

上海交通大学硕士学位论文

锚泊系统局部失效模式下的
浮式平台动力特性研究

硕 士 研 究 生：安筱婷

学 号：117010910084

导 师：万德成

申 请 学 位：工学硕士

学 科：船舶与海洋工程

所 在 单 位：船舶海洋与建筑工程学院

答 辩 日 期：2020 年 1 月

授予学位单位：上海交通大学

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

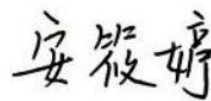
**RESEARCH ON DYNAMIC
CHARACTERISTICS OF FLOATING
PLATFORM WITH PARTIAL FAILURE
OF MOORING SYSTEM**

Candidate:	XIAOTING AN
Student ID:	117010910084
Supervisor:	Decheng Wan
Academic Degree Applied for:	Master of Engineering
Speciality:	Ship Building and Ocean Engineering
Affiliation:	School of Naval Architecture, Ocean & Civil Engineering
Date of Defence:	Jan, 2020
Degree-Confering-Institution:	Shanghai Jiao Tong University

上海交通大学 学位论文原创性声明

本人郑重声明：所呈交的学位论文《锚泊系统局部失效模式下的浮式平台动力特性研究》，是本人在导师的指导下，独立进行研究工作所取得的成果。除文中已经注明引用的内容外，本论文不包含任何其他个人或集体已经发表或撰写过的作品成果。对本文的研究做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本人完全意识到本声明的法律结果由本人承担。

学位论文作者签名：



日期： 2020 年 2 月 28 日

上海交通大学 学位论文版权使用授权书

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

保密□，在____年解密后适用本授权书。

本学位论文属于

不保密☑。

（请在以上方框内打“√”）

学位论文作者签名：

安毅婷

指导教师签名：

日期： 2020 年 2 月 28 日

日期： 2020 年 2 月 28 日

锚泊系统局部失效模式下的浮式平台动力特性研究

摘 要

随着海洋资源开发向深水迈进, 深海支撑浮式平台逐渐成为研究热点, 在海洋资源的开发过程中起到了不可替代的作用。深海环境恶劣, 用于固定浮式平台的锚泊系统一旦发生断裂失效, 将影响平台的运动性能和安全性能, 因此对于锚链系统完整性的研究具有着重要的现实意义和参考价值。

本文利用上海交通大学 CMHL 小组自主开发的船舶与海洋水动力学计算流体力学 (CFD) 求解器 naoe-FOAM-SJTU 以及锚泊系统求解模块 naoe-FOAM-ms, 对浮式平台在其锚泊系统失效模式下的运动进行了模拟和研究。文中分别研究了使用了两种不同系泊方式 (张紧式及悬链线式) 的两种平台的动力响应特性及锚泊系统表现, 并对比研究了锚泊系统完整性对于平台动力响应的影响。

本文首先研究了使用张紧式锚泊系统的平台的运动。对一座系泊风机基础 LTP 平台进行了单自由度自由衰减模拟, 将 CFD 模拟的固有频率与已有全耦合时域分析结果进行对比, 验证了求解器求解此问题的准确性与可靠性。在此基础上探究了平台所受外界环境 (浪高、浪向、风场) 对平台运动响应、锚泊系统受力及风机系统产能的影响; 考虑了波浪高阶成分对于长周期运动 (纵荡) 的影响, 详细展示了流场、速度场信息, 并参考全耦合时域分析结果进行了对比分析。之后着重研究了锚泊系统局部失效对于原有平台运动性能的影响, 研究了不同海况下系泊缆断裂对于平台的运动影响。发现当系泊缆断裂时, 锚泊系统刚度变小, 平台定位能力差, 平台将会沿着波浪方向漂移, 但对于 TLP 平台, 锚链断裂对于平面外运动影响不大; 某一根系泊缆断裂后, 同一浮筒上的系泊缆上的张力大幅增加, 相邻浮筒上的系泊

缆的张力也均有增加，对侧的浮筒上的系泊缆张力反而减小。一根系泊缆断裂后，距离最近的系泊缆可能因为受力增大，有潜在的断裂危险，系泊缆可能出现相继断裂的现象，引起较大危险。

