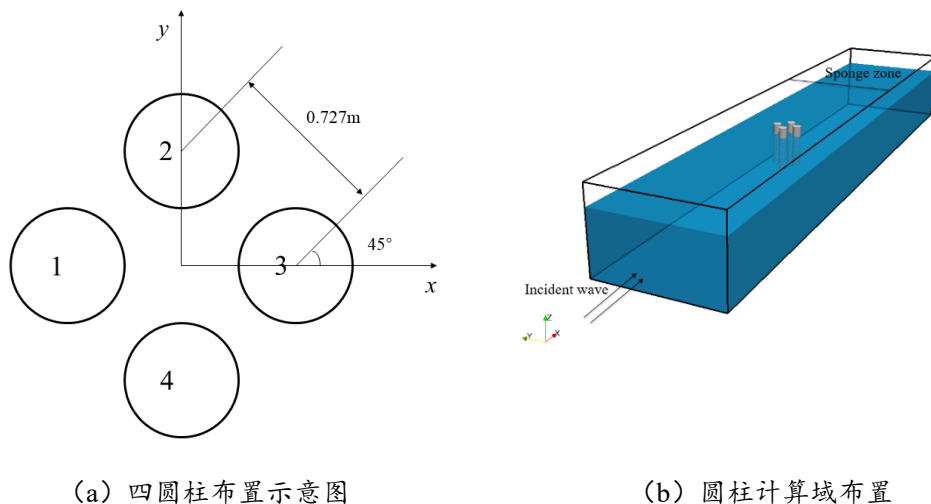


图6-2 数值计算布置图

Fig.6-2 The setup of numerical simulation

选取四个不同的波浪周期和波高的规则波研究对圆柱间的水动力干扰,考虑波陡相同时不同波长和波高对四圆柱的受力和爬升的影响。其中 ka 为散射参数, ka 越大,圆柱所遭遇的波越接近短波。本节共选取四种工况,具体参数如表 6-1 所示。

表6-1 计算工况

Table 6-1 Test conditions

	波浪周期	波陡	波长	波高	散射参数
	T (s)	H/L	L (m)	H (m)	ka
工况 1	2	1/50	6.28	0.1256	0.2
工况 2	1.42	1/50	3.14	0.0628	0.4
工况 3	1.27	1/50	2.512	0.0502	0.5
工况 4	1.16	1/50	2.093	0.0419	0.6

在每个圆柱周围设置 16 个浪高仪，布置如图 6-3 所示。同时，在相邻圆柱间设置 3 个浪高仪，以捕捉相近圆柱间的流场干扰。

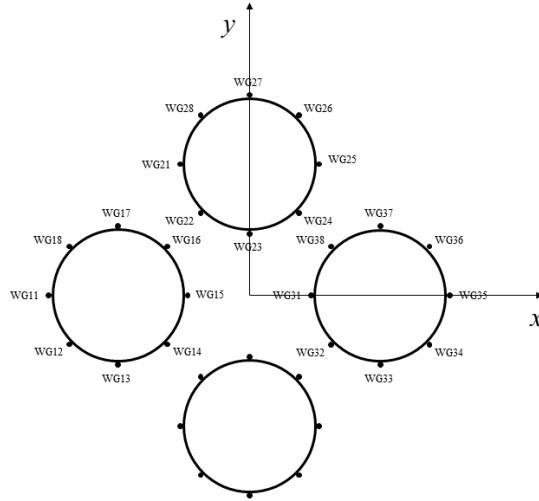


图6-3 圆柱周围浪高仪的布置图

Fig.6-3 Location of each wave gauges

6.1.2 计算域和网格划分

网格的划分是利用 OpenFOAM 自带的 *snappyHexMesh* 工具实现的，首先运用 *blockMesh* 软件绘制背景网格，再利用 *snappyHexMesh* 工具划分圆柱表面的网格。计算域大小为： $-12\text{ m} < x < 18\text{ m}$, $-3\text{ m} < y < 3\text{ m}$, $-3\text{ m} < z < 1\text{ m}$ ，计算域如图 6-4 所示。数值水池左侧为波浪入口边界，圆柱表面采用无滑移固壁条件。划分网格时对自由面以及圆柱表面部分进行局部细化，以便精确捕捉自由面和处理基础表面边界层内速度等物理量的剧烈变化。一个波高范围内的网格数量大于 20 个，一个波长范围内的网格数约为 70 个，模型表面 y^+ 控制在 50 左右，整个网格量大约为 673 万。图 6-5 为圆柱周围网格布置。

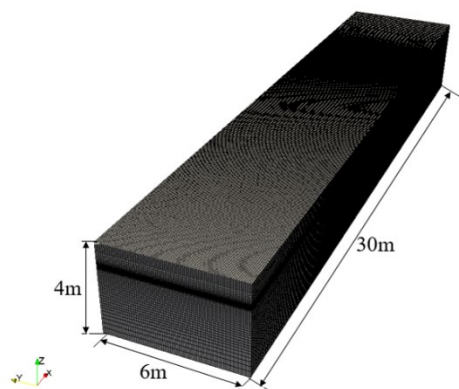
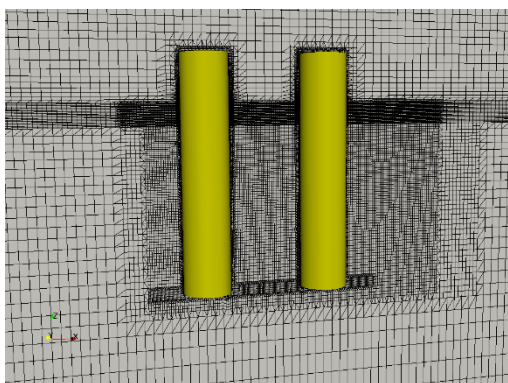
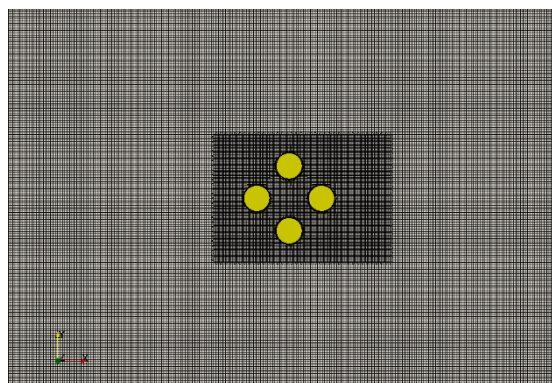


图6-4 计算域大小

Fig.6-4 Computational domain



(a) 圆柱周围网格 (侧视图)



(b) 圆柱周围网格 (俯视图)

图6-5 网格划分图

Fig.6-5 Computational mesh

6.1.3 波浪载荷验证与分析

为验证数值模拟的正确性,本节首先针对圆柱1、2(4)、3的受力进行傅里叶变换分析,取圆柱1和3的水平力、圆柱2的水平力和横向力的一阶无因次化幅值与试验进行对比,对比结果如图6-6所示。可以看出,数值计算得到的结果略小于试验值,但总体与试验值吻合较好。最大误差出现在圆柱3的水平力在 $ka=0.4$ 处,与试验值误差约为14.3%左右,该圆柱处于下游位置,受到波浪以及圆柱1、圆柱2、圆柱4的综合干扰,附近的流场十分复杂。

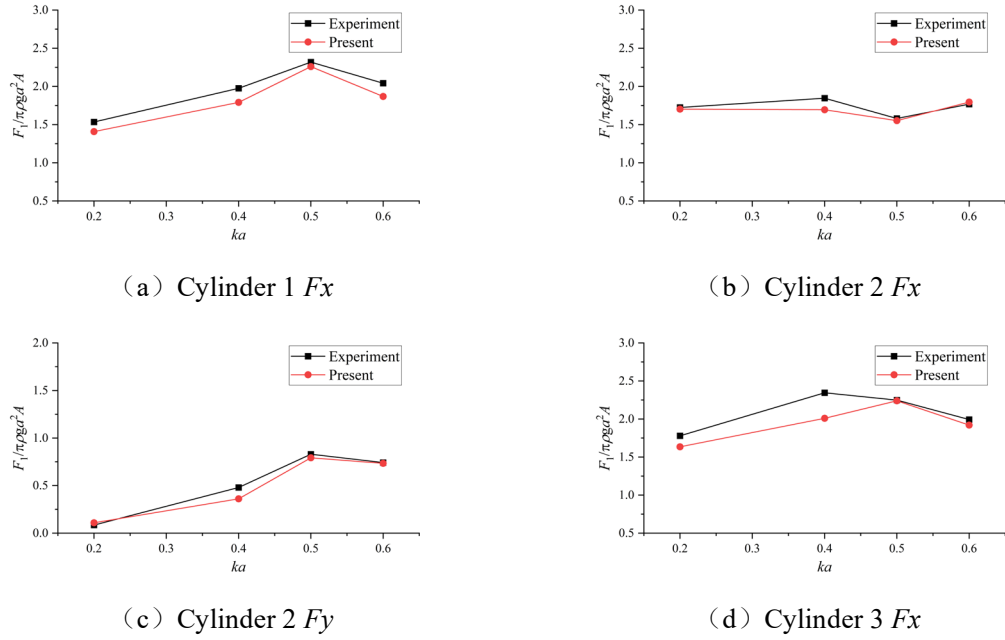
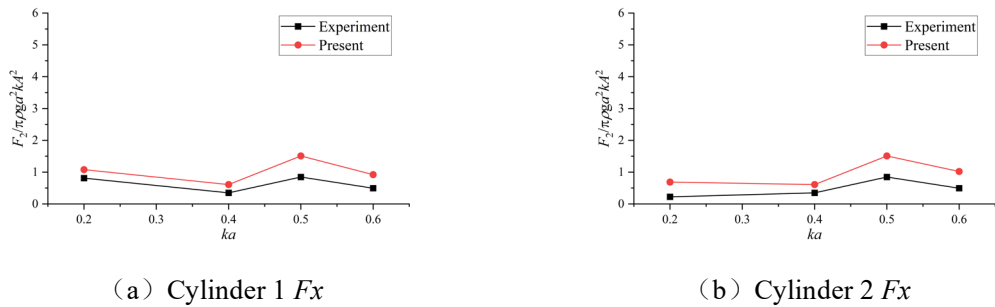
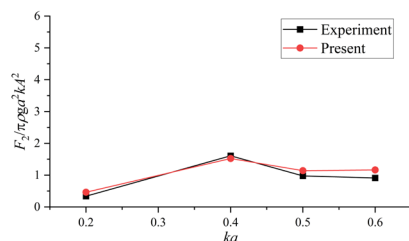
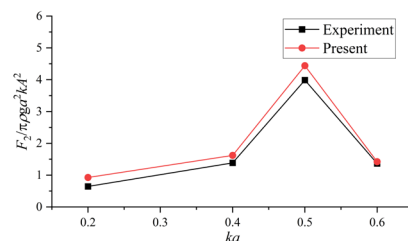
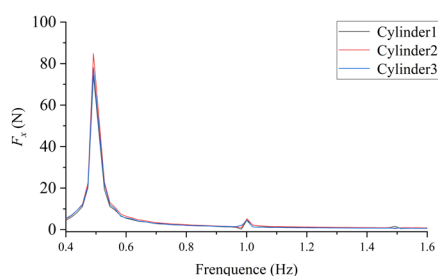
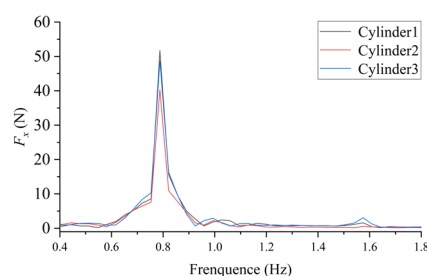
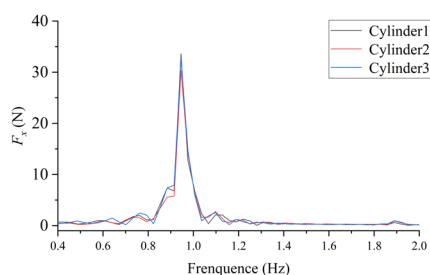
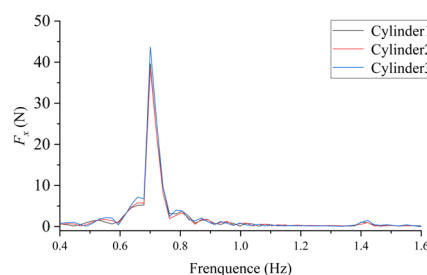
图6-6 不同 ka 数下圆柱 1, 2 和 3 所受一阶力的验证示意图Fig.6-6 The comparison of the first-order harmonic force of cylinder 1, 2, and 3 between present numerical results with experimental results under different ka numbers

图 6-7 为圆柱 1 和 3 的水平力、圆柱 2 的水平力和横向力的二阶无因次化幅值与试验进行对比。可以看出，数值计算得到的结果略高于试验值，但总体与试验值吻合较好。最大误差出现在在 $ka=0.5$ 处，说明在该散射参数下圆柱间的相互干扰十分复杂，在 6.1.5 节将结合流场信息进行分析。



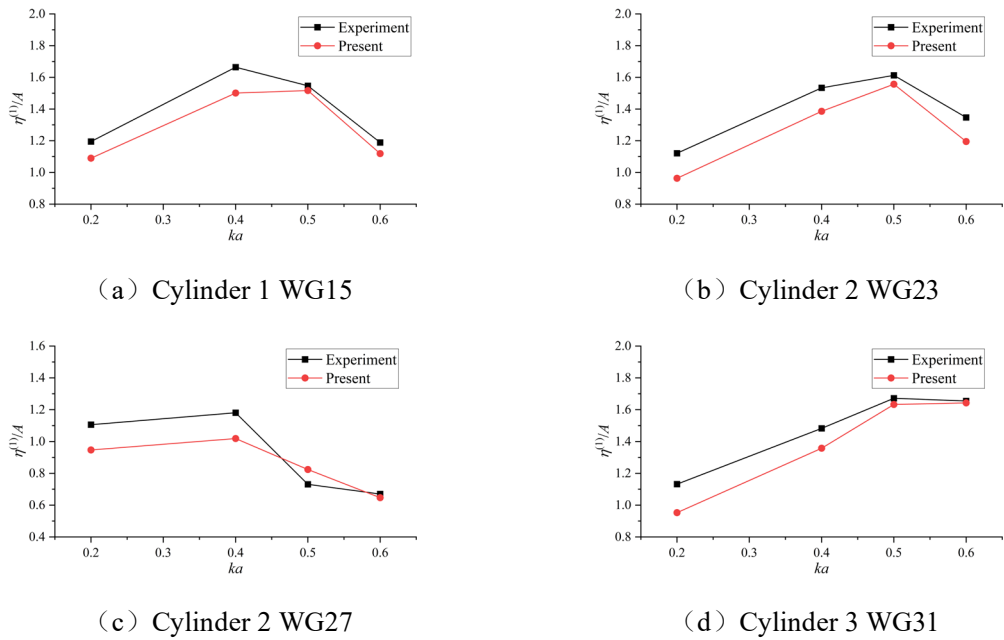
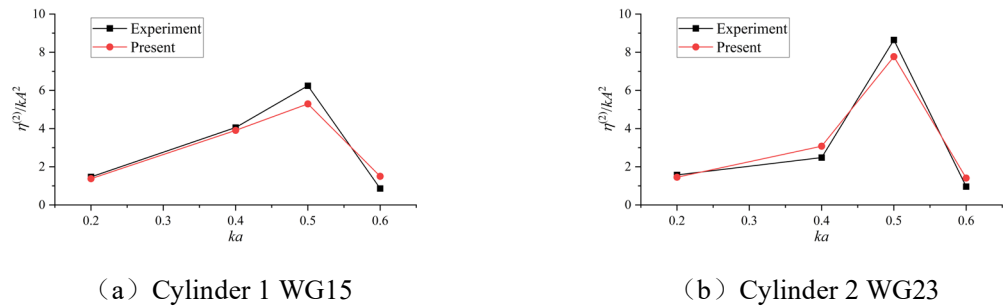
(c) Cylinder 2 F_y (d) Cylinder 3 F_x 图6-7 不同 ka 数下圆柱 1, 2 和 3 所受二阶力的验证示意图Fig.6-7 The comparison of the second-order harmonic force of cylinder 1, 2, and 3 between present numerical results with experimental results under different ka numbers

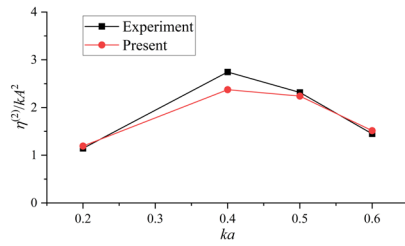
对圆柱 1, 2 和 3 所受到的水平力进行傅里叶变换分析, 得到结果如图 6-8 所示。可以看出, 三个圆柱所受力的主要频率为波浪频率, 即使圆柱 2 和圆柱 3 受到圆柱 1 周围衍射波浪场的干扰, 波浪力仍旧占据主导位置。

(a) $ka = 0.2$ (b) $ka = 0.4$ (c) $ka = 0.5$ (d) $ka = 0.6$ 图6-8 不同 ka 数下圆柱 1, 2 和 3 的水平力傅里叶变换曲线Fig.6-8 The FFT analysis of horizontal force of cylinder 1, 2 and 3 under different ka numbers

