



20002205



上海交通大学学位论文

圆筒型 FPSO 新型阻尼结构与波浪运动 响应研究

姓 名：郝未南

学 号：120010910073

导 师：王建华

学 院：船舶海洋与建筑工程学院

学科名称：船舶与海洋工程

答辩日期：2023 年 1 月 12 日

学位类型：学术型

申请学位层次：硕士



A Dissertation Submitted to

Shanghai Jiao Tong University for Master Degree

**Design of new damping structure and wave motion
response of cylindrical FPSO**

Author: Weinan Hao

Supervisor: Jianhua Wang

Specialty: Naval Architecture and Ocean Engineering

Date of Defence: January 12th, 2023

School of Naval Architecture, Ocean & Civil Engineering

Shanghai Jiao Tong University

Shanghai, P.R.China



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：郝未南

日期：2023 年 1 月 20 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：郝未南

指导教师签名：王建华

日期：2023 年 1 月 20 日

日期：2023 年 1 月 20 日



20002205

上海交通大学硕士学位论文答辩决议书



120010910073

姓 名	郝未南	学号	120010910073	所在学科	船舶与海洋工程
指导教师	王建华	答辩日期	2023-01-12	答辩地点	腾讯会议：865-459-166
论文题目	圆筒型FPSO新型阻尼结构设计与波浪运动响应研究				

投票表决结果： 5/5/5 （同意票数/实到委员数/应到委员数） 答辩结论： ☒通过 ☐未通过
评语和决议：

论文针对圆筒型FPSO阻尼结构的不同型式设计开展了深入研究，选题正确，学术前沿性强，具有重要的研究意义和实际应用价值。

论文主要工作如下：

(1)应用船海工程水动力学求解器naoe-FOAM-SJTU，分析了不同阻尼结构对圆筒型FPSO的垂荡运动响应的作用效果和机理；

(2)采用了垂荡自由衰减、强迫垂荡运动两种固有周期和阻尼性能计算方法进行结果对比验证，方法可靠；

(3)从提高平台垂荡固有周期和阻尼两个角度，通过对阻尼结构开孔通海、减小阻尼结构厚径比、对阻尼结构进行分层等不同方法对阻尼结构进行了调整设计；

(4)对系泊状态下原始模型和改进阻尼结构后的模型在规则波、不规则波环境工况下进行了数值计算，验证了优化后的阻尼结构对平台垂荡运动的积极作用。

论文研究内容丰富，逻辑严密，结构合理。采用的研究方法科学，引证材料充分，数据翔实，分析有据，结果可信。论文撰写条理清晰，行文流畅，图表规范，表达正确。论文已达到硕士学位论文的要求，是一篇优秀的硕士论文。论文研究工作表明，作者已掌握本学科坚实的基础理论和系统的专业知识，具有较强的独立从事科研工作的能力。

论文作者在答辩过程中思路清晰，逻辑通顺，回答问题正确。经答辩委员会投票表决，全票（5票）同意通过论文答辩，并建议授予工学硕士学位。

2023 年 1 月 12 日

答辩委员会成员签名	职务	姓名	职称	单位	签名
	主席	邹早建	教授	上海交通大学	邹早建
	委员	王金宝	研究员	中船集团第七〇八研究所	王金宝
	委员	袁洪涛	研究员	上海外高桥造船有限公司	袁洪涛
	委员	朱仁传	教授	上海交通大学	朱仁传
	委员	陈伟民	研究员	上海船舶运输科学研究所	陈伟民
	秘书	赵伟文	助理研究员	上海交通大学	赵伟文



摘 要

相对于由油轮改造的船型 FPSO, 圆筒型 FPSO 结构简单, 便于建造和维修。此外, 圆筒型 FPSO 还具有运动性能优越、产生无风标效应、减少细长结构的弯曲应力、移动灵活等多种优势。但由于圆筒型 FPSO 的垂荡固有周期与南海海域谱峰周期 (15s) 相近, 使得其垂荡运动响应比较集中。为了改善其垂荡运动性能, 可以从提高平台垂荡固有周期和阻尼两个方面进行优化改进。作为增加圆筒型 FPSO 附加质量和粘性阻尼的关键装置, 阻尼结构的设计可以影响平台的固有周期和阻尼性能。

本文采用 CFD 数值方法, 使用基与开源工具箱 OpenFOAM 自主开发的船海工程求解器 naoe-FOAM-SJTU 对不同型式的阻尼结构进行了研究。为了更精确地得到带有不同阻尼结构 FPSO 的垂荡运动固有周期和阻尼系数, 采用了自由衰减和强迫运动两种方法进行计算模拟。在对求解器进行可靠性验证的同时, 分析阻尼结构的作用发现设置阻尼结构可以使平台垂荡和纵摇运动的固有周期显著提高, 改善平台的阻尼效果。

在将阻尼结构进行开孔使其与海水想连通后发现开孔通海对圆筒型 FPSO 垂荡运动的固有周期影响不大, 但可以比较明显的提升阻尼性能。分析流场状况可以看到, 由于圆筒型 FPSO 作为浅吃水结构, 自由面会对平台吃水周围的流场产生明显影响, 导致了阻尼结构上下边缘漩涡的不对称现象。

之后通过修改阻尼结构斜度大小、减小阻尼结构厚径比、对阻尼结构进行分层、在阻尼结构上开孔等不同方法从提高 FPSO 的总质量和阻尼效果两个方面对阻尼结构进行调整, 比较计算结果后选择将阻尼结构调整两层、不进行开孔的结构作为最优结构。同时, 从计算结果来看, 在不改变主尺度的情况下, 对阻尼结构进行调整, 固有周期的提升不会很大。

对系泊状态下原始模型和最优模型在规则波、不规则波环境工况下进行了数值计算, 对比分析了二者垂荡、纵摇、纵荡三个自由度的运动响应, 发现阻尼结构改进后的平台对垂荡和纵摇两个自由度的运动抑制会产生了较明显的效果, 但在纵荡方向会使得水平偏移量稍有增大。

关键词: 圆筒型 FPSO, 阻尼结构, naoe-FOAM-SJTU, 波浪运动响应



ABSTRACT

Compared with the ship-type FPSO modified by oil tankers, the cylindrical FPSO has a simple structure and is easy to build and repair. In addition, cylindrical FPSO has many advantages, such as superior kinematics, no weather vane, reduced bending stress of slender structures, and flexible movement. However, due to the fact that the natural period of the cylindrical FPSO is similar to the spectral peak period (15s) in the South China Sea, the response of the heave motion is relatively concentrated. In order to improve its heave motion performance, it can be optimized and improved from two aspects: improving the heave natural period of platform and damping. As a key device to increase the added mass and viscous damping of cylindrical FPSO, the design of the damping structure can affect the natural period and damping performance of the platform.

In this paper, different types of damping structures are studied by using the CFD numerical method and the naoe-FOAM-SJTU, a marine engineering solver independently developed by the open-source toolbox OpenFOAM. In order to obtain the natural period and damping coefficient of heave motion of different FPSO with different damping structures more accurately, two methods of free decay and forced motion are used for calculation and simulation. While verifying the reliability of the solver, the function of the damping structure is analyzed, and it is found that setting the damping structure can significantly improve the natural period of the heave and pitch motion of the platform, and improve the damping effect of the platform.

After the damping structure is opened to communicate with seawater, it is found that the opening of the hole to the sea has little effect on the natural period of the heave motion of cylindrical FPSO, but the damping performance can be significantly improved. Analyzing the flow field conditions, it can be seen that since the cylindrical FPSO is a shallow draft structure, the free surface will have a significant impact on the flow field around the draft of the platform, resulting in the asymmetry of the upper and lower edges of the damping structure.

Then, by modifying the slope of the damping structure, reducing the thickness-diameter ratio of the damping structure, layering the damping structure, and opening holes in the



damping structure, the damping structure was adjusted from two aspects: improving the total mass and damping effect of FPSO, and after comparing the calculation results, the structure that adjusted the damping structure to two layers and did not open holes was selected as the optimal structure. At the same time, from the calculation results, without changing the main scale, the adjustment of the damping structure, the increase in the natural period will not be large.

The original model and the optimal model in the mooring state were numerically calculated under the environmental conditions of regular wave and irregular wave, and the motion response of the three degrees of freedom of heave, pitch and surge was compared and analyzed, and it was found that the platform with improved damping structure had a significant effect on the motion suppression of the two degrees of freedom of heave and pitch, but the horizontal offset was slightly increased in the direction of surge.

Key words: cylindrical FPSO, damping structure, naoe-FOAM-SJTU, wave motion



目 录

摘 要.....	I
ABSTRACT	II
第一章 绪论.....	1
1.1 研究背景	1
1.1.1 海洋平台类型与特点.....	1
1.1.2 圆筒型 FPSO.....	2
1.2 圆筒型 FPSO 水动力研究现状	4
1.2.1 水动力响应研究.....	4
1.2.2 阻尼结构设计与研究.....	6
1.3 浮式结构物阻尼研究	9
1.3.1 阻尼计算方法.....	9
1.3.2 Spar 和垂荡板	15
1.4 本文研究意义	18
1.5 本文主要工作	19
第二章 浮式结构物水动力计算的数值方法	22
2.1 粘性流体流动数学模型	22
2.1.1 控制方程	22
2.1.2 自由面捕捉.....	23
2.1.3 方程离散格式.....	24
2.2 数值波浪模拟	24
2.2.1 海绵消波层方法.....	25
2.2.2 主动造波消波边界方法（GABC）.....	25
2.3 浮式结构物系泊系统的分段外推法求解	26
2.3.1 静力学平衡方程建立.....	26



2.3.2 多成分缆处理.....	28
2.4 浮式结构物六自由度运动求解	29
2.5 动网格变形技术	29
2.6 本章小结	30
第三章 数值验证与阻尼结构作用研究	32
3.1 传统的圆筒型 FPSO	32
3.1.1 计算模型	32
3.1.2 静水衰减数值模拟.....	33
3.2 带锯齿阻尼结构的圆筒型 FPSO	35
3.2.1 数值验证	35
3.2.2 阻尼结构作用研究.....	38
3.3 本章小结	44
第四章 阻尼结构开孔通海对平台固有周期和阻尼的影响	46
4.1 初始模型	46
4.1.1 计算域设置.....	47
4.1.2 结果分析	48
4.2 阻尼结构开孔通海	49
4.3 强迫垂荡运动	51
4.4 流场分析	53
4.4.1 M0 涡量图.....	53
4.4.2 M1 速度场.....	54
4.5 本章小结	55
第五章 不同阻尼结构形状对周期及阻尼的影响	57
5.1 计算及数据比较	57
5.1.1 垂荡自由衰减计算.....	57
5.1.2 垂荡强迫运动计算.....	63



5.2 流场分析	67
5.2.1 M2、M3 涡量图	67
5.2.2 M4、M5 涡量图	69
5.2.3 M6、M7 涡量图	71
5.3 本章小结	72
第六章 波浪运动响应分析.....	74
6.1 系泊系统配置	74
6.2 计算域设置	75
6.3 规则波工况数值模拟	76
6.3.1 空场造波验证.....	77
6.3.2 模型运动响应.....	78
6.3.3 流场分析	79
6.4 不规则波工况数值模拟	81
6.4.1 空场造波验证.....	82
6.4.2 模型运动响应.....	84
6.4.3 流场分析	85
6.5 本章小结	86
第七章 总结与展望.....	87
7.1 全文总结	87
7.2 研究展望	88
参 考 文 献.....	90
攻读学位期间学术论文和科研成果目录	94
致 谢.....	95



第一章 绪论

1.1 研究背景

1.1.1 海洋平台类型与特点

随着海洋油气资源的开采从浅海走向深远海，由于传统的固定式平台（导管架平台、重力式平台、坐底式平台和自升式平台等）使用的钢材量随着水深的增加而增加，建造成本大大升高，更加适合深水作业环境的浮式生产平台被开发出来。目前应用最广的几种浮式平台包括：浮式生产储存卸载装置（Floating Production, Storage and Offloading, FPSO）、张力腿平台（Tension Leg Platform, TLP）、半潜式平台（Semi-Submersible Platform, SEMI）、立柱式平台（Spar），图 1-1 和表 1-1 展示了四种平台的具体形式及特点。

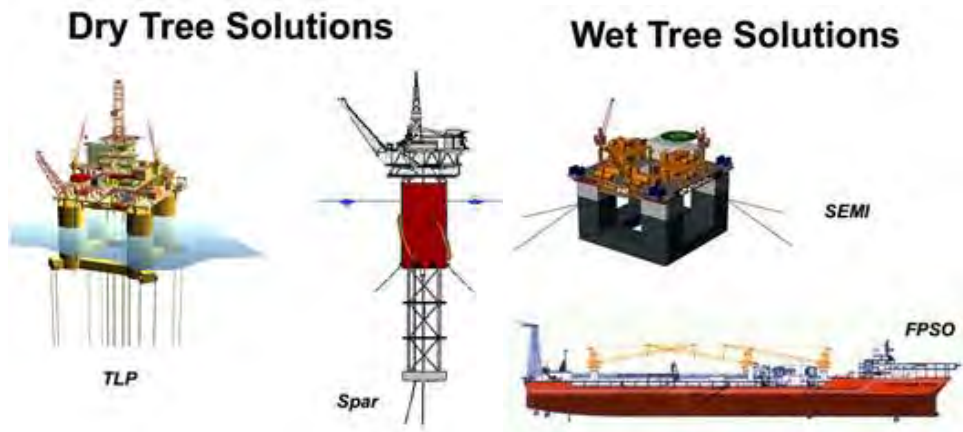


图 1-1 典型浮式平台类型

Fig.1-1 Typical floating platform type

从表 1-1 中各种类型平台特性的对比可以看出，FPSO 在有效载荷、油气储存和工作水深等方面较其它类型平台有一定优势，但是在运动响应上与 Spar、TLP 两种类型平台相比性能一般。传统的 FPSO 大多为船型，由油轮改造而来。为了提升 FPSO 的运动性能，出现了圆筒型 FPSO 的概念。

表1-1 典型浮式平台特点^[1]

名称	FPSO	SEMI	Spar	TLP
采油树	湿树	湿树	干树	干树
有效载荷	较大	中等	中等	较小
油气储存	大量	可行	可行	不能
油气外输	穿梭邮轮	管线	管线	管线
工作水深/m	20~3000	30~3000	500~3000	200~3000
运动响应	一般	一般	较好	很好
定位方式	系泊缆	系泊缆/动力定位	系泊缆	张力腿

1.1.2 圆筒型 FPSO

作为集海上油气处理、储油和卸油、发电、供热、控制、生活等功能为一体的海上浮式油气生产系统，FPSO 具有初期投资小、建造周期短、储油能力大、适应水深范围广、迁移方便和可重复使用等优点，在深海、浅海及边际油田的开发中有很好的适用性。^[2]我国南海海域存储着丰富的油气资源，被称为“第二个波斯湾”；同时，存在大量地质结构复杂、地处边远或所处海域环境状况差的边际油田。从 FPSO 本身的特点及适用性来看，其必将在该海域得到广泛的应用。

传统的 FPSO 大多由油轮改造而来，有着较为成熟的设计与建造技术，但经过工程实践后发现船型 FPSO 系统存在如下不足：耐波性能差，船体对波浪作用方向非常敏感，具有很大的横向迎浪面积，横摇与垂荡运动较为严重；船型 FPSO 部分自由度运动的固有周期很接近波能集中区域；常采用单点系泊系统的布置方式，会用到转塔和流体接头等昂贵设备，在频繁的艏摇运动下会产生严重磨损，需要经常维修保养；细长船型浮体纵向尺度较大，产生很大的纵向中拱和中垂弯曲应力，易遭受疲劳和弯曲破坏；受到船体结构本身的限制，储油效率不理想。上述缺点在一定程度上限制了传统船型 FPSO 系统的广泛应用^[3]。

改变 FPSO 的几何外型是克服传统船型 FPSO 系统现存劣势的有效方法之一。利用圆筒型结构完全对称而具有的各向同性，圆筒型 FPSO 这一新概念被提出并设计应用于工程中。

2006 年,挪威 Sevan Marine 公司设计出 Sevan SSP(Sevan Stabilized Platform)系列的第一艘圆筒型 FPSO——“Sevan Piranema Spirit”(图 1-2)。2009 年 11 月,世界第一座圆筒型深水钻井平台“Sevan driller”(图 1-3)完工交付,目前正作业于巴西海域。该平台作业水深为 3000 米,钻井深度为 12000 米,在钻探深度、甲板载荷等多个方面创造了世界第一。

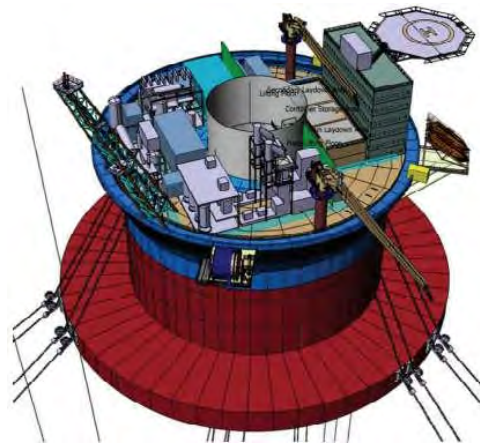


图 1-2 Sevan Piranema FPSO

Fig.1-2 Sevan Piranema FPSO



图 1-3 Sevan driller

Fig.1-3 Sevan driller

随着圆筒型 FPSO 的设计与制造技术逐渐成熟,多种 Sevan 系列圆筒型 FPSO 先后投入巴西、北海等海况复杂的深海地区作业,产生了很高的效益。

从结构上来看,圆筒型 FPSO 与 Spar 平台的主体结构均为一个大的圆柱体,但具有不同的特点: Spar 平台的柱体直径一般在 20~40m 左右,而高度方向却达到 200m



左右,吃水往往超过 100m,是一个细长体的深吃水结构物。而圆筒型 FPSO 柱体直径一般都超过 70m,高度方向只有 30~40m,吃水在 10~30m 左右,是一种矮胖的浮式结构物。

作为对传统船型 FPSO 的改进,诸多专家学者对圆筒型 FPSO 的优势进行了研究。

William B 等^[4]对传统船型与圆筒型 FPSO 系统在运动性能、结构性能、舱室划分、船体制造、上部结构布置、卸载性能、装载效率、立管设计和系泊系统等方面的优缺点采用理论计算、数值模拟和模型试验三种方法进行了系统的比较,发现圆筒型 FPSO 在以上方面都比船型 FPSO 更优秀,基于此判断在未来的实际应用中圆筒型 FPSO 很可能会取代船型 FPSO。

吴佳鸣^[5]对圆筒型 FPSO 的特点进行了总结:对称的圆筒型结构相较船型便于建造;没有风标效应,对于环境载荷作用方向不敏感;可以使用多点系泊系统,从而避免了采用单点系泊系统的高额建造成本;避免了细长船体结构导致的纵向弯曲载荷,降低疲劳破坏风险;水线面积与船型 FPSO 较接近、远大于半潜式平台,对吃水变化带来的影响不敏感。

对诸多新概念 FPSO 进行介绍和总结后,王天英^[2]认为深水大型、超大型和专用于浅水边际油田的小型化两个方向的 FPSO 都要发展。由于圆筒型 FPSO 本身具有的独特优势,将成为 FPSO 浮式结构系统的重要发展方向,在大型化和小型化这两个方向得到更广泛的工程应用。

1.2 圆筒型 FPSO 水动力研究现状

1.2.1 水动力响应研究

C. L. Siow 和 J. Koto 等^[6-7]使用莫里森垂荡阻尼修正的势流理论对圆筒型 FPSO 的波浪运动响应进行数值计算,通过模型试验验证,得出以下结论:在大多数海洋环境下,圆筒型 FPSO 的波浪响应特性和动稳性都有很好的表现,保持在较小的运动幅值范围内,可以减少 FPSO 的停工时间;同时, FPSO 的摇晃运动固有周期远离大多数海况下的波浪周期, FPSO 的横摇、纵摇自由度响应幅值基本在 2° 以下;当垂荡固有周期与工作海况的波浪周期相近时,垂荡响应会突增,需要予以重视。总之,从水动力性能的角度,圆筒型 FPSO 可以取代船型 FPSO。

Marcos Cueva 和 Fernando Faria 等^[8]对圆筒型 FPSO “SSP PLUS”进行了研究,



应用模型试验与数值模拟分析了多种波浪工况下的垂荡和纵摇运动响应,得出如下结论: FPSO 的运动响应类似于 Spar, 垂荡响应比船型 FPSO 有明显降低, 可以采用干式采油树, 垂荡运动集中在其固有周期附近; 在所有非台风海况下, 最大纵摇角度小于 4° 。

王飞^[9]对圆筒型 FPSO 及船型 FPSO 在中国南海生存海况下的运动响应进行了研究, 得出以下结论: Sevan Driller 圆筒型平台的垂荡、横摇和纵摇自由度下的运动响应都小于船型 FPSO, 且由于固有周期远离设定的生存海况波浪周期 ($7s \sim 12.8s$), 运动响应和抗倾能力均比较优秀。此外, 采用双层底结构可以对圆筒型 FPSO 的水动力响应产生积极影响。

张永康^[10]使用水动力学软件 AQWA 进行了数值计算, 对比了圆筒型 FPSO 和常规半潜式平台的运动响应。正常作业海况下, 圆筒型平台的垂荡运动性能更佳, 平台的作业稳定性更好。同时, 圆筒型 FPSO 的横摇、纵摇运动响应优于半潜式平台, 有效储油量比半潜式平台更有优势。综上, 在南海海况下, 圆筒型 FPSO 综合性能优于半潜式平台, 但是要对生存海况下的垂荡运动予以重视。

薛洪志等^[11]对布置有张紧式系泊系统的圆筒型 FPSO 进行了水动力数值计算, 发现平台的水平运动位移与波浪周期成正相关。同时认为平台的横、纵剖面不宜过大; 增大湿表面在水平面上的投影面积, 可以减小平台的垂荡运动响应。

黄佳等^[12]采用模型试验的方法对圆筒型 FPSO 开展了水动力运动特性的研究, 经过多项试验研究, 得到以下结论: 在低海况环境下垂荡和纵摇运动性能优越, 适宜平台正常作业; 垂荡运动固有频率与高海况下波能集中范围相近, 容易出现较大的垂荡响应。

在圆筒型 FPSO 之外, 众多专家学者衍生出许多类似圆筒型 FPSO 的平台设计。

姚宇鑫^[13]在圆筒型 FPSO 的基础上, 提出对接圆台状沙漏型 FPSO (图 1-4) 的新概念设计。通过水动力计算和模型试验, 沙漏型平台在稳性、垂荡和纵摇运动、甲板上浪等方面的性能均优于圆筒型 FPSO。

沈凤国^[14]对传统船型 FPSO 和圆筒型 FPSO 的形状进行了折中, 设计了一种长圆形 FPSO, 采用势流计算软件 AQWA 对三种模型的水动力运动响应进行了研究, 发现在横摇和横荡自由度的运动响应上, 圆筒型 FPSO 要优于船型和长圆形 FPSO。

于晨芳^[15]以一种深水八角形 FPSO (图 1-5) 为研究对象, 应用数值计算软件 SESAM 研究了垂荡板主要参数对垂荡运动响应的影响, 发现设置垂荡板可以大幅调节垂荡运动和纵摇运动的固有周期。一定范围内, 垂荡板的数量、板宽度、垂荡板间

距与垂荡运动固有周期成正相关，且板宽度的影响最大。

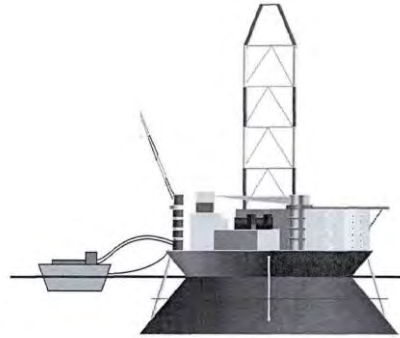


图 1-4 对接圆台状沙漏型 FPSO

Fig.1-4 FPSO system with docking truncated cone



图 1-5 深水八角形 FPSO

Fig.1-5 Deep water octagon FPSO

1.2.2 阻尼结构设计与研究

童波^[16]以圆筒型 FPSO 甲板面积、耐波性、稳性等各种性能为控制参数，研究了 FPSO 主尺度的选取依据和分舱原则。文中指出阻尼结构是增加圆筒型 FPSO 附加质量和粘性阻尼的关键装置，好的阻尼结构可以有效抑制垂荡和摇荡运动。

张利军^[17]为了减小平台的垂向运动，在初始圆筒型 FPSO 的阻尼结构之外添加了



新的结构，如图 1-6 所示。使用 SESAM 软件，将势流理论和 Morison 方法结合，研究了波浪环境下圆筒型 FPSO 的运动响应特点。

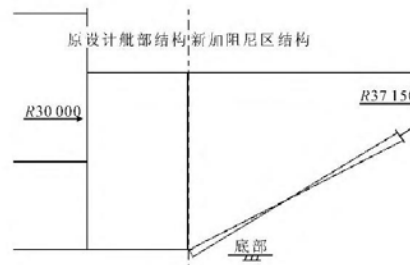


图 1-6 阻尼结构示意图^[17]

Fig.1-6 Sketch of damping structure

传统的圆筒型浮式平台的底部周边阻尼结构的高度很小、径向截面通常为梯形，作为海水压载舱的一个组成部分。这样布置阻尼结构有两个缺点：（1）附加质量和阻尼的增加值不大；（2）作为海水压载舱在空舱在位工况结构设计载荷很大、其与筒体连接部位的疲劳问题比较严重，同时也增加了舱内检修的工作量^[18]。曲志森^[18]、白杰和李焱等^[19]对一种带延伸筒体与阻尼结构的新型圆筒型 FPSO（图 1-7）进行了模型试验和数值计算等多方面的研究。为了抑制平台的垂荡运动，提出了多种型式的平台减动设计，来改善垂荡阻尼性能。

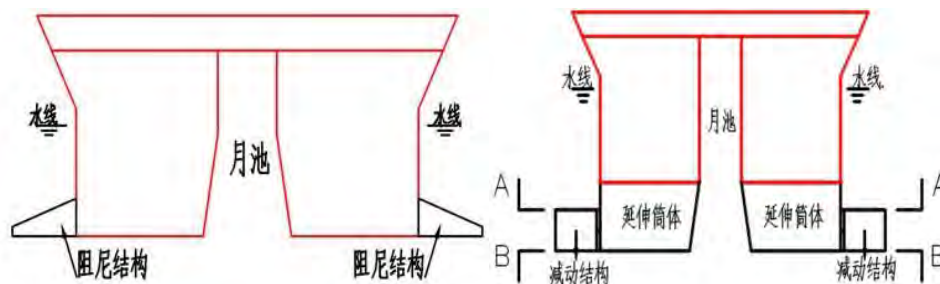


图 1-7 传统圆筒型 FPSO（左）与新型圆筒型 FPSO（右）^[18]

Fig.1-7 Left: Traditional cylinder FPSO; Right: Novel cylinder FPSO

赵治民和李焱等^[20]使用势流计算软件以通海和不通海的阻尼结构为研究对象，发现阻尼结构通海可以使附加质量和阻尼性能均有提高，进而使垂荡运动性能大幅改善。

Avalos 和 B.V^[21]对安装有不同型式阻尼结构的圆筒型 FPSO 进行了二维 CFD 数值模拟,发现在横摇时平台会产生不同的涡量场,造成压力的重新分布,进而影响横摇阻尼。

Ji 和 Li 等^[22]对带有开孔阻尼结构的圆筒型 FPSO 进行了研究,以阻尼结构上边缘的斜度和开孔直径为变量,对不同情况下平台垂荡和纵摇阻尼进行了比较。随着斜度增大,垂荡阻尼系数大幅降低,纵摇阻尼系数略有增加,如图 1-8 所示。由图 1-9 可以得到,随着开孔直径增大,垂荡阻尼系数先增加后减小,但纵摇阻尼系数与开孔直径成负相关关系。此外, Ji 和 Li 等^[23]还采用 CFD 数值分析对六种带有不同阻尼结构(图 1-10)的平台进行了阻尼和泄涡情况的比较。

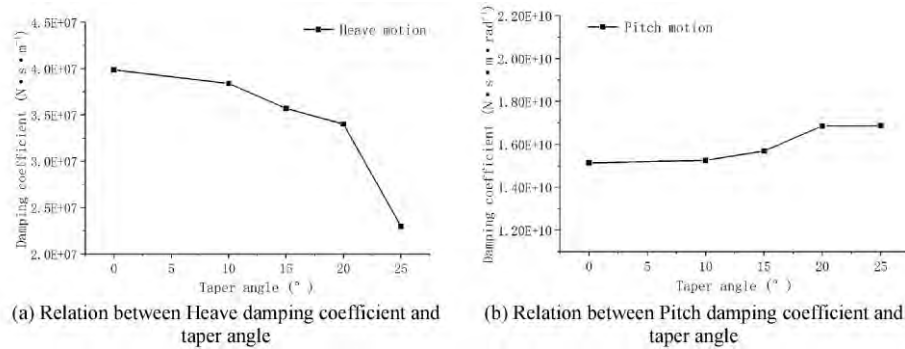


图 1-8 阻尼结构斜度与阻尼系数的关系^[22]

Fig.1-8 Relation between damping coefficient and taper angle

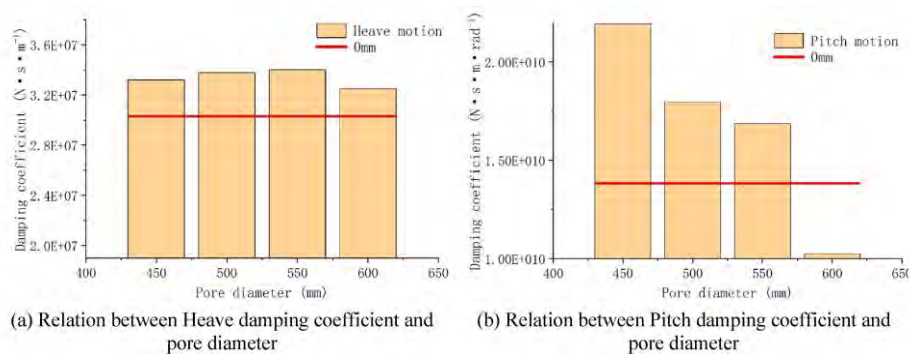


图 1-9 开孔直径与阻尼系数的关系^[22]

Fig.1-9 Relation between Heave damping coefficient and pore diameter

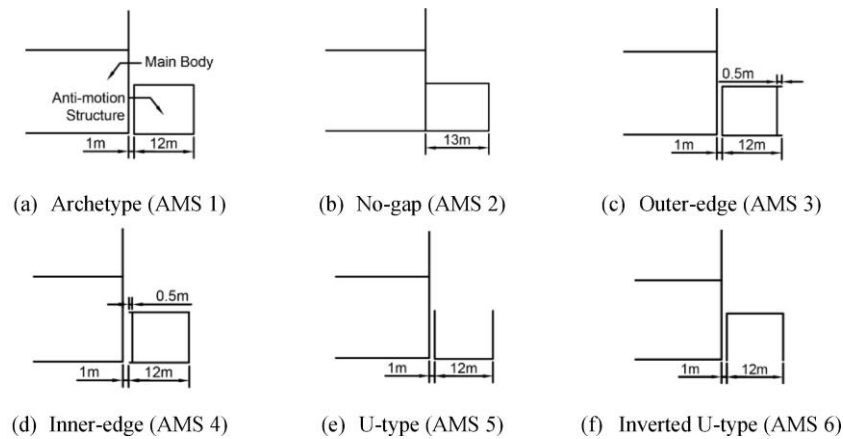

图 1-10 不同型式的阻尼结构^[23]