其后，本文参照物理试验构建了一座半潜式平台的模型，利用悬链线式系泊模型模拟该平台的锚泊系统。探究了不同波浪入射角（横浪与迎浪）、不同系泊方式（分组与分布式系泊）、不同系泊缆长度对于平台运动性能的影响。发现分布式系泊对于限制横向运动更有利；系泊缆长的情况相比于系泊缆短的情况可以有效减小系泊张力。在此基础上，对比不同条件下锚泊系统局部失效时的动力学响应，发现半潜式平台系泊缆断裂后，相邻系泊缆上的张力明显增大，可能导致进一步的破坏。

上文中的结论为锚泊系统局部失效后的补救措施提供了思路；最后，本文研究了在锚泊系统失效情况下，延长了剩余系泊缆对结果的影响。发现这种情况下可以减小剩余系泊缆上的张力，因此放松系泊缆，增加系泊长度可以作为锚泊系统局部失效后的措施。本文相关计算方法、思路和成果可为工程实践提供参考。

关键词：锚泊系统失效，平台运动，naoe-FOAM-SJTU

RESEARCH ON DYNAMIC CHARACTERISTICS OF FLOATING PLATFORM WITH PARTIAL FAILURE OF MOORING SYSTEM

ABSTRACT

With the development of marine resources towards deep water, deep-sea supporting floating platforms have gradually become a research hotspot and been of great significance to the exploitation of marine energy and resources. Once the mooring system to fix a floating platform fails due to the harsh deep-sea environment, it will affect the platform's motion performance and safety performance. Therefore, related research has important practical significance and reference value.

This paper uses the self-developed ship and marine hydrodynamics CFD solver naoe-FOAM-SJTU and the mooring system solution module naoe-FOAM-ms to simulate and analyze the movement of the floating platform with the failure mode of the mooring system. In this paper, the dynamic response characteristics and mooring system performance of two platforms using two different mooring methods (taut and catenary) are studied, and the effect of the integrity of the mooring system on the dynamic response of the platform is compared.

This paper first studies the motion of a platform using a vertical tensioned mooring system numerically. The natural frequency of the CFD simulation was compared with the existing fully coupled time-domain analysis results to verify the accuracy and reliability of the solver for similar problems. Based on this, the effects of the external environment (wave height, wave direction, and wind field) on the platform's motion, mooring system forces, and fan system capacity were explored. The higher-order components of the wave were considered to explore the effect

on long-period motion(surge) . The flow field and velocity field information are displayed in detail, and comparison is made with fully-coupled time-domain simulation. After that, the effect of partial failure of the mooring system on the motion performance of the STLTP platform was studied, and the impact of the mooring line breakage on the motion of the platform under different sea conditions was studied. It was found that for a mooring line break, the stiffness of the mooring system becomes smaller, the platform's is harder to keep its position, and it will drift along the wave direction, but for a TLP platform, effect on the out-of-plane motion is little due to its own characteristics; after one mooring line breaks, the tension of the mooring line of the same pontoon has increased significantly, the tension of the mooring lines on adjacent pontoons has also increased, and the tension of the mooring lines on the opposite side has decreased. After a mooring line breaks, the nearest mooring line may have a potential danger of breaking due to the increased force, which may cause the mooring line to break in succession, causing greater danger.

Later, this paper builds a model of a semi-submerged platform by reference to physical experiments, and simulates the mooring system of the platform by using the catenary mooring model. The effects of different wave incident angles (in head waves and in beam waves), different mooring methods (grouping and distributed mooring), and different lying bottom lengths on platform motion performance are explored. It is found that distributed mooring is more beneficial to limit transverse motion, and the longer lying bottom section can effectively reduce the mooring tension. On this basis, comparing the dynamic response of the platform under failure mooring system in different conditions, it is found that after the semi-submerged platform mooring line breaks, the tension on the adjacent mooring line is obviously increased, which may cause further damage.

The conclusion above provides the idea for the remedial measure after the partial failure of the mooring system. Finally, the extension of the

remaining mooring line from a certain time in the case of the failure of the mooring system is studied. It is found that in this case the tension on the remaining mooring lines can be reduced, so the relaxation of the mooring lines and the increase of mooring length can be used as a measure after the partial failure of the mooring system. The relevant calculation methods, ideas and results of this paper can provide reference for engineering practice.