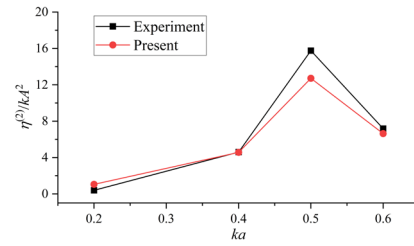
6.1.4 波浪爬升验证与分析

为研究圆柱周围的波浪爬升特性,将不同工况下计算得到的结果与试验结果进行对比,如图 6-9、6-10 所示。对于一阶波面爬升结果,可以看出本数值模拟在各工况下得到的波浪爬升与试验结果有相同趋势,较明显的差别出现在 $ka=0.2, 0.3$ 时,当波浪更趋于短波时,数值结果接近试验值。对于二阶波面爬升结果,数值模拟结果与试验结果吻合得较好,说明波流水池模块可以很好地预报多圆柱周围的波浪爬升现象。

图6-9 不同 ka 数下圆柱 1, 2 和 3 的一阶波面爬升验证示意图Fig.6-9 The comparison of first-order non-dimensional amplitudes of the free surface elevation of cylinder 1, 2, and 3 between present numerical results with experimental results under different ka numbers



(c) Cylinder 2 WG27

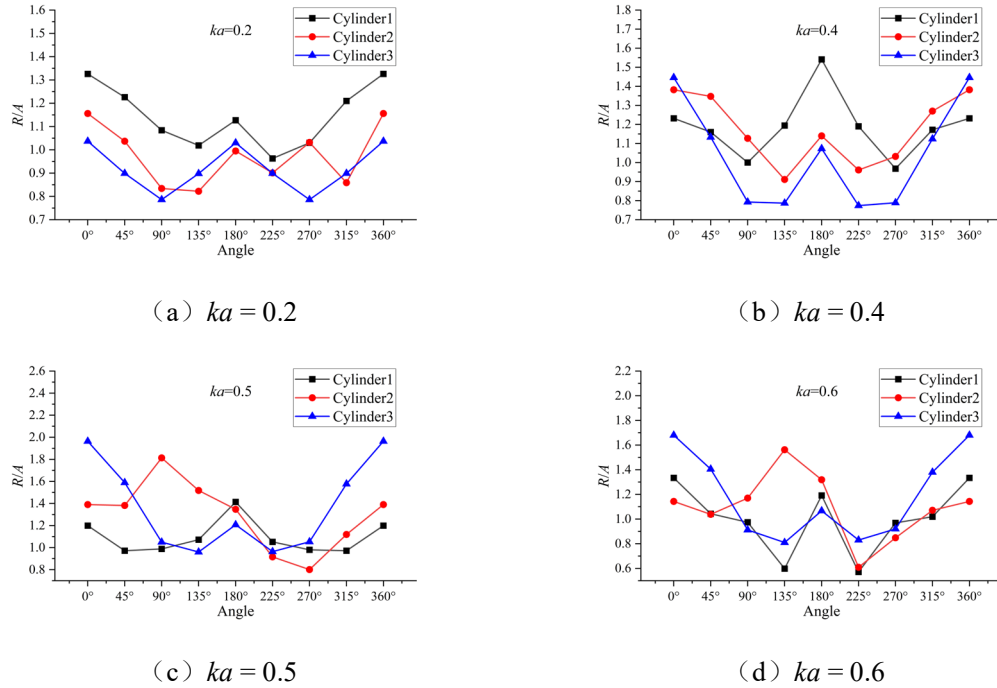


(d) Cylinder 3 WG31

图6-10 不同 ka 数下圆柱 1, 2 和 3 的二阶波面爬升验证示意图

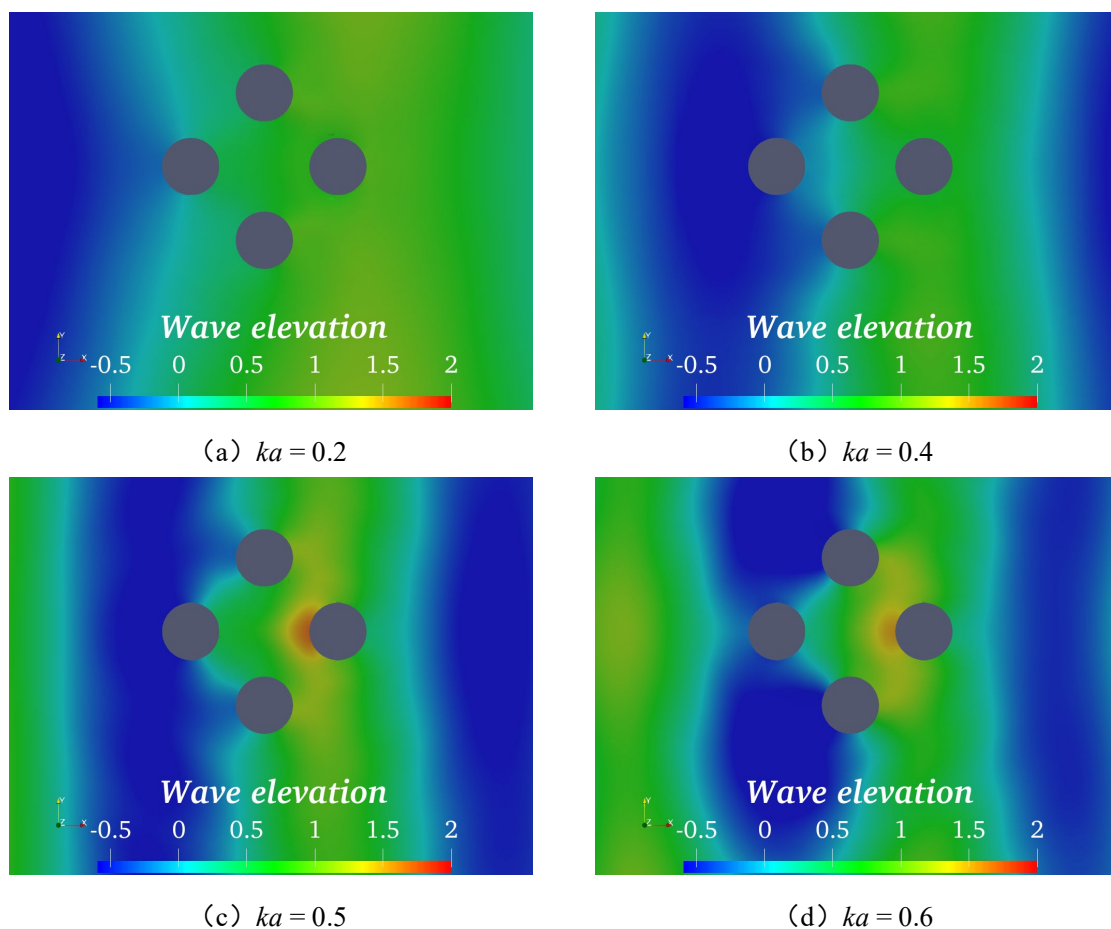
Fig.6-10 The comparison of second-order non-dimensional amplitudes of the free surface elevation of cylinder 1, 2 and 3 between present numerical results with experimental results under different ka numbers

图 6-11 所示为圆柱 1, 2 和 3 圆周的波浪爬升情况, 从 0° 到 360° 按逆时针方向排列。可以看出, 不同散射参数下, 圆柱 1 和圆柱 3 的圆周波浪爬升趋势大致相同, 即在迎浪处和背浪处的波浪爬升较大, 而圆柱侧方的波浪爬升相对较小, 这说明圆柱 1 和圆柱 3 受到较小横流向影响。同时, 在 $ka = 0.5$ 时, 相比较其他散射参数的情况, 圆柱 3 的迎浪面爬升最大, 大约为波幅的两倍。在此波浪频率下四柱发生了近场干涉, 即波浪在圆柱中间的范围内发生了聚集, 导致四柱中间的波面产生了较大的波面爬升; 而在该散射参数下, 圆柱 3 的背浪面的波面爬升幅度较小, 说明此时波浪并没有向远场传播, 符合近场干涉的现象。值得注意的是, 在计算四柱的近场干涉现象时, 粘流理论具有较大的优势。势流理论因为忽略了粘性系数, 因此在计算近场干涉的波面升高时, 会过高估计波面的抬升。不同于圆柱 1 和 3, 圆柱 2 在图 6-11 中呈非对称曲线, 尤其在 $ka = 0.5, 0.6$ 时可以认为此时的 R/A 值呈反对称现象, 这是由于圆柱 2 与圆柱 4 并列布置, 他们同时接受绕过圆柱 1 后的波浪作用, 同时相互之间干涉增加了圆柱内侧肩部的波浪爬升, 使得 $ka = 0.5$ 时 90° 和 $ka = 0.6$ 时 135° 处出现 R/A 值高点, 该现象在图 6-12 的波面图可以直观看到。

图6-11 不同 ka 数下圆柱 1, 2 和 3 的无因次化波浪爬升Fig.6-11 The non-dimensional wave run-up of cylinder 1, 2 and 3 under different ka numbers

6.1.5 流场特性分析

图 6-12 给出了不同 ka 数下四柱周围波面爬升俯视图。图中可以看出当波经过四柱时，对于 $ka = 0.2, 0.4$ ，半波长大于四立柱间距，图 6-12 (b) 波中经过立柱 2、4 时，出现规律的 Type-1 衍射场；在图 6-12 (c) (d) 中，半波长接近或小于四柱间距时，当波中经过立柱 2、4 时，可以发现衍射并不对称，尤其在 $ka = 0.5$ 时更为明显，这对应于图 6-11 中的分析，同时在 $ka = 0.5, 0.6$ 中的立柱 3 观察到了 Type-2 衍射波，这说明在 $ka = 0.5$ 的工况下发生了较为明显的近场干涉现象，导致后方圆柱前的波浪爬升幅值大幅增加。

图6-12 不同 ka 数下四圆柱周围波面图Fig.6-12 The wave fields around cylinders under different ka numbers

6.2 纯来流与四圆柱相互作用的数值模拟

通过上一节的数值模拟与分析,得到了四圆柱在不同波浪工况下的圆柱受力、波面爬升等规律,为了研究波流联合作用下四圆柱的受力、流场等的规律,本节继续以一特定间距和阵列布置的四固定直立圆柱为研究对象,基于三维波流水池模块,对其在不同速度的均匀来流下的绕流问题进行了数值模拟,并对其周围的自由面变化、涡量场演化等干涉现象进行对比分析。

6.2.1 计算工况

本节选取的阵列圆柱模型及其尺度、阵列布置等同上节，计算域网格布置如图 6-4 和图 6-5 所示，只是计算域入口处的速度边界条件由入射规则波变为沿 x 轴正向的均匀入流。

选取两个典型的入流速度研究对圆柱周围流场的影响，即较低来流 $Fr=0.1$ 与较高来流 $Fr=0.4$ 两种工况。为了考察各个圆柱正前方与正后方的波面高度，波高仪的设置参考上一节图 6-3，具体而言为圆柱 1 的 WG1、WG9，圆柱 2 的 WG13、WG5，与圆柱 3 的 WG9、WG1。

6.2.2 圆柱周围波面爬升分析

图 6-13 给出了 $Fr=0.1$ 与 $Fr=0.4$ 时的圆柱 1、2、3 的正前方平均波面抬升图，作为对比，也将单柱情形下的正前方平均波面抬升以红色方框表示。可以看到，相比于 $Fr=0.1$ ， $Fr=0.4$ 时的各个圆柱正前方平均波面抬升值显著增大。

此外，在两个不同的傅汝德数下，圆柱 1、2 的正前方平均波面抬升几乎一致，然而圆柱 3 的正前方平均波面抬升骤然下降，原因主要是圆柱 2 受到圆柱 1 的影响相对较小，可以认为其前端的入流与圆柱 1 基本一致，而圆柱 3 受到圆柱 1 与圆柱 2 的干扰，其前端的入流发生了较大的变化，从而抑制了其波面抬升。

值得注意的是，与单柱情形下的圆柱正前方平均波面抬升相比，四立柱情况下，圆柱 1 正前方在 $Fr=0.1$ 时的波面抬升有所增大，而在 $Fr=0.4$ 时的波面抬升有所降低，说明对于四立柱下的最前圆柱与单个圆柱下的正前方平均波面抬升相对大小关系较为复杂，随着 Fr 的变化，其相对大小也有所变化。

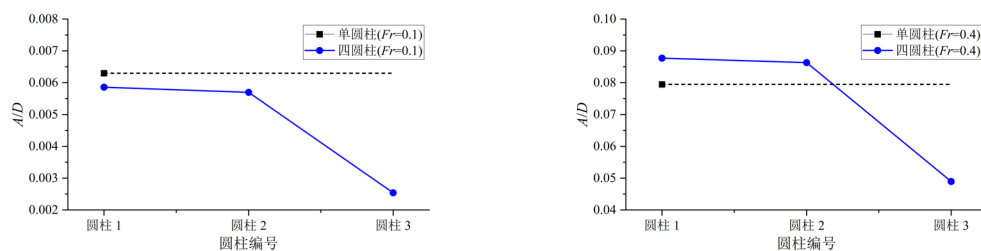


图6-13 圆柱正前方平均波面抬升图

Fig.6-13 Non-dimensional average surface elevation at the front of the cylinder

图 6-14 给出了 $Fr = 0.1$ 与 $Fr = 0.4$ 时的圆柱 1、2、3 的正后方平均波面凹陷图，作为对比，也将单柱情形下的正后方平均波面凹陷以红色方框表示。可以看到，相比于 $Fr = 0.1$ ， $Fr = 0.4$ 时的各个圆柱正后方平均波面凹陷值显著增大。

此外，在两个不同的傅汝德数下，圆柱 1、3 的正后方平均波面凹陷差距较小，然而圆柱 2 的正后方平均波面凹陷骤然下降，三个圆柱的正后方平均波面凹陷变化规律与前面的三个圆柱正前方平均波面抬升变化规律截然不同。原因主要是圆柱 2 的正后方受到了圆柱 1 后方的流场干扰，形成了圆柱 1 和圆柱 2 自身的波面凹陷叠加，使得圆柱 2 的正后方平均波面凹陷骤然下降。然而，圆柱 3 后端受到圆柱 1 与圆柱 2 的干扰较小，使得其波面凹陷比圆柱 2 小很多。

与单柱情形下的圆柱正后方平均波面凹陷相比，四立柱情况下，圆柱 1 正前方在 $Fr = 0.1$ 时的波面凹陷有所减小，而在 $Fr = 0.4$ 时的波面凹陷有所增大，说明对于四立柱下的最前方圆柱与单个圆柱下的正后方平均波面凹陷相对大小关系较为复杂，随着 Fr 的变化，其相对大小也有所变化。同时也说明，虽然对于单个立柱的均匀入流下的绕流问题数值模拟相对容易，也有很多数值或者试验结果可以参考，但由于后方圆柱对前面圆柱的影响，导致四立柱情形下的最前方圆柱的入流有所影响，进而通过单立柱前端的自由面抬升、后端的自由面凹陷来预测多立柱最前面圆柱的前端自由面抬升与后端自由面凹陷是不够准确的，需要通过类似本文的四立柱均匀入流下的数值模拟来得到，或者通过本文得到的结果做出基于单立柱结果的修正公式来实现对四立柱前后端自由波面抬升或凹陷的快速预报。

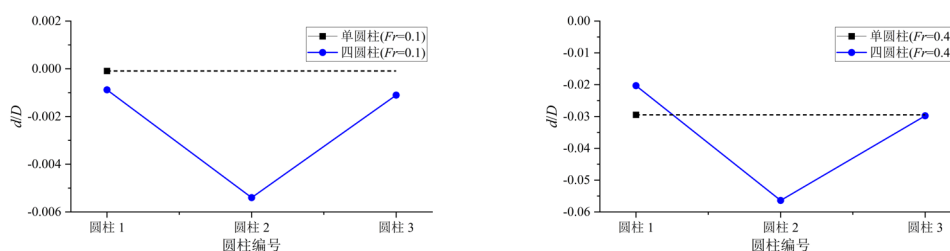


图6-14 圆柱正后方平均波面凹陷图

Fig.6-14 Non-dimensional average surface elevation at the rear of the cylinder

$Fr = 0.1$ 与 $Fr = 0.4$ 时的无因次化平均自由面波高（即 z/D ），如图 6-15 所示，不难看出，对于 $Fr = 0.1$ ，由于圆柱 2 位于圆柱 1 的后方波面凹陷区，使得圆柱 2 后方的波面凹陷与圆柱 1 的波面凹陷存在叠加效应，此外，在圆柱 3 前端的波面抬升与圆柱 1 的波面凹陷叠加后，圆柱 3 的正前方波面抬升值较圆柱 1 而言明显减小。

对于 $Fr = 0.4$ ，由于来流速度的显著增强，圆柱 1 产生的自由面兴波对后方的影响区域变大，使得后方圆柱周围的自由面兴波干扰更加剧烈，特别是圆柱 2 附近的自由面兴波相对于其中纵剖面的不对称性较为显著，包括前端波面抬升的较弱不对称性、左右两侧及后方的波面凹陷的较强不对称性等，而圆柱 3 正前方的抬升受到的前圆柱的兴波叠加干扰相对较小，可以明显地看出，其产生了类似于三角形的波面抬升“屏障”，从而使圆柱 3 前端并未从波面抬升变为波面凹陷。