Fig.1-10 Different forms of novel damping structures

童波^[24]为减小圆筒型 FPSO 的垂荡响应，对比研究了 U 型和倒 U 型两种不同的阻尼结构型式。其中，倒 U 型结构的阻尼效果更佳，同时，垂荡阻尼随着阻尼结构与主筒体的间隔增大而提高，随着阻尼结构高度的增加而减小。特别要注意的是，文中指出开孔的增加会对垂荡和纵荡运动的阻尼性能产生不利影响。

1.3 浮式结构物阻尼研究

本文对圆筒型 FPSO 的垂荡运动特性进行研究，重点关注其固有周期和阻尼两个方面的性能，因此有效的测量方法和相应的数据处理方法是必须考虑的。同时，通过对与圆筒型 FPSO 相似结构比如 Spar、垂荡板等的性能结果、结论进行调研，为圆筒型 FPSO 阻尼结构的改进提供参考思路。

1.3.1 阻尼计算方法

结构物在水中运动时，存在和水之间的相对运动，必然受到阻力。

针对船舶横摇阻尼的估算问题，Wassermann^[25]、Igbadumhe^[26]总结了三种常用的试验方法（图 1-11）：

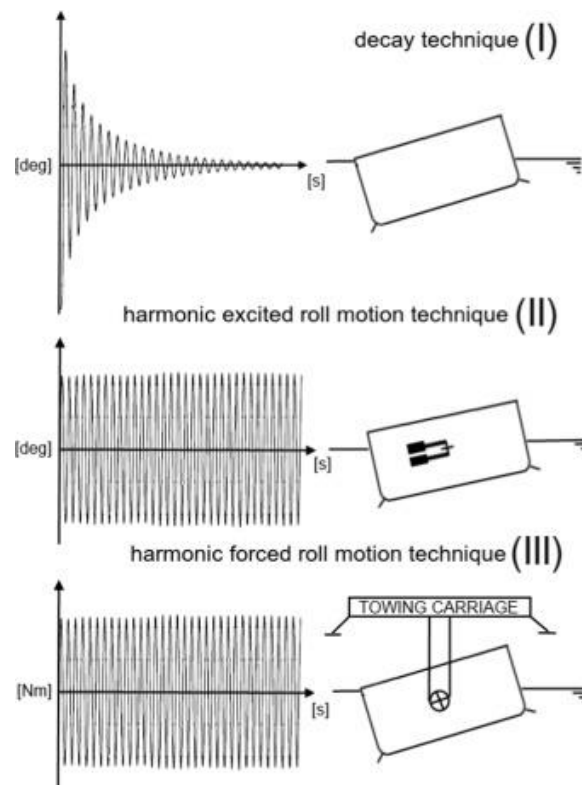
图 1-11 测量横摇阻尼的方法^[25]

Fig.1-11 Techniques to estimate roll damping

(1) 横摇自由衰减 (roll decay motion), 结构物在静水中以初始横摇角或初始横摇角速度作自由衰减运动, 由能量守恒定律, 横摇时历曲线上不同时刻的横摇幅值逐渐减小。这一方法由于受到 IMO (the International Maritime Organization) 的推荐, 是使用最广的方法^[26];

(2) 横摇简谐激励运动 (harmonic excited roll motion, HERM), 即结构物自由漂浮, 或是在规则波作用下进行简谐运动, 或是通过结构物内部的试验装置, 比如内部质量重块的移动来实现简谐运动;

(3) 横摇简谐强迫运动 (harmonic forced roll motion), 即模型受到试验装置的约束, 绕某一固定轴转动, 作强迫运动。

Wassermann 等^[25]比较了三种方法的优缺点, 如表 1-2。

不同于 (III) 绕固定轴转动, 由于 (I) 和 (II) 均自由漂浮于水面上进行试验, 容易受到其他自由度上运动的耦合; (II) 和 (III) 可以实现稳定的横摇运动。与其他两种方法相比, 自由衰减很难计算大横摇幅值下的横摇阻尼; 其次, 为了得到高精

度的阻尼结果，必须保证衰减曲线上有足够多的运动周期^[25]。在试验的频率范围上，自由衰减只能得到浮体固有频率下的数据和性能，而后两种方法可以进行相对较宽频率下的试验研究。^[27]尽管有以上的缺点，自由衰减也是成本最小的试验方法之一。

表1-2 三种阻尼计算方法优缺点

	(I)	(II)	(III)
Real motion coupling	Yes	Yes	No
Steady roll motion	No	Possible	Possible
Roll amplitudes	*	***	***
Time and cost	*	**	***

*: low/small

**: medium

***: high/large

后两种方法本质相同^[21,25]，都是使浮体作正弦运动，同时其所受到的水动力也可由正弦函数表示。由于曲线拟合过程中用到了多个简谐运动周期中的数据，在统计意义上，具有较高的精度，可以一定程度上减小误差。

在应用以上方法得到试验的结果后，需要对数据进行处理，从中提取出运动固有周期和阻尼系数。由于阻尼本身的构成比较复杂，并且在不同的初始条件如：初始位移、初始速度下表现出不同的函数关系，因此在对阻尼的分析中常常需要引入种种假设。

对于船舶，阻尼主要由三部分构成：由水的粘性引起的摩擦阻尼；由船的运动形成波浪，消耗船体能量形成的兴波阻尼；由于在船体弯曲或突出物附近形成旋涡而损失能量的旋涡阻尼^[28]。

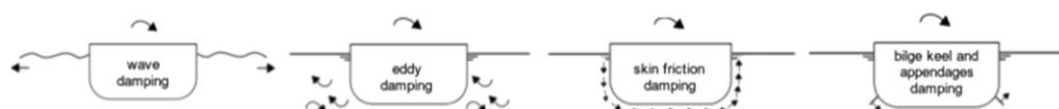


图 1-12 横摇阻尼的成分构成^[25]

Fig.1-12 Separation of roll damping phenomena



在对浮体受力的阻尼项分析过程中,不同文献中针对阻尼与运动响应速度的关系,使用了线性阻尼假设、平方阻尼假设、立方阻尼假设等不同假设^[21-23,26,29-30]。在《船舶原理》^[28]中,以横摇运动为例,一般认为摩擦阻尼比例于横摇角速度的平方;兴波阻尼与横摇角速度的一次方成比例;旋涡阻尼与角速度的平方成比例。并提出,大角度横摇时,阻尼力矩与角速度成平方关系更接近实际情况;在小角度横摇时,可以用线性关系来进行简化。

在应用上述试验方法进行 CFD 数值模拟的过程中,可以通过限制运动自由度来避免出现多自由度的运动耦合。如果通过造波来实现第二种方法,将增加数值仿真的难度和成本,需要考虑造波中存在的数值耗散问题,同时会使计算网格量有较大的增长;在实际的数据处理中,需要将结构物受到的水动力中的波浪力组成部分进行分离^[27]。

在目前对于圆筒型 FPSO 阻尼研究的文献中,Cueva 等^[31]使用自由衰减方法对垂荡运动下月池产生的阻尼系数进行了计算,并通过势流软件 WAMIT 的计算证明了平台运动模拟中考虑阻尼的必要性。同时,参考多篇文献^[21-24,29]之后,本文采用自由衰减、强迫运动两种方法来进行结构物周期和阻尼的比较。

下面将所研究的自由度从横摇转变为垂荡,引入相应的阻尼假设,进行两种方法的理论公式推导。

(1) 自由衰减

在线性阻尼假设下,结构物的自由衰减运动可以表示为

$$(m + m_a)\ddot{z}(t) + b\dot{z}(t) + cz(t) = 0 \quad (1-1)$$

式中, m 为 FPSO 本身质量, m_a 为附加质量, b 为阻尼系数, c 为平台回复刚度系数。 $z(t)$ 、 $\dot{z}(t)$ 、 $\ddot{z}(t)$ 分别为垂荡运动时的位移、速度和加速度。在小振幅运动中,圆筒型 FPSO 的水线面始终为等截面的圆形或环形(考虑月池),即水线面积 A_w 为常量,下文公式中以圆形来推导可得

$$A_w = \pi D^2/4 \quad (1-2)$$

式中 D 为水线面直径。因此刚度系数 c 可表示为

$$c = \gamma A_w \quad (1-3)$$

式中

$$\gamma = \rho g \quad (1-4)$$

ρ 和 g 分别为水的密度与重力加速度。

由公式 1 中的参数,可以得出垂荡运动固有周期 T_z 和无量纲阻尼系数 d 分别如式



(1-5)、式 (1-6)。

$$T_z = 2\pi \sqrt{\frac{m+m_a}{c}} \quad (1-5)$$

$$d = \frac{b}{2\sqrt{(m+m_a)c}} \quad (1-6)$$

以 z_n 表示垂荡衰减曲线（图 1-13）中的第 n 个振荡幅值， z_{n-1} 为相隔半周期的上一个幅值， $z_{n-1} > z_n$ ，则 d 可表示为

$$d = \frac{1}{\pi} \ln \left| \frac{z_{n-1}}{z_n} \right| \quad (1-7)$$

对于得到的自由衰减曲线，除了使用公式 (1-7) 进行统计计算外，常通过消灭曲线法进行处理。由于自由衰减中波形的周期即为结构物的固有周期，因此对自由衰减数据进行快速傅里叶变换即可得到固有周期。依据线性阻尼假设、二次阻尼假设等不同假设，消灭曲线有不同的表现形式，前者采用直线拟合，后者采用二次曲线进行拟合。下面对于本文采用的二次阻尼假设进行说明。

在二次阻尼假设下，垂荡的阻尼力可以表示为

$$F(\dot{z}) = -2N\dot{z} - W|\dot{z}|\dot{z} \quad (1-8)$$

式中， N 和 W 为垂荡阻尼力系数。

在静水衰减的时历曲线中，第 n 次幅值为 z_n ，相隔半周期的下一个幅值为 z_{n+1} ，相邻两次幅值之差如下

$$\Delta z = z_{n+1} - z_n \quad (1-9)$$

相邻两次平均幅值如下

$$z_m = (z_{n+1} + z_n)/2 \quad (1-10)$$

以 z_m 为横坐标， Δz 为纵坐标，进行曲线拟合，得到消灭曲线。在二次阻尼假设下，消灭曲线可以表示为以下函数形式

$$\Delta z = az_m + bz_m^2 \quad (1-11)$$

同时，系数 a 、 b 和系数 N 、 W 之间存在如下关系：

$$a = T_z N / [2(m + m_a)] \quad (1-12)$$

$$b = 4W / [3(m + m_a)] \quad (1-13)$$

无量纲阻尼系数 d 可以由下式求得：

$$d = a/\pi \quad (1-14)$$

依据二次阻尼假设下各阻尼构成部分与结构物运动速度的比例关系，由于摩擦阻尼比重较小，且旋涡阻尼表现为速度的二次方，因此，可以以消灭曲线中的二次项系

数大小表征阻尼结构脱涡的能力^[23]。

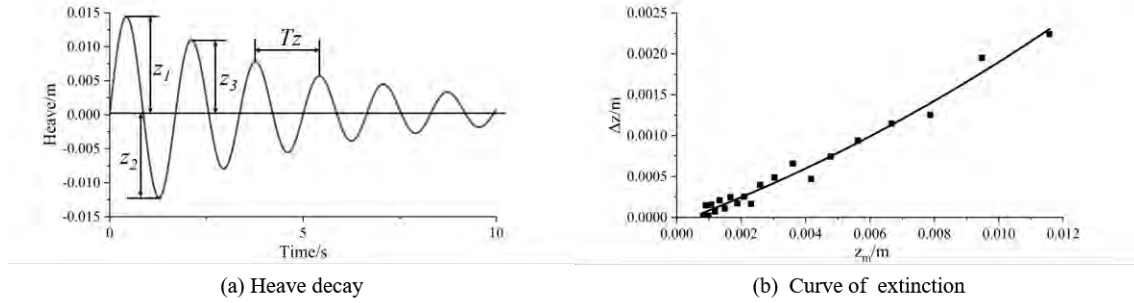


图 1-13 垂荡衰减曲线及消灭曲线

Fig.1-13 Heave free decay curve and curve of extinction

(2) 强迫垂荡运动

水动力系数可以从 CFD 仿真计算结果中得到。假设浮体作简谐垂向振动, $z(t)$ 、 $\dot{z}(t)$ 、 $\ddot{z}(t)$ 可以表示为

$$\begin{cases} z(t) = A \sin(\omega t) \\ \dot{z}(t) = A\omega \cos(\omega t) \\ \ddot{z}(t) = -A\omega^2 \sin(\omega t) \end{cases} \quad (1-15)$$

式中, A 为 FPSO 垂向运动的幅值, ω 为振动频率。作用在结构物上的水动力 F 可以在每个时间步获得。在线性阻尼假设下, F 满足下式

$$m_a \ddot{z}(t) + b \dot{z}(t) + cz(t) + F = 0 \quad (1-16)$$

对于正弦形式的振动, F 可以表示为

$$F = F_0 \sin(\omega t + \varphi) \quad (1-17)$$

式中, F_0 为水动力幅值, φ 为受力与运动的相位差。

将式 (1-15) 和式 (1-17) 代入式 (1-16), 同时变换其形式, 可以得到式 (1-18) 和式 (1-19)。

$$F_0 \cos \varphi \sin(\omega t) + F_0 \sin \varphi \cos(\omega t) = (m_a \omega^2 - c) A \sin(\omega t) - b \omega A \cos(\omega t) \quad (1-18)$$

$$[F_0 \cos \varphi - (m_a \omega^2 - c)A] \sin(\omega t) + [F_0 \sin \varphi + b \omega A] \cos(\omega t) = 0 \quad (1-19)$$

同时, 附加质量 m_a 和阻尼系数 b 可以写为式 (1-20) 和式 (1-21)。根据式 (1-6), 可以得到无量纲阻尼系数 d 。

$$m_a = \frac{F_0 \cos \varphi + cA}{A\omega^2} \quad (1-20)$$



$$b = -\frac{F_0 \sin \varphi}{A\omega} \quad (1-21)$$

1.3.2 Spar 和垂荡板

为了描述结构物在垂荡自由度上振荡运动的振幅与频率，定义了两个无量纲量，分别为 KC 数和 β 数，其定义如下：

$$KC = \frac{2\pi A}{D_0} \quad (1-22)$$

$$\beta = \frac{D_0^2}{\nu T_0} \quad (1-23)$$

式中， A 为垂向运动的幅值， D_0 为结构物的特征尺度，计算中可以赋予结构物的水平直径， ν 为流体的运动粘性系数， T_0 为垂荡振荡运动的周期。

Thiagarajan 和 Troesch^[32] 对附加圆盘结构的立柱进行了模型试验，结果表明由圆盘结构引起的垂荡阻尼与振荡幅值线性相关，并且附加圆盘结构后使得阻尼系数相比于只有立柱结构时提升了 2 倍。

由于圆筒型 FPSO 与 Spar 平台都由圆柱和阻尼结构两部分构成，Ji 等^[22] 文中对二者进行了类比。作者对阻尼结构单独进行了研究，并与试验结果进行了比较，如图 1-14 所示。图中红点表示试验结果，黑线表示只有阻尼结构时的 CFD 模拟结果，红线表示 FPSO 整体进行仿真的结果。可以看到，所有的阻尼系数都正比于 KC 数，因此在比较阻尼系数时应考虑 KC 数的影响。从图中也可看出，阻尼结构对 FPSO 的阻尼性能贡献很大，通过改进阻尼结构进而影响整体的性能是可能的。之后将通过调研 Spar 平台及其阻尼结构——垂荡板的相关文献来获得改进的思路。

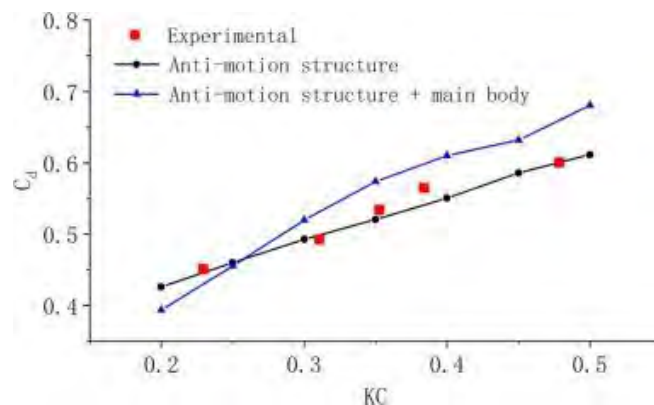


图 1-14 阻尼系数与 KC 数曲线图^[22]

Fig.1-14 Damping ratio versus KC

目前出现的 Spar 平台可以分为四种不同类型（图 1-15）^[33]：

（1）传统式 Spar 平台（Classic Spar）。主体部分为空间尺寸较大的规则连续圆柱结构，一般高度为 215 米左右。这一类型的 Spar 在建造时需要消耗大量的钢材，增加了平台的重量，不利于平台的有效载荷。

（2）桁架式 Spar 平台（Truss Spar）。平台的中间段为导管搭建成的桁架结构，而不是连续圆柱体，可以有效减少海流产生的载荷。为了弥补桁架式平台在附加质量与阻尼的不足，出现了垂荡板结构。

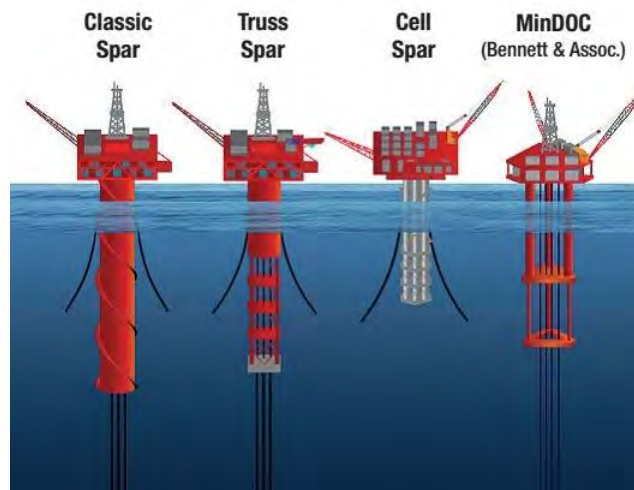


图 1-15 四种不同类型的 Spar 平台^[33]

Fig.1-15 Four different types of Spar platforms

（3）多柱式 Spar 平台（Cell Spar）。在平台中间段用一系列直径较小的圆柱体代替了传统的大直径圆柱结构，大大降低了建造难度。同时，在设计上也用到了垂荡板。

（4）MinDOC 平台。其主体结构中硬舱部分为三根呈正三角形布置的垂直圆柱，主体下部的桁架是三根较小直径的垂直圆柱，与 Truss Spar 不同的是其桁架部分没有设置垂荡板。平台总体上呈三角形布置，与半潜式平台类似；但就稳性及运动性能来看，更接近于 Spar 平台。^[33]

Spar 平台的垂荡周期的简化计算公式为^[34-35]：

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{hC_m}{g}} \quad (1-24)$$

式中： h 为 Spar 平台的结构吃水， C_m 是惯性系数。



式(1-24)表明, Spar 平台的垂荡固有周期随平台吃水增大而增大, 可以通过增加吃水来获得更大的固有周期。

从传统式 Spar 发展到桁架式 Spar 平台和多柱式 Spar 平台, 后两者均依靠垂荡板来增加各自的垂荡固有周期。根据 Spar 平台的垂荡周期的计算公式, 如果将平台整体对水体的扰动的深度作为其吃水深度, 垂荡板的使用只是简化了筒体的设计, 通过大幅度减小其中间段的主体长度, 减少建造成本, 从而提升了平台的经济性能。

从某种意义上讲, 在 Spar 平台上安装垂荡板, 仍然是通过改变主体尺寸, 提高平台吃水来实现的。

Downie 等^[36]对装有不同垂荡板 Truss Spar 的波浪运动响应进行试验研究, 发现垂荡板极大地影响了系统整体的附加质量。

Lake^[37]对无垂荡板、垂荡板附加在立柱上、垂荡板与立柱有距离间隔三种模型, 进行了强迫振荡试验, 表明垂荡板的设置可以改变平台的固有周期和阻尼。

Rao 等^[38]对是否带有垂荡板的传统式 Spar 进行了试验和 CFD 数值模拟, 以自由衰减和强迫简谐振动两种方法研究, 得到模型垂荡运动时的附加质量、阻尼系数随振荡幅值和频率的变化。在强迫振动的振幅产生变化时, 无垂荡板的模型其附加质量系数、阻尼系数几乎为常数, 而会对有垂荡板的 Spar 的这两个系数产生明显的影响。且振荡周期的提高会导致附加质量的增加, 阻尼系数的减小。

郑皓晖^[35]运用 FLUENT 软件, 采用大涡模拟方法、动网格方法的数值模拟方法, 模拟了具有垂荡板 Spar 平台的振荡运动。文中对垂荡板的厚径比、垂荡板直径对其阻尼系数产生的影响作研究。对五种厚径比(板厚分别为 0.02D、0.04D、0.06D、0.1D、0.3D)、六种直径垂荡板进行研究后发现, 对任一厚度、直径的垂荡板, 随其 KC 数的变大, 附加质量、阻尼系数相应增加。同时, 对于五种不同厚径比的垂荡板, 研究结论显示, 在垂荡板厚度为 0.02D 的情况下, 阻尼效果最好。

由于垂荡板的设计对 Spar 平台的阻尼、周期等水动力性能影响巨大, 许多专家学者对垂荡板的相关性质进行了研究。

Molin^[39]对垂荡板的开孔面积大小进行了研究, 发现在 KC 数大于 1 时, 开孔不会带来额外的阻尼增益, 此时最好用实体板。当 KC 数在 0.2 左右时, 开孔率略小于 20% 可以使垂荡板的阻尼系数增加 4~5 倍。

Thiagarajan^[40]应用模型试验与数值模拟两种方法, 研究了垂荡板的开孔率、形状、大小等多种参数对阻尼性能的影响, 发现板厚过大对阻尼效果明显不利, 大且薄的垂荡板能够提供最大的阻尼。



Tao 等^[41]针对底部附有两块圆盘的圆柱进行数值模拟,研究了底部圆盘间距对水动力特征的影响;Tao 等^[42]对不同开孔率的独立圆型垂荡板进行了水池强迫振荡实验,研究了开孔率、 β 数、KC 数对垂荡板垂荡运动的附加质量系数与阻尼系数的影响等等。

王春宝^[34]提到通过数值计算与模型试验方面的研究,发现当板厚小于宽度的 1/50 ($t/L < 1/50$, t 为垂荡板厚度, L 为垂荡板宽) 时,垂荡板垂荡运动时的阻尼效果会大大提高。

高鹏等^[43]对 Spar 平台垂荡板设计中的关键问题进行了总结,认为在垂荡板上开孔,增加了板与水接触的周长,发生了更多的泄涡过程,改善了阻尼效果。但是开孔会导致垂荡板在运动过程中的附加质量减少,使垂荡固有周期减小。同时,对于垂荡板上的开孔面积,文中提到,垂荡板阻尼随板上开孔面积的大小而先增加后减小,当开孔面积达到 5.4% 时,可以取得最好的阻尼效果。

吴维武^[44]等运用 FLUENT 软件,对不同开孔率 (0, 2.5%, 5.0%, 10%, 15%, 20%) 的垂荡板进行了研究。得出以下结论:阻尼系数随开孔率的增大而先增大后减小,在开孔率为 10% 左右时,取得最大的阻尼系数。而附加质量系数与开孔率成显著负相关。在 KC 数较小时,开孔能显著增加阻尼;随着 KC 数增大,阻尼效果会减弱。同时,对相同开孔率 (5%) 情况下开孔数目进行了研究,发现孔径和孔数这两个变量对于阻尼系数和附加质量系数的影响不明显。由此,作者提出以下研究思路:在对垂荡板的数值模拟计算过程中,可以用一个大的开孔代替多个小孔,简化计算模型,便于计算域的网格划分。

1.4 本文研究意义

相对于由油轮改造的船型 FPSO,圆筒型 FPSO 结构简单,便于建造和维修。此外,圆筒型 FPSO 还具有以下优势:运动性能优越、圆筒型的对称布置具有各向同性、产生无风标效应、同时减少了细长体船体结构的纵摇、移动灵活以及更适宜于我国边际油气田的开发作业等。

尽管圆筒型 FPSO 具有上述诸多优势,但是存在以下明显不足:垂荡固有周期易与部分海况下波浪的周期重叠。对于我国南海海域深海石油开采而言,一般圆筒型 FPSO 垂荡固有周期为 15s 左右,恰好接近我国南海百年一遇波浪的谱峰周期^[19],会出现较大的运动响应幅值。垂荡性能不足可能导致平台起吊作业、修井作业时发生隔

水套管的变形甚至损坏,需要对圆筒形 FPSO 隔水管系统的升沉运动进行相应的补偿^[45];同时使平台在立管形式的选择上受到限制。

作为改善垂荡运动的关键装置,设计和改进圆筒形 FPSO 的阻尼结构可以提升其垂荡固有周期和阻尼性能。

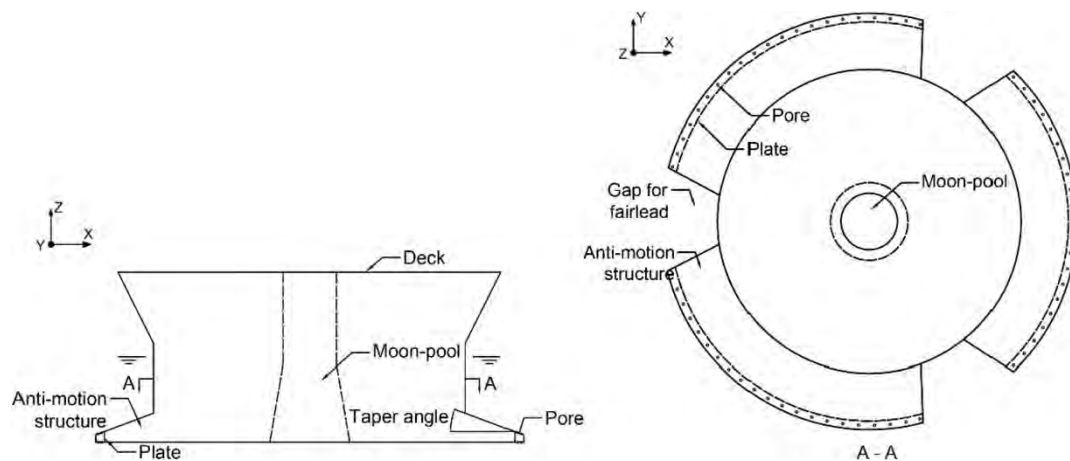


图 1-16 带阻尼结构的圆筒型 FPSO^[22]

Fig.1-16 Cylindrical FPSO with damping structure

在目前对阻尼结构型式的改进研究中,可以将阻尼结构的影响从以上两个方面进行分析。以图 1-16 中 **Taper angle** 为变量,随着角度的减小,阻尼逐渐增大^[23]。但在平台的垂荡固有周期方面,改变角度并没有产生什么效果^[16]。延伸筒体与阻尼结构的新设计^[18-19]通过提升附加质量,对垂荡固有周期产生了很大的提升。但这一设计较大地增加了 FPSO 的垂向尺寸,在实际建造时需要在结构中布置分舱,对平台的有效载重量造成了一定的牺牲。同时,这种设计本质上是增加了 FPSO 的吃水,考虑在海流作用下圆柱体发生涡激运动的情况,会导致纵荡与横荡等水平面位移增大^[18]。

因此,以传统的圆筒型 FPSO 为基础,在不改变平台主体尺寸的前提下,对阻尼结构进行研究和优化设计,提升平台的垂荡固有周期和阻尼,对实现圆筒型 FPSO 平台在我国海域的应用和推广,具有借鉴意义。

1.5 本文主要工作

本文采用 CFD 数值计算方法进行研究,采用 SOLIDWORKS 软件进行建模,计



算域的布置和网格单元的划分运用 OpenFOAM 中内置的工具 blockMesh 和 snappyHexMesh, 应用自主开发的粘流求解器 naoeFOAM-SJTU 进行数值求解。

本文重点在提升圆筒型 FPSO 的垂荡运动性能, 在所选原始模型的基础上, 不改变平台的主体尺寸, 只对阻尼结构进行调整和改进, 以提高平台的垂荡固有周期为第一目标, 提升垂荡阻尼性能为第二目标。

本文不调整平台主体尺寸的原因有以下两点:

- 1、传统的圆筒型 FPSO 的舱容布置与结构设置设计在工程实际中已有较多经验;
- 2、在圆筒对称结构便于建造、运动性能优越等优势的情况下, 修改主尺度可能会对这些优势产生不利影响。对于主尺度改变的参数敏感性分析、涡激运动性能分析等内容不属于本文研究范畴。

本文第一章对圆筒型 FPSO 的出现过程和研究现状进行了介绍, 针对其垂荡运动性能不足的缺陷, 对作为增加其附加质量和粘性阻尼关键装置的阻尼结构进行了调研。为了更精确的测量 FPSO 的固有周期和阻尼性能, 对垂荡自由度下自由衰减和简谐强迫运动两种方法进行了理论公式推导。由于圆筒型 FPSO、阻尼结构与 Spar 平台、垂荡板存在结构和功能上的相似性, 对后两者的研究结果进行了参考。

第二章对本文使用的求解器 naoe-FOAM-SJTU 进行了说明, 并针对求解器中的诸多求解模块: 数值波浪水池模块、系泊系统求解模块、结构物六自由度运动求解模块和动网格变形模块进行了简要的理论介绍。

第三章对目前已有文献中的试验模型进行建模模拟, 通过数值计算结果与试验结果比较, 对求解器在圆筒型 FPSO 运动计算求解上的可靠性进行了验证。同时, 以是否具有阻尼结构、阻尼结构上是否设置有锯齿两个指标建立了三种圆筒型 FPSO 模型, 通过固有周期和阻尼系数的比较、流场情况的分析, 对阻尼结构的作用进行了说明。

第四章采用黄佳等人^[12]所用试验模型(图 1-17)作为初始计算模型, 通过在阻尼结构上开孔使其通海, 研究了平台阻尼结构开孔通海对平台固有周期和阻尼的影响。

第五章从调整阻尼结构上表面的斜度、减小阻尼结构厚径比、对阻尼结构进行分层、增加阻尼结构的边锋、在阻尼结构上开孔等几个思路对阻尼结构进行调整设计, 分析比较了不同的改进方法对圆筒型 FPSO 的固有周期和阻尼系数的影响。