KEY WORDS: failure of mooring system, motion of platform,
naoe-FOAM-SJTU

目 录

锚泊系统局部失效模式下的浮式平台动力特性研究.....	IV
摘 要.....	IV
ABSTRACT.....	III
目 录.....	1
第一章 绪论.....	1
1.1 研究背景及目的.....	1
1.2 国内外研究现状.....	7
1.3 本文主要工作.....	13
第二章 数值计算方法.....	15
2.1 粘性流体流动数学模型.....	15
2.2 数值造波与消波方法.....	15
2.3 锚泊系统模块介绍与应用.....	16
2.4 动态网格变形技术.....	24
2.5 本章小结.....	24
第三章 张紧式系泊风机基础 TLP 平台在波浪中运动性能数值模拟.....	25
3.1 数值模型构建.....	25
3.2 完整系泊风机基础 TLP 平台在波浪中运动性能研究.....	29
3.3 锚泊系统部分失效情况下风机基础 TLP 平台响应研究.....	48
3.4 本章小结.....	59
第四章 悬链线式系泊平台在波浪中运动性能的 CFD 数值分析.....	61
4.1 数值模型构建.....	61
4.2 锚泊系统完整情况下运动性能研究.....	64
4.3 锚泊系统部分失效情况下平台响应研究.....	79
4.4 本章小结.....	84
第五章 锚泊系统局部失效后措施探究.....	86
5.1 延长 50m 对锚泊系统局部失效后系统响应的影响.....	86
5.2 延长 1000m 对锚泊系统局部失效后系统响应的影响.....	88
5.3 本章小结.....	91
第六章 结论与展望.....	93
6.1 本文结论.....	93
6.2 未来展望.....	95
参考文献.....	97
致 谢.....	104
攻读硕士学位期间已发表或录用的论文.....	106

第一章 绪论

1.1 研究背景及目的

1.1.1 平台简介

随着人类社会向前发展，工业化不断进步，资源短缺的问题也越来越突出。资源的匮乏已经成为制约世界经济发展的重要因素。如今，陆地上的资源越来越稀缺，因此人们将目光投向拥有丰富风能、矿产、波浪能和生物资源的海洋。海洋逐步成为人们获得能源和开展活动的新天地。例如，海上风能是可再生的新清洁能源，海洋广阔，风力大，如能对丰富的风能资源充分利用，可以一定程度上缓解目前资源紧张的局面。海洋还贮藏着大量未被开发的矿产资源和化石能源，这是新的人类资源宝库。

我国的海上风能资源比陆上风能资源更加丰富，因此大力发展海上风能已成为必然趋势^[1]。我国虽然海洋能源丰富，但对于资源的勘探和开发依然处于早中期的阶段。在我国的海洋资源中，石油和天然气的储备量分别占全国总储量的 23% 和 30%，这表明海洋能源的未来发展空间巨大^[2]；海洋矿产资源的勘测与开发都无法离开基础平台的支撑，风能发电需要承载平台，承载平台的安全性和稳定性是风力发电稳定输出的基础。综上所述，浮式平台是勘探、开发和生产海洋石油、天然气和矿产资源的主要设备，在资源开发中起到了不可替代的作用，研究海洋平台对于实现我国的可持续发展战略目标有着重要的促进意义。

现在，海洋平台主要有固定式平台、导管架平台、半潜式平台、张力腿平台、FPSO、Spar 平台等类型，如下图 1-1、图 1-2 所示。

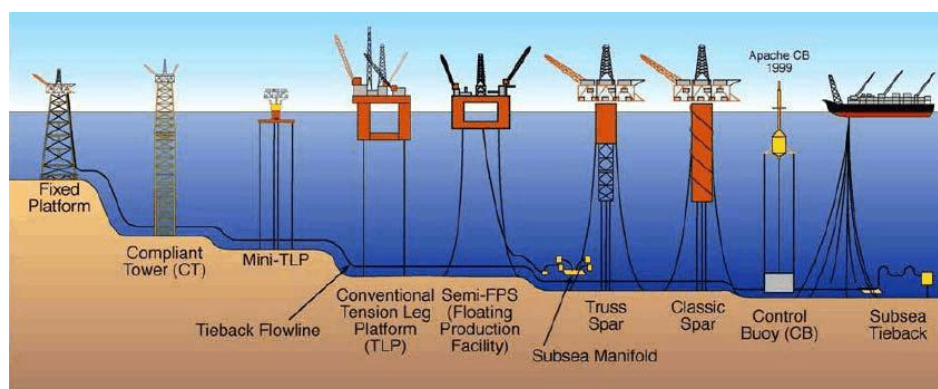


图 1-1 常见海洋平台形式示意图^[3]