总体而言，整个四立柱周围的自由面抬升与凹陷显著区域较 $Fr = 0.1$ 时更大，且相较于单立柱而言，四立柱的自由面兴波优于存在相互干扰，使得其波面形态更为复杂。

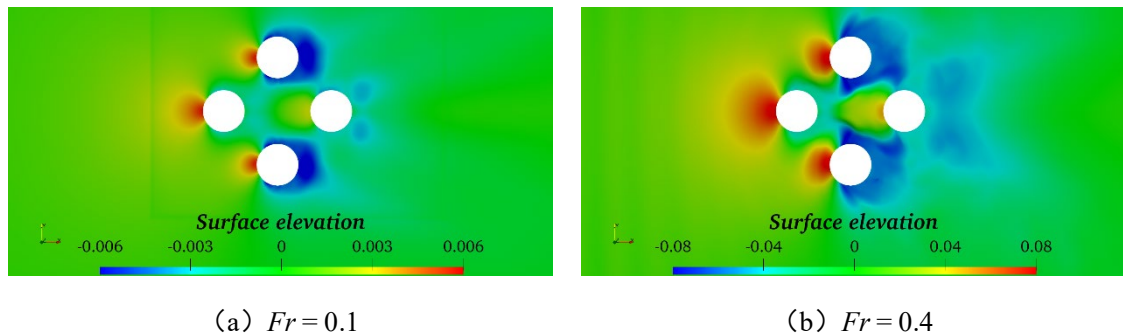


图6-15 不同傅汝德数下四圆柱周围的平均波面抬升

Fig.6-15 Time-averaged surface elevation around the cylinders under different Fr numbers

6.2.3 流场特性分析

下面首先给出了 $Fr = 0.1$ 与 $Fr = 0.4$ 下，不同水平截面位置处的四立柱周围涡量 ω_z 云图，如图 6-16 所示。

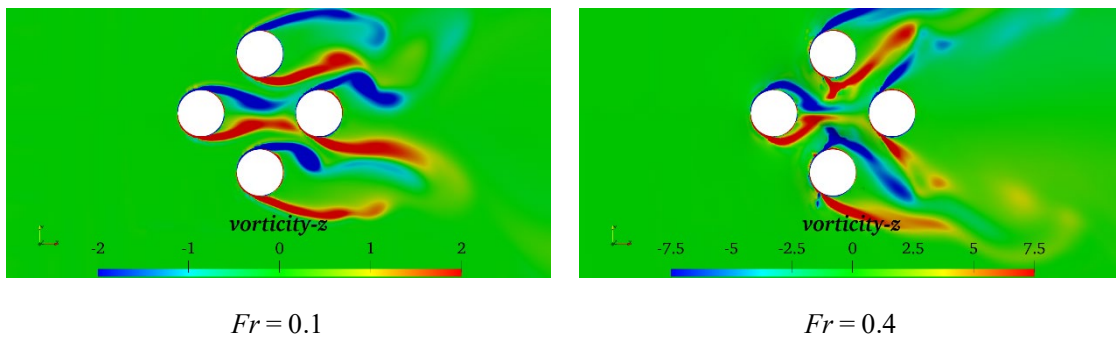
在静水面 ($z=0$) 位置处，当 $Fr=0.1$ 时，圆柱 1 的左右两侧涡量大小（绝对值）几乎呈对称分布，然而圆柱 2 受到了圆柱 1 的叠加与圆柱 3 的阻碍，使得涡量大小分布不再关于其自身中纵剖面对称，更不再关于整个四立柱的中纵剖面对称，其中圆柱 2 侧面的正涡有所偏移，而圆柱 4 的负涡则受到了“挤压”使得其区域有所减小。此

外, 圆柱 3 的涡量大小分布关于自身中纵剖面的对称性有所提高。然而, 当 $Fr = 0.4$ 时, 虽然圆柱 2 与圆柱 3 的左右两侧涡量受到了圆柱 1 的干扰而发生了变化, 但是整体的涡量大小分布基本上关于整个四圆柱的中纵剖面对称, 速度场具有高度的对称性, 此外, 圆柱 3 后方存在一个较大的涡量“空腔”, 即泻涡偏离其中纵剖面的角度较 $Fr = 0.1$ 而言更大。

在 $z = -0.5D$ 位置处, 当 $Fr = 0.1$ 与 $Fr = 0.4$ 时, 涡量大小分布的对称性与上述位置大体相同。且当 $Fr = 0.1$ 时, $z = -0.5D$ 与静水面位置处的涡量分布基本相同。然而, 当 $Fr = 0.4$ 时, $z = -0.5D$ 与静水面位置处的涡量分布有所不同, 主要体现在圆柱 1 的后方的正涡与负涡区域变大, 以及圆柱 2 附近的正涡与圆柱 3 周围的负涡涡量值变大, 且其泻涡偏离四圆柱中纵剖面的角度有所减小。

在 $z = -2D$ 位置处, 当 $Fr = 0.1$ 时, 涡量大小分布的对称性与上述位置有所不同, 即在此位置时, 和 $Fr = 0.4$ 时类似, 其整体的涡量大小分布基本上关于整个四立柱的中纵剖面对称。此外, 当 $Fr = 0.1$ 时, 圆柱 2 与圆柱 3 的正涡与负涡区域变小, 且圆柱 3 泻涡偏离四圆柱中纵剖面的角度变大。

在 $z = -3.5D$ 位置处, 由于其靠近圆柱底部自由端, 其泻涡情况与上述 3 个典型位置有较大的不同。虽然涡量大小分布的对称性与在 $z = -2D$ 基本相同, 但当 $Fr = 0.1$ 与 $Fr = 0.4$ 时, 正涡与负涡的区域较上述位置有着较为明显的较小, 且当 $Fr = 0.1$ 时, 圆柱 1 后方的泻涡几乎与 x 轴正向平行, 而当 $Fr = 0.3$ 时, 不但圆柱 1 后方的泻涡几乎与 x 轴正向平行, 而且圆柱 3 的泻涡偏离四立柱中纵剖面的角度也有较明显的降低。



(a) $z = 0$ (自由面处)

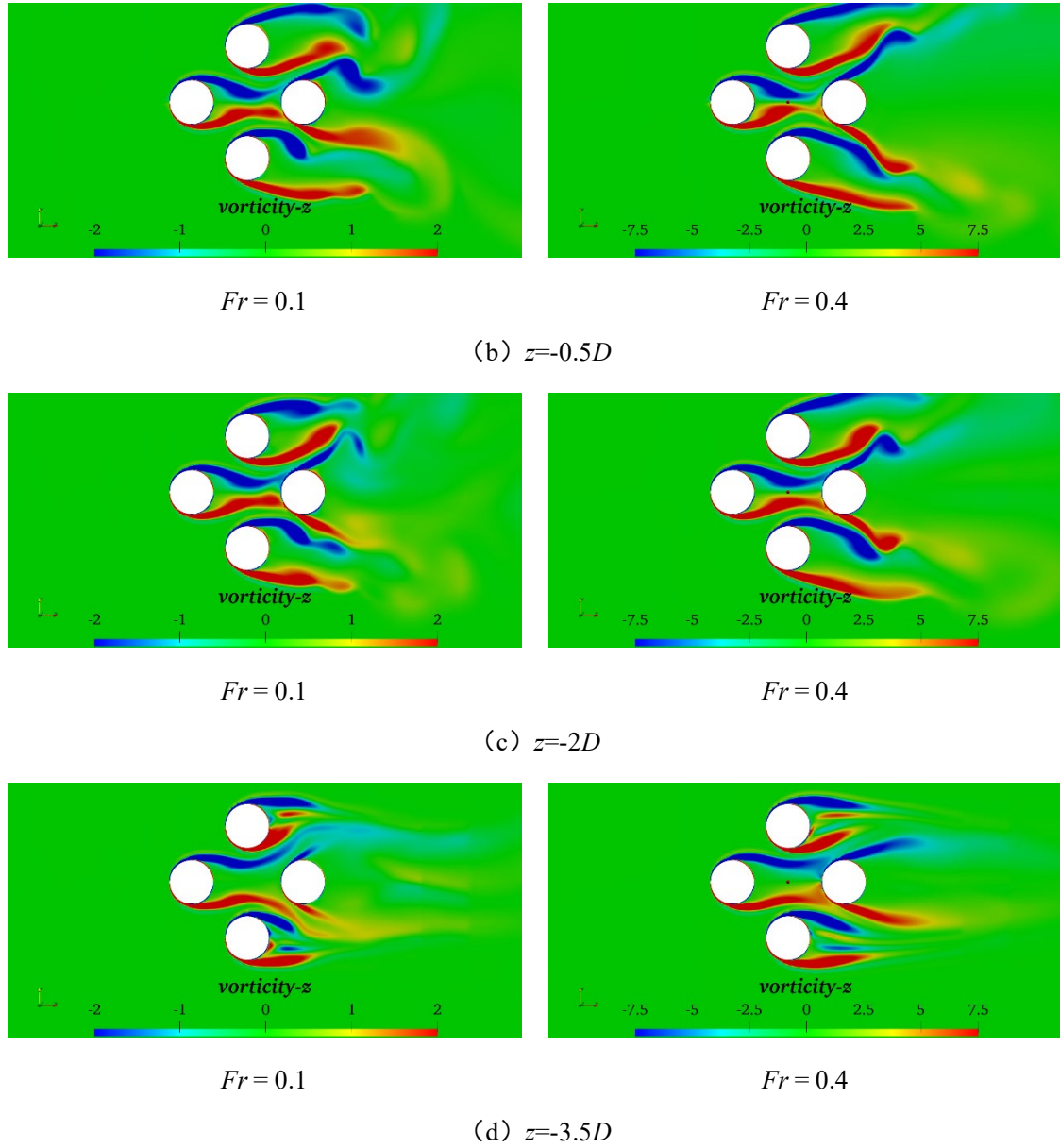


图6-16 不同吃水位置瞬时垂直涡量图

Fig.6-16 Instantaneous vertical vorticity at different draught positions

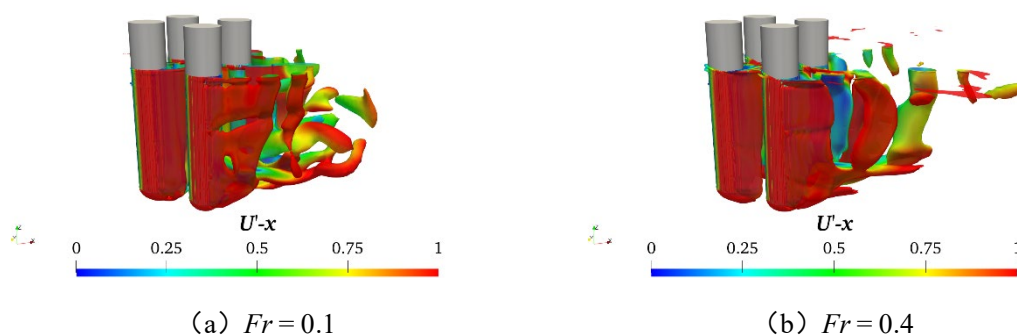
总体而言，由于 $Fr = 0.4$ 时的来流速度较大，使得其涡量范围更大，并且对于两个 Fr 时，其水平截面涡量分布的空间相关性有较为明显的不同，其中当 $Fr = 0.1$ 时，水平截面涡量分布的空间相关性较强的区域位于 $z = -0.5D \sim 0$ 之间，而当 $Fr = 0.4$ 时，

水平截面涡量分布的空间相关性较强的区域位于 $z = -2D \sim -0.5D$ 之间，且该区间内水平截面涡量分布的空间相关性稍弱于 $Fr = 0.1$ 时在 $z = -0.5D \sim 0$ 之间的相关性。

最后给出了 $Fr = 0.1$ 与 $Fr = 0.4$ 下，四立柱周围的涡量等值面云图，如图 6-17 所示。其中， $Fr = 0.1$ 的涡量等值面为 $Q = 0.1$ ，而 $Fr = 0.4$ 的涡量等值面为 $Q = 1$ ，且分别采用对应的无因次化来流速度进行染色。

从圆柱前端方向看，总体而言，自圆柱 1 与圆柱 2 前端开始泻涡后，由于多立柱的相互干扰，导致后面各个圆柱附近的涡量演化情况变得更为复杂。 $Fr = 0.1$ 时的涡量等值面的尺寸较小，且等值面在空间上更为细碎与复杂；而 $Fr = 0.4$ 时的涡量等值面的尺寸较大，特别是 z 方向的长度，而等值面分布上较为分离且涡管较为独立与完整，且圆柱 1 与圆柱 2 前端开始泻涡处附近产生的涡量等值面在横向上较为 $Fr = 0.1$ 时更为宽阔，而圆柱 2 底部自由端仍有一小段涡量等值面的产生，这与 $Fr = 0.1$ 时略有不同。

从圆柱后端方向看，总体而言，自圆柱 1 与圆柱 2 前端开始泻涡后，后面各个圆柱附近的涡量等值面上的速度相比于来流速度而言有着较大的速度降低，甚至有着逆着来流方向回流趋势。 $Fr = 0.1$ 时后方的涡量等值面空间上存在一些近水平方向的涡管和近竖直方向的“细长”涡管；而 $Fr = 0.4$ 时的涡量等值面空间上基本为近竖直方向的“粗长”涡管，且其在竖直方向的尺寸几乎与吃水持平，说明这些涡管几乎没有受到其他涡管的影响导致其被物理“截断”。此外，可以进一步看出， $Fr = 0.4$ 时四立柱后方的涡量等值面在横向上较为 $Fr = 0.1$ 时更为宽阔。



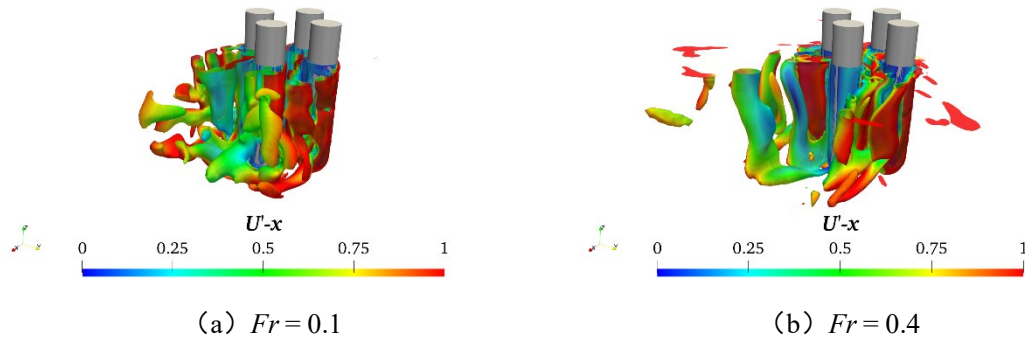


图6-17 不同 Fr 数下四圆柱周围的瞬时涡结构图：(a) $Fr = 0.1$ (b) $Fr = 0.4$

Fig.6-17 Instantaneous vortical structure around the cylinders under different Fr numbers: (a) $Fr = 0.1$ (b) $Fr = 0.4$

为了进一步探讨 $Fr = 0.4$ 时自由面形成的三角形波面抬升“屏障”（如图 6-15），图 6-18 给出了自由面上横流向速度分布图。从图中可以明显观察到，由于各个圆柱前方驻点的存在，在两侧都形成了向外侧的流动。其中，由于圆柱 1 受到的干扰较小，其横流向速度分布基本与单柱工况一致。然后，由于圆柱 2、3 和 4 之间存在较大的干扰，其在四柱中间位置形成了一个横流向速度基本为 0 的区域，与上文提及的三角形形状基本一致。因此可以初步推断，该三角形波面抬升的形成主要是由于受到圆柱 2、3 和 4 两侧向外流动的挤压。

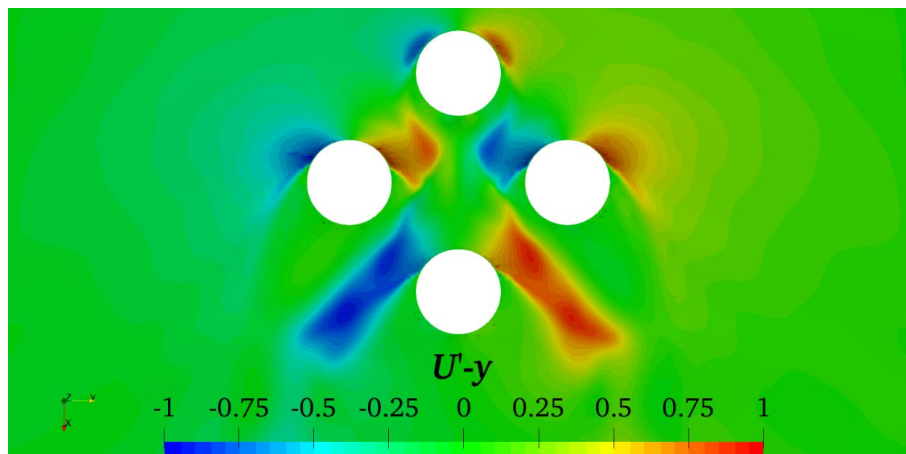
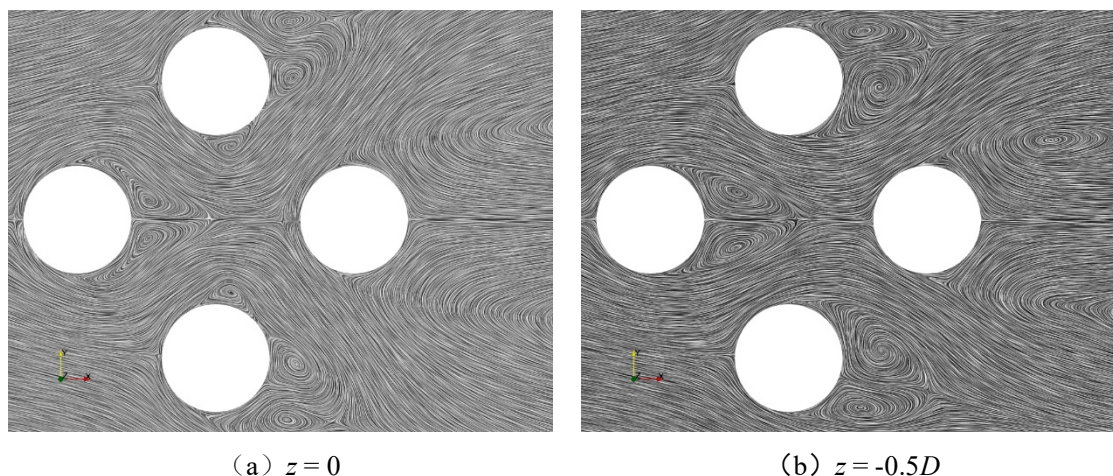