第六章从多种修改模型中选取最佳模型, 与原始模型布置相同的系泊系统, 计算了两种平台在规则波和不规则波情况下的运动响应, 对比分析其在波浪中的运动性能。

第七章对全文进行了总结, 整理了不同章节得到的研究结论。同时, 根据研究结



论，对之后可以拓展的研究内容与方向进行了展望。



图 1-17 圆筒形 FPSO 数值计算模型图

Fig.1-17 Cylindrical FPSO numerical calculation model diagram



第二章 浮式结构物水动力计算的数值方法

本文进行粘性流体数值模拟使用的工具是基于开源平台 OpenFOAM 自主开发的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU，图 2-1 为求解器的结构框架图。经过以往众多的数值模拟研究，该求解器在求解船海工程中包括不同型式船舶、海洋平台、风机浮式平台等诸多问题时的可靠性和准确性均得到了验证^[46-49]。

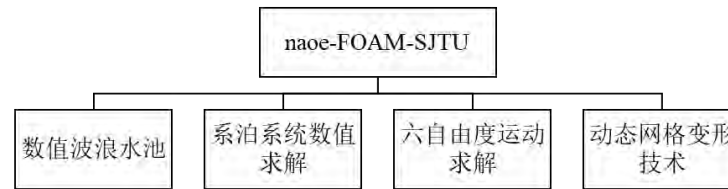


图 2-1 naoe-FOAM-SJTU 求解器结构框架图

Fig.2-1 Framework of naoe-FOAM-SJTU

本章将对 CFD 水动力数值计算过程中的粘性流体流动数学模型作简单介绍，包括流动控制方程、自由面捕捉以及方程的离散格式等内容。之后，针对本文研究计算中使用到的求解器的各模块的相关实现理论进行简要说明，包括在数值水池中模拟试验水池造波与消波的实现、求解系泊系统的分段外推法、浮式结构物六自由度运动的求解过程、以及用于匹配结构物运动的动网格变形技术。

2.1 粘性流体流动数学模型

2.1.1 控制方程

对非定常、不可压和粘性流体进行数值求解时，控制方程为 N-S 方程，其中连续性方程和动量方程如下：

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

$$\frac{\partial \rho \mathbf{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U} \mathbf{U}) = -\nabla p_d - \mathbf{g} \cdot \mathbf{x} \nabla \rho + \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{U}) \quad (2-2)$$

式中： \mathbf{U} 为流场速度； \mathbf{g} 、 ρ 和 μ 分别为重力加速度、流体的密度和动力粘性系数；

p_d 为流场动压力，等于总压力减去静水压力，定义如下

$$p_d = p - \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{x} \quad (2-3)$$

2.1.2 自由面捕捉

在浮式结构物的两相流计算问题中，自由面的处理相当关键。求解器中考虑表面张力，采用流体体积法(VOF)来捕捉自由面，能较好地处理数值耗散，且精度较高。

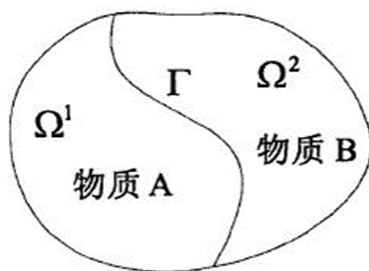


图 2-2 两相流示意图

Fig.2-2 Two-phase flow schematic

设在计算区域 Ω 中，流体 A 所在的区域为 Ω^1 ，流体 B 所在的区域记为 Ω^2 ，分界面为 Γ ，如图 2-2 所示。以流体 A 作为目标流体，定义相函数

$$\alpha(\vec{x}, t) = \begin{cases} 1, & \vec{x} \in \Omega^1 \\ 0, & \vec{x} \in \Omega^2 \end{cases} \quad (2-4)$$

随着目标流体的运动，不同时刻、不同位置坐标处的相函数可能会发生改变。以 $\vec{V}(u, v)$ 表示流体的速度场， $\Delta V_{i,j}$ 表示单个网格的体积，在每个网格 $I_{i,j}$ 上定义 $F_{i,j}$ 为 $\alpha(\vec{x}, t)$ 在网格上的积分，为相应网格单元中目标流体体积与网格体积的比值：

$$F_{i,j} = \frac{1}{\Delta V_{i,j}} \int_{I_{i,j}} \alpha(\vec{x}, t) dV \quad (2-5)$$

称为 VOF 函数，满足：

$$\frac{\partial F}{\partial t} + u \frac{\partial F}{\partial x} + v \frac{\partial F}{\partial y} = 0 \quad (2-6)$$

上式称为 VOF 方程。

充满流体 A 的网格 $F = 1$ ，称为满单元；充满流体 B 的网格 $F = 0$ ，称为空单元；含有流体界面的网格 $0 < F < 1$ ，称为界面单元。在任意时刻，得到每个网格单元上



的 F 值，可以通过不同的数据处理方法构造出运动界面的具体位置。

2.1.3 方程离散格式

在 OpenFOAM 中，通过有限体积法（Finite Volume Method，FVM）对 N-S 方程和 VOF 方程进行离散处理。将流场计算区域划分为许多网格单元，对网格单元相互关系构成的矩阵进行求解，得到速度、压力等流场信息，并存储于网格中心。在边界条件处理等需要单元面上流场信息的场景中，可以通过插值的方式得到相关数据。

OpenFOAM 中提供了多种内置的离散格式来对控制方程中的各偏微分项进行数值离散，本文使用的部分离散格式如表 2-1 所示。

表2-1 部分偏微分项离散格式

	Term	Discretization
Temporal Schemes	ddtSchemes	CrankNicolson 0.9
gradSchemes	default	Gauss linear
divSchemes	div(rhoPhi, U)	Gauss linearUpwind grad(U)
	div(phi, alpha)	Gauss PLIC interfaceCompression vanLeer 1
	div(phirb, alpha)	Gauss linear
laplacianSchemes	default	Gauss linear corrected
interpolationSchemes	default	linear
snGradSchemes	default	corrected

2.2 数值波浪模拟

为了对浮式结构物进行 CFD 数值模拟，需要建立数值水池。结构物在水中运动会产生波浪，同时，波浪载荷也是浮式结构物正常工作和生存条件下的常见环境载荷。因此，在数值水池的实现中数值波浪的模拟是其中非常重要的一部分。本节介绍两种波浪相关的数值方法：海绵消波层方法和主动造波消波边界方法（GABC）。前者需要借助额外的计算域来实现消波功能，但可以在多个方向实现消波作用；后者不需要多余的计算区域，但目前的实现中只能实现与造波相同的单一方向的消波功能。



2.2.1 海绵消波层方法

当浮式结构物在数值水池中运动时，会对水体造成扰动，产生辐射波。当波浪传播至计算域出边界时，会出现波浪反射现象。反射波浪如果与原始波浪叠加，会得出错误的计算结果。同时，反射波的产生在一些情况下会造成力的数值计算结果的剧烈震荡，并阻碍解的收敛。通过在数值水池的相关边界处设置消波区，即海绵消波层（Sponge Layer），在边界附近消除原始波浪，从而避免波浪反射。

设置消波区需要在动量方程右端添加一个人工阻尼源项。该源项可写作：

$$f_s(x) = \begin{cases} -\rho\alpha_s \frac{(x-x_s)^2}{L_s} (U - U_{ref}), & x > x_s \\ 0, & x \leq x_s \end{cases} \quad (2-7)$$

其中， L_s 表示消波区的长度； x_s 表示消波区的起始位置； U 表示流场速度； U_{ref} 表示为保证计算域内质量守恒而设定的参考速度。 α_s 是一个无因次化的人工粘性系数，用于控制消波强度，通常取值在 0~30 之间。这一取值与消波效果紧密相关，取值太小则不能有效消除反射波；取值太大，消波区的效果会类似于壁面，同样达不到很好的消波作用。虽然上式表示为 X 方向上设置消波区时的函数关系，但可以很容易地扩展到 Y 方向，从而实现三维计算域中 X 和 Y 两个方向上的消波功能。

2.2.2 主动造波消波边界方法（GABC）

实现数值波浪的模拟计算，需要同时做好造波、消波这两方面的工作。

Wellens 和 Borsboom^[50-51]提出了一种主动造波消波边界方法（generating-absorbing boundary condition, GABC）来构造数值波浪水池。与海绵消波层方法相比，该方法既不需要修改现有求解器的控制方程，也不需要借助额外的计算域来实现被动数值消波，可以在实现低反射率的同时大大提高计算效率。

主动造波消波边界方法以经典的 Sommerfeld 辐射边界条件为基础，解决了其仅针对单一定常波速 c 的固有缺陷，可以更好地适用于包含有多个波浪成分色散波工况的实际问题。这一问题的具体解决方法是引入一个随深度变化的函数 $c(z)$ 替换了原本的常量 c ：

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + c(z) \frac{\partial \Phi}{\partial x} = 0 \quad (2-8)$$

式中， Φ 为速度势函数， t 为时间， x 为沿波浪传播方向的坐标。借助伯努利方程将式（2-8）转换为 N-S 方程中的变量：

$$p = -\rho g z - \rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} \quad (2-9)$$



式中, p 为总压, ρ 为水的密度。将式 (2-9) 代入式 (2-8) 后, 可以得到以动压 p_d 和速度 \mathbf{U} 表示的边界条件:

$$-(p_d)_b + \rho c(z) \mathbf{n}_b \cdot \mathbf{U}_b = S^G \quad (2-10)$$

式中, $()_b$ 代表定义在边界面上的物理量, S^G 为用于造波的源项。为了进一步消除式 (2-10) 中的 \mathbf{U}_b , 需要借助动量方程式 (2-2) 的离散形式:

$$\mathbf{U}_b = \frac{(\mathbf{H}(\mathbf{U}_N))_b}{(a_p)_b} - \left(\frac{1}{a_p} \right)_b (\nabla p_d)_b \quad (2-11)$$

式中, a_p 为对角系数矩阵, $\mathbf{H}(\mathbf{U}_N)$ 为包含相邻网格贡献和源项的矩阵。将式 (2-11) 代入式 (2-10) 后, 可以得到针对动压 p_d 的边界条件:

$$\left(1 + \frac{\rho c(z)}{\Delta} \left(\frac{1}{a_p} \right)_b \right) (p_d)_b = \frac{\rho c(z)}{\Delta} \left(\frac{1}{a_p} \right)_b (p_d)_c + \rho c(z) \frac{(\mathbf{H}(\mathbf{U}_N))_b}{(a_p)_b} - S^G \quad (2-12)$$

式中, Δ 为边界面心和相邻网格体心之间的距离, $()_c$ 代表定义在边界面相邻网格体心的物理量。

2.3 浮式结构物系泊系统的分段外推法求解

对于浮式生产储油装置 FPSO、半潜式平台等服务于油气资源开采的浮式结构物, 为了限制其移动范围, 常常需要配置系泊系统。在研究配置有系泊系统的结构物的运动响应时, 需要对系泊缆绳的状态进行求解。

由于缆绳在工作过程中受到多种类型的力: 平台移动引起的张力变化, 流体运动作用于系泊上的力等, 很难求解得到解析解, 因此常需要应用数值方法求解, 分段外推法 (Piecewise Extrapolating Method, PEM) 即为其中常见的一种。分段外推法是在悬链线分析的基础上考虑了链索拉伸效应、流场作用力影响且能处理多成分缆的静力学方法。类似于有限元方法对实体的处理, 将缆绳分为一段段的单元, 通过对各段端点位置和张力的迭代求解, 最终得到这个系泊缆的状态。

2.3.1 静力学平衡方程建立

将缆绳分为多段单元, 选取编号为 i 的单元作受力分析, 接近锚泊位置节点编号为 i , 接近导缆孔位置节点编号为 $i + 1$, 如图 2-3 所示。

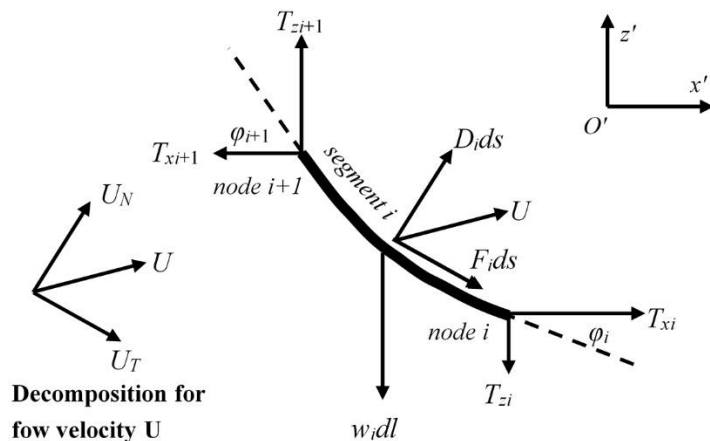


图 2-3 单元受力分析示意图

Fig.2-3 Sketch of forces acting on one segment of a mooring line

图 2-3 中, T_x 、 T_z 和 φ 分别表示各节点处张力在系泊链索坐标系中的水平分量、垂直分量和张力与其水平分量的夹角, 力的方向如图中所示; U 为单元附近流场速度矢量, 可以按照单元法向与切向分解为法向分量 U_N 和切向分量 U_T ; w 为单位长度单元在水中的湿重, D 和 F 分别为单位长度单元所受流场作用力的法向与切向分量, 单位均为 N/m; dl 和 ds 分别表示单元拉伸前与拉伸后的长度。

从水平与垂直两个方向建立单元静力平衡方程:

$$\begin{cases} T_{xi+1} = T_{xi} + F_i ds \cos \varphi_{i+1} \\ T_{zi+1} + D_i ds \cos \varphi_{i+1} = T_{zi} + F_i ds \sin \varphi_{i+1} + w_i dl \end{cases} \quad (2-13)$$

如果分段数量足够多, 可将单元近似看作直线段, 因此在对流场力的水平与垂直分量进行分解时, 选择了 $i+1$ 节点处的张力与水平分量的夹角 φ_{i+1} 参与计算。

由 Morison 公式计算得到单位长度单元所受流场作用力的法向与切向分量:

$$\begin{cases} D_i = \frac{1}{2} \rho C_{DN} D |U_N| U_N \\ F_i = \frac{1}{2} \rho C_{DT} \pi D |U_T| U_T \end{cases} \quad (2-14)$$

式中, ρ 为流体密度, C_{DN} 和 C_{DT} 分别为链索的法向切向阻力系数; D 为单元直径; U_N 和 U_T 分别为流场速度的法向和切向分量。

同时, 单元张力和拉伸变形存在以下关系:

$$ds = dl \left(1 + \frac{T_{i+1}}{EA} \right) \quad (2-15)$$

利用以上公式, 依据边界条件, 即可对系泊链索的形状与张力进行求解。



2.3.2 多成分缆处理

当海上结构物的作业水深较大时,常见的系泊缆的连接方式有悬链式和张紧式两种(图 2-4)。为减轻系泊系统的重量,在这两种形式下,系泊缆一般分为三段,首尾两段由钢链或钢缆构成,中间段为聚酯缆或复合纤维材料。此外,有时也会在缆绳上安装重物或者浮子。整体来看,一条系泊缆由具有不同截面直径、密度、杨氏模量和刚度等材料特性的多个成分连接形成,即为多成分缆,如图 2-5 所示。。

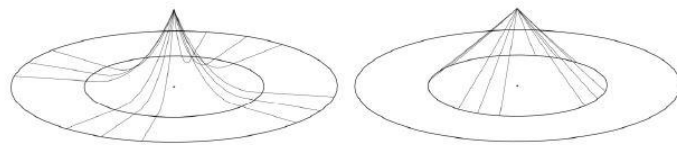


图 2-4 系泊系统示意图(左:悬链线式;右:张紧式)

Fig.2-4 Schematic diagram of the mooring system (left: catenary; Right: tension)

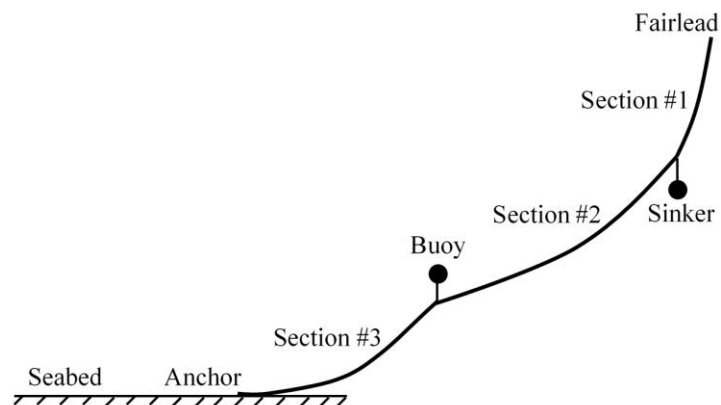


图 2-5 多成分缆示意图

Fig.2-5 Sketch of multi-component mooring line

由于分段外推法将缆绳划分成许多单元进行处理,每个单元可以单独设置其材料属性和几何特征。当缆绳上安装有重块、浮子等时,在相邻单元上设置相关参数即可,之后,可以通过将单元矩阵装配为整体矩阵,使重物或者浮子的影响作用到整个缆绳上。



2.4 浮式结构物六自由度运动求解

在开阔水域，受到方向不定、载荷大小随机的风、浪、流等外部环境载荷的作用后，浮式结构物往往会产生纵荡（Surge）、横荡（Sway）、垂荡（Heave）、横摇（Roll）、纵摇（Pitch）和艏摇（Yaw）六个自由度的运动响应。不同自由度下运动响应的范围和幅值作为结构物运动响应性能的指标受到重视。因此，有必要对浮式结构物的六自由度运动进行正确求解。

求解过程中，通过欧拉变换完成随体坐标系与大地坐标系之间的转换，建立物体六自由度耦合运动模型，之后对作用于物体上的力进行求解。物体所受到的力主要为流体作用力和流体力矩，如果结构物设置有系泊系统，还需考虑系泊力和系泊力矩。在大地坐标系中求得上述力及力矩，将这些力的总和转换到随体坐标系中：

$$\mathbf{F} = (X, Y, Z) = J_1^{-1} \cdot \mathbf{F}_e \quad (2-16)$$

$$\mathbf{M} = (K, M, N) = J_1^{-1} \cdot \mathbf{M}_e \quad (2-17)$$

式中，下标 e 代表该变量为大地坐标系下的变量，无下标则代表定义在随体坐标系下， J_1 为转换矩阵。

在随体坐标系下，通过求解六自由度刚体运动方程可以得到物体运动的加速度：

$$\begin{cases} \dot{u} = X/m + vr - wq + x_g(q^2 + r^2) - y_g(pq - \dot{r}) - z_g(pr + \dot{q}) \\ \dot{v} = Y/m + wp - ur + y_g(r^2 + p^2) - z_g(qr - \dot{p}) - x_g(qp + \dot{r}) \\ \dot{w} = Z/m + up - vp + z_g(q^2 + p^2) - x_g(rp - \dot{q}) - y_g(rq + \dot{p}) \\ \dot{p} = \frac{1}{I_x} \{K - (I_z - I_y)qr - m[y_g(\dot{w} - uq + vp) - z_g(\dot{v} - wp + ur)]\} \\ \dot{q} = \frac{1}{I_y} \{M - (I_x - I_z)rp - m[z_g(\dot{u} - vr + wq) - x_g(\dot{w} - uq + vp)]\} \\ \dot{r} = \frac{1}{I_z} \{N - (I_y - I_x)pq - m[x_g(\dot{v} - wp + ur) - y_g(\dot{u} - vr + wq)]\} \end{cases} \quad (2-18)$$

式中， (x_g, y_g, z_g) 为物体重心到旋转中心的向量的三个分量， (I_x, I_y, I_z) 为绕旋转中心点的主转动惯量。对六个自由度的加速度进行积分，得到在随体坐标系下的六个自由度的速度 $\mathbf{v} = (u, v, w, p, q, r)$ ，并转换到大地坐标系下 $\dot{\boldsymbol{\eta}} = (\dot{x}_1, \dot{x}_2, \dot{x}_3, \dot{\phi}, \dot{\theta}, \dot{\psi})$ ，也可以进一步积分得到运动位移 $\boldsymbol{\eta} = (x_1, x_2, x_3, \phi, \theta, \psi)$ 。

2.5 动网格变形技术

当结构物由于运动发生位置改变后，结构物在计算域中的边界位置也发生改变，为了进行下一时间步的流场计算，OpenFOAM 中采用了动网格变形技术（Dynamic

Mesh Deformation Technique) 来更新计算域中网格单元的位置以匹配运动后的结构物边界。

在计算过程中采用动网格变形技术, 不会改变计算域中网格点的数量以及邻近单元间的拓扑关系, 而是通过移动网格节点的位置使网格单元形状产生拉伸、压缩、平移和旋转等变化, 如图 2-6 所示。通过求解下面的拉普拉斯方程可以得到网格节点的位移:

$$\nabla \cdot (\gamma \nabla \mathbf{X}_g) = 0 \quad (2-19)$$

其中, \mathbf{X}_g 为网格节点位移; γ 为扩散系数, 与单元中心到运动边界之间距离 r 有如下关系。

$$\gamma = \frac{1}{r^2} \quad (2-20)$$

由以上关系可知, 网格单元距离物体越近, 扩散系数 γ 越大, 网格变形越小, 这样的操作可以保证物体周围的网格质量。运动边界通过物体在大地坐标系下的位移得到物体表面每一个网格节点的位移, 从而作为该方程新的边界条件。

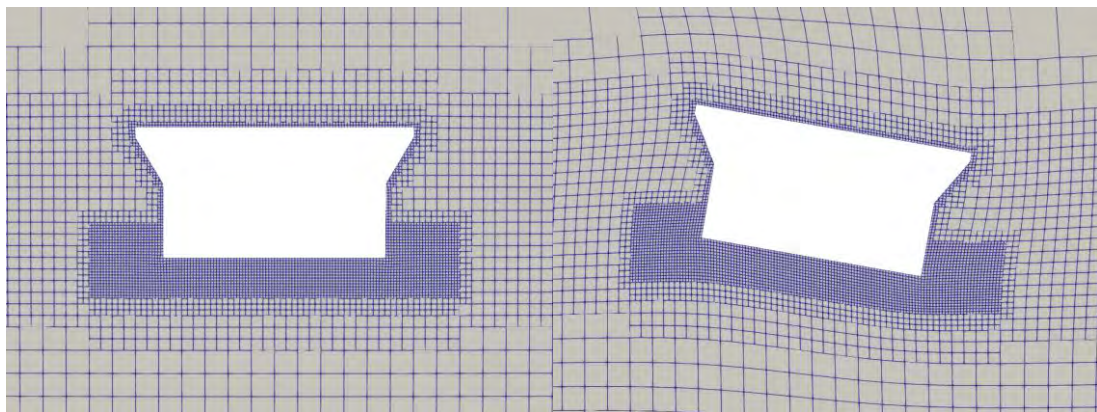


图 2-6 动网格变形示意图 (左: 变形前; 右: 变形后)

Fig.2-6 Dynamic mesh deformation (left: undeformed; right: deformed)

2.6 本章小结

本章主要介绍了本文研究中使用到的数值计算方法, 首先简要介绍了本文使用的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU, 并对 CFD 基本数值方法进行了说明, 包括以 N-S 方程作为控制方程、以 VOF 方法捕捉自由面变化, 同时列举了研究中用到的部分偏微



分项的离散格式。之后，对求解器中各应用模块的实现理论作了基础的介绍。在数值水池的模拟中，为防止计算域边界造成波浪的反射，采用了两种方法：海绵消波层方法和主动造波消波边界方法，这两种模式可根据不同的应用场景进行选择配置。由于本文研究的圆筒型 FPSO 的系泊缆索为多成分缆，选用了分段外推法来进行系泊系统的数值求解。在将浮体受到的水动力和系泊力各项代入六自由度运动方程进行求解得到各方向的运动响应后，需要应用动网格变形技术来处理由结构物运动带来的网格变形问题。

综上，本章内容为后续数值模拟工作奠定了理论基础。



第三章 数值验证与阻尼结构作用研究

3.1 传统的圆筒型 FPSO

本节对传统的圆筒型 FPSO 进行了 CFD 模拟,应用自由衰减方法,得到了 FPSO 的垂荡固有周期,并与文献^[12]中模型试验结果进行了对比。

3.1.1 计算模型

本节数值模拟所采用模型如图 3-1 所示,作业水深 330m,试验模型缩比 1 : 82.5。



图 3-1 圆筒形 FPSO 数值计算模型图

Fig.3-1 Cylindrical FPSO numerical calculation model diagram

本节对压载状态下平台运动情况进行模拟,根据傅汝德数 (Fr) 和斯特劳哈尔数 (St) 相等,由缩尺关系可以得出模型尺度参数,如表 3-1 所示。

表3-1 FPSO 主要状态参数实尺度及模型尺度

参数名称	单位	实尺度	模型尺度
月池直径	m	12	0.15
平台水线处直径	m	88	1.07
阻尼结构外径	m	110	1.33
主甲板高	m	45	0.55
吃水	m	25	0.30
排水重量	t	165968.2	0.29
重心高(距基线)	m	22.84	0.28
ROLL 惯性半径	m	32.07	0.39
PITCH 惯性半径	m	32.85	0.40

3.1.2 静水衰减数值模拟

以平台在水线面处的中心为原点建立笛卡尔坐标系，坐标系遵循右手定则。在此坐标系下建立计算域，计算域的大小为： $-12.5\text{m} \leq X \leq 12.5\text{m}$ ， $-12.5\text{m} \leq Y \leq 12.5\text{m}$ ， $-5\text{m} \leq Z \leq 2\text{m}$ ，如图 3-2 所示。

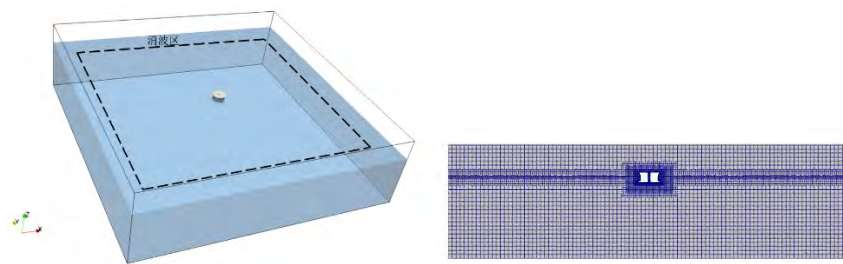


图 3-2 计算域设置和中纵剖面网格划分

Fig.3-2 Computational domain and mid-longitudinal section grid

为了实现对计算模型的精确捕捉，减小计算过程中的误差，在平台周围设置两层加密区，并在水线面和垂荡板附近进行加密，如图 3-2 右图所示，同时为防止辐射波在传播到边界时导致波浪反射，在计算域周围设置消波区。最终网格数在 236 万左右。

数值模拟得到垂荡、纵摇衰减时历曲线以及经过快速傅里叶变换（FFT）之后的结果分别如图 3-3、图 3-4 所示。

将静水衰减试验获得的压载吃水 FPSO 垂荡、纵摇的固有周期进行模型尺度变换，将其与 CFD 数值模拟结果列表如表 3-2。

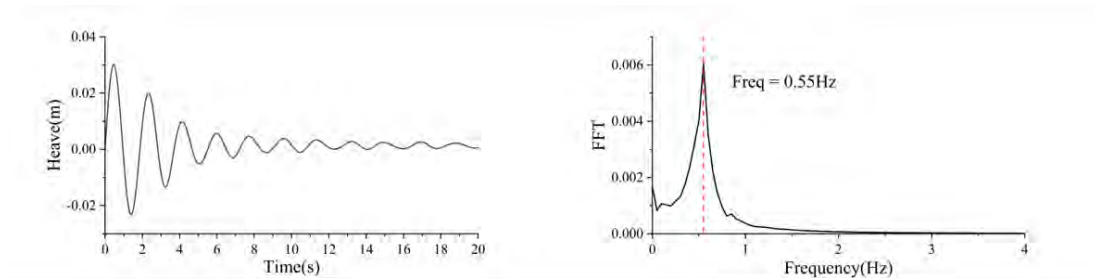


图 3-3 垂荡自由衰减时历曲线及 FFT 结果

Fig.3-3 Heave free decay curve and FFT result

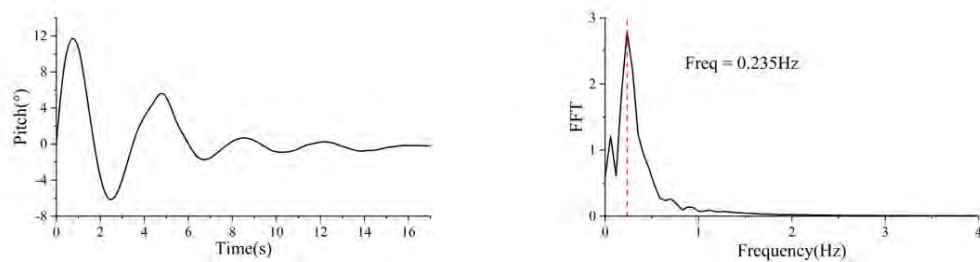


图 3-4 纵摇自由衰减时历曲线及 FFT 结果

Fig.3-4 Pitch free decay curve and FFT result

表3-2 固有周期对比表

	垂荡模型尺度固有周期	纵摇模型尺度固有周期
试验结果/s	1.804	4.203
CFD 计算结果/s	1.818	4.252
相对误差/%	0.78	1.17

由表 3-2 可得，CFD 模拟结果与试验结果吻合良好，证明了求解器对求解平台运动的可靠性。



3.2 带锯齿阻尼结构的圆筒型 FPSO

本节对带锯齿阻尼结构的圆筒型 FPSO 进行了数值模拟，并对具有不同阻尼结构的圆筒型 FPSO 进行了对比分析。通过分析阻尼结构附近的涡量场与速度场，探索了阻尼结构对平台泄涡的影响。

3.2.1 数值验证

(1) 几何模型。

选取几何外型如图 3-5 所示的平台为研究对象，作业水深为 313m，试验模型缩尺比为 1: 60。主要结构参数如表 3-3 所示。

表3-3 FPSO 主要状态参数实尺度及模型尺度

参数名称	单位	实尺度	模型尺度
平台水线处直径	m	72	1.2
阻尼板外径（不含锯齿）	m	110	1.33
主甲板直径	m	82.8	1.38
工艺甲板直径	m	90	1.5
主甲板高	m	33	0.55
工艺甲板高	m	39	0.65
满载吃水	m	22.8	0.380
排水重量	t	99573	0.457
重心高(距基线)	m	19.86	0.331
横摇惯性半径	m	21.23	0.354
纵摇惯性半径	m	21.25	0.354



图 3-5 圆筒型 FPSO 平台模型

Fig.3-5 Cylindrical FPSO model

(2) 静水衰减数值模拟。

以平台水线面处的中心为原点建立笛卡尔坐标系，且遵循右手定则。在此坐标系下建立计算域，计算域的设置为： $-10\text{m} \leq X \leq 10\text{m}$ ， $-10\text{m} \leq Y \leq 10\text{m}$ ， $-5\text{m} \leq Z \leq 1\text{m}$ ，如图 3-6 所示。