图6-18 自由面横流向速度图

Fig.6-18 Cross-stream velocity on the free surface

考虑到 $Fr = 0.4$ 时圆柱之间存在的干扰现象更为明显，接着给出了 $Fr = 0.4$ 时不同吃水位置的平均流线图，如图 6-19 所示。在自由面上，由于圆柱 2 和 4 受到的干扰较大，在其表面附近形成了三个旋涡。其中，在靠近中轴线侧，各自存在一个较小的旋涡。根据之前的分析，推断该旋涡可能是由于自由面上较大的自由面落差及复杂的速度分布所导致，且并没有在较深吃水位置捕捉到类似的结构。在偏离中轴线侧，由于自由面上存在强烈的向外侧流动的趋势，原本应当位于圆柱正后方的一对旋涡受到此影响也逐渐向外侧发展。对于圆柱 1，其后方分布有一对对称的旋涡，但受圆柱 2 和 4 的干扰，其形状较小并有向中轴线侧收缩的趋势。对于圆柱 4，则同样分布有一对对称的旋涡，但由于此时受到的干扰较小，其与单柱流动中的形状较为一致。随着吃水深度不断增大，圆柱 2 和 4 中轴线侧的小旋涡逐渐消失，同时圆柱 1 尾流区域的旋涡分布长度逐渐变大，说明了此时自由面带来的四柱干扰作用逐渐减弱。但是随着吃水深度继续增大到靠近圆柱自由端时 ($z = -3.5D$)，圆柱后方的旋涡的形状都趋向于变小并紧贴于圆柱表面，这是由于自由端额外产生的上行泻涡抑制了原本尾流区域旋涡的产生与发展。此时，各圆柱后方的旋涡分布基本一致，说明了在该吃水深度附近占主导的为自由端效应。



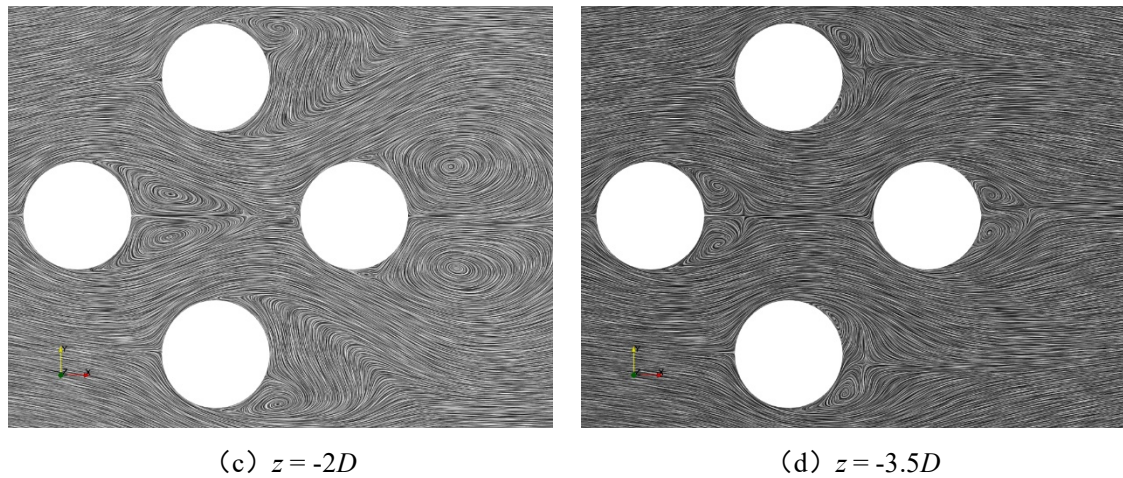


图6-19 不同吃水位置的平均流线图

Fig.6-19 Time-averaged streamlines at different draught positions

最后，给出了不同流向位置的平均流线图，分别为 $x = -0.625D$ （位于圆柱 1 和圆柱 2、4 之间）， $x = 0.625D$ （位于圆柱 2、4 和圆柱 3 之间）和 $x = 1.875D$ （位于圆柱 3 后方），如图 6-20 所示。在圆柱 1 和圆柱 2、4 之间，流场没有呈现出显著的三维效应，且在垂直方向上没有观察到旋涡。而当位于圆柱 2、4 和圆柱 3 之间时，在靠近圆柱 2 和 4 自由端附近位置处均出现了一对对称分布的细长旋涡。当流场继续沿流向发展至圆柱 3 后方时，在靠近圆柱 3 自由端附近同样出现了一对旋涡，但在尺寸上有所减小。与此同时，在流场两侧发现了一对相对于中轴线对称分布的旋涡，推断应该是由圆柱 2 和 4 后方的旋涡发展而来。通过以上分析可以说明，四柱的干扰作用在垂直方向上主要作用于圆柱 2、3 和 4，呈现出较为明显的三维效应，且在尾流场一定距离内仍能观察到相互作用的现象。

通过上述对四圆柱在两个典型傅汝德数下的绕流干扰数值模拟不难看出，相较于单立柱的绕流而言，由于几个立柱的间距较近，因此存在着较为显著的绕流干扰，使得自由面兴波、涡量分布等更为复杂，特别是在中傅汝德数下，其绕流干扰的非线性增强，基于势流理论的预测结果可能会和实际有所偏差，而基于粘流的预测结果综合考虑了粘性和非线性相互干扰的影响，具有较高的可信度，且在较低傅汝德数下与中傅汝德数下的自由面兴波、涡量分布等规律有着较大的不同，因此基于粘流理论对静水工况下的四立柱进行数值模拟对于实际海流单独作用下（准）静止多立柱海洋平台的受力与流场预报具有较大的实际意义。此外，通过对均匀来流下四立柱进行数值模

拟，并对其周围的自由面兴波、涡量场演化等干涉现象进行对比分析，可以为后面的四立柱在波流联合作用下的自由面兴波、涡量场演化等干涉现象的分析做基础。

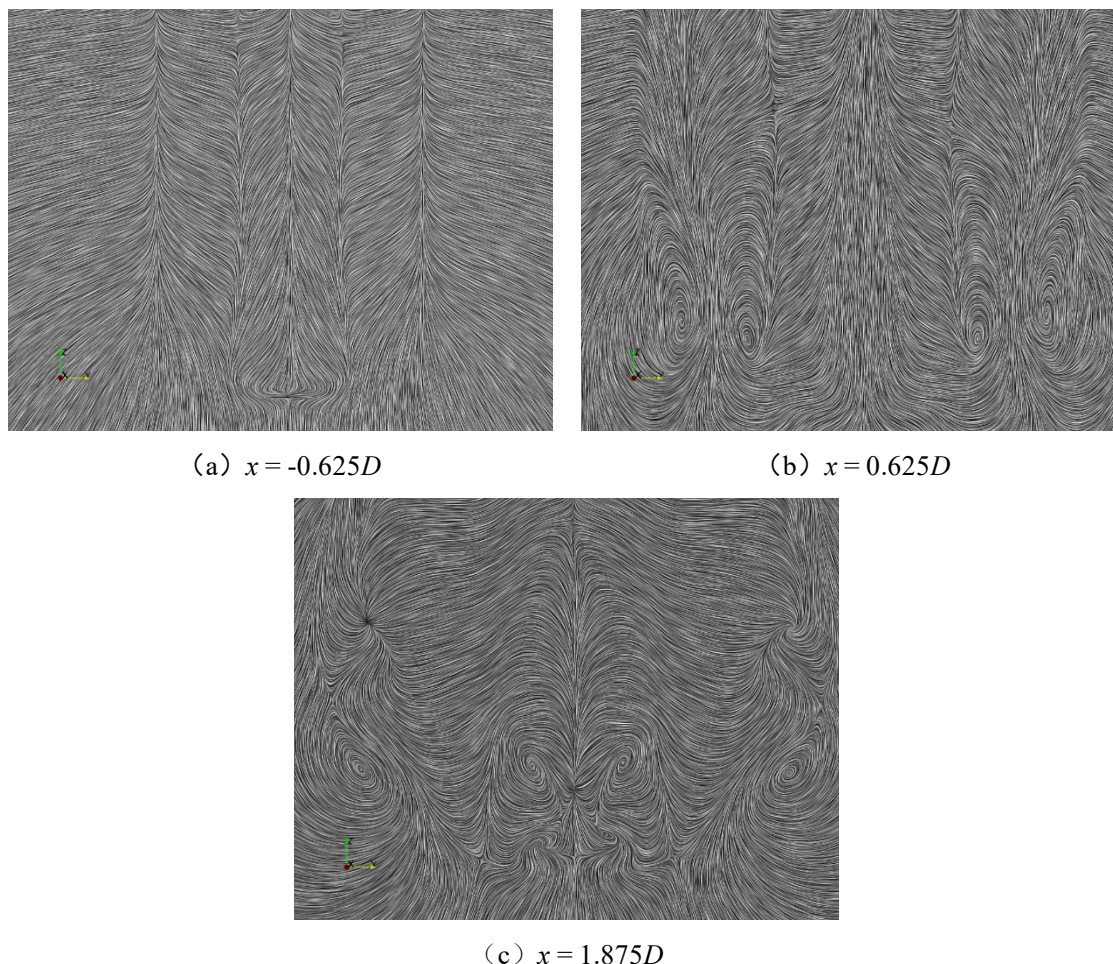


图6-20 不同流向位置的平均流线图

Fig.6-20 Time-averaged streamlines at different streamwise positions

6.3 波流联合作用下四圆柱水动力特性的数值模拟

在验证了波浪下的四圆柱的波浪干扰以及均匀流下四圆柱之间的绕流干绕问题后，本节基于上述的验证与分析，对相同的四圆柱模型在波流联合作用下的水动力干扰问题进行了数值模拟。分析了每个圆柱周围的波浪爬升与流场，与上述纯波浪、纯来流的结果进行了对比，探讨了波流联合作用对多圆柱干涉的影响等。

6.3.1 计算工况

本节选取的计算模型及测波点布置与波、流情况相同，计算域网格布置如图 6-4 和图 6-5 所示，计算域入口处的速度边界条件为入射规则波与沿 x 轴正向的均匀入流共同作用。选取三个不同的计算工况，两个不同的典型的入流速度（与 6.2 节选取的入流速度相同），两种不同的波浪工况，以研究波流对圆柱周围流场的影响。具体的计算参数如表 6-2 所示。

表6-2 计算工况

Table 6-2 Test conditions

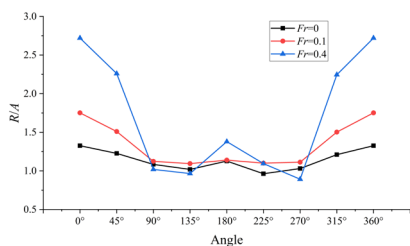
	波浪周期	波陡	波长	波高	散射参数	傅汝德数
	T (s)	H/L	L (m)	H (m)	ka	Fr
工况 1	2	1/50	6.28	0.1256	0.2	0.1
工况 2	2	1/50	6.28	0.1256	0.2	0.4
工况 3	2	1/25	6.28	0.25	0.2	0.4

6.3.2 圆柱周围波面爬升分析

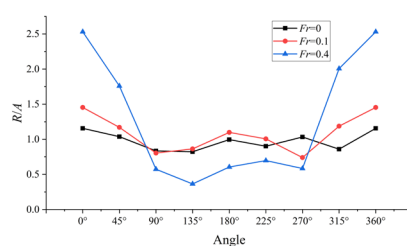
图 6-21 给出了 $Fr = 0.1$ 与 $Fr = 0.4$ 时波高为 0.1256 m 的 1、2、3 圆柱周围的波面抬升图，同时与 6.1 节中相应的纯波浪算例的圆柱周围波面抬升进行了对比，标记为 $Fr = 0$ 。可以看到，相比于 $Fr = 0$ 和 $Fr = 0.1$ ， $Fr = 0.4$ 时的各个圆柱的迎浪面的波面抬升显著增大； $Fr = 0.1$ 时刻各个圆柱的迎浪面的波面抬升大于纯波浪情况下的波面抬升。虽然圆柱迎浪面的波面抬升随着流速的增大而增加，但增加的比例是非线性的。同时可以看出，来流对于第一个圆柱的影响更大，小傅汝德数和中傅汝德数对第一个圆柱波面抬升的影响程度均大于圆柱 2 和 3。

对于圆柱背流面，流对于波面抬升的影响在不同圆柱和不同流速下呈现出不同的现象。圆柱 1 中，傅汝德数较小时，对圆柱背流面的波面抬升几乎无影响，而 $Fr = 0.4$ 时则抬升了圆柱背流面的波浪爬升数值；圆柱 2 和 3 中， $Fr = 0.1$ 增加了波面抬升而 $Fr = 0.4$ 减小了波面抬升。这与流速对于圆柱的影响趋势大致相关，即均匀来流会增加圆柱迎浪面处的波面抬升，体现在波流联合作用下圆柱的迎浪面与波浪情况比，均产生了较大的波面抬升；同时，均匀来流在圆柱背浪面会留下水面凹陷。由于圆柱间的相互干扰作用，来流对于波面爬升的影响是非线性的。在第五章中我们讨论过，随

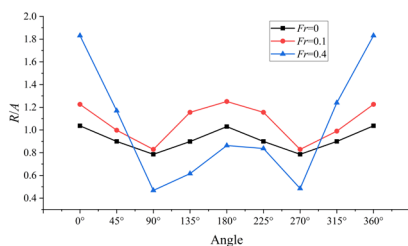
着流速的增大,圆柱的波浪爬升应当逐渐增加。当流速较小时,流对于圆柱的波浪爬升的影响整体上是增加的;而流速较大时,圆柱从侧方至背浪面的波浪爬升不增反降,这是由于大流速与波浪联合作用,扩大了四圆柱间相互影响的辐射范围,该现象在圆柱 2 和 3 中表现更为明显,同时对于圆柱 2 由于受到并列圆柱 4 的影响,在背浪面没有出现波面回升的现象。



(a) Cylinder 1

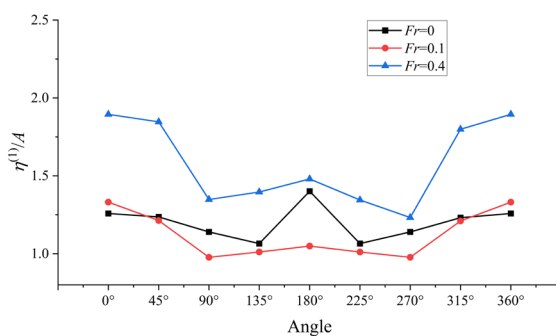


(b) Cylinder 2

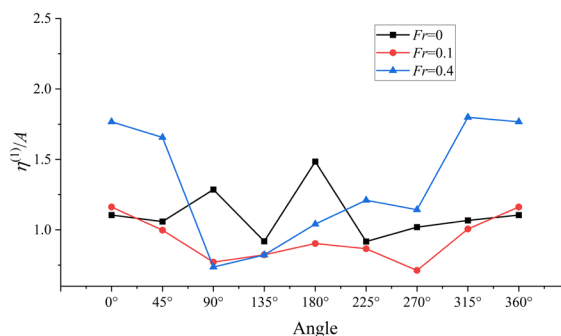


(c) Cylinder 3

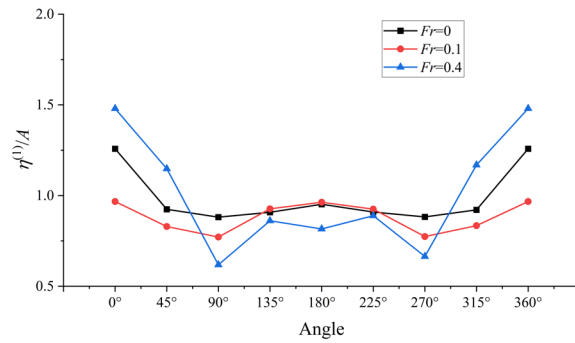
图6-21 不同傅汝德数下圆柱 1, 2 和 3 的无因次化波浪爬升

Fig.6-21 The non-dimensional wave-runup of cylinder 1, 2, and 3 under different Fr numbers