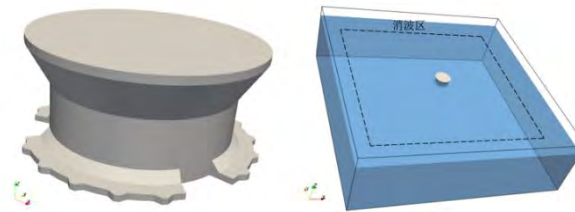


图 3-6 数值计算模型图及计算域

Fig.3-6 Numerical model and calculation domain

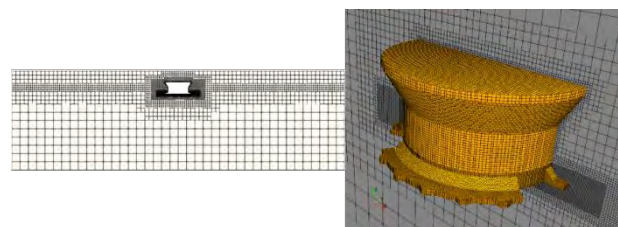


图 3-7 中纵剖面网格划分及模型周围网格分布

Fig.3-7 Grid of the mid-longitudinal section and grid distribution around the model

平台及水线面附近的网格加密如图 3-7 所示，同时在计算域周围设置消波区，如图 3-6 右图所示。最终网格数在 240 万左右。

(3) 结果分析。

数值模拟得到垂荡、纵摇衰减时历曲线以及经过快速傅里叶变换（FFT）之后的结果分别如图 3-8、图 3-9 所示。

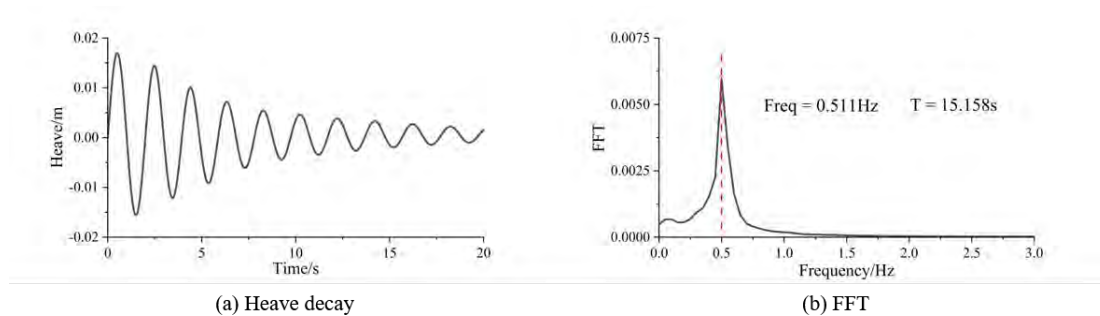


图 3-8 垂荡自由衰减时历曲线及 FFT 结果

Fig.3-8 Heave free decay curve and FFT result

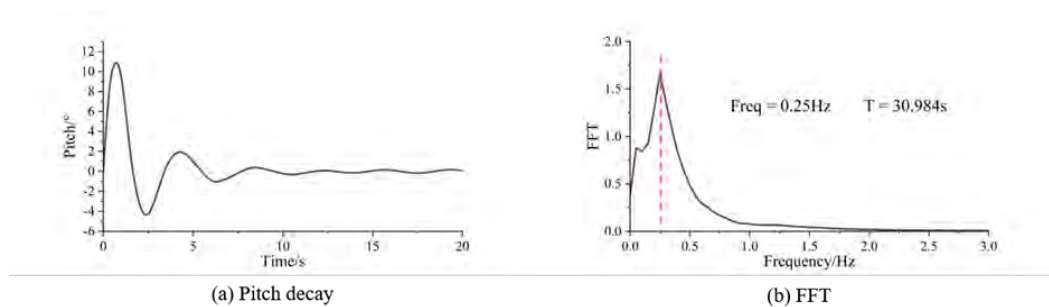


图 3-9 纵摇自由衰减时历曲线及 FFT 结果

Fig.3-9 Pitch free decay curve and FFT result

表3-4 固有周期对比表

	垂荡固有周期	纵摇固有周期
试验结果/s	15.096	30.015
CFD 计算结果/s	15.158	30.984
相对误差/%	0.41	3.23



通过对平台进行静水衰减的数值模拟,根据缩尺比换算得到实尺度平台运动的固有周期,即满载吃水平台垂荡、纵摇固有周期分别为 15.158s 和 30.984s。与试验结果对比如表 3-4 所示。由表 3-4 可知,CFD 模拟结果与试验结果吻合良好。

3.2.2 阻尼结构作用研究

为了探究不同阻尼结构的影响作用,分别以无阻尼结构、无锯齿阻尼结构为对比,进行对比计算。保持试验模型与图 3-10 所示的两种模型主要几何参数一致,在静水衰减模拟中吃水、重心高度相同,通过计算排水量得到重量,并计算各自的纵摇惯性半径如表 3-5 所示,在初始时刻施加相同的初速度进行数值计算。为便于陈述,将无阻尼结构 FPSO、无锯齿阻尼结构 FPSO、带锯齿阻尼结构 FPSO 三种模型依次简称为 m1、m2、m3。

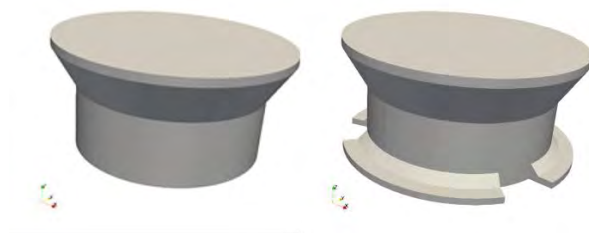


图 3-10 对比计算数值模型 (左: m1; 右: m2)

Fig.3-10 Comparing computational numerical models (left: m1; right: m2)

表3-5 不同 FPSO 模型计算工况

参数	单位	m1	m2	m3
吃水	m	0.380	0.380	0.380
排水重量	kg	429.548	455.311	456.717
重心高(距基线)	m	0.331	0.331	0.331
纵摇惯性半径	m	0.344	0.353	0.354

(1) 固有周期

表 3-6 列举了通过自由衰减方法得到的三种模型垂荡和纵摇自由度的固有周期。



表3-6 不同 FPSO 模型的固有周期

结构型式	垂荡固有周期/s	纵摇固有周期/s
m1	12.9	19.365
m2	14.58	29.048
m3	15.17	30.984

表3-6数据表明,设置阻尼结构可以使平台垂荡和纵摇运动的固有周期显著提高。在目前吃水、重心一致的工况设置下,在阻尼结构上添加锯齿会改善运动的固有周期,但效果并不显著。

(2) 阻尼系数

采用消灭曲线法对自由衰减曲线进行处理,并引入二次阻尼假设,将数据散点图拟合为二次消灭曲线。

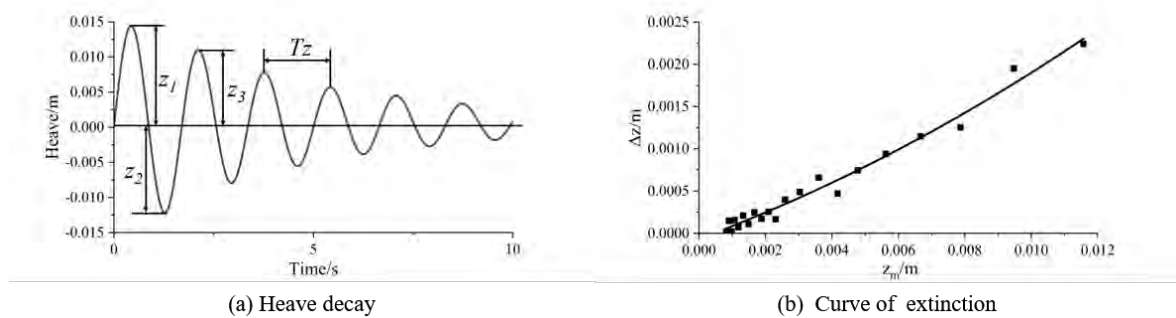


图 3-11 m1 垂荡自由衰减时历曲线及消灭曲线

Fig.3-11 Heave free decay curve and curve of extinction of m1

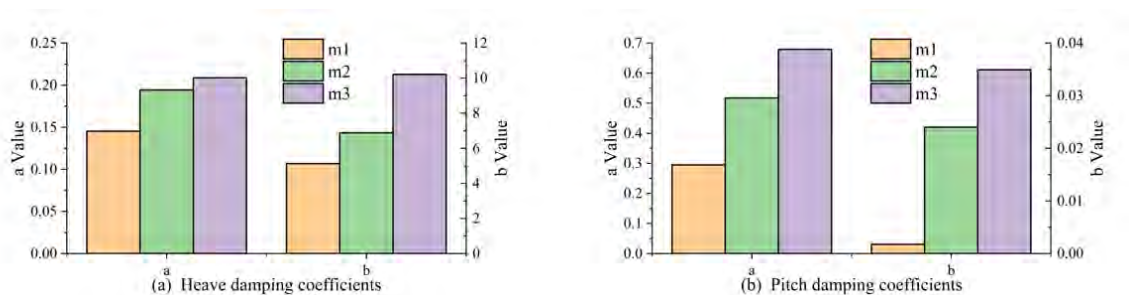


图 3-12 不同 FPSO 模型阻尼系数

Fig.3-12 Damping coefficients of different models



图 3-11 为无阻尼结构 FPSO (m1) 垂荡运动静水衰减时历曲线及相应的消灭曲线, 图 3-12、表 3-7 为各阻尼结构下的 FPSO 在垂荡和纵摇情况下的阻尼系数。

表3-7 不同 FPSO 模型的阻尼系数

结构型式	垂荡阻尼系数			纵摇阻尼系数		
	a	d	b	a	d	b
m1	0.145	0.046	5.132	0.295	0.094	0.002
m2	0.194	0.062	6.879	0.517	0.165	0.024
m3	0.209	0.066	10.211	0.679	0.216	0.035

由表 3-7 和图 3-12 可以看到, 随着阻尼结构的设置和改进, 相应的阻尼系数均有提高。相比于 m1, 其余两种结构的垂荡运动消灭曲线一次项系数 a 分别增加 33.8% 和 43.7%, 纵摇系数 a 分别增加 75.5% 和 130%。由于 a 可以表征兴波阻尼的大小, 阻尼结构的增加和锯齿结构的改进会给自由面带来更显著的兴波扰动, 达到改善运动的效果。

同时, 对比 m1, 其余两种结构垂荡阻尼系数 b 分别增加了 34% 和 99.0%, 纵摇阻尼系数 b 分别增加了 12.7 倍和 19.0 倍。由此可知, 阻尼结构的增加, 极大提升了纵摇运动的旋涡阻尼。而对于锯齿结构的设置, 在垂荡运动中旋涡阻尼的增加要比纵摇运动显著。

(3) 流场分析

a. 垂荡运动

从相同周期开始, 通过比较三种结构垂荡运动下的涡量和速度变化, 分析引起旋涡阻尼变化的主要原因。

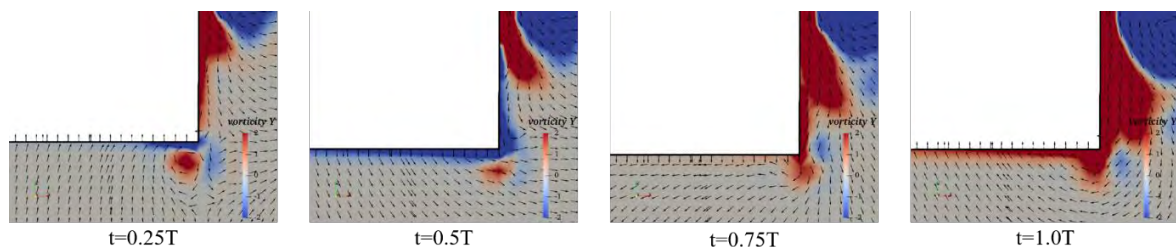


图 3-13 一个运动周期内 m1 在底部的涡量及流速方向

Fig.3-13 The vorticity and velocity direction of m1 at the bottom in a motion period

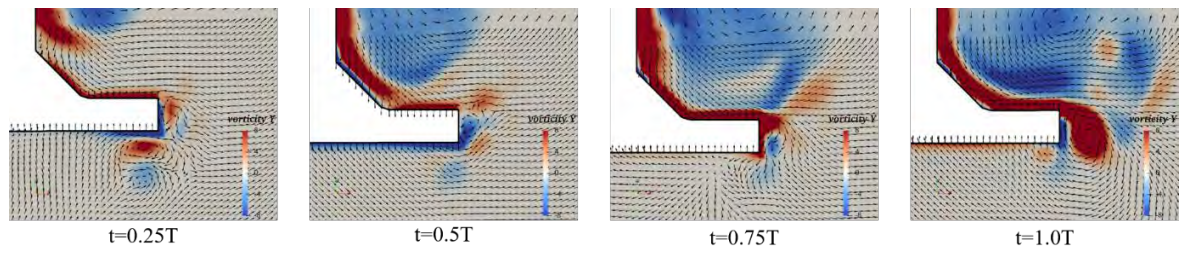


图 3-14 一个运动周期内 m2 在底部的涡量及流速方向

Fig.3-14 The vorticity and velocity direction of m2 at the bottom in a motion period

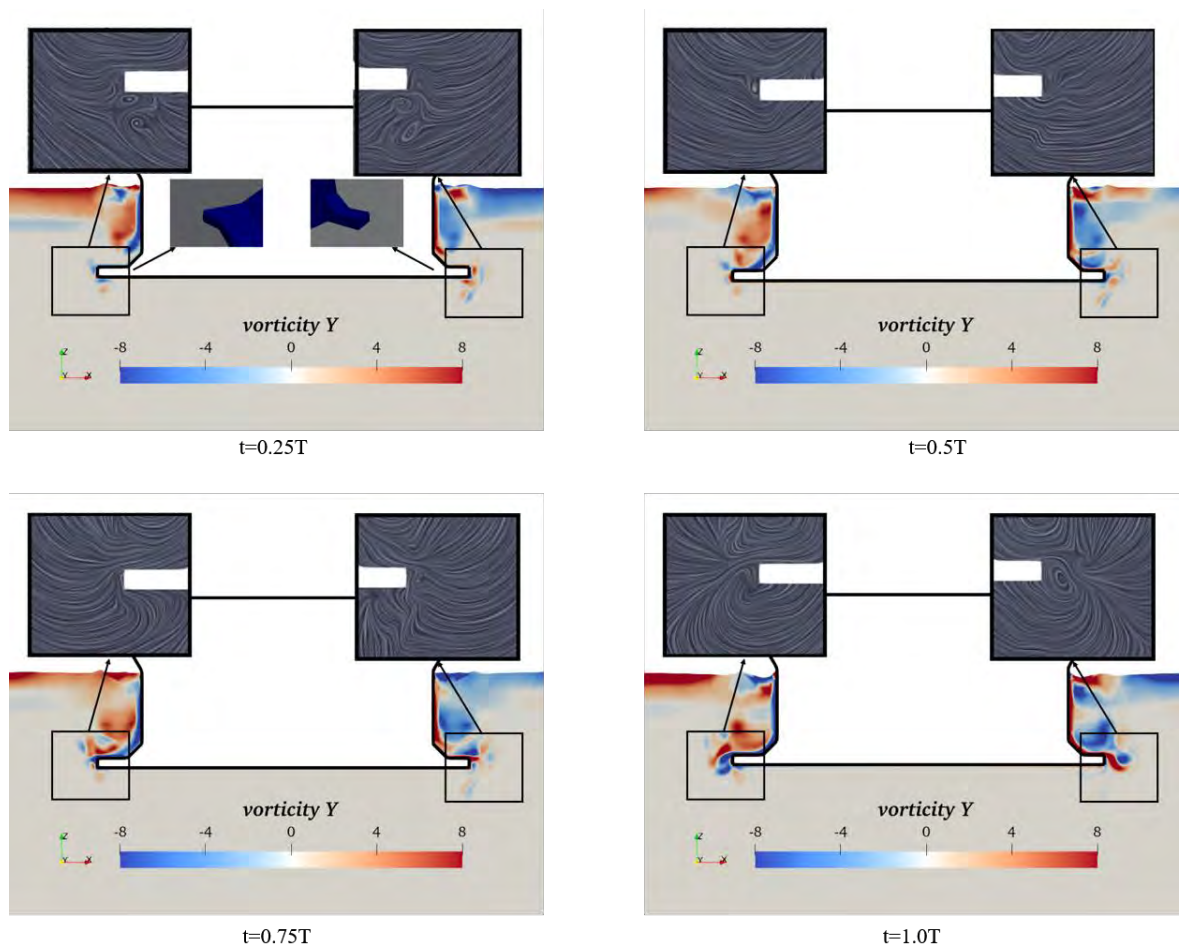


图 3-15 一个运动周期内 m3 在底部的涡量及局部流线分布

Fig.3-15 The vorticity and local streamline of m3 at the bottom in a motion period

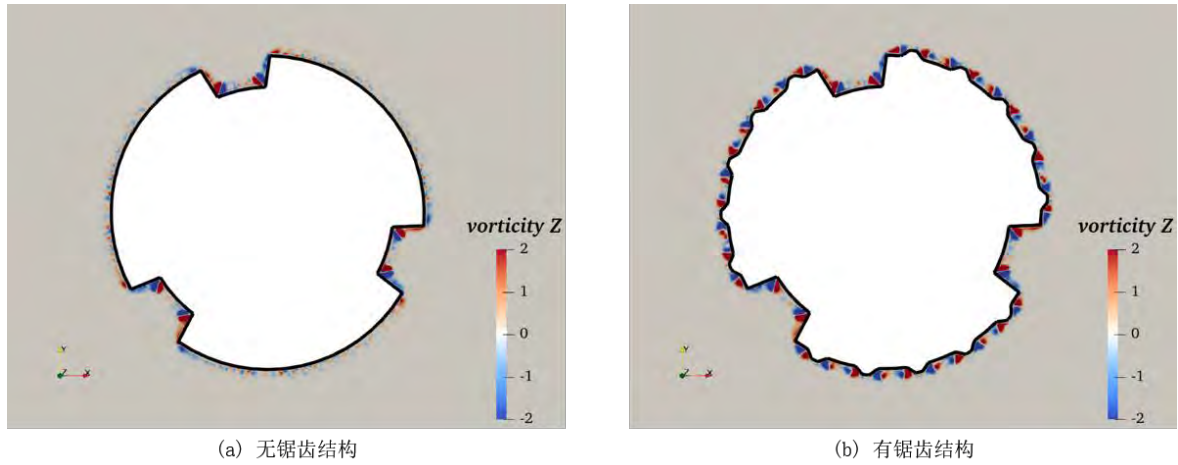


图 3-16 阻尼结构中部水平剖面的涡量分布

Fig.3-16 Vorticity distribution of horizontal section in the middle of the anti-motion structure

图 3-13 表明, 无阻尼结构时, 涡脱现象并不明显, 且由图例色带可知, 周期内涡量强度最大在 2 左右。当增加了阻尼结构后 (图 3-14), Y 方向的涡量增加明显, 且最大涡量强度在 8 左右。如图 3-15 中 $t=0.25T$ 子图所示, 中纵剖面的左下角为通过锯齿中央的截面, 右下角没有通过锯齿。通过比较两处截面的附近的涡量分布和流线变化, 可以看到在 Y 方向涡量强度和分布变化并无显著不同。比较 m2、m3 两种结构在一个周期内阻尼结构中部水平剖面的最大涡量分布可知, 如图 3-16 所示, 在预留导缆孔的阻尼结构开口处, 两者涡量变化几乎一致。同时, 锯齿的增加引起 Z 向涡量在各锯齿之间的较大增加, 而这一涡量强度已与无阻尼结构 FPSO (m1) 垂荡运动时的最大涡量持平, 甚至超出。因此, 可以得出以下结论: 增加锯齿结构相当于部分的扩展了阻尼结构的外径, 增大了阻尼结构与水体接触的边锋长度, 不仅引起垂直方向泄涡的总量增加, 同时由于锯齿之间形成的曲面, 也会引起 Z 向涡量增加来增大旋涡阻尼。

b. 纵摇运动

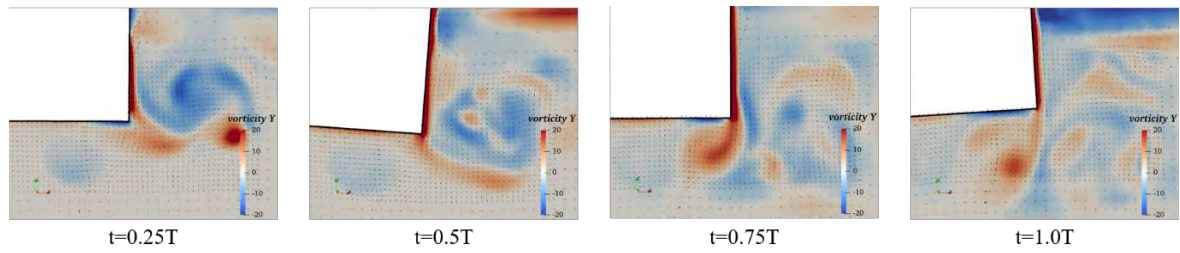


图 3-17 一个运动周期内 m1 在底部的涡量及流速方向

Fig.3-17 The vorticity and velocity direction of m1 at the bottom in a motion period

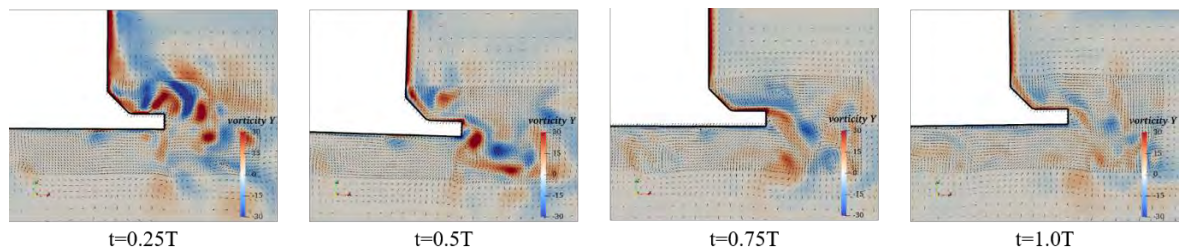


图 3-18 一个运动周期内 m2 在底部的涡量及流速方向

Fig.3-18 The vorticity and velocity direction of m2 at the bottom in a motion period

图 3-17 中图例色带的最大绝对值为 20，设置阻尼结构后最大值为 30，对比图 3-18、图 3-19 可知，阻尼结构和锯齿结构的增加主要引起旋涡分布范围和和涡量强度的增大。对比图 3-19 中截面左右角处的涡量分布和强度，可以看到，锯齿截面附近的涡量强度较无锯齿截面处的较小。观察无锯齿截面附近在一个纵摇周期内的涡量和流线，可以发现，在阻尼结构上表面始终有强度较大的旋涡产生。这一现象的可能原因：由于阻尼结构的增加会带动更多的附加质量，并且在纵摇运动中表现更突出，由图 3-18 可知，平台截面壁面附近流体的流速方向，一直沿着壁面运动，从自由界面到阻尼结构水平末端的路径长度越短，形成的旋涡强度越强。通过图 3-19 中自由界面下平台壁面附近的涡量变化，可以得出以下结论：本文所研究的圆筒型 FPSO 作为浅吃水结构，在泄涡等方面极易受到自由界面的影响。

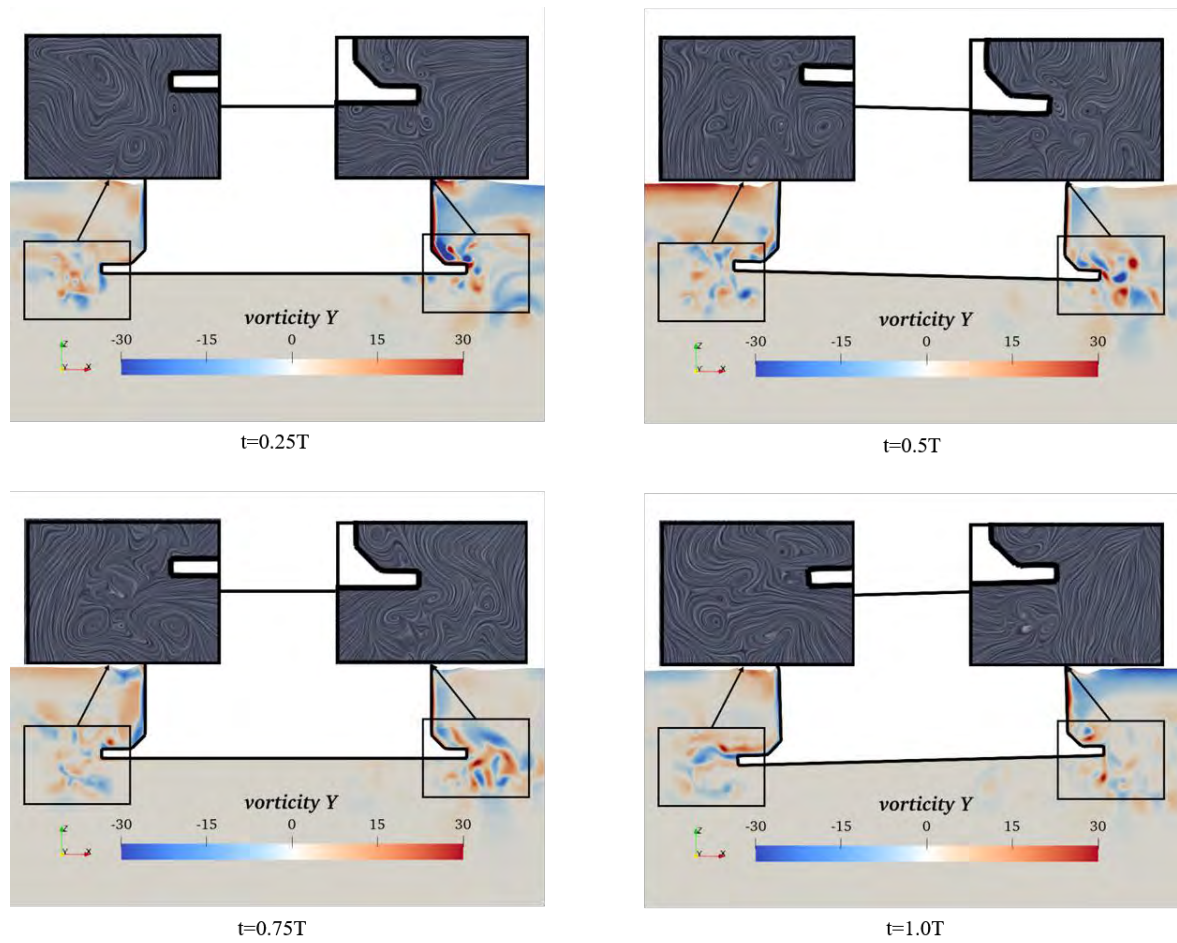


图 3-19 一个运动周期内 m3 在底部的涡量及局部流线分布

Fig.3-19 The vorticity and local streamline of m3 at the bottom in a motion period

3.3 本章小结

本章对本文采用的 CFD 求解器进行了数值验证，并对阻尼结构在垂荡和纵摇运动响应中的作用进行了对比研究。

先对传统的圆筒型 FPSO 进行了 CFD 模拟，应用自由衰减方法，得到了 FPSO 的垂荡和纵摇的固有周期，与试验结果吻合良好，证明了求解器对求解平台运动的可靠性。

其次，以是否具有阻尼结构、阻尼结构上是否设置有锯齿两个指标建立了三种圆筒型 FPSO 模型：无阻尼结构 FPSO、无锯齿阻尼结构 FPSO、带锯齿阻尼结构 FPSO，



采用自由衰减方法对其进行了垂荡、纵摇两个方向自由度的数值模拟。将带锯齿阻尼结构 FPSO 的 CFD 数值计算结果与试验结果取得验证之后, 引入二次阻尼假设, 经过快速傅里叶变换得到三种模型的垂荡和纵摇固有周期, 采用消灭曲线法得到其阻尼系数, 通过数据结果的对比得到以下结论:

(1) 设置阻尼结构可以使平台垂荡和纵摇运动的固有周期显著提高。在目前吃水、重心一致的工况设置下, 在阻尼结构上添加锯齿会改善运动的固有周期, 但效果并不显著。

(2) 阻尼结构的增加和锯齿结构的改进会给自由面带来更显著的兴波扰动, 同时会增加运动中的旋涡阻尼, 达到改善运动的效果。设置了锯齿结构后, 在垂荡运动中旋涡阻尼的增加要比纵摇运动显著。

通过比较三种结构运动中的涡量和速度变化, 对流场情况进行分析, 得到以下结论:

(1) 增加锯齿结构相当于部分的扩展了阻尼结构的外径, 增大了阻尼结构与水体接触的边锋长度, 不仅引起垂直方向泄涡的总量增加, 同时由于锯齿之间形成的曲面, 也会引起 Z 向涡量增加来增大旋涡阻尼。

(2) 圆筒型 FPSO 作为浅吃水结构, 在泄涡等方面极易受到自由界面的影响。



第四章 阻尼结构开孔通海对平台固有周期和阻尼的影响

本章将通过在初始模型的阻尼结构上开孔使其通海来比较两种模型的垂荡固有周期和阻尼性能。首先采用自由衰减方法得到初始模型和开孔模型的垂荡固有周期，并初步求得无量纲阻尼系数。之后应用强迫垂荡运动方法，通过对多个运动周期的数据进行统计，由相关公式计算得到两种模型下附加质量、阻尼系数和固有周期。对比两种方法下得到的结果，分析平台阻尼结构开孔通海对平台固有周期和阻尼的影响。

4.1 初始模型

本文的初始平台模型如图 4-1 所示，为简化称呼，命名为 M0。作业水深 330 m，试验模型缩比 1：82.5。



图 4-1 圆筒形 FPSO 数值计算模型图 (M0)

Fig.4-1 Overview of the model (M0)

根据傅汝德数 (Fr) 和斯特劳哈尔数 (St) 相等，由缩尺关系可以得出模型尺度参数，主要参数如表 4-1 所示。

表4-1 FPSO 主要状态参数实尺度及模型尺度

参数名称	单位	实尺度	模型尺度
月池直径	m	12	0.145
平台水线处直径	m	88	1.067
阻尼结构外径	m	110	1.333
主甲板高	m	45	0.545
吃水	m	32	0.292
排水重量	t	208548.8	0.366
重心高(距基线)	m	24.09	0.292

4.1.1 计算域设置

以平台在水线面处的中心为原点建立笛卡尔坐标系，坐标系遵循右手定则。在此坐标系下建立计算域，计算域的划分如下： $-8\text{m} \leq X \leq 8\text{m}$ ， $-8\text{m} \leq Y \leq 8\text{m}$ ， $-5\text{m} \leq Z \leq 2\text{m}$ ，如图 4-2 所示。

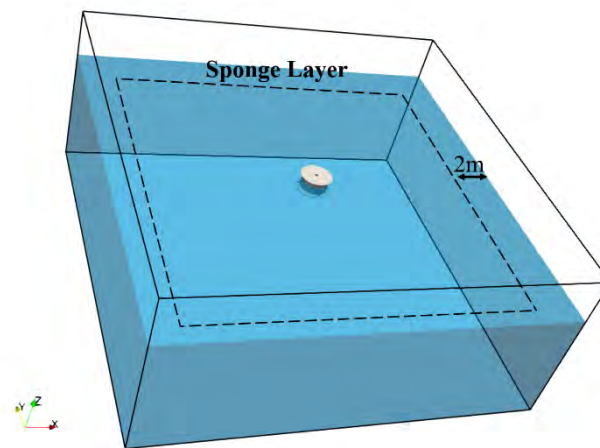


图 4-2 计算域设置

Fig.4-2 Computational domain

平台模型附近加密区设置如图 4-3 所示，图中数字表示网格加密等级，level0 表示初始背景网格尺寸，level n 意味着将 level (n-1) 的网格单元每个边进行两等分处理，

即将网格单元分裂为四个更精细的网格单元。同时在计算域周围设置长度为 2m 的消波区（图 4-2）来防止辐射波在传播到边界时导致波浪反射。最终网格数为 160 万，时间步长为 0.001s。

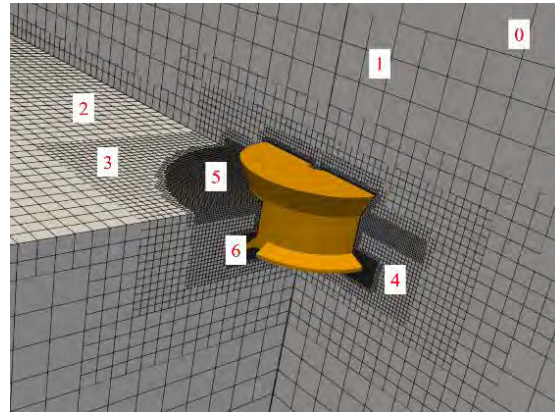


图 4-3 网格划分

Fig.4-3 Mesh size distribution

4.1.2 结果分析

数值模拟得到垂荡衰减时历曲线以及经过快速傅里叶变换（FFT）之后的结果如图 4-4 所示。

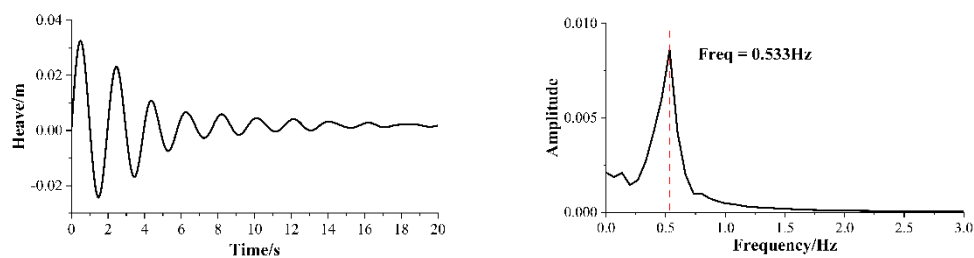


图 4-4 垂荡自由衰减时历曲线及 FFT 结果

Fig.4-4 Heave free decay curve and FFT result

参考模型试验中由静水衰减试验获得的满载吃水下平台垂荡固有周期，并进行模型尺度变换，将其与 CFD 数值模拟结果对比如表 4-2。

表4-2 固有周期对比表

	垂荡模型尺度固有周期
试验结果/s	17.221
CFD 计算结果/s	17.031
相对误差/%	1.10

由表 4-2 可得，CFD 模拟结果与试验结果吻合良好，证明了当前网格划分和加密布置、相关计算参数设置的合理性。

4.2 阻尼结构开孔通海

在阻尼结构上下表面开孔（图 4-5、图 4-6），使其与海水相通。模型周围网格（图 4-7）与 M0 一致，同时在开孔周围进行高等级加密，以实现捕捉精度。图 4-8 为开孔处网格，已实现较精确的特征捕捉。最终网格数为 327 万。

阻尼结构顶部和底部阻尼孔的形心的水平投影坐标不同，这样流体在进出阻尼孔的过程中会进行相对复杂的水流运动，形成湍流，从而增加阻尼^[18]。

保持吃水等主尺度不变，阻尼结构通海之后平台的排水量为 342.482kg。

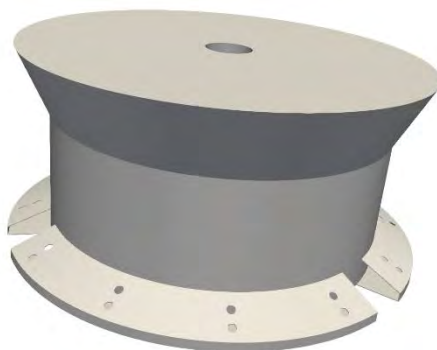


图 4-5 圆筒形 FPSO 数值计算模型图（M1）

Fig.4-5 Overview of the model (M1)



图 4-6 阻尼结构底部开孔示意 (M1)

Fig.4-6 Lower plate of M1

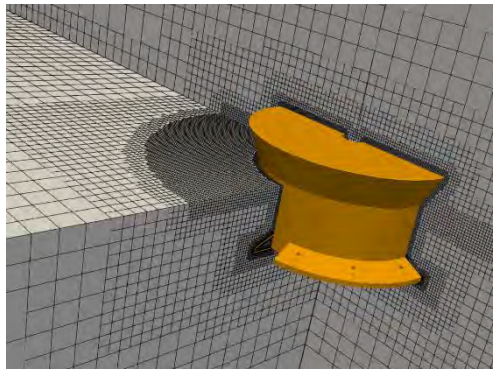


图 4-7 网格划分 (M1)

Fig.4-7 Mesh size distribution of M1

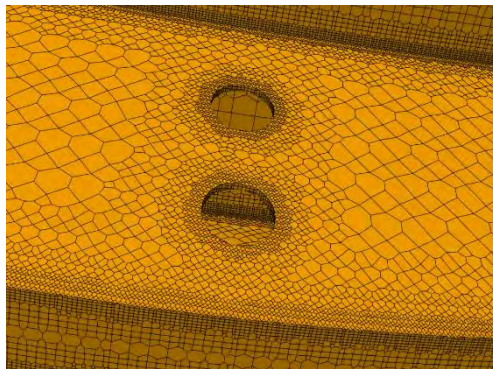


图 4-8 开孔处网格

Fig.4-8 Grid refinement around holes

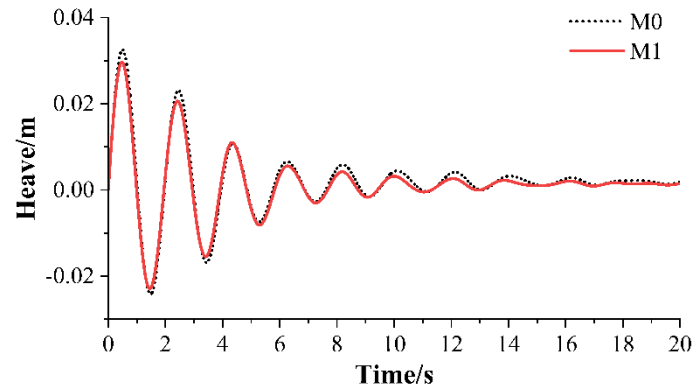


图 4-9 衰减曲线对比 (M0,M1)

Fig.4-9 Comparison of heave decay curves of M0 and M1

图 4-9 中对 M0, M1 两种模型垂荡自由衰减的时历曲线进行了对比, 经过 FFT 得到的结果与图中显示一致: 二者在固有周期方面几乎没有区别。但从图中可以看到, 在阻尼结构上开孔使其通海, 可以在阻尼方面有比较明显的改善。

忽略阻尼对固有周期的影响, FPSO 的周期 T_z 可以通过式 (1-5) 得到。由于阻尼结构通海, 导致 M0 的本身质量即排水量 m 减小了 Δm , 附加质量 m_a 增加了 Δm_a 。但是这两个增减量的数值几乎相同, 所以 M1 的总质量 $m+m_a$ 与 M0 基本一致。

根据式 (1-7) 计算无量纲阻尼系数 d , 并取时历曲线中前 6 个周期的计算平均值。M0, M1 的无量纲阻尼系数分别为 0.069, 0.079。

4.3 强迫垂荡运动

垂荡运动时, 圆筒型 FPSO 的阻尼系数和附加质量与运动频率和 KC 数相关。因此, 在数值模拟中保持 M0 和 M1 有相同的运动频率和 KC 数。图 4-9 中二者的第一个振幅都在 0.03m 左右, 同时二者有着几乎相同的周期。综上, A 取为 0.03m, ω 取为 3.35, 并代入式 (1-15) 中得到强迫运动方程, 由式 (1-22) 得到此时平台垂荡振动的 KC 数为 0.14。

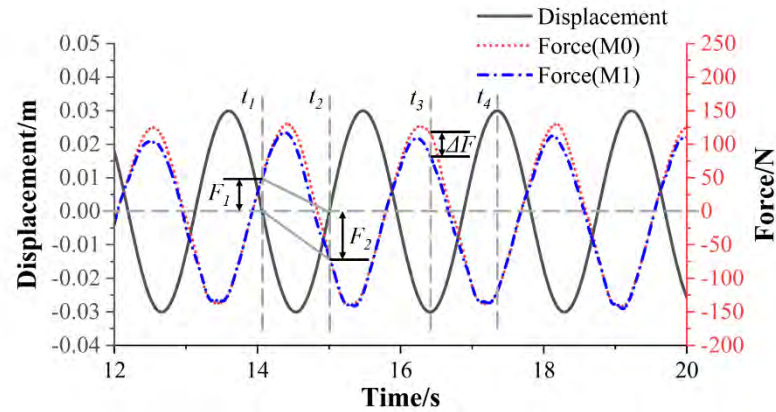


图 4-10 模型正弦运动时力与位移图 (M0, M1)

Fig.4-10 Force and displacement curves of M0 and M1

在本文中，如果得到的信号不是标准正弦曲线，将通过一阶傅里叶变换得到 F_0 和 φ 。^[21]

$$F = F_0 \sin(\omega t + \varphi) + C_0 \quad (4-1)$$

两种模型受力得到的参数以及相关公式结果如下表 4-3 所示。

表4-3 M0 和 M1 强迫运动参数表

Parameters	M0	M1
$\omega(\text{rad/s})$	3.35	3.35
$A(\text{m})$	0.03	0.03
$F_0(\text{N})$	131.002	131.002
$\varphi(\text{rad})$	-2.668	-2.578
$C_0(\text{N})$	-5.645	-13.502
$A_w(\text{m}^2)$	0.878	0.878
$c(\text{N/m})$	8609.787	8609.787
$m(\text{kg})$	366.456	342.482
$m_a(\text{kg})$	420.911	438.263
$m + m_a(\text{kg})$	787.367	780.745
$b(\text{N}\cdot\text{s/m})$	594.510	696.366
d	0.114	0.134
$T(\text{s})$	17.258	17.186

通过表中得到的附加质量，代入式 (1-5)，得到两种模型对应的固有周期，将结果转换到实尺度，分别为 17.258s、17.186s，二者几乎一致。

综合两种方法得到的结果，阻尼结构开孔通海对圆筒型 FPSO 垂荡运动的固有周期影响不大，但对运动的阻尼有较明显的效果。从垂荡强迫振动得到的结果来

看，开孔通海使阻尼系数增大了 17%。对比两种方法计算所得的无量纲阻尼系数，由衰减时历曲线得到的结果较小，但均显示阻尼结构开孔通海可以使得阻尼增大。

在图 4-10 中 t_1 、 t_2 处， $\sin(\omega t) = 0$ 。此时， $|F| = |b\omega A|$ 。两种模型受力曲线几乎一致。 F_1 小于 F_2 ，即平台向上运动时产生的阻尼比向下运动时要大，即阻尼系数要大。当平台向上运动时，主要由阻尼结构上表面边缘发生边界层分离及泄涡过程，由此推断，在平台垂荡运动过程产生的阻尼中，阻尼结构上表面的贡献要大于下表面的贡献。参考表中拟合数据，傅里叶分析中常数项的大小可能就反映了不对称结构在运动时导致的不对称性。

在图 4-10 中 t_3 、 t_4 处， $\sin(\omega t) = 1$ 。此时， $|F| = |(m_a\omega^2 - c)A|$ 。在 t_4 时刻，二者曲线几乎一致。 t_3 时刻， M_0 受力较 M_1 大。图中 ΔF 的值就由于两种模型附加质量 m_a 的差异决定。同时，水动力曲线的差异主要就集中在平台运动位移在平衡位置以下的半个周期内。可能原因为：当平台位移在平衡位置以上时，受到自由面的限制，两种模型在附加质量上的表现相差不大；当位于平衡位置以下时，自由面的限制作用较小，使附加质量的差异表现了出来。

4.4 流场分析

本节选取强迫运动中受力情况稳定后的一个运动周期，如图 4-11 所示，选取 $t=0.25T$ ， $0.5T$ ， $0.75T$ ， $1T$ 四个时刻分析两种模型阻尼结构周围的流场情况。

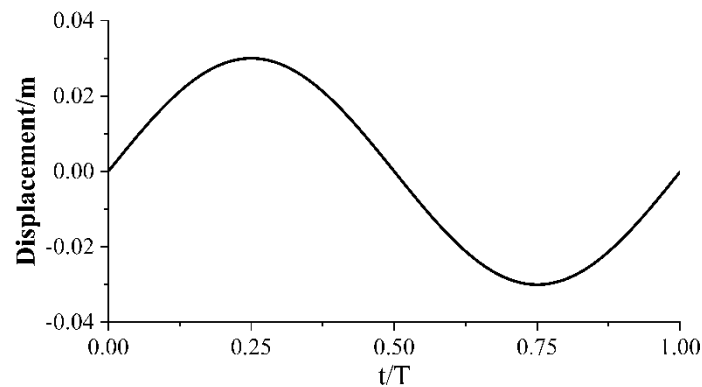


图 4-11 一个稳定的强迫运动周期

Fig.4-11 A steady motion cycle of forced motion

4.4.1 M_0 涡量图

如图 4-12 所示，取以 y 方向作为法向的截面进行涡量分析。平台垂荡运动，主要由阻尼结构上下边缘产生边界层分离，形成旋涡。从 $t=0.25T$ 、 $0.5T$ 时的涡量图可

以看出,平台向上运动时,上边缘完成一次完整的泄涡。同时,下边缘的边界层开始分离,但被上边缘的涡量切断,并没有完成完整的泄涡。在整个周期内,阻尼结构的上边缘附近始终有明显的、较大的涡量。同时,在图中左上角可以看到许多的明显的涡量,而图中右下角处的涡量强度在 0 左右。由于圆筒型 FPSO 为浅吃水结构,平台运动与自由面相互作用,对平台吃水周围的流场产生明显影响,同时也导致了阻尼结构上下边缘泄涡的不对称现象。

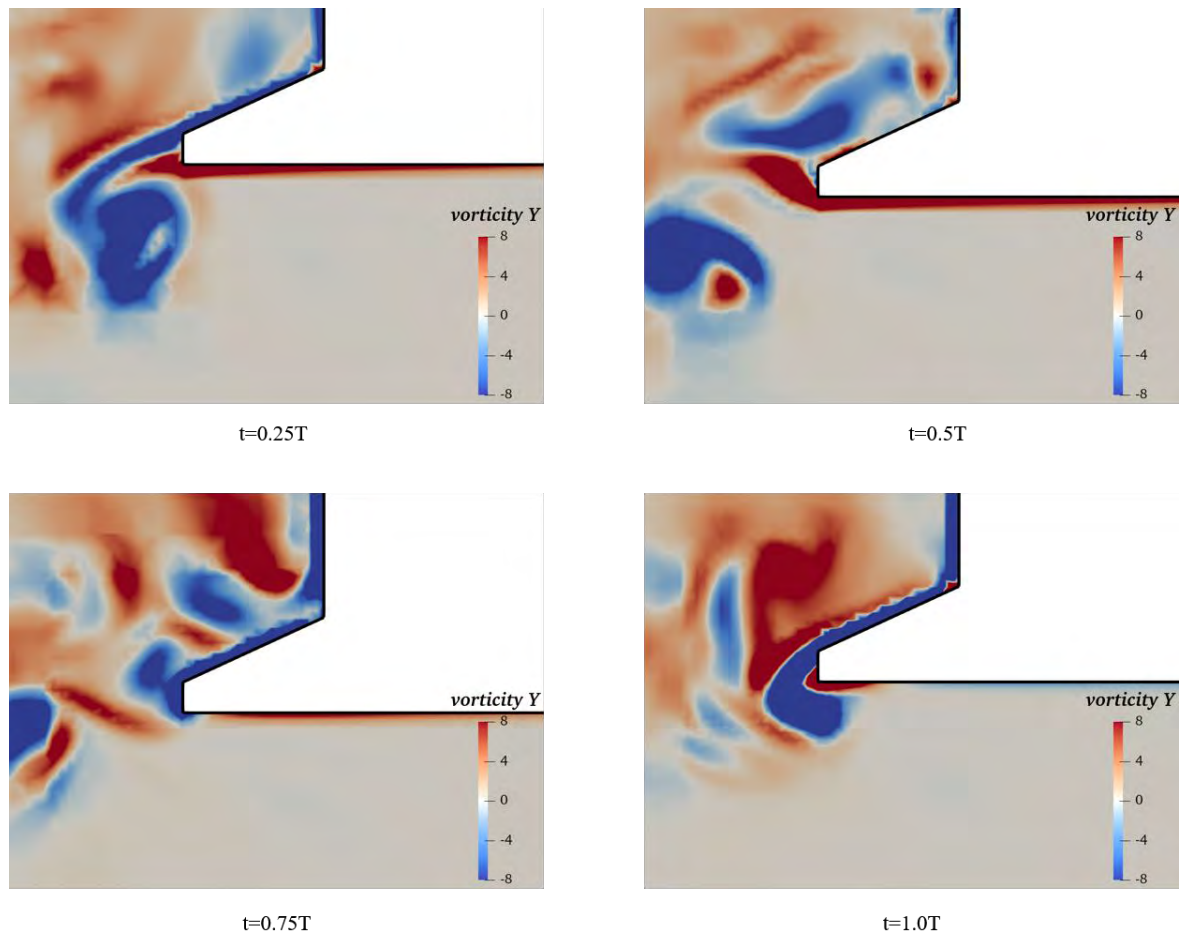


图 4-12 M0 涡量场

Fig.4-12 Vorticity contours of M0

4.4.2 M1 速度场

由于 M1 阻尼结构上下开孔位置在垂直方向错位排布,取同一时刻,对上下部位开孔处分别作截面,对阻尼结构处的速度场(图 4-13)进行分析。从开孔处速度分布来看,上下开孔的速度方向一致,且均与运动方向相反。即平台向上运动时,水流从上边两孔流入,从下孔流出;向下运动时,水流流动方向正好相反。

图 4-13 中同时画出了流场流线分布, 可以看到, 阻尼结构中分布有许多旋涡。这些旋涡由于开孔位置形成的边锋、阻尼结构内部的角落、通海导致的水流流动等原因产生。同时也可以增大平台运动中的旋涡阻尼。

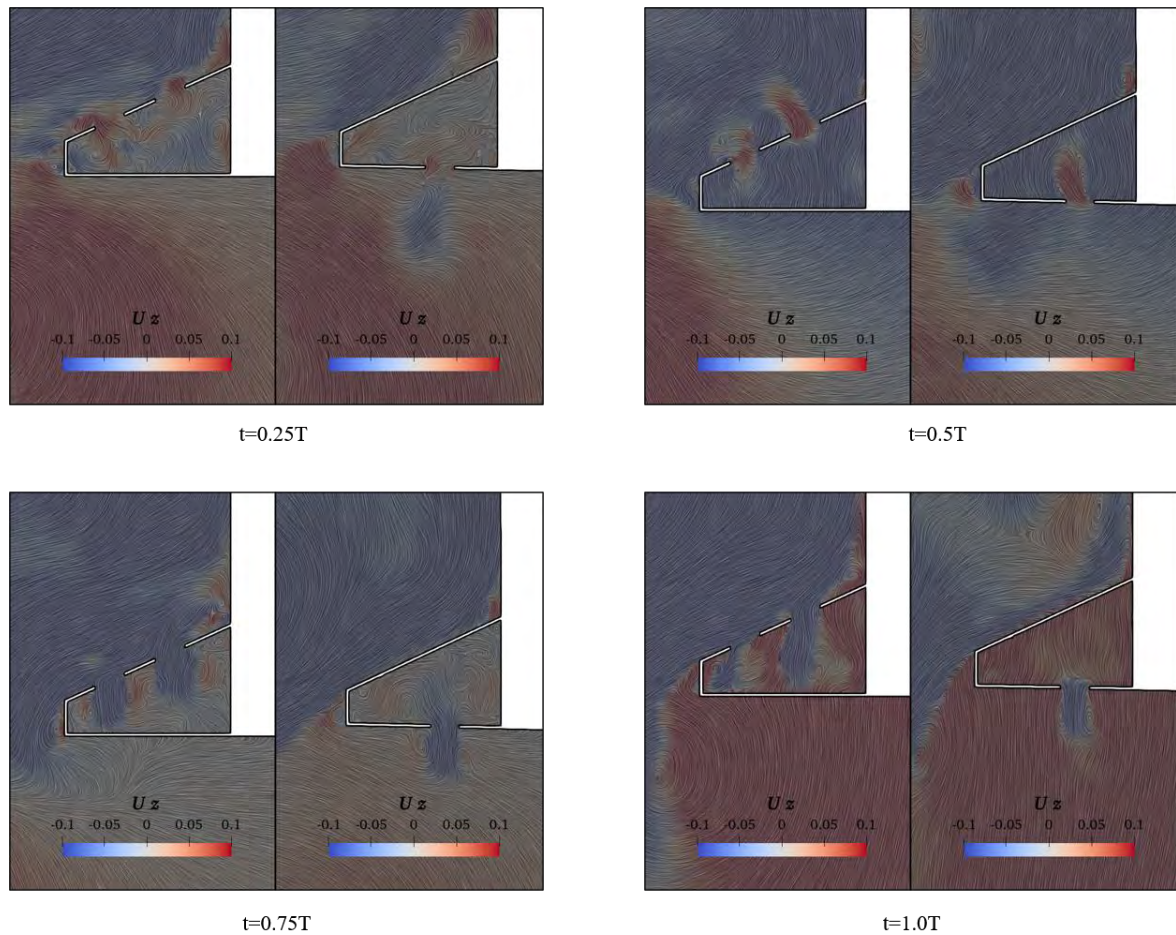


图 4-13 M1 速度场

Fig.4-13 Velocity field of M1

4.5 本章小结

本章在对网格划分和参数设置的计算精度进行验证之后, 通过垂荡自由衰减、强迫垂荡运动两种方法对平台阻尼结构是否开孔通海的两种模型垂荡运动进行了 CFD 数值模拟, 分析两种平台的垂荡固有周期和阻尼得到以下结论:

- (1) 阻尼结构开孔通海对圆筒型 FPSO 垂荡运动的固有周期影响不大。通海可



以使垂荡运动的附加质量增大，同时会损失部分排水量，最后使平台总质量的变化不明显，甚至略有减小，使得通海模型的固有周期略小于初始模型。

(2) 阻尼结构开孔通海对圆筒型 FPSO 垂荡运动的阻尼有较明显的效果。

通过对两种模型运动的流场情况进行分析，得到以下结论：

(1) M0 在垂荡运动中，阻尼结构上边缘完成一次完整的泄涡，下边缘的涡脱在发展过程中会被上边缘的涡量切断。由于圆筒型 FPSO 为浅吃水结构，自由面对平台吃水周围的流场产生明显影响，同时也导致了阻尼结构上下边缘泄涡的不对称现象。

(2) M1 在垂荡运动中，上下开孔处的水流流速方向一致，且与平台运动位移方向相反。在开孔位置形成的边锋、阻尼结构内部的角落附近出现旋涡，同时通海导致的水流流动也会在阻尼结构内部产生涡量分布，这些因素增大了平台运动中的旋涡阻尼。



第五章 不同阻尼结构形状对周期及阻尼的影响

用与前一章中相同的网格区域划分,对带有不同阻尼结构的圆筒型 FPSO 进行模拟。

5.1 计算及数据比较

5.1.1 垂荡自由衰减计算

本节从提高 FPSO 的总质量和阻尼效果两个方面对阻尼结构进行调整。提高总质量根据式 (1-5) 可以提高周期。同时,对于垂荡板锥角大小,随着锥角度数的增加,垂荡阻尼系数和附加质量呈下降的趋势^[52]。基于以上两点考虑,将阻尼结构截面从梯形调整为矩形,即为 M2,如图 5-1。

在实尺度下,阻尼结构高度为 7.45m,实际建造中为了减小可能出现的液舱晃荡导致的稳性问题,同时加固结构,会对阻尼结构内部进行高度、周向和径向三个方向的分舱;通过减小阻尼结构的高度减小厚径比,使平台运动过程中涡脱效果更加明显,进而使阻尼增大;将一层垂荡板分为两层,增加结构物与水体接触的边锋长度,可以改善阻尼性能。基于以上考虑,将 M2 调整为 M3,此时 M3 单层垂荡板的高度为 2.2m,厚径比为 0.02,符合郑皓晖^[35]、王春宝^[34]等对于厚径比与阻尼效果的结论,如图 5-2。M0、M2、M3 的垂荡衰减时历曲线如图 5-3。根据 FFT (快速傅里叶变换) 得到三种模型的固有周期,如表 5-1 所示。可以看到, M2、M3 在固有周期上较 M0 有提升,在阻尼方面效果不明显。

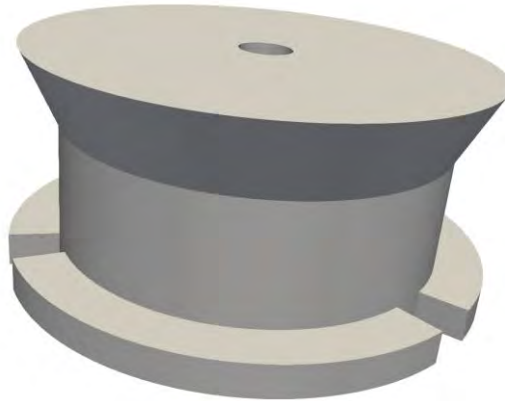


图 5-1 圆筒形 FPSO 数值计算模型图 (M2)

Fig.5-1 Overview of the model (M2)

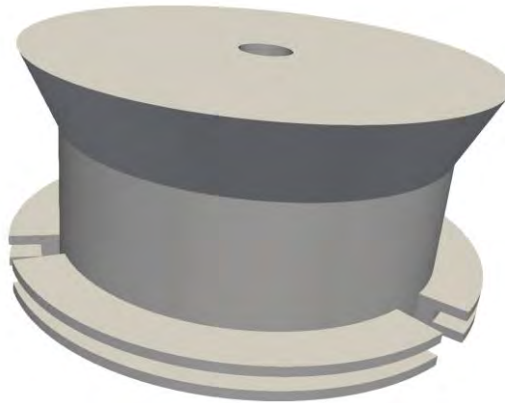


图 5-2 圆筒形 FPSO 数值计算模型图 (M3)

Fig.5-2 Overview of the model (M3)

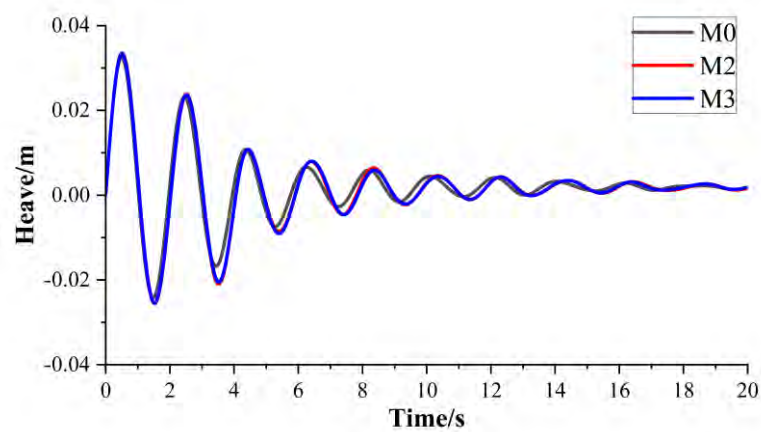


图 5-3 衰减曲线对比 (M0, M2, M3)

Fig.5-3 Comparison of heave decay curves of M0, M2 and M3

表5-1 固有周期对比表

	M0	M2	M3
固有周期/s	17.221	18.166	18.166

在固有周期提升不大的情况下,参考在垂荡板上开孔来实现阻尼提高,在阻尼结构上开孔。关于开孔率的大小,诸多文献中结论不一致。Molin^[39]提到开孔率略小于百分之二十的垂荡板能够使阻尼系数增加 4~5 倍;高鹏等^[43]认为当开孔面积达到 5.4% 时,阻尼效果最佳;吴维武等^[44]经过研究发现,在开孔率为 10%左右时,阻尼系数达到最大。但开孔会使 FPSO 的质量和附加质量减少,进而降低固有周期。因为本文的第一目标是提升固有周期,因此在底部板的开孔率上选取 5%左右这样一个保守的数值。

以 M3 为基础构型,以开孔位置为变量,设计如下三种构型: M4 (图 5-6) 只有底部板开孔 (图 5-5), M5 (图 5-7) 只有顶部板开孔 (图 5-4), M6 (图 5-8) 在顶部、底部板均开孔。上、下部开孔直径为 2m,月池直径为 12m。将导缆孔位置的开槽也作为开孔率进行计算。下层板的总面积为以阻尼结构外径为直径的圆形,开孔面积为月池、开孔、开槽之和,开孔率为 5.08%;上层板的总面积为以阻尼结构外径、内径形成的环形,开孔面积为开孔、开槽之和,开孔率为 11.38%。

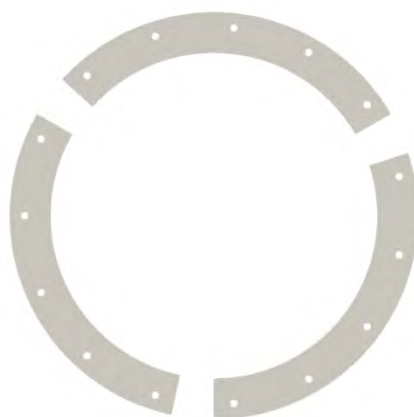


图 5-4 上层板开孔布置图

Fig.5-4 Upper plate holes layout

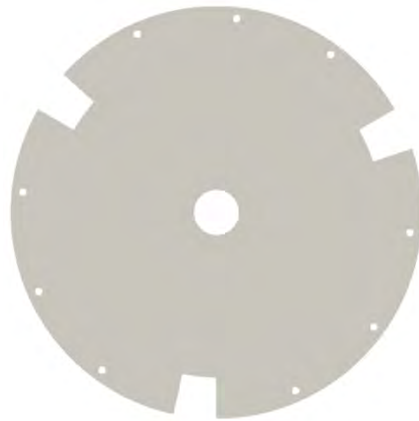


图 5-5 下层板开孔布置图

Fig.5-5 Lower plate holes layout

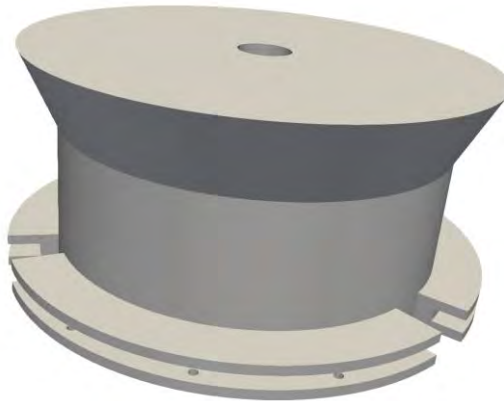


图 5-6 圆筒形 FPSO 数值计算模型图 (M4)