(a) Cylinder 1

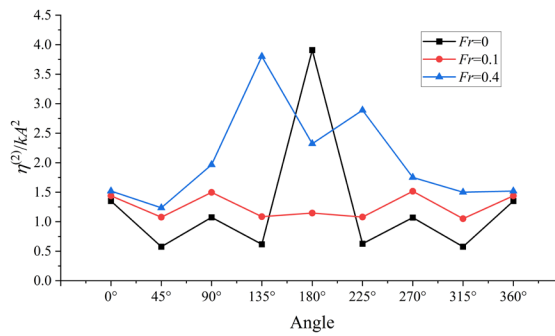


(b) Cylinder 2

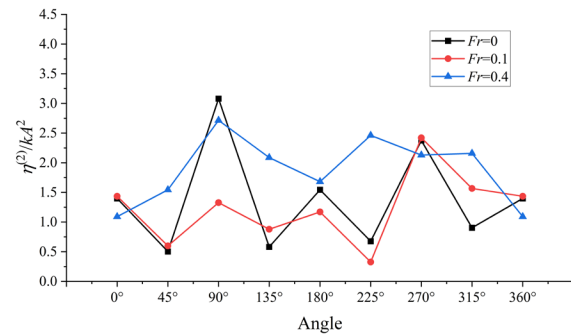


(c) Cylinder 3

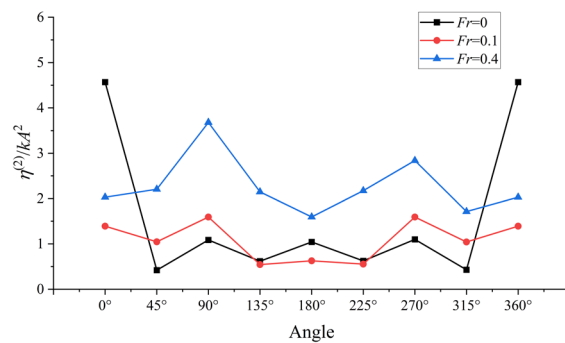
图6-22 不同傅汝德数下圆柱 1, 2 和 3 的一阶无因次化波浪爬升

Fig.6-22 The first-order non-dimensional wave-runup of cylinder 1, 2, and 3 under different Fr numbers

(a) Cylinder 1



(b) Cylinder 2



(c) Cylinder 3

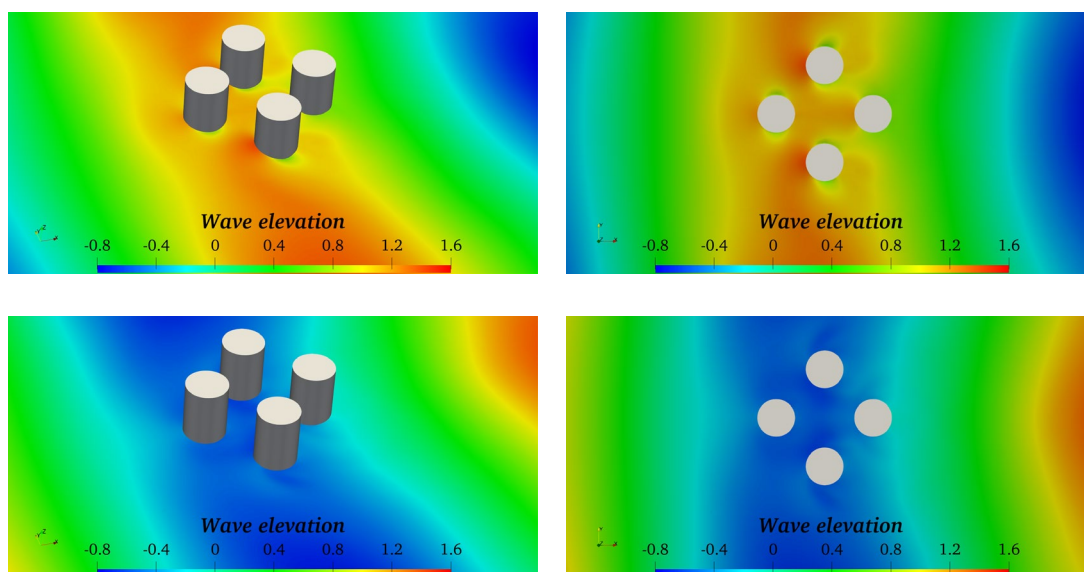
图6-23 不同傅汝德数下圆柱 1, 2 和 3 的二阶无因次化波浪爬升

Fig.6-23 The second-order non-dimensional wave-runup of cylinder 1, 2 and 3 under different Fr numbers

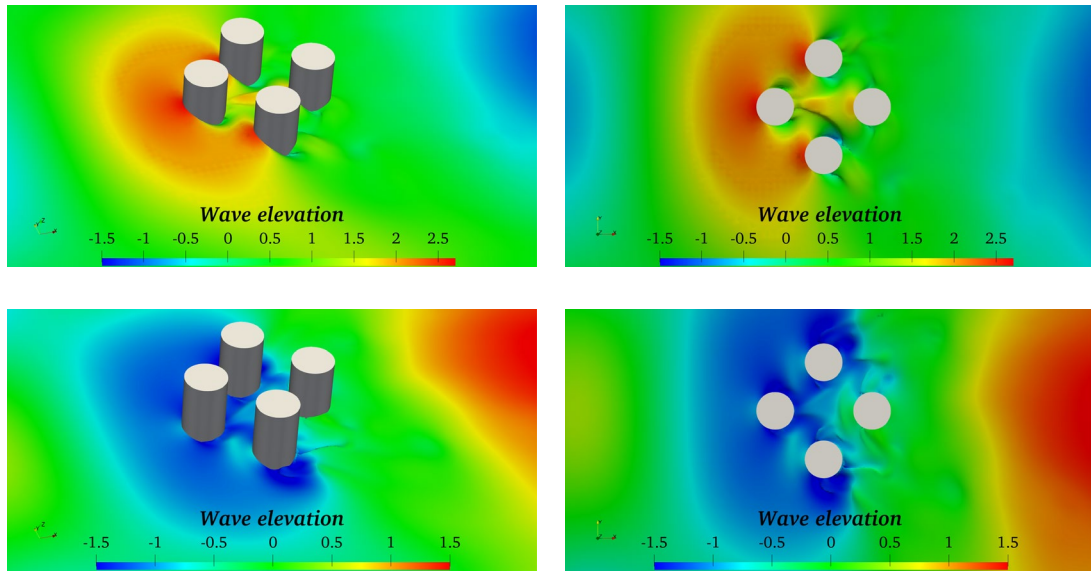
6.3.3 流场特性特征

为了进一步分析圆柱周围流场，图 6-24 给出了三种工况下波峰和波谷经过圆柱时圆柱周围波浪衍射图。可以看出，当 $Fr=0.1$ 时，波流与四柱之间的干涉现象并不明显，因此在 6.3.2 节中的波浪爬升与单柱的趋势较为接近；而 $Fr=0.4$ 时，流场出现了较大的变化。当波陡较小时，第一根圆柱后方产生了三角形的波浪抬升屏障，较之四柱流下的屏障要更加细长。而且此时，四圆柱周围的流场非常复杂，呈现出了细微的不对称性。同时，在四根圆柱的侧方及背浪面均出现了凹陷，且当波谷经过圆柱时，圆柱 3 和 4 两侧出现了波面破碎。当波陡较大时，圆柱 1 后方的三角形屏障变宽，成为带状屏障，圆柱 1 两侧的波面凹陷变窄，圆柱 3 前方的波面抬升范围变宽。在波谷经过圆柱时，圆柱 3 和 4 两侧的波面破碎更加明显，圆柱 2 两侧也出现了波面破碎。

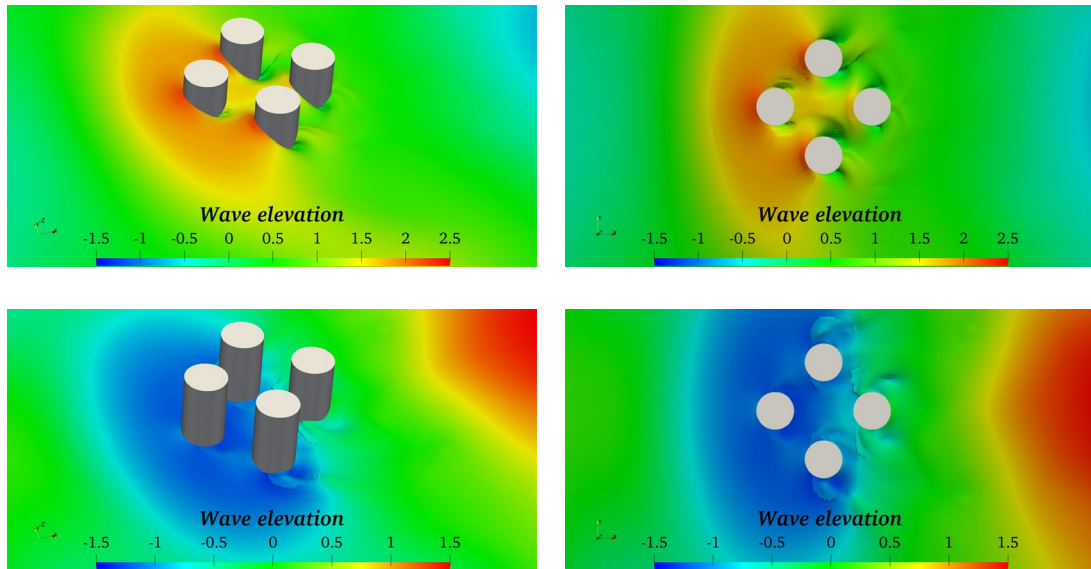
与 6.3.2 节波面抬升的数据相比较可知，当傅汝德数较大时，圆柱 2 和 3 侧方及背浪面处波面爬升减少是由于波浪破碎导致的。波浪的破碎导致了能量的流失，因此波面爬升数值相应减少。



(a) 工况 1



(b) 工况 2



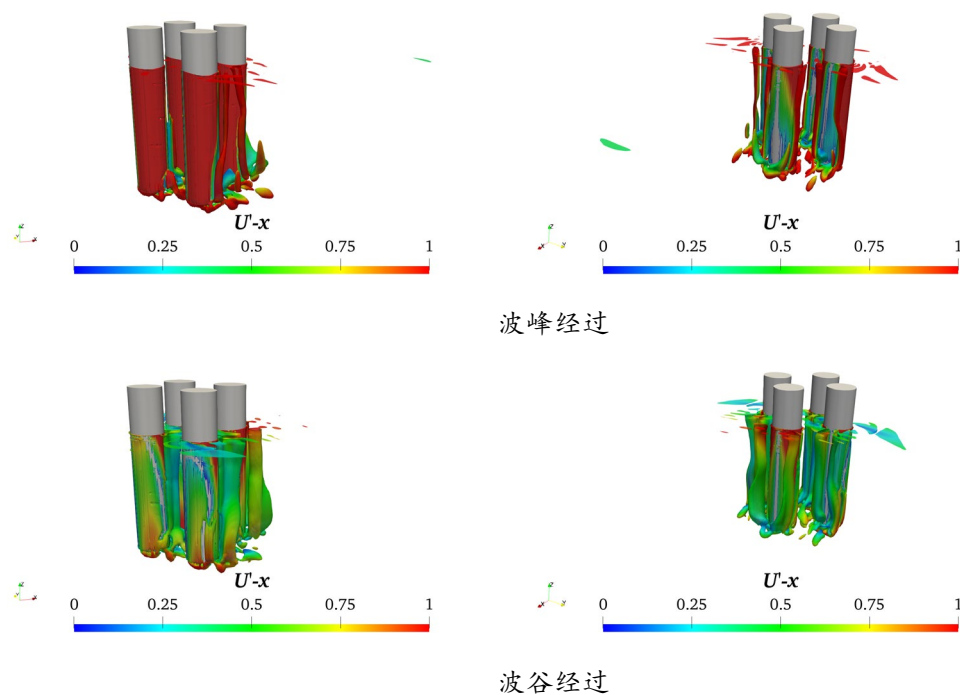
(c) 工况 3

图6-24 三种工况下波峰和波谷经过圆柱时圆柱周围波浪衍射图

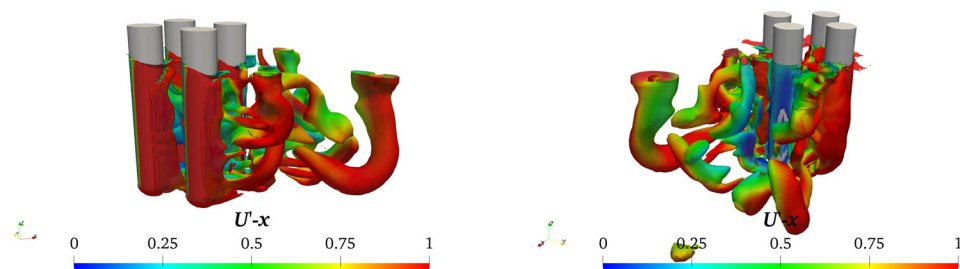
Fig.6-24 The free surface diffraction around the cylinders under different test conditions

图 6-25 给出了三个工况下波峰和波谷经过时圆柱周围的三维涡结构图，由 Q 准则绘制而成，采用无因次化的流向速度染色。如图 6-25 (a) 所示，当 $Fr = 0.1$ 时，圆柱尾流区内并没有交替脱落的涡结构，仅在自由端附近观察到了较为细碎的涡结构。

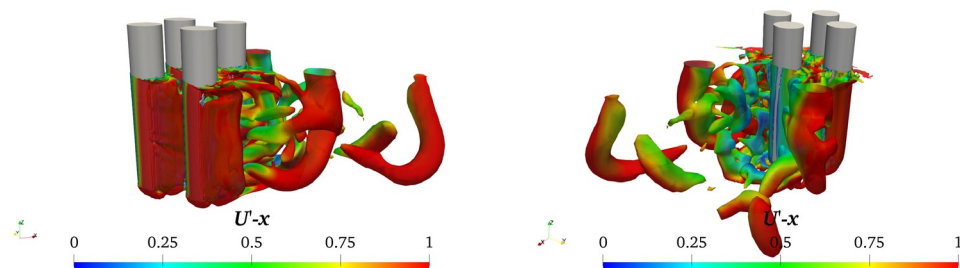
进一步来看,当波峰经过时,涡结构主要存在于圆柱表面和自由端附近;当波谷经过时,四根圆柱后方均出现了类似于卡门涡街脱落初期的涡管结构。这可能是由于在来流速度较小时,波浪场中的振荡流抑制了圆柱后方旋涡的产生,尤其以波峰经过圆柱时最为明显。当 Fr 增大到 0.4 后,此时可以在圆柱尾流区域内观察到明显的涡结构,如图 6-25 (b) 所示。与纯来流工况相比,此时涡结构不再沿竖直或水平方向保持完整,而是发生了一定的扭曲和变形,呈现了较强的三维特性。同时,由于此时来流速度已经较大并占据主导地位,当波峰或波谷经过时,涡结构并没有发生明显的变化。当保持 Fr 不变并增大波高时,可以发现此时涡结构也没有发生明显的变化,如图 6-25 (c) 所示。通过上述分析可以得知,在波流联合作用当中,对于圆柱尾流区域涡结构产生较大影响的主要为来流速度。当波浪场速度占据主导时,圆柱后方的涡结构将会在很大程度上受到抑制,不会发生连续的交替泻涡。当来流速度占据主导时,此时圆柱后方的涡结构将会在一定范围内迅速发展,但受波浪场速度影响,涡结构的完整性将会受到一定影响。