Fig.5-6 Overview of the model (M4)

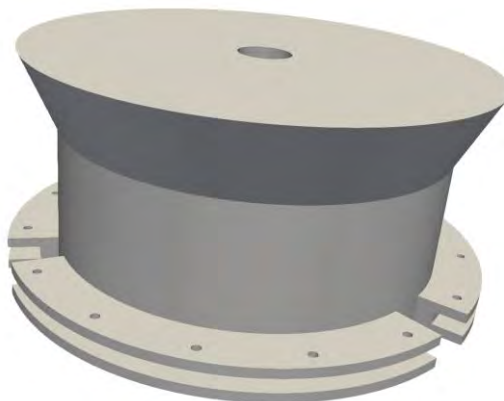


图 5-7 圆筒形 FPSO 数值计算模型图 (M5)

Fig.5-7 Overview of the model (M5)

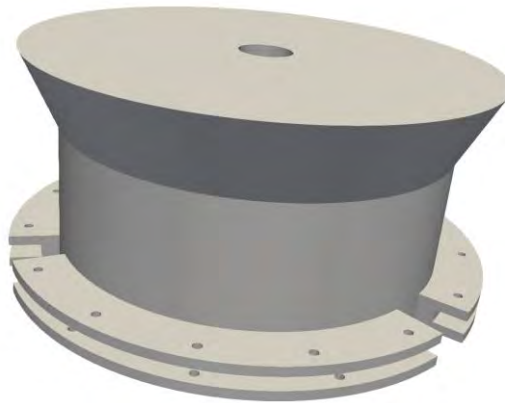


图 5-8 圆筒形 FPSO 数值计算模型图 (M6)

Fig.5-8 Overview of the model (M6)

M3、 M4、 M5、 M6 的垂荡衰减时历曲线如图 5-9。

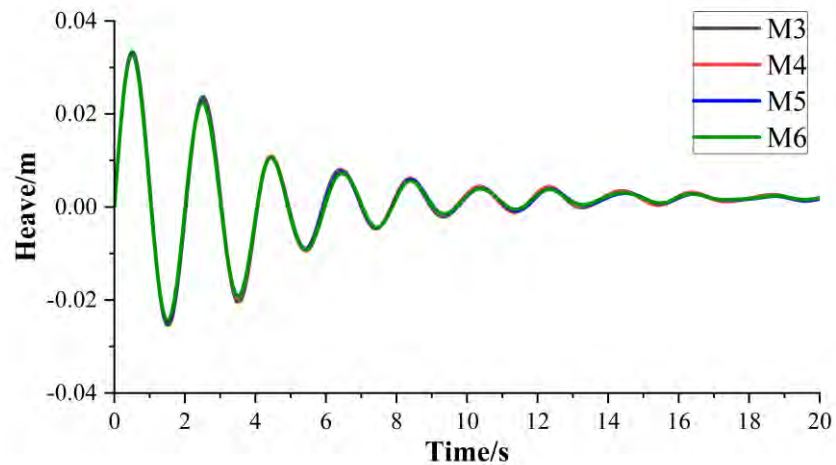


图 5-9 衰减曲线对比 (M3, M4, M5, M6)

Fig.5-9 Comparison of heave decay curves of M3, M4, M5 and M6

对阻尼结构上的开孔形状进行调整,使开孔截面为梯形,如图 5-10。新的模型为 M7,如图 5-11。

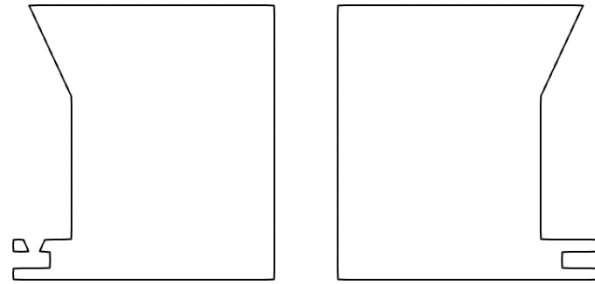


图 5-10 M7 截面图

Fig.5-10 Cross section of M7

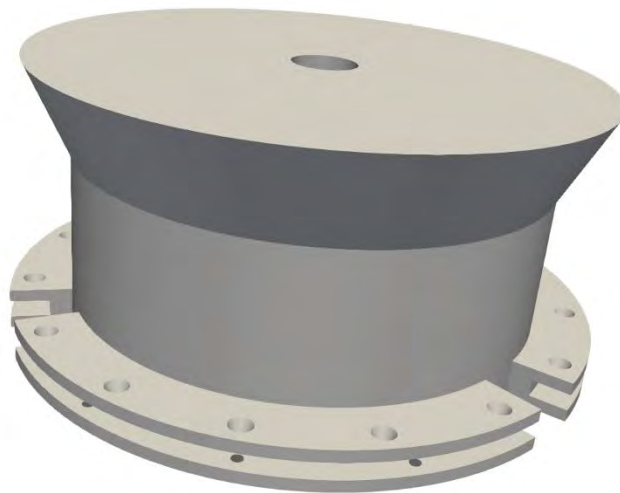


图 5-11 圆筒形 FPSO 数值计算模型图 (M7)

Fig.5-11 Overview of the model (M7)

M0、M6、 M7 的垂荡衰减时历曲线如图 5-12。

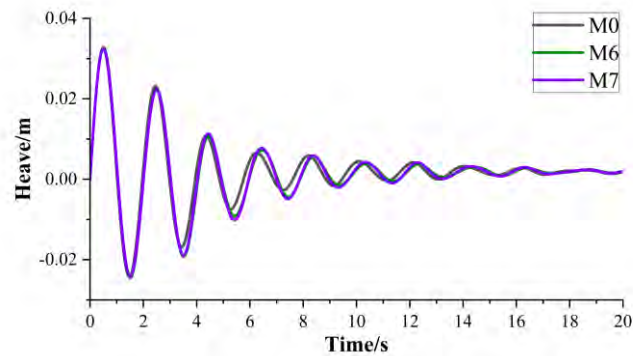


图 5-12 衰减曲线对比 (M0, M6, M7)

Fig.5-12 Comparison of heave decay curves of M0, M6 and M7

从图 5-12 中可以看到, M6、M7 两者均比原始模型 M0 的周期要大, 但二者时历曲线几乎重合, 阻尼性能上的区别并不明显。

5.1.2 垂荡强迫运动计算

通过自由衰减曲线测算阻尼系数需要足够多的运动周期^[25], 同时因为以上所有改动均在阻尼结构上进行调整, 得到的衰减时历曲线彼此之间差别不大, 得到的阻尼系数会有较大的误差。用强迫运动法对以上结构进行数值模拟, 各模型受力对比如图 5-13、图 5-14、图 5-15 所示, 数据拟合结果以及由该方法得到的固有周期和阻尼系数如表 5-2 所示。

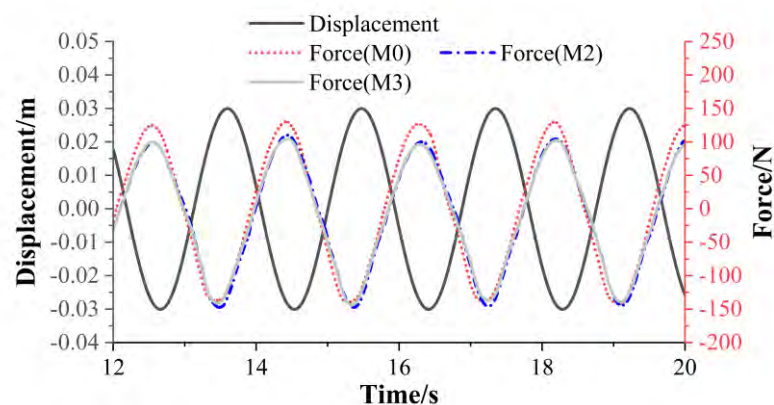


图 5-13 模型正弦运动时力与位移图 (M0, M2, M3)

Fig.5-13 Force and displacement curves of M0, M2 and M3

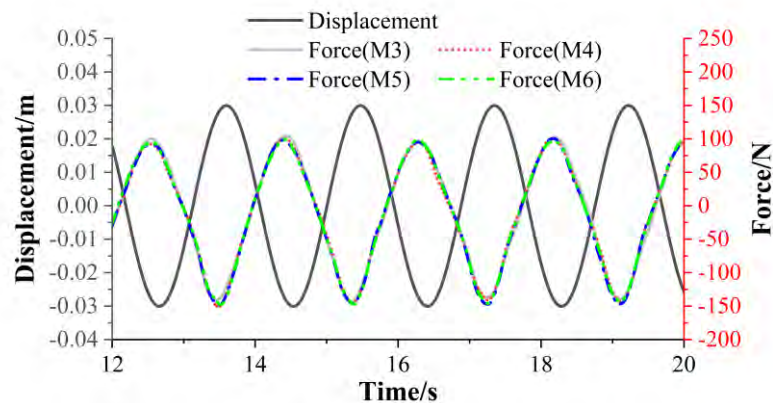


图 5-14 模型正弦运动时力与位移图 (M3, M4, M5, M6)

Fig.5-14 Force and displacement curves of M3, M4, M5 and M6

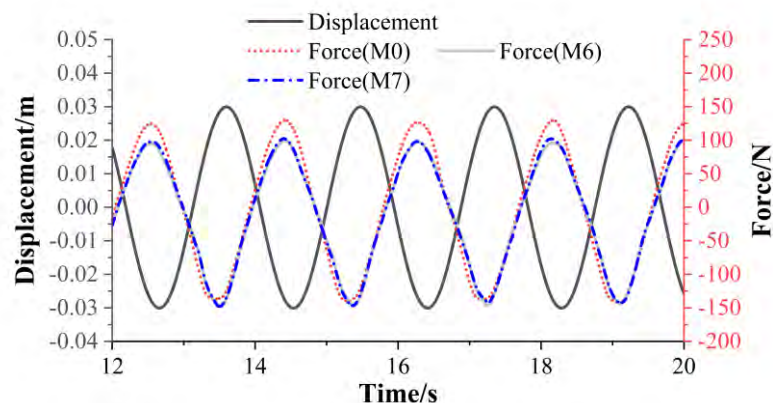


图 5-15 模型正弦运动时力与位移图 (M0, M6, M7)

Fig.5-15 Force and displacement curves of M0, M6 and M7

对表 5-2 中数据进行分析,所有模型的固有周期均在 17~18s,其中 M3 的周期最大。从阻尼系数 b 的角度来看, M1 的阻尼性能最好, M3 次之。综合来看,优先考虑固有周期,其次考虑阻尼系数, M3 的表现最优。

从固有周期的角度来看,在不改变主尺度的情况下,对阻尼结构进行调整,固有周期的提升不会很大。与初始模型相比,只在上下 1 秒的范围内浮动。

对比 M3, M4, M5, M6, M7 的计算结果,由于本文在阻尼结构的开孔率选择上较为保守,开孔之后的模型在垂荡运动时的总质量虽然比 M3 较低,但仍比初始模



型 M0 的总质量有明显增长。但阻尼系数 b 的结果对比与预期结果大有不同。在阻尼结构上开孔并没有使阻尼系数增加,反而出现了骤降。对比 M3,当在顶部板开孔(M5)时阻尼系数的减小最大,在底部板开孔(M4)时阻尼系数的减小量次之。相比于只在单层板上开孔,在两层板上均开孔(M6)时的阻尼系数会有明显回升;但当将开孔截面改为梯形(M7)后,阻尼系数再次下降。可以得出以下结论:即使仅在单层开孔,也依然会破坏不开孔时模型运动的整体阻尼性能;但随着双层均开孔,阻尼性能会提升。

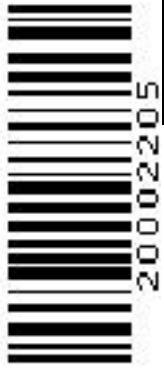


表5-2 结果汇总表

Parameters	M0	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7
$\omega(\text{rad/s})$	3.35	3.35	3.35	3.35	3.35	3.35	3.35	3.35
$A(\text{m})$	0.03	0.03	0.03	0.03	0.03	0.03	0.03	0.03
$F_0(\text{N})$	131.002	131.002	118.673	114.822	112.310	114.234	114.012	114.865
$\varphi(\text{rad})$	-2.668	-2.578	-2.615	-2.582	-2.707	-2.744	-2.684	-2.714
$C_0(\text{N})$	-5.645	-13.502	-14.493	-13.657	-14.542	-15.598	-14.740	-14.170
$A_w(\text{m}^2)$	0.878	0.878	0.878	0.878	0.878	0.878	0.878	0.878
$c(\text{N/m})$	8609.787	8609.787	8609.787	8609.787	8609.787	8609.787	8609.787	8609.787
$m(\text{kg})$	366.456	342.482	380.798	369.735	369.626	369.554	369.444	369.050
$m_a(\text{kg})$	420.911	438.263	465.235	481.072	464.661	453.769	463.902	456.722
$m + m_a(\text{kg})$	787.367	780.745	846.033	850.807	834.287	823.323	833.346	825.772
$b \text{ (N*s/m)}$	594.510	696.366	595.004	608.075	470.456	439.419	501.328	474.336
d	0.114	0.134	0.110	0.112	0.088	0.083	0.094	0.089
$T(\text{s})$	17.258	17.186	17.890	17.940	17.765	17.648	17.755	17.674
R 方	0.997	0.991	0.991	0.992	0.985	0.988	0.987	0.989

R 方表示用正弦曲线进行受力曲线拟合时的拟合优度。

5.2 流场分析

5.2.1 M2、M3 涡量图

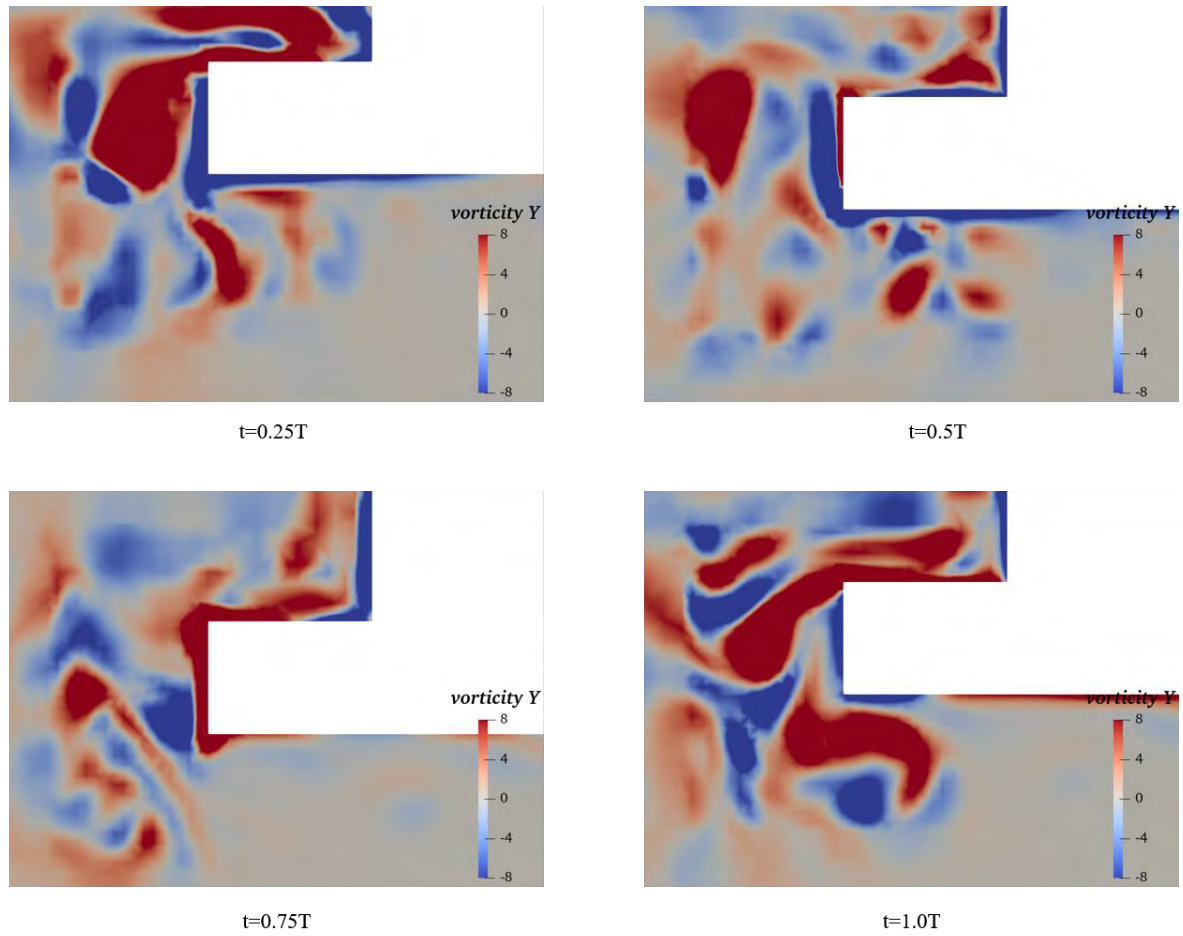


图 5-16 M2 涡量场

Fig.5-16 Vorticity contours of M2

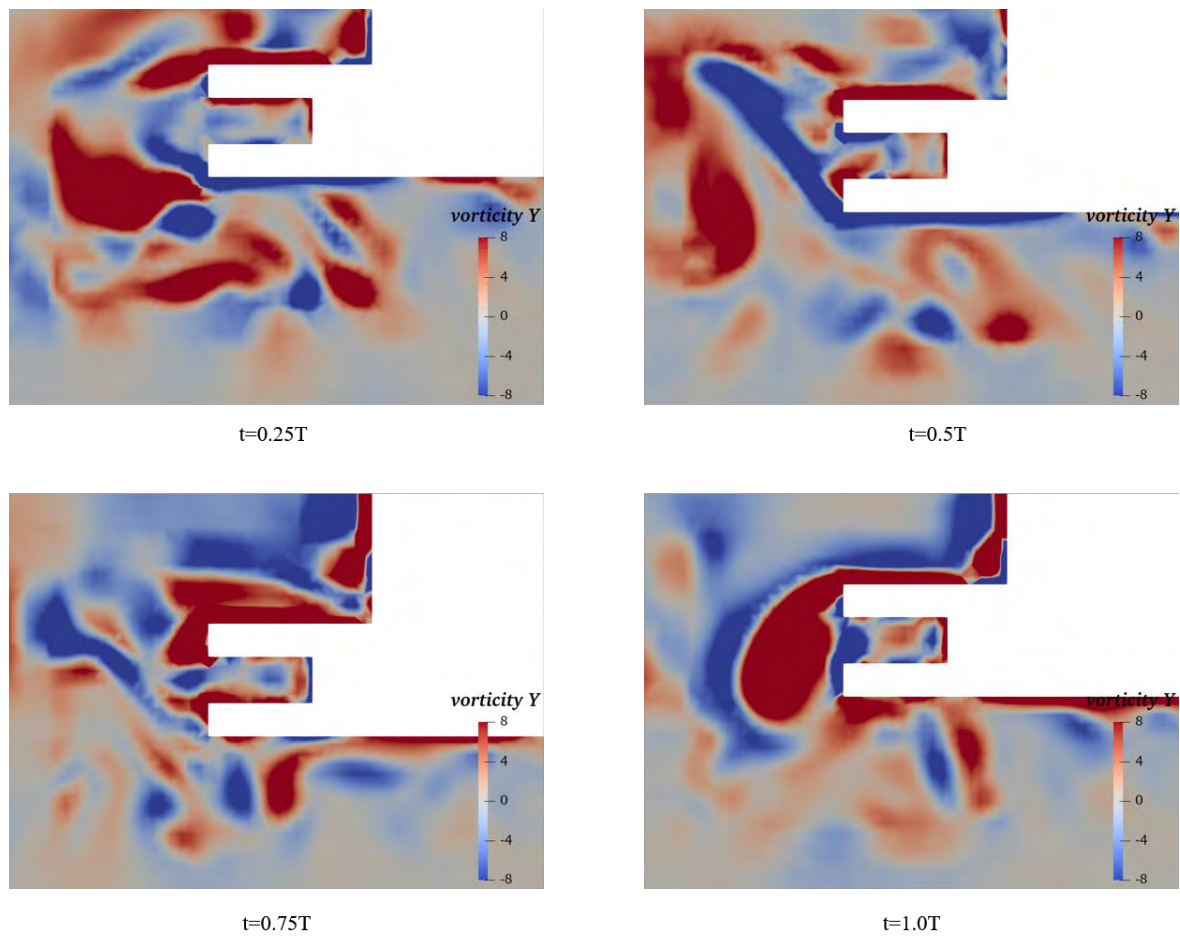


图 5-17 M3 涡量场

Fig.5-17 Vorticity contours of M3

从 M2、M3 的涡量图（图 5-16、图 5-17）可以明显看到，在一个垂荡运动周期内，阻尼结构上表面完成一次完整的脱涡。而阻尼结构的下表面处仅完成边界层的分离，便被上表面的涡量截断了涡脱的发展过程。这一过程深刻表现了圆筒型 FPSO 在垂荡运动中涡脱的不对称性。与 Spar 平台垂荡运动时垂荡板附近的涡量场（图 5-18）^[53]相比，这种不对称反映了 FPSO 作为浅吃水结构时受到的自由面影响。

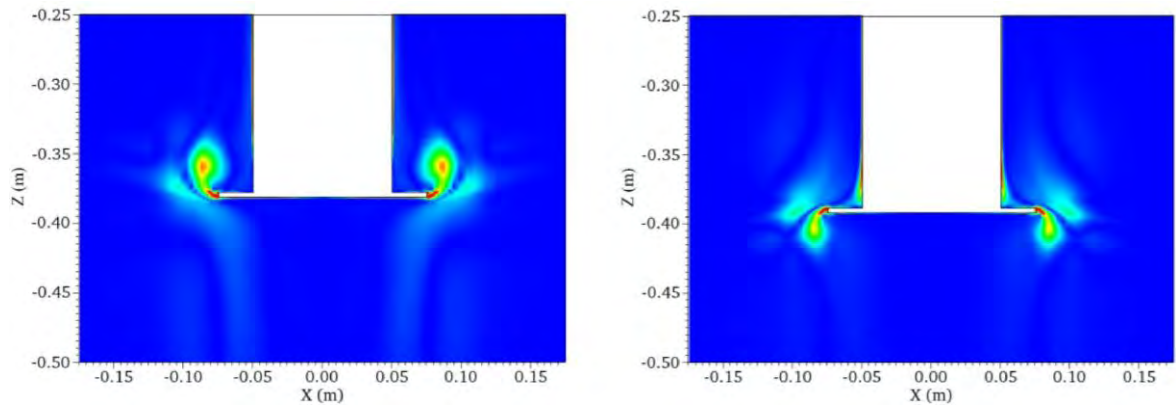


图 5-18 Spar 平台垂荡运动某时刻涡量场^[53]

Fig.5-18 Vorticity contours of Spar at heave motion^[53]

5.2.2 M4、M5 涡量图

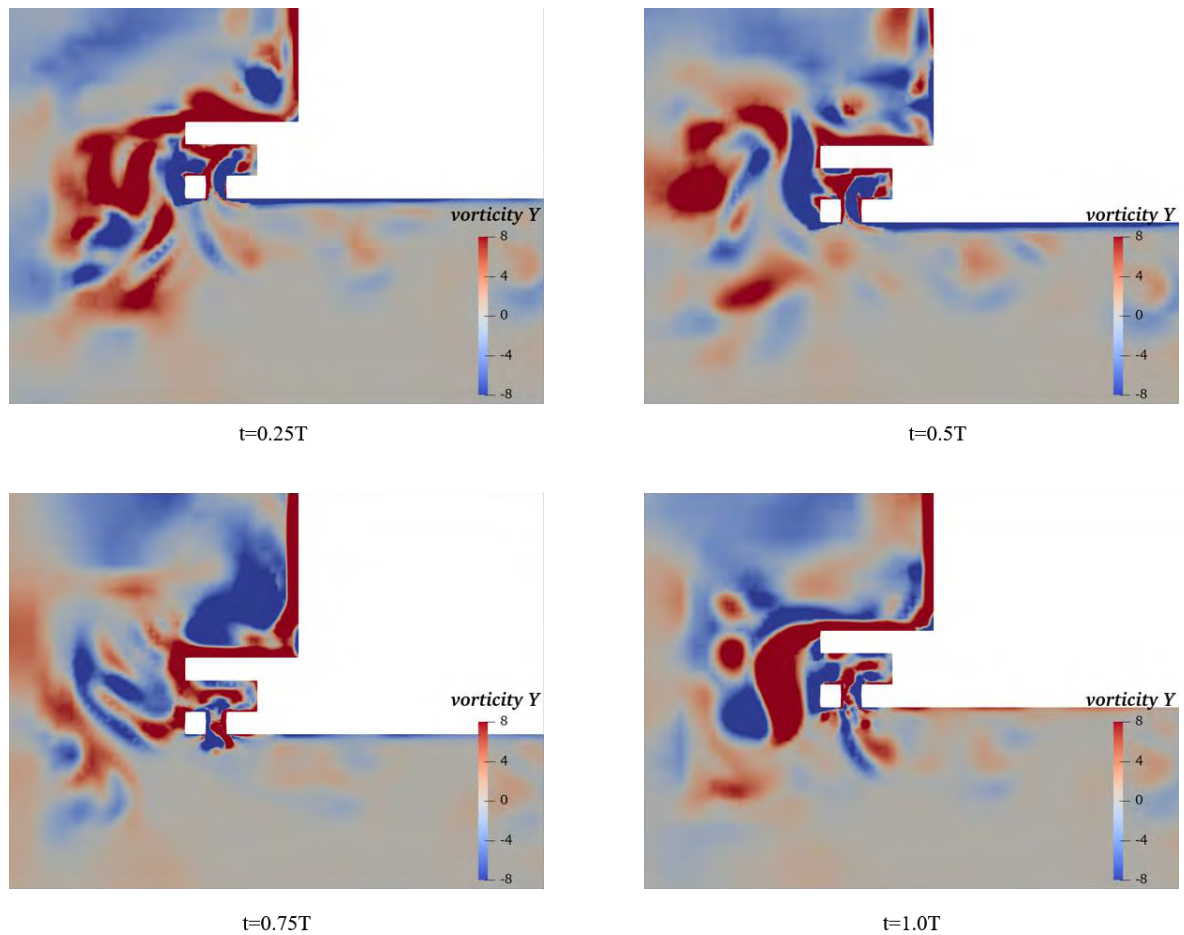


图 5-19 M4 涡量场

Fig.5-19 Vorticity contours of M4

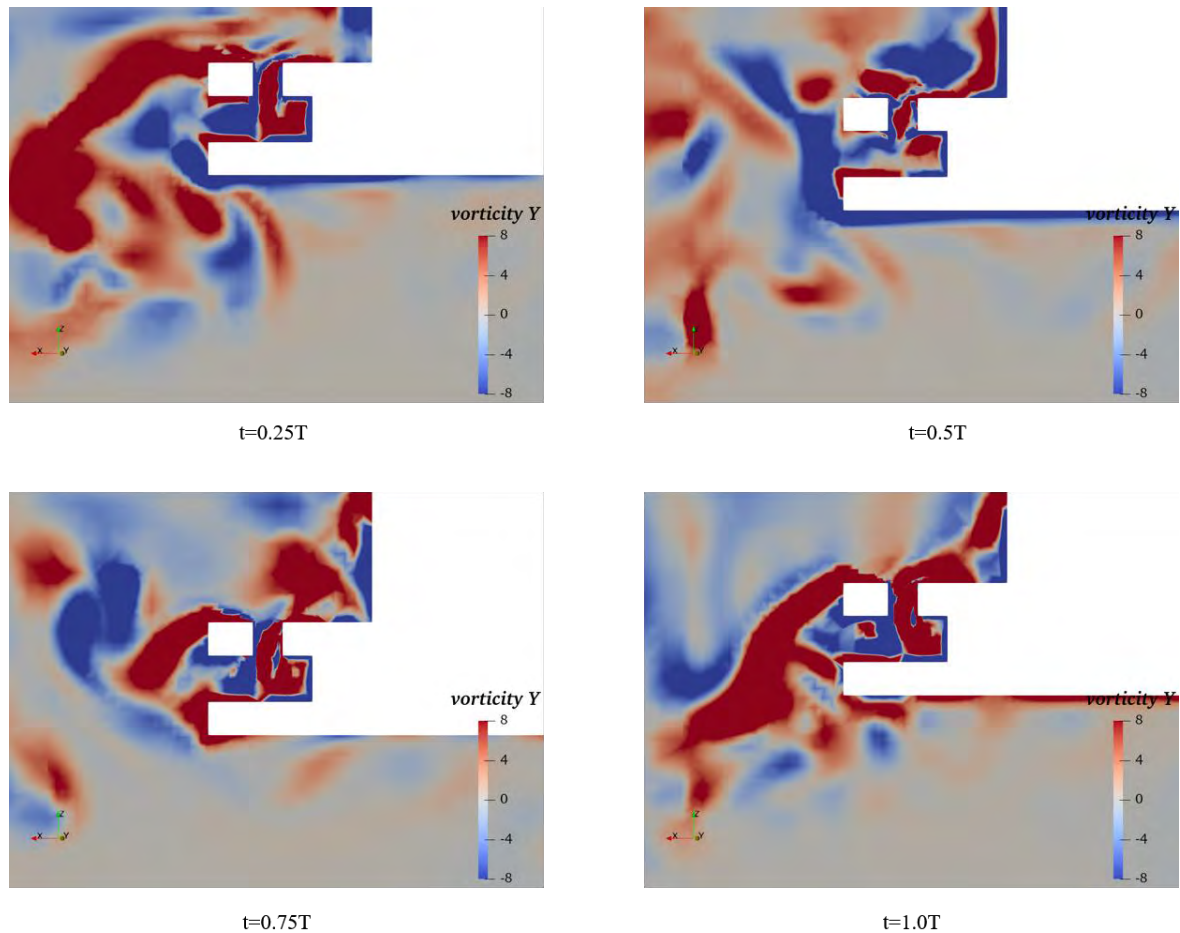


图 5-20 M5 涡量场

Fig.5-20 Vorticity contours of M5

开孔使得阻尼结构与水体接触的边锋长度增加，在孔边出现边界层分离，并在运动过程中形成旋涡。在一个周期内的绝大多数时间，从图 5-19 可以看到，M4 模型孔内的旋涡由阻尼结构下表面的边界层发展而来，而 M5 模型（图 5-20）孔内的旋涡由阻尼结构上表面的边界层发展而来。与 M3 涡量场（图 5-17）比较可以发现，开孔虽然使得旋涡数量增加，但使阻尼结构外径边缘的涡量场强度降低，阻尼结构的上下表面边缘都没有出现完整的泄涡。