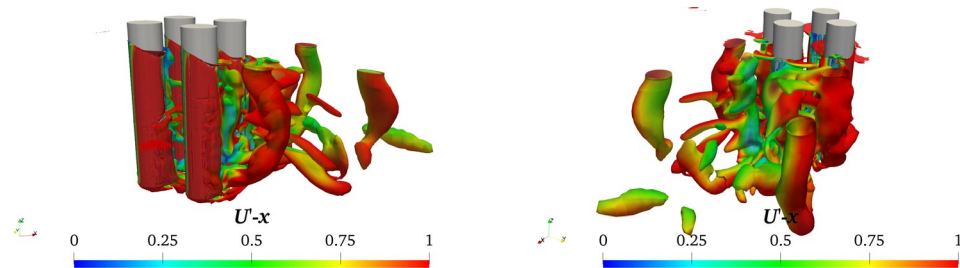
(a) $h = 0.125 \text{ m}$, $Fr = 0.1$



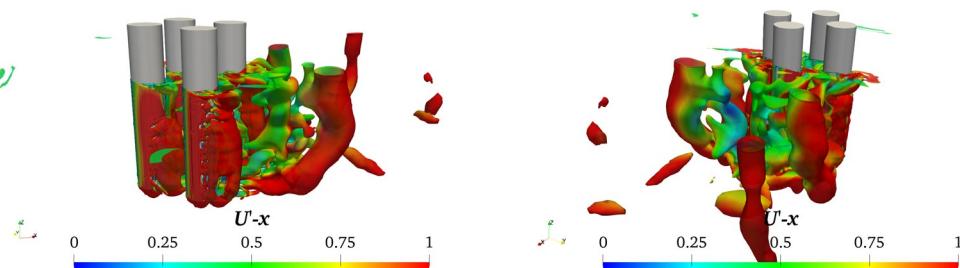
波峰经过



波谷经过

(b) $h = 0.125 \text{ m}, Fr = 0.4$ 

波峰经过



波谷经过

(c) $h = 0.25 \text{ m}, Fr = 0.4$

图6-25 不同工况下三维涡结构图

Fig.6-25 Three-dimensional vortical structures under different test conditions

6.4 本章小结

本章基于三维波流水池模块,对多柱水动力干扰问题进行了数值模拟,首先考虑纯波浪的情况,通过对比各个圆柱的波浪载荷和波浪爬升,并与试验值进行比较,验证了求解器计算四圆柱与波浪相互作用的准确性和可靠性;分析了不同圆柱的波浪载荷、波浪爬升及其周围流场,探讨了圆柱之间的相互干扰作用,发现 $ka=0.5$ 工况下会发生较为明显的近场干涉现象,导致后方圆柱前的波浪爬升幅值大幅增加。其次,对四圆柱在不同速度的均匀来流下的绕流干扰进行了数值模拟,并对其周围的自由面兴波、涡量场演化等干涉现象进行对比分析,发现下游圆柱的迎流面产生了三角形波面抬升,随着傅汝德数的增加,水平截面涡量分布会在圆柱更深的位置出现强空间相关性,高傅汝德数的涡量等值面均为“粗长”涡管。最后讨论了波流联合情况下四柱的波流载荷与波面爬升,探讨了波流作用下波浪爬升过程中粘性对波面分布的影响,以及四个圆柱之间的水动力干扰现象,四圆柱在规则波与不同流速下的波流时域和频域特征,发现较大流速与波速的联合作用会扩大四立柱间相互影响的辐射范围,使得圆柱从侧方至背浪面的波浪爬升不增反降。

第七章 结论与展望

7.1 全文工作总结

本博士论文基于课题组自主开发的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU，开发了针对波、流及其联合作用下海洋结构物水动力性能计算的三维波流水池模块，并引入浮力修正 SST $k-\omega$ 湍流模型，以解决数值计算过程中波浪衰减问题。计算了单圆柱、四圆柱在纯波浪、纯来流以及波流联合作用下的波面爬升和水动力性能。分别验证了求解器计算波浪中单圆柱和四圆柱的受力及其周围流场的准确性、模拟带有自由面情况的有限长圆柱绕流的准确性，证明了三维波流水池模块计算波、流作用下结构物受力及其周围流场的可靠性。随后对波流联合作用下单圆柱和四圆柱的受力以及流场情况进行了模拟分析。论文的主要研究结论如下：

1. 波流联合作用模块的实现

基于 naoe-FOAM-SJTU 求解器中涉及基于输入式入口边界的造波方法和基于源项的海绵层消波方法，开发了并验证了针对固定海洋结构物的波流水池模块。同时，在求解器中引入了基于浮力修正的 SST $k-\omega$ 湍流模型，解决了波浪传播过程中由于湍流模型导致的数值耗散问题，并能用于求解高雷诺数、高傅汝德数下湍流模型带来的数值耗散问题及大波陡下波浪与结构物作用等问题。

2. 波浪、来流单独作用下单圆柱的波面爬升验证

对固定圆柱在规则波作用下的波浪爬升特性进行了数值模拟研究。发现不同工况下圆柱的波浪爬升无因次参数 R/A 值与试验结果吻合得较好，说明求解器可以很好地模拟圆柱周围波浪爬升现象。研究了波陡和波浪周期对圆柱周围波浪爬升的影响，结果表明：对于圆柱前方的测波点的 R/A 值随着波陡的增大而增大，说明波陡越大，圆柱前方的波浪爬升现象越明显，而在圆柱肩部的 R/A 值随波陡增加反而减小，同时不同工况的波浪爬升沿圆柱周围曲线形状呈“W”形，沿波浪传播方向的中轴线呈对称分布，随着波长的增加和波陡的减小，“W”趋于平缓，在相对平缓的规则波工况中，圆柱周围的波浪爬升 R/A 值十分接近。对于圆柱水平波浪载荷分析发现，短波工况中圆柱周围流场的高阶向占比较大，长波波浪载荷的非线性主要由圆柱迎浪面中部的自由面变化引起。本文的数值模拟可以捕捉到与前人试验吻合的两种波浪衍射现象，在

短波工况中可以看到最为明显的波浪散射,包含了 Type-1 和 Type-2 类型的波浪衍射;而在长波工况中波浪绕立柱过程中的散射效应并不明显。

开展了傅汝德数为 0.1 至 0.4 的四种工况的来流作用下单圆柱受力和流场演化特性的对比研究。发现,随着来流傅汝德数的增大,圆柱所受的阻力系数将会显著减小,圆柱正前方的波面抬升值会显著增大,并在远端呈现“波浪型”自由面;圆柱正后方的波面凹陷值也会显著增大,并且会在远端产生二次波面抬升现象。同时,随着来流傅汝德数的增大,尾流场中波面凹陷区的“间断性”将会消失,并且波面凹陷区范围也会相应扩大,并呈现“开尔文波”型的波面演化特性。尾流场也会在来流傅汝德数增大后失去其对称性,并且伴随着来流速度的持续增大出现旋涡在深度方向发展的二次增大,相应的尾流场水平面发展方向与波面凹陷的“开尔文波”型演化方向一致。

3. 波流联合作用下圆柱的波浪爬升和波浪载荷研究

对单圆柱进行了波流联合作用下的受力及流场特性研究。首先对有限长圆柱进行了波流联合的数值模拟,通过将圆柱在波、流以及波流联合下的受力和波面爬升进行对比,发现有限长圆柱因其自由端的存在,在纯来流作用下,泻涡主频会在 $St = 0.2$ 附近出现两个峰值,同时,波流联合作用下,流的存在会使得圆柱的横向力逐渐聚焦,与波浪主频一致。且在目前的研究中,随着流速的增加,圆柱的泻涡主频不会同纯来流情况一样产生明显改变。其次对不同来流速度的波流联合下的圆柱进行模拟计算,发现随着流速的增加,圆柱迎浪面的波面爬升也随之增加,同时发现波流联合作用下圆柱周围的流场情况包含了波浪场的背流面抬升和纯来流场的圆柱边部凹陷的综合特征,并由于波流的联合作用使得该特征放大。因为波浪占据主导地位,因此仅在最大傅汝德数的情况中发现明显的旋涡脱落。最后对固定流速、不同波陡的波流联合作用下的圆柱进行了模拟计算,发现随着波陡的增加,波面爬升逐渐增大,而小波陡情况下圆柱侧后方出现了波面下降,且波陡越大,波面下降程度越大。

4. 多柱结构的水动力干扰研究

对多圆柱结构的波浪爬升研究表明,由于多个圆柱的存在,在圆柱发生波浪衍射时,会在未受干扰的地方产生经典的圆柱绕射波形,而在圆柱绕射互相干扰的流场地方,尤其是收到干扰的圆柱迎浪面,其圆柱绕射流场较为复杂。一般对圆柱后方的布置圆柱而言,受力的时历曲线也多呈现处不对称分布的形式,且相应的形状较为陡峭,此处的水体运动较为剧烈。同时,即使分布距离较远,受到干扰的圆柱也会呈现强烈的非线性,会出现二次波浪爬升的现象。

通过对四立柱在两个典型的傅汝德数下的绕流干扰数值模拟不难看出,相较于单立柱的绕流而言,由于几个立柱的间距较近,因此存在着较为显著的绕流干扰,使得

自由面兴波、涡量分布等更为复杂，特别是在中傅汝德数下，其绕流干扰的非线性增强，基于势流理论的预测结果可能会和实际有所偏差，而基于粘流的预测结果综合考虑了粘性和非线性相互干扰的影响，具有较高的可信度，且在较低傅汝德数下与中傅汝德数下的自由面兴波、涡量分布等规律有着较大的不同。

对波流联合情况下四柱的受力与波面爬升进行了数值模拟，探讨了波流作用下波浪爬升过程中粘性对波面分布的影响，以及四个圆柱之间的近场干涉现象，四圆柱在规则波与不同流速下的波流时域和频域特征，发现较大流速与波速的联合作用会扩大四立柱间相互影响的辐射范围，使得圆柱从侧方至背浪面的波浪爬升不增反降。因此基于粘流理论进行的纯波浪、纯来流以及波流联合作用下的四立柱的数值模拟对于实际海流单独作用下（准）静止多立柱海洋平台的受力与流场预报具有较大的实际意义。

7.2 进一步研究展望

尽管近年来学者们已经花费了大量的精力去研究波、流与圆柱的相互作用问题，但是对于数值模拟而言，需要大量的基础结构与波浪的相互作用模拟来验证求解器的可靠性和准确性，再加上不同圆柱的布置、系泊系统等外部因素的影响，目前仍然有大量的工作需要去研究。本博士学位论文基于课题组自主开发的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU，开发了针对波、流与海洋结构物相互作用的三维波流水池模块，并添加了浮力修正湍流模型，采用该波流水池模块进行的数值模拟虽然在相关算例中取得了不错的计算精度和应用效果，但还存在一些不足之处，许多方面的问题有待进一步研究。具体包括以下几点：

1. 来流与波浪带有夹角的波流联合作用研究。在本博士学位论文中只考虑了波流同向的情况，在实际海况中，来流往往不与波浪同向。而当来流与波浪逆向时，在特定的流速下可能会造成波浪破碎，造成强非线性现象。在后续研究中，可以考虑更多的波流夹角的情况。
2. 复杂海况下海洋结构物的爬升和载荷特性研究。实际波浪环境复杂多变，不可能只存在单一频率和波高的海浪，更常见的是畸形波、不规则波等情况，海流更常见的是剪切流和其他形式的非均匀流，后续可以在波流水池模块中添加更多的波流模型，研究畸形波-非均匀流、不规则波-非均匀流等海况下结构物的爬升和载荷特性，这对于实际工程更具指导意义。

3. 多柱结构物的结构优化研究。对于多柱结构物而言，波浪爬升不仅会带来较大的波浪力，同时也会产生非线性冲击力，对结构物的甲板造成破坏。目前对于抑制波浪爬升的研究较少，因此可以利用波流水池模块，对结构物的立柱形状、立柱间距、附体布置进行优化，抑制波浪爬升，以减少波浪爬升带来的冲击力和波浪载荷等。
4. 对浮式平台在波流联合作用下的运动响应以及周围流场进行研究。本博士学位论文在研究波、流与柱状结构物相互作用的时候，只考虑了立柱固定的情况，实际的海洋平台往往是带有系泊系统的浮式平台，如 Spar 平台、半潜式平台等，这些平台工作时，附近波面的非线性效应比固定式结构物更加明显，相应的数值模拟相更为复杂，可以考虑在数值波流水池中添加动网格、重叠网格、六自由度运动模块、锚链系统等，对浮式平台在波流联合作用下的运动响应进行研究。

参 考 文 献

- [1] Galvin C J, Hallermeier R J. Wave runup on vertical cylinders[C]. In Proceedings of the 13th International Conference on Coastal Engineering. Vancouver, British Columbia, Canada, July 10-14, 1972: 1955-1974.
- [2] Chakrabarti S K, Tam W A. Wave height distribution around vertical cylinder[J]. Journal of the Waterways, Harbors and Coastal Engineering Division, 1975, **101**(2): 225-230.
- [3] Isaacson M Q. Wave runup around large circular cylinder[J]. Journal of the Waterway, Port, Coastal and Ocean Division, 1978, **104**(1): 69-79.
- [4] Niedzwecki J M, Duggal A S. Wave runup and forces on cylinders in regular and random waves[J]. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, 1992, **118**(6): 615-634.
- [5] Mercier R S, Niedzwecki J M. Experimental measurement of second-order diffraction by a truncated vertical cylinder in monochromatic waves[C]. In Proceedings of the 7th International Conference on the Behaviour of Offshore Structures. Massachusetts, USA, July 12-15, 1994, **2**: 265-287.
- [6] Huseby M, Grue J. An experimental investigation of higher-harmonic wave forces on a vertical cylinder[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2000, **414**: 75-103.
- [7] Stansberg C T, Baarholm R, Kristiansen T. Extreme wave amplification and impact loads on offshore structures[C]. In Proceedings of the 37th Offshore Technology Conference. Houston, Texas, USA, May 2-5, 2005: OTC-17487-MS.
- [8] Chaplin J R, Rainey R C T, Yemm R W. Ringing of a vertical cylinder in waves[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1997, **350**: 119-147.
- [9] Morris-Thomas M T, Thiagarajan K, Krokstad J. An experimental investigation of wave steepness and cylinder slenderness effects on wave run-up[C]. In Proceedings of the 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. Oslo, Norway, June 23-28, 2002, **4**: 244-253.
- [10] Kristiansen T, Baarholm R, Stansberg C T. Validation of second-order analysis in predicting diffracted wave elevation around a vertical circular cylinder[C]. In Proceedings of the 14th International Offshore and Polar Engineering Conference. Toulon, France, May 23-28, 2004: ISOPE-I-04-120.
- [11] Stansberg C T, Nielsen F G. Nonlinear wave-structure interactions on floating production systems[C]. In Proceedings of the 11th International Offshore and Polar Engineering Conference. Stavanger, Norway, June 17-22, 2001: 363-372.

- [12] Stansberg C T, Braaten H. Nonlinear wave disturbance around a vertical circular column[C]. In Proceedings of the 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. Oslo, Norway, June 23-28, 2002: 857-863.
- [13] Cao D, Huang Z, He F, et al. An improved prediction for wave runup on a circular cylinder[J]. Coastal Engineering, 2017, **59**(3): 1750013.
- [14] Swan C, Masterton S, Sheikh R, et al. Wave forcing and wave scattering from a vertical surface-piercing cylinder[C]. In Proceedings of the 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering: Halkidiki, Greece, June 12-17, 2005: 571-580.
- [15] Swan C, Sheikh R. The interaction between steep waves and a surface-piercing column[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 2015, **373**(2033): 20140114.
- [16] Kristiansen T, Faltinsen O M. Higher harmonic wave loads on a vertical cylinder in finite water depth[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2017, **833**: 773-805.
- [17] 俞幸修, 张宁川. 不规则波作用于垂直桩柱上的正向力[J]. 海洋学报(中文版), 1988, **5**(10): 609-617.
- [18] 孙一艳, 柳淑学, 臧军, 等. 聚焦波浪对直立圆柱作用的试验研究[J]. 大连海事大学学报(自然科学版), 2008, **34**(1): 5-9.
- [19] 单铁兵. 波浪爬升的机理性探索和半潜式平台气隙响应的关键特性研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2013.
- [20] Xiong H, Yang J, Tian X. An experimental study on the inline wave force on a truncated vertical cylinder[J]. Ships and Offshore Structures, 2015, **1**(15): 1-16.
- [21] Deng Y, Yang J, Tian X, et al. Experimental investigation on rogue waves and their impacts on a vertical cylinder using the Peregrine breather model[J]. Ships and Offshore Structures, 2016, **11**(7): 757-765.
- [22] Morison J R, Johnson J W, Schaaf S A. The force exerted by surface waves on piles[J]. Journal of Petroleum Technology, 1950, **2**(5): 149-154.
- [23] Havelock T H. The pressure of water waves upon a fixed obstacle[J]. In Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, 1940, **175**(963): 409-421.
- [24] MacCamy R C, Fuchs R A. Wave forces on piles: a diffraction theory[M]. US Beach Erosion Board, Washington, USA, 1954.
- [25] Martin A J, Easson W J, Bruce T. Runup on columns in steep, deep water regular waves[J]. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, 2001, **127**(1): 26-32.
- [26] 姚文伟, 刘桦. 规则波中圆形承台对桩基波浪力的影响[J]. 力学季刊, 2009, **30**(03): 357-362.
- [27] Hunt J N, Baddour R E. The diffraction of nonlinear progressive waves by a vertical cylinder[J]. The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, 1981, **34**(1): 69-87.