对比 M4、M5 的涡量图（图 5-19、图 5-20），可以看到 M5 孔内形成的旋涡强度更大，产生明显旋涡的范围几乎占据了顶层板和底层板之间的整个区域。

对比强迫垂荡运动法得到的两种模型的阻尼系数，二者都只在单层板上开孔，但在顶层板上开孔（M5）导致阻尼系数减小比 M4 严重。由此得出结论：在阻尼结构上表面开孔虽然会产生强度较大、范围较广的小旋涡，但对外径边缘处泄涡产生

的旋涡阻尼反而会产生不利影响；且由于开孔产生的旋涡阻尼并不足以弥补外径边缘处的阻尼损失。同时，在顶部板开孔对阻尼的损失要比在底部板开孔更显著。

5.2.3 M6、M7 涡量图

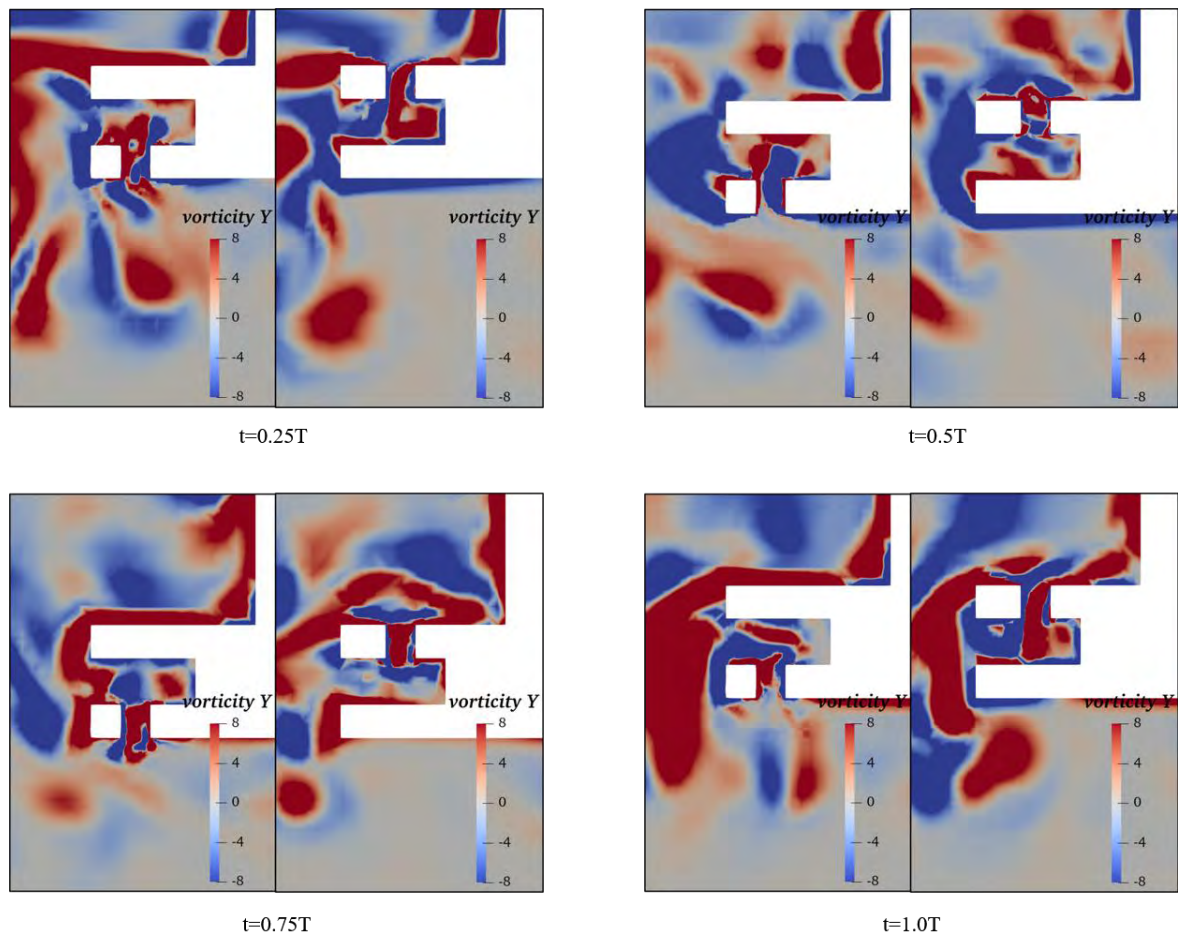


图 5-21 M6 涡量场

Fig.5-21 Vorticity contours of M6

M6 的阻尼结构相当于 M4 和 M5 的结合。对相同时刻，顶部板、底部板上开孔处的涡量场（图 5-21）进行对比，在 $0.25T$ 、 $1.0T$ 两个时刻，顶部板开孔处均有强度较大、范围较广的旋涡产生，但底部板仅在 $0.5T$ 时刻有涡量强度相当的边界层分离，且旋涡范围较顶部板开孔处小。

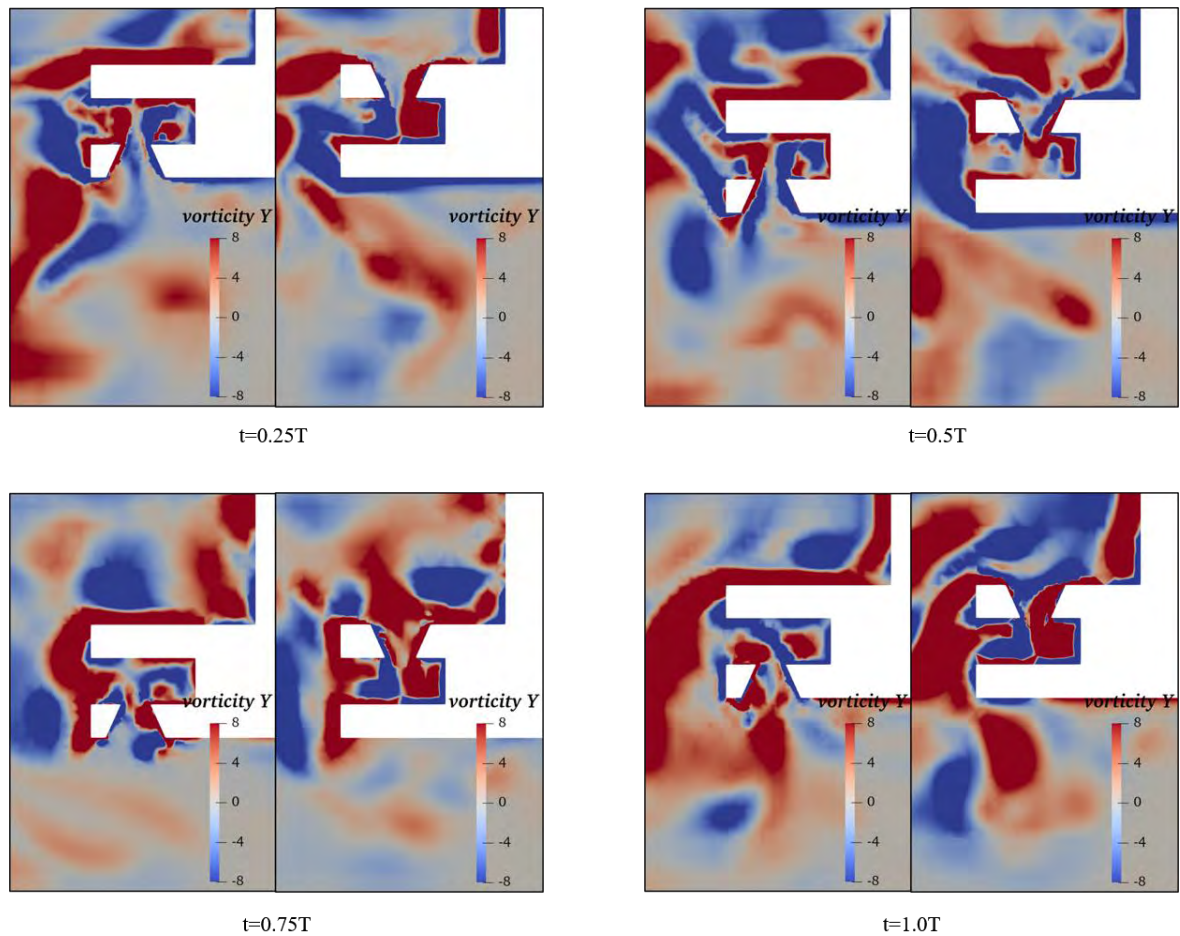


图 5-22 M7 涡量场

Fig.5-22 Vorticity contours of M7

M7 的涡量场与 M6 类似。依据强迫运动得到的结果，梯形截面开孔的阻尼系数小于矩形截面开孔的阻尼系数。根据对 M4、M5 的流场分析结论，做出如下推测：梯形截面的开孔，使得阻尼结构上下表面损失的表面积更大，由平台运动导致的水流流动到达外径边缘处的强度减小更大，使得边缘泄涡产生的旋涡阻尼减小。

5.3 本章小结

本章采用修改阻尼结构锥角大小、减小阻尼结构厚径比、对阻尼结构进行分层、在阻尼结构上开孔等不同方法从提高 FPSO 的总质量和阻尼效果两个方面对阻尼结构进行调整。经过调整形成了六种模型，分别命名为 M2~M7。采用自由衰减和强迫运动两种方法对以上六种带有不同阻尼结构圆筒型 FPSO 的垂荡运动进行了模拟。



根据模拟数据结果得到以下结论：

（1）从固有周期和阻尼系数的角度来看，将阻尼结构进行分层调整、未开孔的 M3 模型表现最好。

（2）在不改变主尺度的情况下，对阻尼结构进行调整，固有周期的提升不会很大。

（2）即使仅在单层开孔，也依然会破坏不开孔时模型运动的整体阻尼性能，随着双层均开孔，阻尼性能会回升。

通过对六种模型运动的流场情况进行分析，得到以下结论：

（1）圆筒型 FPSO 作为浅吃水结构，阻尼结构在运动时受到自由面的影响，使阻尼结构上下表面的涡脱具有不对称性。

（2）在阻尼结构表面开孔虽然会产生强度较大、范围较广的小旋涡，但对外径边缘处泄涡产生的旋涡阻尼反而会产生不利影响，阻尼结构的上下表面边缘都没有出现完整的泄涡；且由于开孔产生的旋涡阻尼并不足以弥补外径边缘处的阻尼损失。同时，在顶部板开孔对阻尼的损失要比在底部板开孔更显著。

第六章 波浪运动响应分析

选取原始模型 M0 和改进阻尼结构后的 M3，对两个模型进行波浪工况下的运动响应模拟。本章采用主动造波消波边界方法对波浪工况进行模拟，为两个模型配置相同的系泊系统，并在相同的规则波、不规则波环境工况下进行数值计算，对二者结果进行比较、分析。

6.1 系泊系统配置

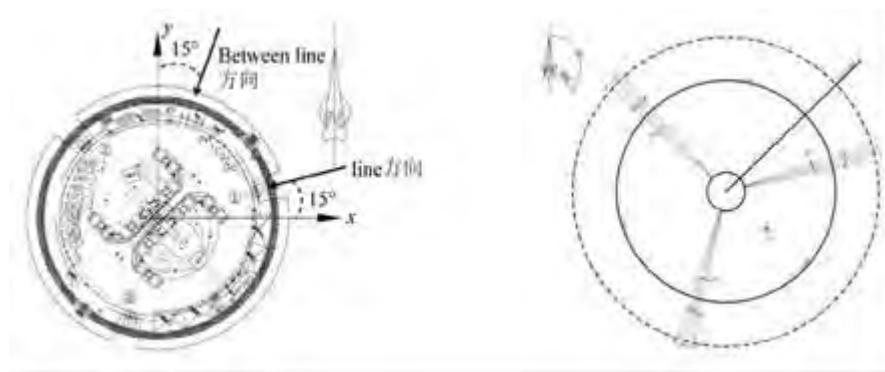


图 6-1 坐标定义及系泊系统布置方式^[12]

Fig.6-1 Definition of coordinates and arrangement of mooring system^[12]

表6-1 系泊系统锚缆参数

参数	数值		
	底链	聚酯缆	平台链
长度/m	600	100	50
名义直径/mm	180	286	180
单位质量/(kg/m)	723	101	723
湿重/(kg/m)	370	10.8	370
破断载荷/kn	26277.7	25302.0	26277.7
刚度/kn	1.81E6	3.63E5	1.81E6

本章数值模拟系泊系统布置数据来自刘波^[54]对圆筒型 FPSO 进行适应性分析时所用的系泊系统。系泊系统为 3×4 张紧式系泊，每组系泊缆之间角为 120° ，每根系泊缆之间夹角为 2° ，如图 6-1 所示。锚缆由锚链与聚酯缆组合构成，锚缆详细参数见表 6-1。

在对含有聚酯缆材料的缆绳进行研究时，由于聚酯缆具备多个不同刚度的特殊性，通常采用大刚度来预测系泊力，较小的刚度来预测运动及平台位置偏移。文献^[54]中，用于计算 FPSO 位移的刚度为 $3.63 \times 10^5 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 。

圆筒型 FPSO 采用张紧式系泊，作业水深实尺度为 330m，经过 1:82.5 的缩尺后得到模型尺度水深为 4m，本章进行全水深下平台波浪运动响应的数值模拟。平台生存环境条件中的海浪环境为：有义波高为 13.6m，谱峰周期为 16.3s，不规则波谱采用 JONSWAP 谱。^[12]

6.2 计算域设置

以平台在水线面处的中心为原点建立笛卡尔坐标系，X 轴指向下游，Z 轴垂直向上，Y 轴指向右侧，坐标系遵循右手定则。在此坐标系下建立计算域，计算域的划分如下： $-7.5 \text{ m} \leq X \leq 10 \text{ m}$ ， $-5 \text{ m} \leq Y \leq 5 \text{ m}$ ， $-4 \text{ m} \leq Z \leq 2 \text{ m}$ ，计算域和中横剖面、水线面网格划分分别如图 6-2、图 6-3、图 6-4 所示。波浪传播方向指向 X 轴正向。网格数目为 250 万左右。

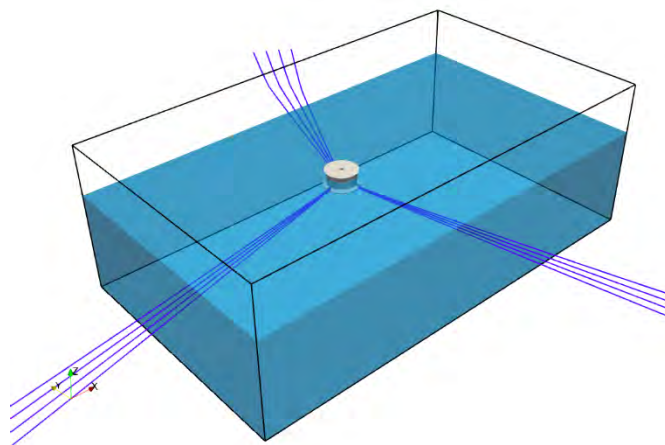


图 6-2 计算域设置

Fig.6-2 Computational domain

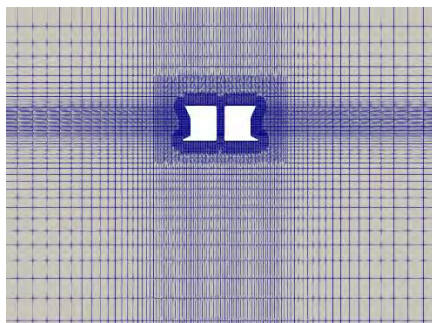


图 6-3 中横剖面网格划分

Fig.6-3 Grid of the mid-section

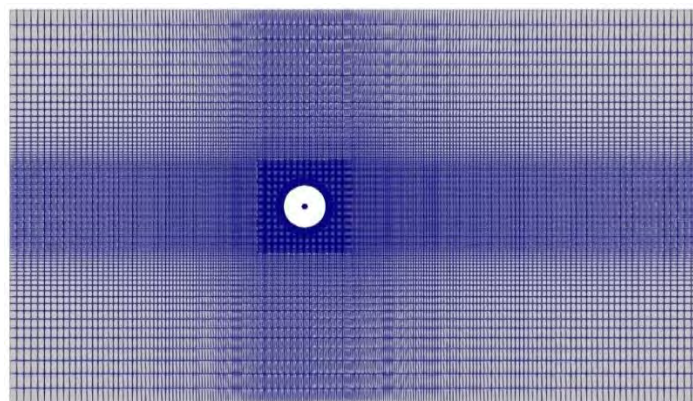


图 6-4 水线面网格划分

Fig.6-4 Grid of water plane

6.3 规则波工况数值模拟

本节数值计算的规则波工况如表 6-2 所示，以生存海况下有义波高 13.6m 为波高，谱峰周期 16.3s 为规则波周期，根据周期求出规则波波长，如式（6-1）。对波浪参数进行缩尺换算，在数值计算中采用斯托克斯一阶波（stokesFirst）进行模拟。

$$T = \sqrt{\frac{2\pi}{g}} \lambda \quad (6-1)$$



表6-2 计算波浪工况

	波长/m	周期/s	波高/m
实尺度	414.8	16.3	13.6
模型尺度	5.028	1.790	0.165

6.3.1 空场造波验证

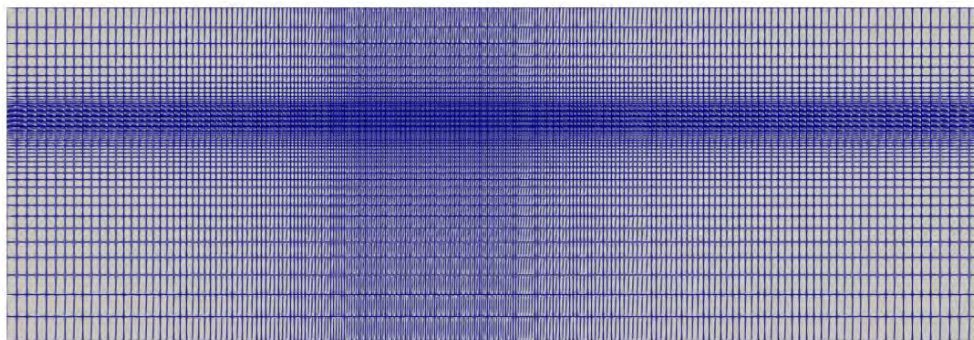


图 6-5 二维空场造波网格划分

Fig.6-5 Grid of two-dimensional nobody wave making

图 6-5 为二维空场造波的网格划分，省略三维网格中的结构物及其周围的网格加密区，保留 Y、Z 两个方向，进行造波模拟的验证。图 6-6 为某时刻规则波波面及水、空气区域示意图。



图 6-6 二维空场造波示意图

Fig.6-6 Schematic diagram of two-dimensional nobody wave

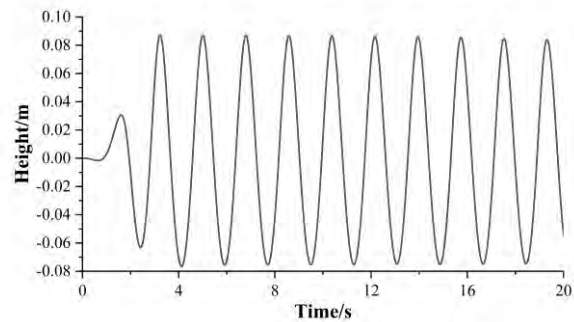


图 6-7 二维空场造波波高时历曲线

Fig.6-7 Time history curve of wave height

从空场造波的波高时历曲线来看，数值造波结果与设置波高 0.165m 吻合良好，说明目前的网格划分满足计算精度的要求。

6.3.2 模型运动响应

在数值模拟中，由于系泊系统关于计算域中纵剖面对称布置，且波浪沿 X 轴前进，因此只列举垂荡、纵摇、纵荡三个自由度的结果进行对比。

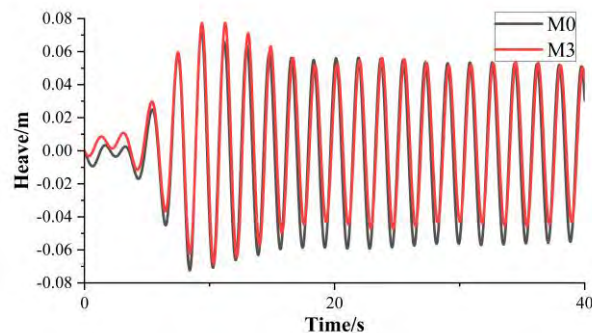


图 6-8 垂荡运动时历曲线

Fig.6-8 Time history curve of heave motion

如图 6-8 所示，在 20~40s 之间，M0、M3 两个结构物的垂荡运动达到稳定状态。计算这个时间段内共 11 个周期中，二者垂荡运动的平均幅值。M0 的平均运动幅值为：-0.057~0.054m，M3 的平均运动幅值为：-0.044~0.053m。在此规则波下，M3 的运动范围较 M0 减小了 0.013m，换算到实尺度为 1.090m。受到同一规则波工况的影响，二者垂荡运动周期近乎一致，但 M3 在垂荡运动上有明显的改善。

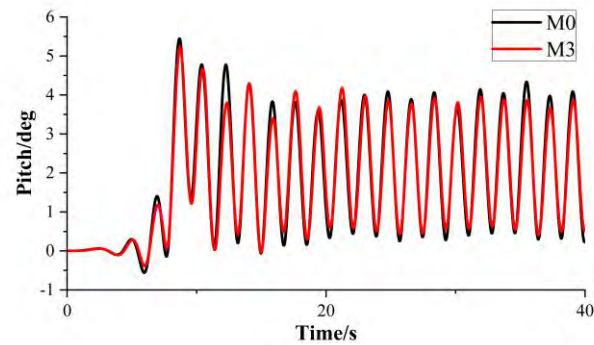


图 6-9 纵摇运动时历曲线

Fig.6-9 Time history curve of pitch motion

对于二者的纵摇运动（图 6-9），取 20~40s 时间段，M3 的纵摇角度略小于 M0，但差距并不明显，在迎浪情况下纵摇角度均集中在：0~4 度左右。

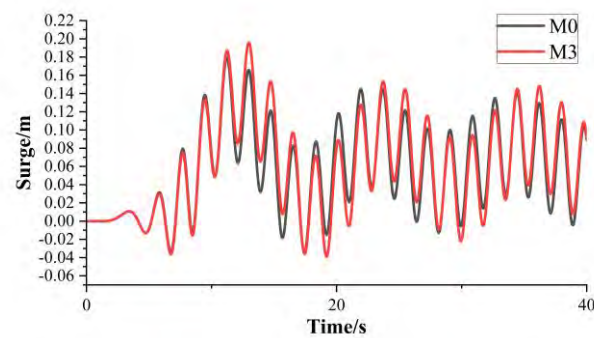


图 6-10 纵荡运动时历曲线

Fig.6-10 Time history curve of surge motion

对比二者的纵荡运动（图 6-10），在 20~40s，整体差别不大，纵荡范围集中在-0.02~0.16m。

6.3.3 流场分析

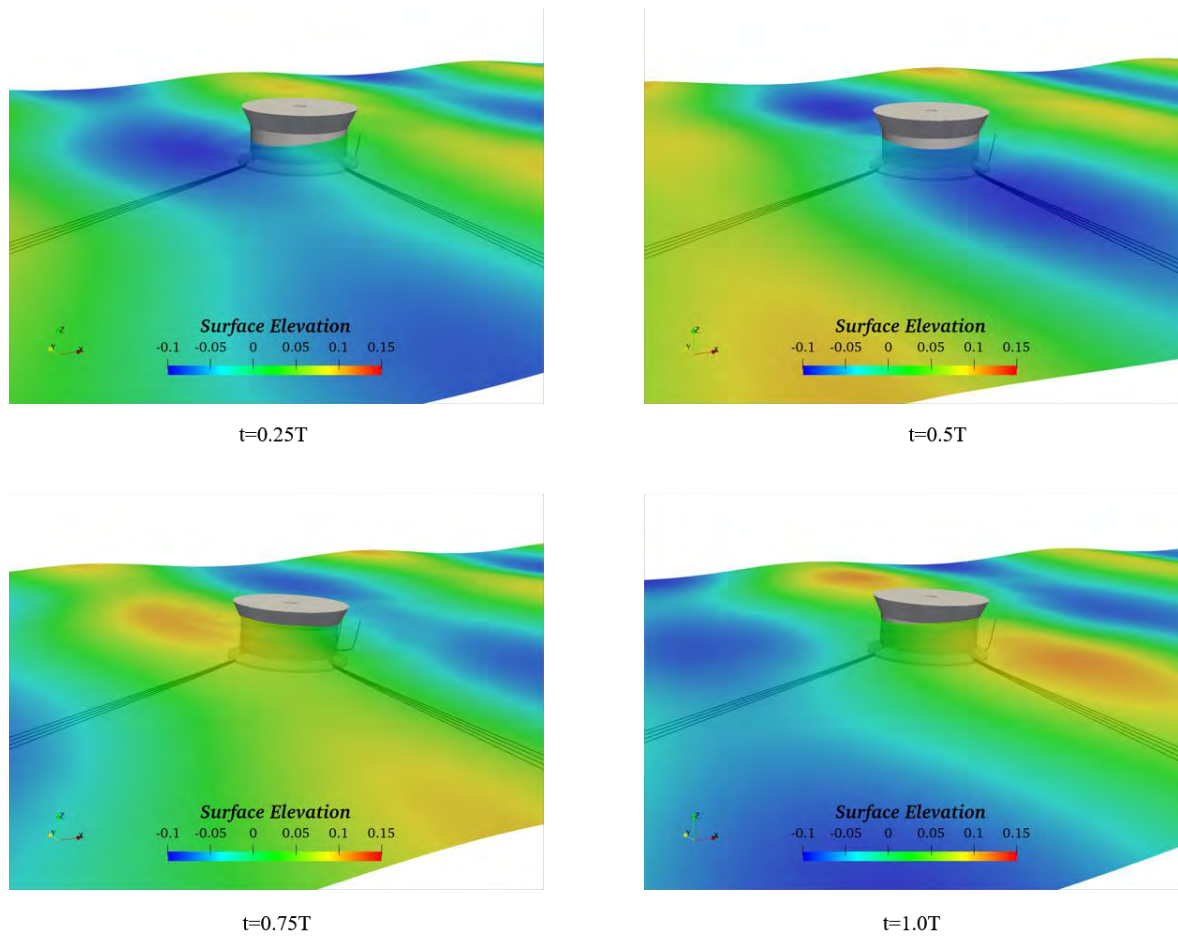


图 6-11 M0 波面抬升图

Fig.6-11 Surface elevation of M0

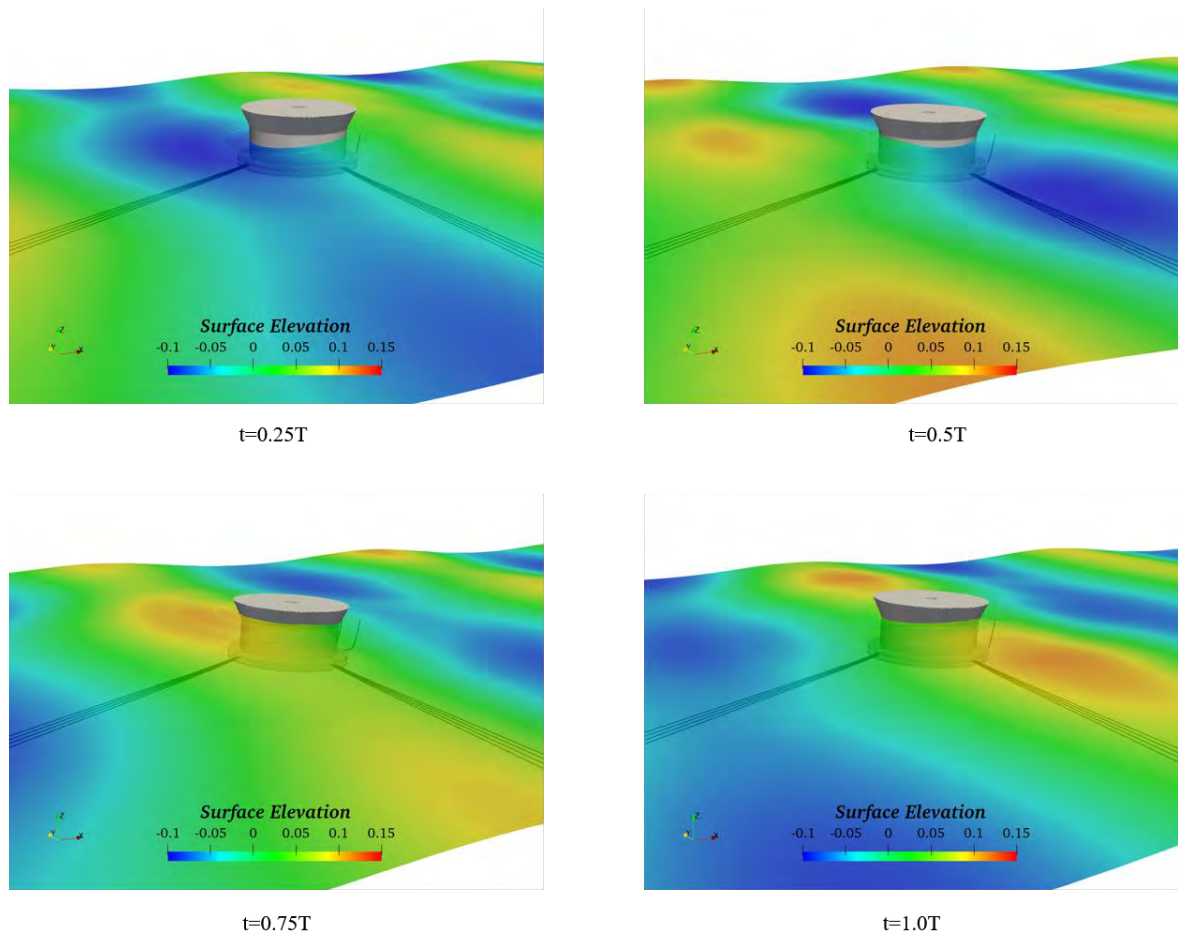


图 6-12 M3 波面抬升图

Fig.6-12 Surface elevation of M3

在两种模型的数值模拟中，由于平台结构物的存在引起波浪绕射以及平台运动带动水体产生辐射波，表现在流场中可以看到平台周围的波面出现了层层波纹。波浪在经过平台时，有明显的波面抬升现象；同时由于波高本身比较大，波面升高到平台外飘 1/2 高度处。

6.4 不规则波工况数值模拟

本节数值计算的不规则波工况如下表 6-3 所示。模拟目标海域百年一遇不规则波环境，不规则波采用 JONSWAP 谱。

JONSWAP 谱的谱密度公式如下：

$$S(f) = a \frac{H_s^2 f_p^4}{f^5} \exp \left[-\frac{5}{4} \left(\frac{f_p}{f} \right)^4 \right] \gamma^b \quad (6-2)$$



H_s 为有义波高, f_p 为谱峰频率, γ 为谱峰提升因子, a 、 b 定义如下:

$$a = \frac{0.0624}{0.23+0.0336\gamma-0.185/(1.9+\gamma)} \quad (6-3)$$

$$b = \exp \left[-\frac{(f-f_p)^2}{2\sigma^2 f_p^2} \right] \quad (6-4)$$

$$\sigma = \begin{cases} 0.07, & f \leq f_p \\ 0.09, & f > f_p \end{cases} \quad (6-5)$$

表6-3 计算波浪工况

	谱峰提升因子	谱峰周期/s	有义波高/m
实尺度	2.4	16.3	13.6
模型尺度	2.4	1.795	0.165

6.4.1 空场造波验证

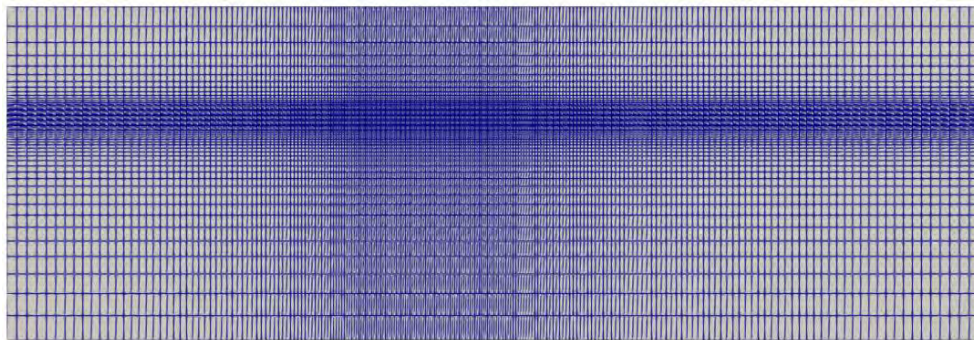


图 6-13 二维空场造波网格划分

Fig.6-13 Grid of two-dimensional nobody wave making

图 6-13 为二维空场造波的网格划分, 省略三维网格中的结构物及其周围的网格加密区, 保留 Y、Z 两个方向, 进行 100s 的不规则波空场造波验证。图 6-14 为造波过程中某时刻的水、空气及其分界。



图 6-14 二维空场造波示意图

Fig.6-14 Schematic diagram of two-dimensional nobody wave

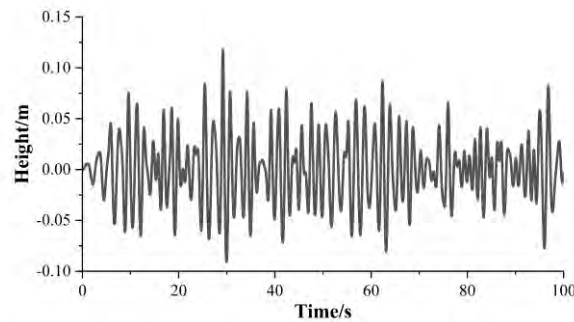


图 6-15 二维空场造波波高时历曲线

Fig.6-15 Time history curve of wave height

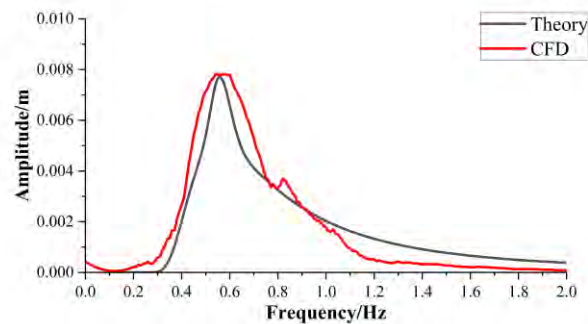


图 6-16 不规则波波浪谱比较

Fig.6-16 Comparison of wave amplitude spectra

图 6-15 为空场造波波高时历曲线，图 6-16 对于造波得到的波浪谱与理论的 JONSWAP 谱结果进行比较，可以看到在峰值部分有比较好的吻合。在波谱的高频部分，由于该部分波长较小，在数值模拟中有比较明显的衰减。整体来看，在低频和波

谱峰值频率部分吻合良好，对平台运动有显著影响的低频、大波长的波浪成分有较好的模拟。

6.4.2 模型运动响应

在数值模拟中，由于系泊系统关于计算域中纵剖面对称布置，且波浪沿 x 轴前进，因此只列举垂荡、纵摇、纵荡三个自由度的结果进行对比。在各自由度运动响应的时历曲线对比之外，并对其进行快速傅里叶变换，得到频谱图进行对比。

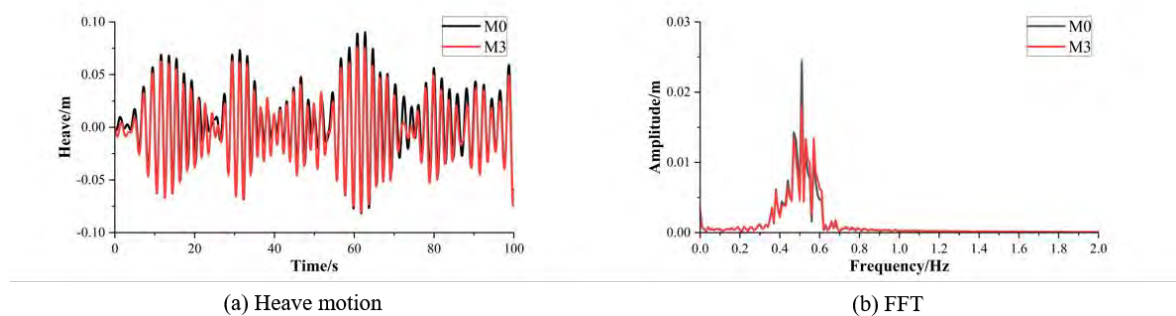


图 6-17 垂荡运动时历曲线及 FFT 结果

Fig.6-17 Time history curve of heave motion and FFT result

在图 6-17 中，从垂荡运动时历曲线来看，M3 在不规则波整个时历中的运动范围较初始模型 M0 的运动响应较小，表明阻尼结构的改进对垂荡运动抑制可以产生一定效果。从快速傅里叶变换曲线的比较来看，两种峰值频率几乎相同，换算到周期为 17.810s，在两种模型的垂荡固有周期附近。

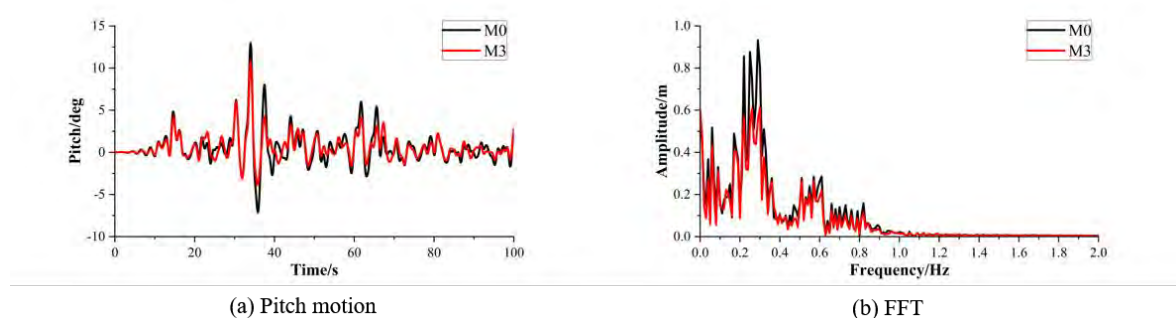


图 6-18 纵摇运动时历曲线及 FFT 结果

Fig.6-18 Time history curve of pitch motion and FFT result

对于两种模型的纵摇运动（图 6-18），M3 的运动范围较初始模型 M0 的运动响应明显减小，表明阻尼结构的改进对纵摇运动的抑制也可以产生明显效果。从快速傅里叶变换曲线中出现两个峰值，分别为 0.29Hz, 31.321s; 0.57Hz, 15.935s。这两个峰值区域一个与模型的纵摇运动固有周期相关，另一个受到不规则波谱峰周期的影响。

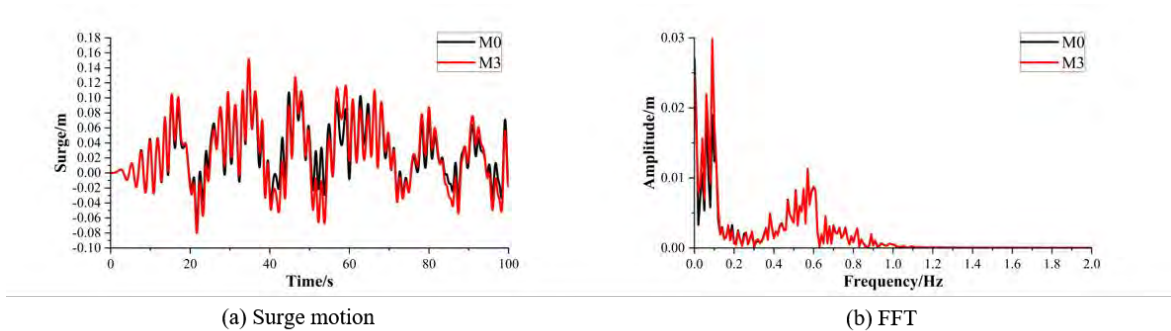


图 6-19 纵荡运动时历曲线及 FFT 结果

Fig.6-19 Time history curve of surge motion and FFT result

在两种模型的纵荡运动响应（图 6-19）中，M3 的水平偏移量比初始模型 M0 的偏移量稍大，可能由于调整阻尼结构后 M3 的横截面积增大。快速傅里叶变换曲线中出现两个峰值，分别为 0.09Hz, 100.922s; 0.57Hz, 15.935s。这两个峰值区域一个与模型的纵荡运动固有周期相关，另一个则在不规则波谱峰周期 16.3s 附近。

6.4.3 流场分析

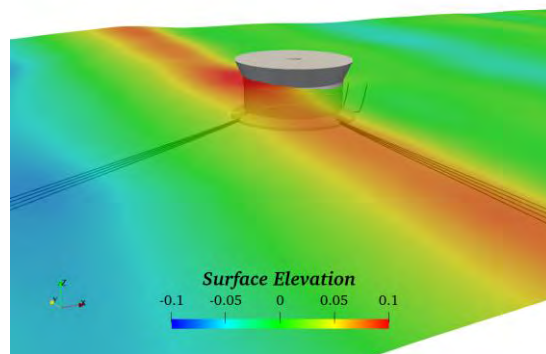


图 6-20 98.4s 时 M0 波面抬升图

Fig.6-20 Surface elevation of M0 at 98.4s

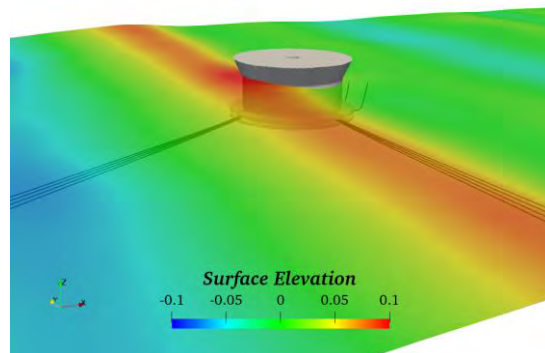


图 6-20 98.4s 时 M3 波面抬升图

Fig.6-20 Surface elevation of M3 at 98.4s

选取波面升高较大时刻 98.4s 的两种模型波面抬升示意图，二者附近流场情况几乎一致。由于 M0、M3 在运动响应上的差别数值不大，与平台主体尺度、波浪参数相比很小，流场图中的差异并不明显。

6.5 本章小结

本章对原始模型 M0 和改进阻尼结构后的 M3 进行了波浪工况下的运动响应模拟。采用了主动造波消波边界方法来实现数值造波和消波功能，对系泊状态下两种模型在规则波、不规则波环境工况下进行了数值计算，对比分析了二者垂荡、纵摇、纵荡三个自由度的运动响应以及波面抬升的流场情况。

根据模拟数据结果得到以下结论：

（1）以不规则波的谱峰周期、有义波高作为规则波工况下的周期、波高，通过多个周期下的运动响应计算发现，阻尼结构改进后的模型 M3 在垂荡运动范围上会有明显减少，纵摇角度略小于 M0，纵荡运动位移方面二者差别不大。

（2）在对模型运动的流场分析中可以观察到平台周围的波面出现了明显的扰动，即为由于平台存在导致的波浪绕射以及平台运动引起辐射。波高较大的波浪在经过平台时，出现了明显的波面“抬升”现象。

（3）在不规则波工况的模拟中，阻尼结构改进后的 M3 在垂荡和纵摇两个自由度的运动抑制都产生了明显的效果，但在纵荡运动响应中，M3 的水平偏移量比初始模型 M0 的偏移量稍大。



第七章 总结与展望

7.1 全文总结

随着海洋油气资源开发逐渐由浅海迈向深海,应用最广的是四类浮式平台:FPSO、张力腿平台、半潜式平台、Spar 平台。对于传统的 FPSO,大多为油轮改造而来。为了提升 FPSO 的运动性能,同时便于我国近海边际油田的开发,出现了圆筒型 FPSO 的概念。其中,阻尼结构是增加圆筒型 FPSO 附加质量和粘性阻尼的关键装置,可以有效降低垂荡和横摇运动。为了提升 FPSO 的垂荡运动性能,本文从提高平台垂荡固有周期和阻尼两个方面对阻尼结构进行了研究和改进。

本文第一章对圆筒型 FPSO 的发展历史与水动力研究现状进行了介绍,并对作为 FPSO 关键组成部分的阻尼结构进行了调研。通过对浮式结构物阻尼研究方面常用方法的比较,选择自由衰减和简谐强迫运动两种方法来对本文中圆筒型 FPSO 的固有周期和阻尼进行计算。

第二章简要介绍了本文使用的 CFD 求解器 naoe-FOAM-SJTU,在粘性流体数值求解中使用 N-S 方程作为控制方程,使用 VOF 方法进行自由面捕捉,使用有限体积法进行方程离散处理。之后,针对求解器中的诸多求解模块,对数值波浪模拟中的海绵消波层方法和主动造波消波边界方法、系泊系统求解所用的分段外推法、浮式结构物六自由度运动求解方程和动网格变形技术进行了说明。

第三章通过数值计算结果与试验结果比较,对求解器进行了数值验证。同时,以是否具有阻尼结构、阻尼结构上是否设置有锯齿两个指标建立了三种圆筒型 FPSO 模型,采用自由衰减方法对其进行了垂荡、纵摇两个方向自由度的数值模拟。通过计算结果和流场分析,得到以下结论:

- (1) 设置阻尼结构可以使平台垂荡和纵摇运动的固有周期显著提高。
- (2) 阻尼结构的增加和锯齿结构的改进会给自由面带来更显著的兴波扰动,同时会增加运动中的旋涡阻尼,达到改善运动的效果。

- (3) 圆筒型 FPSO 作为浅吃水结构,在泄涡等方面极易受到自由界面的影响。

在设置阻尼结构可以改善垂荡固有周期和阻尼性能的基础上,第四章通过垂荡自由衰减、强迫垂荡运动两种方法对平台阻尼结构是否开孔通海的两种模型垂荡运动进行了 CFD 数值模拟,分析两种平台的垂荡固有周期和阻尼得到以下结论:



- (1) 阻尼结构开孔通海对圆筒型 FPSO 垂荡运动的固有周期影响不大。
- (2) 阻尼结构开孔通海对圆筒型 FPSO 垂荡运动的阻尼有较明显的效果。
- (3) 自由面对平台吃水周围的流场产生明显影响, 会导致了阻尼结构上下边缘泄涡的不对称现象。

第五章采用修改阻尼结构锥角大小、减小阻尼结构厚径比、对阻尼结构进行分层、在阻尼结构上开孔等不同方法从提高 FPSO 的总质量和阻尼效果两个方面对阻尼结构进行调整, 并对得到的六种带有不同阻尼结构圆筒型 FPSO 的垂荡运动进行了模拟, 得到以下结论:

(1) 从固有周期和阻尼系数的角度来看, 将阻尼结构进行分层调整、未开孔的 M3 模型表现最好。

(2) 在不改变主尺度的情况下, 对阻尼结构进行调整, 固有周期的提升不会很大。

(2) 即使仅在单层开孔, 也依然会破坏不开孔时模型运动的整体阻尼性能, 随着双层均开孔, 阻尼性能会回升。

第六章对系泊状态下原始模型 M0 和改进阻尼结构后的 M3 在规则波、不规则波环境工况下进行了数值计算, 对比分析了二者垂荡、纵摇、纵荡三个自由度的运动响应以及波面抬升的流场情况, 发现阻尼结构改进后的 M3 对垂荡和纵摇两个自由度的运动抑制会产生较明显的效果, 但在纵荡运动响应中, M3 的水平偏移量比初始模型 M0 的偏移量稍大。

7.2 研究展望

本文的研究目标是通过调整和改进阻尼结构来提升圆筒型 FPSO 的垂荡运动性能, 根据已经得到的研究结论, 可以从以下几个方面作进一步研究:

1、由于圆筒型 FPSO 为浅吃水结构, 在运动过程中受到自由界面明显的影响。后续可以对具有不同吃水深度的结构物进行数值模拟, 对比分析运动响应与流场状况随吃水变化的规律。

2、由于单阻尼结构对圆筒型 FPSO 垂荡固有周期的改善幅度有限, 可以进一步研究采用垂向间距较大的双层或多层阻尼结构对平台垂荡运动响应的影响。

3、在主尺度不变的情况下, 只对阻尼结构进行调整, 固有周期的提升不会很大。为了使圆筒型 FPSO 更适宜在我国南海海域下进行作业, 使其垂荡固有周期更加远离南海海域谱峰周期, 可以通过对 FPSO 的主尺度进行参数敏感性分析, 来确定最优的尺度设计。



4、由于圆筒型 FPSO 主体为圆柱体，在海流作用下，会发生涡激运动现象，导致水平面位移（纵荡、横荡）增大。在进一步的研究中，可以考虑对平台在波流联合作用下的运动响应进行模拟，对比分析阻尼结构在其中发挥的作用。



参 考 文 献

- [1] 张帆. 深海立柱式平台概念设计及水动力性能研究[D]. 上海:上海交通大学, 2008.
- [2] 王天英, 冯永训. 新概念 FPSO 最新研究进展[J]. 船海工程, 2011, 40: 184-8+92.
- [3] 董艳秋. 深海采油平台波浪载荷及响应[M]. 天津:天津大学出版社, 2005.
- [4] LAMPORT W B, JOSEFSSON P M. THE NEXT GENERATION OF ROUND FIT-FOR-PURPOSE HULL FORM FPSOS OFFERS ADVANTAGES OVER TRADITIONAL SHIP-SHAPED HULL FORMS, F, 2008 [C].
- [5] 吴家鸣. FPSO 的特点与现状[J]. 船舶工程, 2012, 34: 1-4+102.
- [6] SIOW C, KOTO J, YASUKAWA H, et al. Mooring Effect on Wave Frequency Response of Round Shape FPSO[J]. Jurnal Teknologi, 2015, 74.
- [7] SIOW C, KOTO J, YASUKAWA H, et al. Wave Induce Motion of Round Shaped FPSO[J]. Journal of Subsea and Offshore -Science and Engineering-, 2015, 1: 9.
- [8] CUEVA M, FARIA F, VOOGT A, et al. Model Tests and Simulations on Circular Shaped FPSO with Dry Tree Solutions; proceedings of the SNAME 16th Offshore Symposium, F, 2010 [C]. D013S004R001.
- [9] 王飞. 圆筒型深水钻井储油平台浮态制造的关键问题研究[D]. 镇江:江苏大学, 2013.
- [10] 张永康, 沈翰, 戴峰泽, 等. 圆筒形超深海半潜式钻井储油平台运动特性分析[J]. 江苏大学学报 (自然科学版), 2013, 34: 33-7.
- [11] 薛洪志, 张圆缘. 圆筒型海洋平台及张紧式系泊系统耦合水动力分析[J]. 船海工程, 2015, 44: 189-92.
- [12] 黄佳, 王忠畅, 赵战华. 圆筒形 FWPSO 水动力性能模型试验研究[J]. 海洋工程, 2017, 35: 119-24.
- [13] 姚宇鑫. 新概念沙漏型 FDPSO 主浮体和系泊系统设计方法研究[D]. 大连:大连理工大学, 2015.
- [14] 沈凤国. 长圆形 FPSO 水动力及运动性能比较研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学, 2016.
- [15] 于晨芳, 胡志强, 王晋. 深水八角形 FDPSO 垂荡性能数值分析[J]. 中国海洋平台, 2016, 31: 23-8.
- [16] 童波. 圆筒形 FPSO 尺度规划和运动性能研究[J]. 海洋工程, 2017, 35: 94-9.
- [17] 张利军, 钱昆. 带阻尼板结构的圆筒型平台波浪载荷预报分析[J]. 船海工程, 2014, 43: 30-3.
- [18] 曲志森. 新型 FDPSO 减动结构开发及运动响应分析[D]. 天津:天津大学, 2018.
- [19] 白杰, 李焱, 曲志森, 等. 新型圆筒型 FPSO 垂荡抑制结构优化设计[J]. 海洋工程, 2020, 38: 20-9.
- [20] 赵治民, 李焱, 唐友刚, 等. 圆筒型 FPSO 优化设计与水动力性能分析[J]. 海洋工程, 2020, 38: 11-9+29.



- [21] AVALOS G O G, WANDERLEY J B V. Numerical study of forced roll oscillation of FPSO with bilge keel[J]. *Ocean Engineering*, 2018, 147: 304-17.
- [22] JI X, LI Y, TANG Y, et al. Viscous damping effect and vortex shedding performance of the novel anti-motion structures on a cylindrical FPSO[J]. *Ocean Engineering*, 2019, 190.
- [23] JI X, LI Y, TANG Y, et al. Damping performance of annular anti-motion structures on a cylindrical floating drilling production storage and offloading system[J]. *Ocean Engineering*, 2019, 192.
- [24] 童波, 季欣洁, 王浩, 等. 圆筒型 FPSO 阻尼结构的阻尼性能研究[J]. *海洋工程*, 2018, 36: 22-9.
- [25] WASSERMANN S, FEDER D-F, ABDEL-MAKSOU D M. Estimation of ship roll damping—A comparison of the decay and the harmonic excited roll motion technique for a post panamax container ship[J]. *Ocean Engineering*, 2016, 120: 371-82.
- [26] IGBADUMHE J-F, SALLAM O, FÜRTH M, et al. Experimental Determination of Non-Linear Roll Damping of an FPSO Pure Roll Coupled with Liquid Sloshing in Two-Row Tanks[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2020, 8(8).
- [27] RAO M J, NALLAYARASU S, BHATTACHARYYA S K. Numerical and experimental studies of heave damping and added mass of spar with heave plates using forced oscillation[J]. *Applied Ocean Research*, 2021, 111.
- [28] 盛振邦, 刘应中. 船舶原理[M]. 上海:上海交通大学出版社, 2004.
- [29] GUO Z, MA Q, YU S, et al. A body-nonlinear Green's function method with viscous dissipation effects for large-amplitude roll of floating bodies[J]. *Applied Sciences*, 2018, 8(4): 517.
- [30] THIAGARAJAN K P, BRADDOCK E C. Influence of bilge keel width on the roll damping of FPSO[J]. *Journal of offshore mechanics and Arctic engineering*, 2010, 132(1).
- [31] CUEVA M, MALTA E, NISHIMOTO K, et al. Estimation of Damping Coefficients of Moonpools for Monocolumn Type Units[M]. 2005.
- [32] THIAGARAJAN K, TROESCH A W. Effects of appendages and small currents on the hydrodynamic heave damping of TLP columns[J]. 1998.
- [33] 苏云龙. 海流作用下多立柱式 Spar 平台绕流流场与涡激运动特性研究[D]. 上海:上海交通大学, 2014.
- [34] 王春宝. SPAR 平台垂荡板的水动力特性自由振动试验研究[D]. 大连:大连理工大学, 2011.
- [35] 郑皓晖. 具有垂荡板的 Spar 平台流体力学特性的数值模拟研究[D]. 上海:上海交通大学, 2018.
- [36] DOWNIE M J, GRAHAM J M R, HALL C, et al. An experimental investigation of motion control devices for truss spars[J]. *Marine Structures*, 2000, 13(2): 75-90.
- [37] LAKE M, HE H P, TROESCH A W, et al. Hydrodynamic coefficient estimation for TLP and spar



- structures[J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering-Transactions of the Asme, 2000, 122(2): 118-24.
- [38] RAO M, SEENINAIDU N, BHATTACHARYA S. CFD simulation and experimental studies on frequency and amplitude dependency of heave damping of spar hull with and without heave plate[M]. 2014.
- [39] MOLIN B. ON THE ADDED MASS AND DAMPING OF PERIODIC ARRAYS OF FULLY OR PARTIALLY POROUS DISKS[J]. Journal of Fluids and Structures, 2001, 15(2): 275-90.
- [40] THIAGARAJAN K P, DATTA I, RAN A Z, et al. Influence of Heave Plate Geometry on the Heave Response of Classic Spars; proceedings of the ASME 2002 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, F, 2002 [C].
- [41] TAO L, MOLIN B, SCOLAN Y M, et al. Spacing effects on hydrodynamics of heave plates on offshore structures[J]. Journal of Fluids and Structures, 2007, 23(8): 1119-36.
- [42] TAO L, DRAY D. Hydrodynamic performance of solid and porous heave plates[J]. Ocean Engineering, 2008, 35(10): 1006-14.
- [43] 高鹏, 柳存根. Spar 平台垂荡板设计中的关键问题[J]. 中国海洋平台, 2007, 9-13.
- [44] 吴维武, 缪泉明, 匡晓峰, 等. Spar 平台垂荡板受迫振荡水动力特性研究[J]. 船舶力学, 2009, 13: 27-33.
- [45] 袁晓兵, 朱沫, 杨文, 等. 圆筒形 FWPSO 钻修井隔水套管升沉补偿系统选型[J]. 中国海洋平台, 2017, 32: 93-8.
- [46] 刘远传. 浮式结构物系泊系统数值分析模块 naoeFOAM-ms 开发[D]. 上海:上海交通大学, 2014.
- [47] 王建华, 万德成. CFD 数值模拟船舶在波浪中的回转操纵运动[J]. 中国舰船研究, 2019, 14: 1-8.
- [48] 赵伟文. 立柱式平台涡激运动计算方法与应用研究[D]. 上海:上海交通大学, 2019.
- [49] 庄园, 万德成. 带液舱 FPSO 船内外流场耦合的数值分析[J]. 水动力学研究与进展(A 辑), 2020, 35: 100-5.
- [50] BORSBOOM M, JACOBSEN N G. A generating-absorbing boundary condition for dispersive waves[J]. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 2021, 93(8): 2443-67.
- [51] WELLENS P, BORSBOOM M. A generating and absorbing boundary condition for dispersive waves in detailed simulations of free-surface flow interaction with marine structures[J]. Computers & Fluids, 2020, 200: 104387.
- [52] 刘利琴, 张晓蕊, 唐友刚, 等. 基于 CFD 方法的 FDPSO 锥型垂荡板阻尼特性[J]. 中国海洋平台, 2019, 34: 25-31.
- [53] RAO M J, NALLAYARASU S, BHATTACHARYYA S K. CFD approach to heave damping of spar with heave plates with experimental validation[J]. Applied Ocean Research, 2021, 108.



- [54] 刘波. 圆筒形 FWPSO 在中国南海环境条件的适应性分析[J]. 中国海上油气, 2019, 31: 154-8.



攻读学位期间学术论文和科研成果目录

- [1] 郝未南,赵伟文,万德成. 圆筒型 FPSO 波浪运动响应特性 CFD 分析. 第十六届全国水动力学学术会议暨第三十二届全国水动力学研讨会. 无锡, 江苏. 2021: 944-955. (已发表)
- [2] 郝未南,赵伟文,万德成,等. 不同垂荡抑制结构对圆筒型 FPSO 阻尼和运动性能的影响研究[J]. 水动力学研究与进展,2022,37(03):393-400. (已发表)
- [3] HAO W, WEI Z, WAN D. Study of a Free-flooding Anti-motion Structure of the Cylindrical FPSO, Proceedings of the Thirty-second (2022) International Ocean and Polar Engineering Conference. Shanghai, China. 2022:796-803. (已发表)



致 谢

光阴似箭，日月如梭。毕业论文即将完稿，为期两年半的硕士研究生学习生涯也即将结束。在此，向在毕业论文完成过程中给予我帮助和支持、在研究生学习阶段中给予我导引和指点的所有老师、同学表示最衷心的感谢。

首先，感谢我的导师万德成教授、王建华老师。万老师学识渊博，对于计算流体力学这个庞大领域中的动网格方法、重叠网格方法和粒子法等多个方向都有很深的见解。在科研上，确定了我的研究方向，在研究过程中，也常常给我许多高屋建瓴的指导。同时，万老师治学严谨、为人正直，注重科研诚信；在疫情陪伴的这几年中，老师关心我们的身心健康，询问疫情封控中的生活状况，鼓励、支持同学们进行锻炼和健身活动，深受学生爱戴。感谢王建华老师在每一次组会上给我提出的建议和意见，王老师项目经验丰富，在我完成相关课题的过程中，老师指导我从行业规范中寻找依据、标准，鼓励我从实际建造、生产的角度来思考问题。

感谢赵伟文老师对我的指导和帮助。赵老师有很高的技术水平，对网格划分、数值计算、求解器开发等都很擅长。在论文和项目课题中，遇到问题时，老师会给我提供帮助，对解决问题提供技术支持。

感谢曹留帅老师在科研过程中的指导。曹老师擅长用商业软件来进行数值计算，当我科研进展中遇到问题时会从商业软件的参数设置和计算方法等角度来给我提供新的思路；当我对科研题目找不着头绪时，曹老师总会帮助我找到新的出发点。

感谢庄园师姐、陈松涛师兄、霍帅文师弟，在我对海洋平台进行研究的过程中，常常需要对波浪进行数值模拟，陈师兄、庄师姐在这个研究方向的积累深厚、成果卓越，霍师弟在这一研究方向也有这自己的心得，并做出了优秀的成果。通过向他们请教，我获益匪浅。

感谢刘鑫旺师兄、李乐宇师兄，由于研究方向的不同，对于网格划分、计算参数设置等诸多方面，他们都给了我许多的借鉴思路；感谢胡浩师兄，在运动抑制方面给了我很多参考建议。

感谢同级的课题组同门，张文杰、黄聪祎、徐顺、魏亚博、张珂、马云鹏、曹鸿杰、董奕清、张习迪、潘宣景、刘亢、王明哲、马楷东、谢寻晗，由于年级相同，课程设置相近，在学习过程中得到了许多的分享与帮助；同时，受到新冠疫情的影响，



封控在宿舍期间，常常在生活获得了大家的关心。在此，感谢他们在学习和生活上对我的支持和帮助。

在论文的最后，再次向以上所有老师、师兄、师姐、同学致以最诚挚的谢意。