- [28] Kriebel D L. Nonlinear wave interaction with a vertical circular cylinder. Part I: Diffraction theory[J]. *Ocean Engineering*, 1990, **17**(4): 345-377.
- [29] Kriebel D L. Nonlinear wave interaction with a vertical circular cylinder. Part II: Wave run-up[J]. *Ocean Engineering*, 1992, **19**(1): 75-99.
- [30] Zang J, Liu S, Taylor R E, et al. Wave run-up and response spectrum for wave scattering from a cylinder[J]. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 2009, **19**(3): ISOPE-09-19-3-183.
- [31] 贺五洲, 陈炜. Stokes 波在铅垂圆柱上绕射的二阶分析[J]. *工程力学*, 2004, **21**(6): 177-182.
- [32] Trulsen K, Teigen P. Wave scattering around a vertical cylinder: fully nonlinear potential flow calculations compared with low order perturbation results and experiment[C]. In *Proceedings of the 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. Oslo, Norway, June 23-28, 2002, **1**: 359-367.
- [33] 耿宝磊. 波浪对深海海洋平台作用的时域模拟[D]. 大连: 大连理工大学, 2010.
- [34] 王海龙, 邹志利, 周亚龙, 等. 波浪对圆柱作用的三维耦合计算模型[J]. *中国海洋平台*, 2010, **25**(5): 38-44.
- [35] Kim J W, Kyoung J H, Ertekin R C, et al. Finite-element computation of wave-structure interaction between steep Stokes waves and vertical cylinders[J]. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 2006, **132**(5): 337-347.
- [36] Ferrant P, Guillermin P-E. Interaction of second order wave packets with a vertical cylinder[C]. In *Proceedings of the 8th International Offshore and Polar Engineering Conference*. Montreal, Canada, May 24-29, 1998: ISOPE-I-98-246.
- [37] Mo W, Irschik K, Oumeraci H, et al. A 3D numerical model for computing non-breaking wave forces on slender piles[J]. *Journal of Engineering Mathematics*, 2007, **58**: 19-30.
- [38] Zhou B Z, Ning D Z, Teng B, et al. Numerical investigation of wave radiation by a vertical cylinder using a fully nonlinear HOBEM[J]. *Ocean Engineering*, 2013, **70**: 1-13.
- [39] Park H, Do T, Tomiczek T, et al. Numerical modeling of non-breaking, impulsive breaking, and broken wave interaction with elevated coastal structures: Laboratory validation and inter-model comparisons[J]. *Ocean Engineering*, 2018, **158**: 78-98.
- [40] Danmeier D G, Seah R M, Finnigan T, et al. Validation of wave run-up calculation methods for a gravity based structure[C]. In *Proceedings of the 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. Estoril, Portugal, June 15-20, 2008, **6**: 265-274.
- [41] Lin C Y, Huang C J. Decomposition of incident and reflected higher harmonic waves using four wave gauges[J]. *Coastal Engineering*, 2004, **51**(5-6): 395-406.
- [42] Repalle N, Thiagarajan K, Morris-thomas M T. CFD simulation of wave run-up on a spar cylinder[C]. In *Proceedings of the 16th Australasian Fluid Mechanics Conference*. Crown Plaza, Gold Coast, Australia, December 2-7, 2007: 1091-1094.

- [43] Lee K H, Kim D S, Kim C H, et al. Wave run-up on vertical cylinder by 3-Dimensional VOF method[C]. In Proceedings of the 17th International Offshore and Polar Engineering Conference. Lisbon, Portugal, July 1-6, 2007: ISOPE-I-07-551.
- [44] Yoon S H, Kim D H, Sadat-hosseini H, et al. High-fidelity CFD simulation of wave run-up for single/multiple surface-piercing cylinders in regular head waves[J]. Applied Ocean Research, 2016, **59**: 687-708.
- [45] Chen H. Time-domain simulation of nonlinear wave impact loads on fixed offshore platform and decks[J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2010, **20**(4): ISOPE-10-20-4-275.
- [46] Fang Z, Xiao L, Guo Y, et al. Experimental and numerical investigations into wave run-up on fixed surface-piercing square column[C]. In Proceedings of the 7th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Madrid, Spain, June 17-22, 2018, **7B**: OMAE2018-77726.
- [47] 祝兵, 宋随弟, 谭长建. 三维波浪作用下大直径圆柱绕流的数值模拟[J]. 西南交通大学学报, 2012, **47**(2): 55-60.
- [48] Morgan G C, Zang J. Using the rasInterFoam CFD model for non-linear wave interaction with a cylinder[C]. In Proceedings of the 20th International Offshore and Polar Engineering Conference. Beijing, China, June 20-25, 2010: ISOPE-I-10-099.
- [49] 徐少鲲. 基于开源软件 OpenFOAM 的数值波浪水槽建立及应用[D]. 天津: 天津大学, 2008.
- [50] 唐鹏, 于定勇, 田艳. 海洋工程中直立圆柱波浪爬升问题的数值研究[J]. 中国海洋大学学报 (自然科学版), 2016, **46**(10): 116-122.
- [51] 蒋昌波, 刘晓建, 姚宇, 等. 孤立波作用下破碎区单圆柱附近流动特性数值研究[J]. 水动力学研究与进展: A 辑, 2016, **31**(4): 472-479.
- [52] 查晶晶, 万德成. 用 OpenFOAM 实现数值水池造波和消波[J]. 海洋工程, 2011, **29**(3): 1-12.
- [53] 刘远传, 万德成. 锚泊浮式码头在波浪上的运动响应计算[C]. 第二十五届全国水动力学研讨会暨第十二届全国水动力学学术会议论文集, 舟山, 浙江, 中国. 2013: 317-323.
- [54] 周胡. 海上风力机气动与水动流场数值模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2014.
- [55] 赵文超. 海上风机气动性能和浮式平台水动力计算分析[D]. 上海: 上海交通大学, 2015.
- [56] 曹洪建. 海洋工程粘性数值波浪水池开发及应用[D]. 上海: 上海交通大学, 2014.
- [57] Cao H J, Wan D C. Development of multidirectional nonlinear numerical wave tank by naoe-FOAM-SJTU solver[J]. International Journal of Ocean System Engineering, 2014, **4**(1): 49-56.
- [58] Cao H J, Wan D C. RANS-VOF solver for solitary wave run-up on a circular cylinder[J]. China Ocean Engineering, 2015, **29**(2): 183-196.

- [59] Cao H J, Wan D C. Benchmark computations of wave run-up on single cylinder and four cylinders by naoe-FOAM-SJTU solver[J]. *Applied Ocean Research*, 2017, **65**: 327-337.
- [60] Liu Z H, Wan D C. Numerical simulation of regular waves onto a vertical circular Cylinder[C]. In *Proceedings of the 8th International Conference on Computational Methods*, Guilin, China, July 25-29, 2017.
- [61] Sun L, Zang J, Chen L, et al. Regular waves onto a truncated circular column: A comparison of experiments and simulations[J]. *Applied Ocean Research*, 2016, **59**: 650-662.
- [62] Sumner D. Two circular cylinders in cross-flow: A review[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2010, **26**(6): 849-899.
- [63] Rostamy N, Sumner D, Bergstrom D J, et al. Local flow field of a surface-mounted finite circular cylinder[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2012, **34**: 105-122.
- [64] Rosetti G F, Vaz G. On the numerical simulations of captive, driven and freely moving cylinder[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2017, **74**: 492-519.
- [65] Travin A, Shur M, Strelets M, et al. Detached-eddy simulations past a circular cylinder[J]. *Flow, Turbulence and Combustion*, 2000, **63**(1): 293-313.
- [66] Catalano P, Wang M, Iaccarino G, et al. Numerical simulation of the flow around a circular cylinder at high Reynolds numbers[J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2003, **24**(4): 463-469.
- [67] 赵萌, 毛军, 郗艳红. 高雷诺数下有限长圆柱绕流阻力特性研究[J]. *机械工程学报*, 2015, **51**(22): 176-182.
- [68] 王晓聪. 三维有限长圆柱绕流机理及减阻研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2018.
- [69] 王晓聪, 桂洪斌, 刘洋. 三维有限长圆柱绕流数值模拟[J]. *中国舰船研究*, 2018, **13**(2): 27-34.
- [70] 赵伟文, 万德成. 用 SST-DES 和 SST-URANS 方法数值模拟亚临界雷诺数下三维圆柱绕流问题[J]. *水动力学研究与进展: A 辑*, 2016, **31**(1): 1-8.
- [71] Hsieh T. Resistance of cylindrical piers in open-channel flow[J]. *Journal of the Hydraulics Division*, 1964, **90**(1): 161-173.
- [72] Inoue M, Baba N, Himeno Y. Experimental and numerical study of viscous flow field around an advancing vertical circular cylinder piercing a free-surface[J]. *Journal of the Kansai Society of Naval Architects*, 1993, **220**: 57-64.
- [73] Chaplin J R, Teigen P. Steady flow past a vertical surface-piercing circular cylinder[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2003, **18**(3-4): 271-285.
- [74] Potts D A, Binns J R, Marcollo H, et al. Hydrodynamics of towed vertical surface-piercing cylinders[C]. In *Proceedings of the 38th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. Glasgow, Scotland, UK, June 9-14, 2019: OMAE2019-95109.

- [75] Singh S P, Mittal S. Flow past a cylinder: Shear layer instability and drag crisis[J]. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 2005, **47**(1): 75-98.
- [76] Suh J, Yang J, Stern F. The effect of air-water interface on the vortex shedding from a vertical circular cylinder[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2011, **27**(1): 1-22.
- [77] Kawamura T, Mayer S, Garapon A, et al. Large eddy simulation of a flow past a free surface piercing circular cylinder[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2002, **124**(1): 91-101.
- [78] Koo B, Yang J, Yeon S M, et al. Reynolds and Froude number effect on the flow past an interface-piercing circular cylinder[J]. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2014, **6**(3): 529-561.
- [79] Rosetti G F, Vaz G, Hoekstra M, et al. CFD calculations for free-surface-piercing low aspect ratio circular cylinder with solution verification and comparison with experiments[C]. In *Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Nantes, France, 2013: OMAE2013-10963.
- [80] Benitz M A, Carlson D W, Seyed-Aghazadeh B, et al. CFD simulations and experimental measurements of flow past free-surface piercing, finite length cylinders with varying aspect ratios[J]. *Computers & Fluids*, 2016, **136**: 247-259.
- [81] Yu G, Avital E J, Williams J J R. Large eddy simulation of flow past free surface piercing circular cylinders[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2008, **130**(10): 101304.
- [82] 王利静. 具有自由液面流场中圆柱绕流的数值模拟研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2008.
- [83] 黄建明. 自由液面和端部效应作用下的钝体绕流的数值模拟[D]. 武汉: 华中科技大学, 2019.
- [84] Zhao W, Wan D, Zhao S. CFD simulation of two-phase flows past a surface-piercing circular cylinder[C]. In *Proceedings of the 30th International Ocean and Polar Engineering Conference*, Virtual, October 11-16, 2020: ISOPE-I-20-3107.
- [85] Chen S, Zhao W, Wan D. CFD study of free surface effect on flow around a surface-piercing cylinder[C]. In *Proceedings of the 14th ISOPE Pacific/Asia Offshore Mechanics Symposium*, Dalian, China, November 22-25, 2020: ISOPE-P-20-122.
- [86] Moe G, Verley R P. Hydrodynamic damping of offshore structures in waves and currents[C]. In *Proceedings of the 12th Offshore Technology Conference*. Houston, Texas, USA, May 5-8, 1980: OTC-3798-MS.
- [87] Bryndum M B, Jacobsen V B, Brand L P. Hydrodynamic forces from wave and current loads on marine pipelines[C]. In *Proceedings of the 15th Offshore Technology Conference*. Houston, Texas, USA, May 2-5, 1983: OTC-4454-MS.
- [88] Sarpkaya T, Bakmis C, Storm M A. Hydrodynamic forces from combined wave and current flow on smooth and rough circular cylinders at high Reynolds numbers[C]. In *Proceedings of the 16th Offshore Technology Conference*. Houston, Texas, USA, May 7-9, 1984: OTC-4830-MS.

- [89] Sarpkaya T, Storm M. In-line force on a cylinder translating in oscillatory flow[J]. *Applied Ocean Research*, 1985, **7**(4): 188-196.
- [90] Peter J. A numerical study of oscillating flow around a circular cylinder[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1991, **22**: 157-196.
- [91] Iwagaki Y, Asano T. Hydrodynamic forces on a circular cylinder due to combined wave and current loading[J]. *Coastal Engineering*, 1984: 2857-2874.
- [92] Ghadirian A, Vested M H, Carstensen S, et al. Wave-current interaction effects on waves and their loads on a vertical cylinder[J]. *Coastal Engineering*, 2021, **165**: 103832.
- [93] Chao T C, Huang N E. Influence of wave-current interactions on fluid force[J]. *Ocean Engineering*, 1973, **2**(5): 207-218.
- [94] Watanabe R K. The effect of wave-current interactions on the hydrodynamic loading of large offshore structures[D]. Texas: Texas A&M University, 1982.
- [95] Cheung K F, Isaacson M, Lee J W. Wave diffraction around three-dimensional bodies in a current[J]. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 1996, **118**(4): 247-252.
- [96] Ferrant P. Nonlinear wave-current interactions in the vicinity of a vertical cylinder[C]. In *Proceedings of the 12th International Workshop on Water Waves and Floating Bodies*. Marseille, France, March 16-19, 1997: 65-69.
- [97] Büchmann B, Skourup J, Cheung K. Run-up on a structure due to second-order waves and a current in a numerical wave tank[J]. *Applied Ocean Research*, 1998, **20**(5): 297-308.
- [98] Koo W C, Kim M H. Fully nonlinear wave-body interactions with surface-piercing bodies[J]. *Ocean Engineering*, 2007, **34**(7): 1000-1012.
- [99] Chatjigeorgiou I K, Korobkin A A, Cooker M J. Three-dimensional steep wave impact on a vertical cylinder[J]. *Journal of Hydrodynamics*, 2016, **28**(4): 523-533.
- [100] Jian Y, Zhan J, Zhu Q. Short crested wave-current forces around a large vertical circular cylinder[J]. *European Journal of Mechanics B/Fluids*, 2008, **27**(3): 346-360.
- [101] Kim M H, Celebi M S, Kim D J. Fully nonlinear interactions of waves with a three-dimensional body in uniform currents[J]. *Applied Ocean Research*, 1998, **20**(5): 309-321.
- [102] Ryu S, Kim M H, Lynett P J. Fully nonlinear wave-current interactions and kinematics by a BEM-based numerical wave tank[J]. *Computational Mechanics*, 2003, **32**(4): 336-346.
- [103] Park J C, Kim M H, Miyata H. Three-dimensional numerical wave tank simulations on fully nonlinear wave-current-body interactions[J]. *Journal of Marine Science and Technology*, 2001, **6**(2): 70-82.
- [104] Zaman M H, Baddour R E. Wave-current loading on a vertical slender cylinder by two different numerical models[C]. In *Proceedings of the 25th International*

- Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. Hamburg, Germany, June 4-9, 2006: OMAE2006-92135.
- [105] Pan C, Huang W. Numerical modeling of tsunami wave run-up and effects on sediment scour around a cylindrical pier[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2012, **138**(10): 1224-1235.
- [106] Soeb M R, Islam A S, Jumaat M Z, et al. Response of nonlinear offshore spar platform under wave and current[J]. *Ocean Engineering*, 2017, **144**: 296-304.
- [107] Hu P, Wu G X, Ma Q W. Numerical simulation of nonlinear wave radiation by a moving vertical cylinder[J]. *Ocean Engineering*, 2002, **29**(14): 1733-1750.
- [108] Retzler C H, Chaplin J R, Rainey R T. Transient motion of a vertical cylinder: measurements and computations of the free surface[C]. In *Proceedings of the 12th International Workshop on Water Waves and Floating Bodies*, Caesarea, Israel, February 27- March 1, 2000: 154-157.
- [109] 刘珍, 滕斌, 宁德志, 等. 波流与结构物相互作用的数值模拟[J]. *计算力学学报*, 2010, **27**(01): 82-87.
- [110] Wang P, Zhao M, Du X. Short-crested wave-current forces on composite bucket foundation for an offshore wind turbine[J]. *Mathematical Problems in Engineering*, 2019, **2019**: 1-9.
- [111] Elhanafi A, Fleming A, Macfarlane G, et al. Numerical hydrodynamic analysis of an offshore stationary-floating oscillating water column-wave energy converter using CFD[J]. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2017, **9**(1): 77-99.
- [112] Lin P, Li C W. Wave-current interaction with a vertical square cylinder[J]. *Ocean Engineering*, 2003, **30**(7): 855-876.
- [113] Zhang J S, Zhang Y, Jeng D S, et al. Numerical simulation of wave-current interaction using a RANS solver[J]. *Ocean Engineering*, 2014, **75**: 157-164.
- [114] Kang A, Zhu B. Wave-current interaction with a vertical square cylinder at different Reynolds numbers[J]. *Journal of Modern Transportation*, 2013, **21**(1): 47-57.
- [115] Markus D, Hojjat M, Wüchner R. A CFD approach to modeling wave-current interaction[J]. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 2013, **23**(1): 29-32.
- [116] 吴梓鑫, 朱仁庆, 缪志刚, 等. 波流数值水池模拟研究[J]. *江苏科技大学学报(自然科学版)*, 2015, **29**(1): 10-15.
- [117] 侯勇俊, 熊烈, 何环庆, 等. 基于 FLOW-3D 的三维数值波流水槽的构建及应用研究[J]. *海洋科学*, 2015, **39**(9): 111-116.
- [118] 李勇, 林珏. 三维波流数值水槽的构建方法[J]. *清华大学学报(自然科学版)*, 2010, **50**(6): 865-868, 886.
- [119] Li Y, Lin M. Wave-current impacts on surface-piercing structure based on a fully nonlinear numerical tank[J]. *Journal of Hydrodynamics*, 2015, **27**(1): 131-140.

- [120] Ai C. Numerical simulations of current and wave around a circular cylinder[J]. Science Research, 2016, **4**(2): 67-71.
- [121] 彭耀, 张笑通, 万德成, 等. 海上固定式风机基础的波流载荷数值计算分析[J]. 水动力学研究与进展: A 辑, 2017, **32**(1): 1-10.
- [122] Zdravkovich M M. The effects of interference between circular cylinders in cross flow [J]. Journal of Fluids and Structures, 1987, **1**(2): 239-261.
- [123] Sun T F, Gu Z F. Interference between wind loading on group of structures[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1995, **54/55**: 213-225.
- [124] Kitagawa T, Ohta H. Numerical investigation on flow around circular cylinders in tandem arrangement at a subcritical Reynolds number[J]. Journal of Fluids and Structures, 2008, **24**(5): 680-699.
- [125] Lam K, Cheung W C. Phenomena of vortex shedding and flow interference of three cylinders in different equilateral arrangements[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1988, **196**: 1-26.
- [126] Lam K, Fang X. The effect of interference of four equispaced cylinders in cross flow on pressure and force coefficients[J]. Journal of Fluids and Structures, 1995, **9**(2): 195-214.
- [127] Lam K, Li J Y, Chan K T, et al. Flow pattern and velocity field distribution of cross-flow around four cylinders in a square configuration at a low Reynolds number[J]. Journal of Fluids and Structures, 2003, **17**(5): 665-679.
- [128] Sayers A T. Flow interference between four equispaced cylinders when subjected to a cross flow[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1988, **31**(1): 9-28.
- [129] Sayers A T. Vortex shedding from groups of three and four equispaced cylinders situated in a cross flow[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1990, **34**(2): 213-221.
- [130] Abrishamchi A, Younis B A. LES and URANS predictions of the hydrodynamic loads on a tension-leg platform[J]. Journal of Fluids and Structures, 2012, **28**: 244-262.
- [131] Zou L, Lin Y, Lam K. Large-eddy simulation of flow around cylinder arrays at a subcritical Reynolds number[J]. Journal of Hydrodynamics, 2008, **20**(4): 403-413.
- [132] Liu M, Xiao L, Kou Y, et al. Experimental and numerical studies on the excitation loads and vortex structures of four circular section cylinders in a square configuration[J]. Ships and Offshore Structures, Taylor & Francis, 2016, **11**(7): 734-746.
- [133] 张爱社, 张陵. 等边布置三圆柱绕流的数值分析[J]. 应用力学学报, 2003, **1**(20): 31-36.
- [134] 吴波, 缪泉明, 周德才, 等. 四柱体结构物流场干扰与水动力特性研究[J]. 水动力学研究与进展: A 辑, 2013, **28**(5): 597-605.
- [135] 殷长山. 方型布置四圆柱绕流的试验及数值研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2017.

- [136] 李聪洲, 张新曙, 胡晓峰, 等. 高雷诺数下多柱绕流特性研究[J]. 力学学报, 2018, **50**(2): 233-243.
- [137] 胡晓峰, 张新曙, 尤云祥. 张力腿平台在湍流边界层分离下的水动力特性研究[J]. 船舶力学, 2020, **24**(7): 852-864.
- [138] Simon M J. Multiple scattering in arrays of axisymmetric wave-energy devices. Part 1. A matrix method using a plane-wave approximation[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1982, **120**: 1-25.
- [139] Spring B H, Monkmeyer P L. Interaction of plane waves with vertical cylinders[J]. Coastal Engineering, 1974: 1828-1847.
- [140] McIver P, Evans D V. Approximation of wave forces on cylinder arrays[J]. Applied Ocean Research, 1984, **6**(2): 101-107.
- [141] Linton C M, Evans D V. The interaction of waves with arrays of vertical circular cylinders[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1990, **215**: 549-569.
- [142] Linton C M, Evans D V. The interaction of waves with a row of circular cylinders[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1993, **251**: 687-708.
- [143] Maniar H D, Newman J N. Wave diffraction by a long array of cylinders[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1997, **339**: 309-330.
- [144] Evans D V, Porter R. Near-trapping of waves by circular arrays of vertical cylinders[J]. Applied Ocean Research, 1997, **19**(2): 83-99.
- [145] Hildebrandt A, Sparboom U, Oumeraci H. Wave forces on groups of slender cylinders in comparison to an isolated cylinder due to non-breaking waves[J]. Coastal Engineering, 2008, **5**: 3770-3781.
- [146] Hildebrandt A, Sriram V. Pressure distribution and vortex shedding around a cylinder due to a steep wave at the onset of breaking from physical and numerical modeling[C]. In Proceedings of the 24th International Ocean and Polar Engineering Conference. Busan, Korea, June 15-20, 2014: ISOPE-I-14-332.
- [147] Contento G, D'este F, Sicchiero M, et al. Run-up and wave forces on an array of vertical circular cylinders: experimental study on the second order near trapping[C]. In Proceedings of the 14th International Offshore and Polar Engineering Conference. Toulon, France, May 22-28, 2004: ISOPE-I-04-277.
- [148] Mavrakos S A, Chatjigeorgiou I K, Grigoropoulos G, et al. Scale experiments for the measurement of motions and wave run-up on a TLP model, subjected to monochromatic waves[C]. In Proceedings of the 14th International Offshore and Polar Engineering Conference. Toulon, France, May 22-28, 2004: ISOPE-I-04-052.
- [149] Shan T, Yang J, Li X, et al. Experimental investigation on wave run-up characteristics along columns and air gap response of semi-submersible platform[J]. Journal of Hydrodynamics, 2011, **23**(5): 625-636.
- [150] Yilmaz O, Incecik A, Barltrop N. Wave enhancement due to blockage in semi-submersible and TLP structures[J]. Ocean Engineering, 2001, **28**: 471-490.

- [151] Grice J R, Taylor P H, Eatock Taylor R. Near-trapping effects for multi-column structures in deterministic and random waves[J]. *Ocean Engineering*, 2013, **58**: 60-77.
- [152] Walker D G, Eatock Taylor R, Taylor P H, et al. Wave diffraction and near-trapping by a multi-column gravity-based structure[J]. *Ocean Engineering*, 2008, **35**(2): 201-229.
- [153] Teigen P, Niedzwecki J M. Wave diffraction effects and runup around multicolumn structure[C]. In *Proceedings of the 13th International Offshore and Polar Engineering Conference*. Honolulu, Hawaii, USA, May 25-30, 2003: ISOPE-I-03-021.
- [154] Malenica š, Taylor R E, Huang J B. Second-order water wave diffraction by an array of vertical cylinders[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1999, **390**: 349-373.
- [155] Ohl C G, Eatock T R, Taylor P H, et al. Water wave diffraction by a cylinder array. Part 1. Regular waves[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2001, **442**: 1-32.
- [156] Ohl C G, Taylor P H, Eatock T R, et al. Water wave diffraction by a cylinder array. Part 2. Irregular waves[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2001, **442**: 33-66.
- [157] Lwanowski B, Wemmenhove R. CFD simulation of wave run-up on a semi-submersible and comparison with experiment[C]. In *Proceedings of the 28th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. Honolulu, Hawaii, USA, May 31-June 5, 2009: OMAE2009-79052.
- [158] Matsumoto F T, Watai R A, Simos A N, et al. Wave run-up and air gap prediction for a large-volume semi-submersible platform[J]. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2013, **135**(1): 011302.
- [159] Barlas B. Interactions of waves with an array of tandem placed bottom-mounted cylinders[J]. *Journal of Marine Science and Technology*, 2012, **20**(1): 103-110.
- [160] Kim N H, Cao T N. Wave force analysis of the two vertical cylinders by boundary element method[J]. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 2008, **12**(6): 359-366.
- [161] Wang J, Calisal S M, Qiu W. Interactions between vertical structures in waves[C]. In *Proceedings of the 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. Halkidiki, Greece, June 12-17, 2005, **2**: 875-883.
- [162] 张磊, 李彬彬, 欧进萍. 深吃水平台立柱周围的绕射和辐射波浪高程数值模拟[C]. 第十一届全国水动力学学术会议暨第二十四届全国水动力学研讨会并周培源诞辰 110 周年纪念大会论文集, 无锡, 江苏, 中国, 2012: 325-331.
- [163] 姜胜超, 吕林, 滕斌, 等. 四柱结构在波浪作用下的近场干涉[J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2011, **32**(5): 546-554.
- [164] 刘源, 李进, 段晔鑫, 等. 波浪与多柱结构物的非线性相互作用[J]. *江苏科技大学学报(自然科学版)*, 2016, **30**(5): 424-429.
- [165] Kamath A, Chella M A, Bihs H, et al. CFD investigations of wave interaction with a pair of large tandem cylinders[J]. *Ocean Engineering*, 2015, **108**: 738-748.
- [166] Kamath A, Chella M A, Bihs H, et al. Evaluating wave forces on groups of three and nine cylinders using a 3D numerical wave tank[J]. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 2015, **9**(1): 343-354.

- [167] Kamath A, Bihs H, Chella M A, et al. Upstream-cylinder and downstream-cylinder influence on the hydrodynamics of a four-cylinder group[J]. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 2016, **142**(4): 04016002.
- [168] Bihs H, Kamath A, Chella M A, et al. A new level set numerical wave tank with improved density interpolation for complex wave hydrodynamics[J]. *Computers & Fluids*, 2016, **140**: 191-208.
- [169] 陈志强, 陈兵, 康海贵, 等. 海上风力发电机三桩基础波流力的计算[J]. *海洋技术*, 2009, **28**(1): 104-110.
- [170] 李玉成, 刘德良, 陈兵, 等. 大尺度圆柱墩群周围的波流场的数值模拟[J]. *海洋通报*, 2005, **24**(2): 1-12.
- [171] Weller H, Weller H G. A high-order arbitrarily unstructured finite-volume model of the global atmosphere: Tests solving the shallow-water equations[J]. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 2008, **56**(8): 1589-1596.
- [172] Tuković Ž, Jasak H. A moving mesh finite volume interface tracking method for surface tension dominated interfacial fluid flow[J]. *Computers & Fluids*, 2012, **55**: 70-84.
- [173] Albadawi A, Donoghue D B, Robinson A J, et al. Influence of surface tension implementation in volume of fluid and coupled volume of fluid with level set methods for bubble growth and detachment[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2013, **53**: 11-28.
- [174] 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.
- [175] Spalart P R. Detached-eddy simulation[J]. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 2009, **41**(1): 181-202.
- [176] Wang J, Zhao W, Wan D. Development of naoe-FOAM-SJTU solver based on OpenFOAM for marine hydrodynamics[J]. *Journal of Hydrodynamics*, 2019, **31**(1): 1-20.
- [177] 邹志利. 水波理论及其应用[M]. 北京: 科学出版社, 2005.
- [178] Devolder B, Rauwoens P, Troch P. Application of a buoyancy-modified $k-\omega$ SST turbulence model to simulate wave run-up around a monopile subjected to regular waves using OpenFOAM[J]. *Coastal Engineering*, 2017, **125**: 81-94.
- [179] Devolder B, Troch P, Rauwoens P. Performance of a buoyancy-modified $k-\omega$ and $k-\omega$ SST turbulence model for simulating wave breaking under regular waves using OpenFOAM[J]. *Coastal Engineering*, 2018, **138**: 49-65.
- [180] Umeyama M. Coupled PIV and PTV measurements of particle velocities and trajectories for surface waves following a steady current[J]. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 2011, **137**(2): 85-94.

攻读博士学位期间已发表的论文

期刊文章

- [1] **Zhenghao Liu**, Weiwen Zhao, Decheng Wan. CFD study of wave interaction with single and two tandem circular cylinders[J]. Ocean Engineering, 2021, **239**: 109855.
- [2] **Zhenghao Liu**, Yuan Zhuang, Decheng Wan. Numerical study of focused wave interactions with a single-point moored hemispherical-bottomed buoy[J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2020, **30**(1): 53-61.
- [3] Jianhua Wang, **Zhenghao Liu**, Decheng Wan, Numerical simulation of viscous flows around a surface combatant model at different drift angles using overset grids[J]. International Journal of Computational Methods, 2021, **18**(3): 2041015.
- [4] 刘正浩, 万德成. 波流作用下海上固定式风机基础的水动力性能数值模拟[J]. 江苏科技大学学报(自然科学版), 2017, **31**(5): 555-560.

会议文章

- [1] **Zhenghao Liu**, Decheng Wan, Changhong Hu. Numerical investigation of regular waves interaction with two fixed cylinders in tandem arrangement[C]. In Proceedings of the 37th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2018, Madrid, Spain, 2018: OMAE2018-78373.
- [2] **Zhenghao Liu**, Decheng Wan, Gang Chen. Numerical study on run-up and wave impacts between breaking wave and a circular cylinder[C]. In Proceedings of the Twenty-eighth International Ocean and Polar Engineering Conference, Sapporo, Japan, 2018: 24-30.
- [3] **Zhenghao Liu**, Decheng Wan. Numerical simulation of regular waves onto a vertical circular cylinder[C]. In Proceedings of the 8th International Conference on Computational Methods, Guilin, China, 2017: 1008-1018.
- [4] **Zhenghao Liu**, Weiwen Zhao, Decheng Wan. Numerical simulation of the vortex-induced motion of a deep draft semi-submersible platform[C]. In Proceedings of the Twenty-seventh International Ocean and Polar Engineering Conference. San Francisco, USA, 2017: 1221-1227.
- [5] 刘正浩, 赵伟文, 万德成. 四柱式半潜平台绕流的三维数值模拟[C]. 中国力学大会-2017 暨庆祝中国力学学会成立 60 周年大会论文集. 北京, 中国, 2017: 1844-1855.

- [6] 刘正浩, 赵伟文, 万德成. 用 SST-DES 方法数值模拟半潜式平台涡激运动[C]. 第九届全国流体力学学术会议摘要集. 南京, 中国, 2016: 159.

攻读博士学位期间参与的科研项目

1. 国家自然科学基金项目：《海洋结构物大幅度运动剧烈流动数值模拟方法研究》，批准号：51379125，2014 年 1 月至 2017 年 12 月。
2. 国家自然科学基金重大项目：《大型深海结构水动力学理论与流固耦合分析方法——深海浮体/系缆/立管运动的耦合动力分析方法》，批准号：51490675，2015 年 1 月至 2019 年 12 月。
3. 上海市东方学者特聘教授(跟踪计划)项目：《船舶与海洋工程数值水池建模研究与程序开发》，批准号：2013022，2014 年 1 月至 2016 年 12 月。
4. 工信部重大专项：《数值水池创新专项(一期)——涡激振动/涡激运动子系统研发》，2016 年 1 月至 2019 年 12 月。

致 谢

写到这里，也终于可以给我的博士生涯画上一个句号了。此时此刻，总有点让人掩饰不住内心的喜悦，却又有点惴惴不安。几年前，我踌躇满志进入交大，一路走来，又苦又甜，也遇到了很多帮助我、激励我的人，正是你们的悉心指导和热情鼓励，才让我顺利的走到今天，所以想在这里献给你们最真挚的谢意。

首先课题组的万德成教授、刘成副教授、赵伟文老师和王建华老师在自己的博士课题开展过程中提供的无私帮助。本博士论文的完成离不开万老师的悉心指导。从博士课题的选择、开展到最后的完成，万老师一直给予了最大的帮助，期间遇到的各种问题，万老师总能提供细心的指导，并且提供解决问题的思路和方法。同时，万老师为我的课题开展提供了优良的学习、研究以及工作环境，使我能够全力地投入到博士课题的研究中。万老师不仅在我的博士课题研究中给予指导，而且平时一直激励着我要奋力进取，教会了我在为人处世、与人交往、思考问题等方面很多的人生道理。万老师严谨的学术理念以及认真的工作态度时刻影响着我，同时也激励着我能够砥砺前行！

我还要感谢在上海交通大学一起学习和生活过的朋友们。感谢小组成员庄园、马春卉、陈松涛、邓迪和刘鑫旺在科研上的帮助和支持。感谢端木玉博士、唐振远博士、孟庆杰博士、张友林博士、张晨亮在我刚入校时学习上、生活上的指导和帮助。感谢一同入校的缪爱琴博士、陈翔博士、艾勇、何东亚、付博文、夏可、饶成平在学习和科研上的帮助。感谢已毕业的同学孙涛、刘晓义、尹崇宏、吴建威、彭耀、吴慧宇等。同时还要感谢现在课题组的师弟师妹：刘聪、何佳伟、文潇、邓迪、陈凯杰、李思明、谢康迪、李政、孙晨光、许璐荣、任振、张晓嵩、赵旻晟、余安正、武磊、王晋楷、安筱婷、韩勃、杨晓彤、曹鸿杰、魏亚博、郝未南、郭涵慧等。感谢大家在课题组生活和学习各方面的配合和帮助，有了大家的合作、互帮互助，才能取得学习和工作上的成功。感谢课题组的朱政老师在日常事务中的热情帮助。希望目前已经毕业的师兄师姐们工作顺利，事业有成，家庭美满；希望课题组内的师弟师妹们，能够科研顺利，多发论文，完成学业。

同时，我要感谢劳氏船级社的薛茂根博士，我与交大的缘分始于薛博士，薛博士像我身边的每个交大人一样，都那么的朴实，承载着交大精神与传统，不断奔赴，不断追求，时刻都激励着我。我要感谢我的家人一直以来对我付出的一切。感谢父母，

感谢你们无私的生养之恩，感谢你们多年的教育之恩，在你们身上我看到了辛勤劳作的意义，看到了面对生活的积极，在我无数次的彷徨孤单中给我信心。感谢家里的长辈，很多夜晚一次次的通话，鼓励我开导我，让我坚持到现在。我为生活在这样的家庭而感到荣幸！还要感谢所有关心我的亲朋好友，你们的关心和鞭策是我前进的动力。愿大家身体健康，万事顺心。

最后我要感谢上海交通大学为我提供和创造的一流的学习环境和教育资源，以及生活上提供的资助。