Fig.1-1 Schematic diagram of common offshore platforms

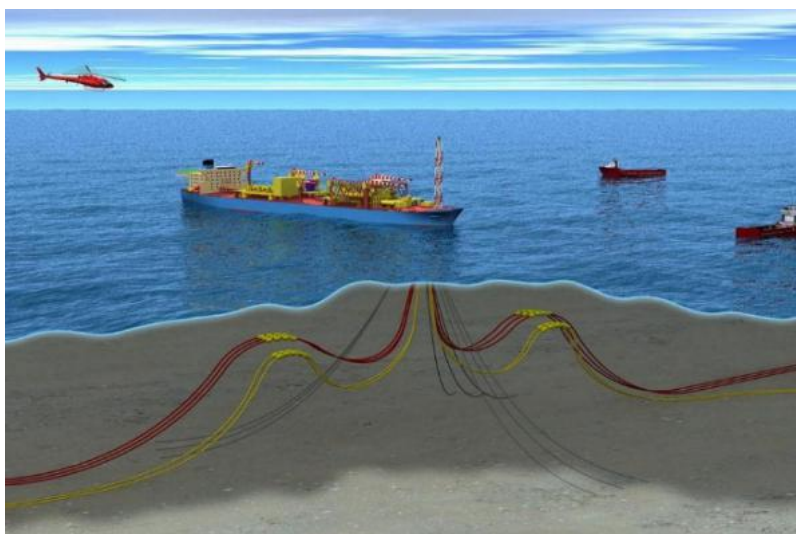
图 1-2 浮式生产储油轮^[4]

Fig.1-2 Floating Production Storage and Offloading

近年来，在浅海及中等水深（ $<500\text{m}$ ）下进行海洋石油开采的技术已经较为成熟，并已大范围投入应用。在深海中，出于海洋自身环境及平台安全性、经济性的考虑，传统的海洋平台早已不能满足对于石油的开采需求。国外对于海洋石油和天然气的开采也已从水深 300 米的浅海延伸到了水深 3000 米的深海海域^[4]。随着资源开发向深水发展，深水中作用在载体平台上的水动力增加，浅水中常用的固定式平台由于造价高、质量大、建造安装难度大、运动性能不适合恶劣海况等原因不再适用^[5]。浮式支撑平台可重复使用，造价低，运动性能更好，因而更适合在深水环境下使用。综上，对于深海以及超深海的油气资源的开发必将成为未来的热点^[6]。

FPSO（Floating Production Storage and Offloading）结合了海洋中的油气采集装置、油气的存储装置与用于运输的穿梭油船，是一套完整的生产系统，具有多功能、适用范围广、经济性好等特点，目前广泛应用于海上油田和深海油气田的开采中。

Spar 平台是深海采油工程中较常见的浮式平台，具有良好的运动性能。Spar 平台一般吃水较深，重心位于浮心下方，因此具有恒稳性；Spar 平台水线面面积较小，外界环境对其影响较小，平台的垂荡响应相比于其他浮式平台更小，运动响应由于水深变化也不会剧烈增加；Spar 平台在安装和使用时对技术要求不高，适合于深水锚泊定位；此外，Spar 平台相对造价较低，便于安装及维护，可以重复利用，因此在成本方面，Spar 平台也有优势；Spar 平台的立柱内部甚至可以作为储油的空间。这些特点使 Spar 平台成为目前主要的适用深水干式井口作业的浮

式平台，适宜于在深水海域应用^[7]，利用 Spar 平台可大大降低运营周期内的维护费用，具有非常好的市场应用前景^[8]。

半潜式平台（Semi-submerged platform）也是目前非常常见的一种平台形式，如半潜自升式钻井平台是开采、生产海洋能源的重要载体。半潜式平台与 Spar 平台相比具有更大的甲板空间，适用于需要大规模设备的使用场景。半潜式平台抗风浪能力突出，且可适应各种水深的要求，可满足在复杂恶劣极端情况下开采海洋能源的需求，如南海深海油气开发等。半潜式平台由于需要定位在特定海域进行作业，因此锚泊系统是非常重要的部分。

TLP（Tension Leg Platform、张力腿平台）也是一种常见的浮式平台，它使用剩余浮力来平衡张紧式锚泊系统的预张力，因此在运动上具有半顺应半刚性的特点，可抵抗波浪引起的运动。TLP 常作为风机的基础平台，由于自身的运动特点可为风力发电提供一个相对稳定的环境，减少风力发电机功率的变化对电网的影响。除了 TLP 的系泊系统，其自身的直立浮筒结构也使得平台具有良好的运动性能。目前也出现了各种各样的新式 TLP，如 ETLP（extended tension leg platform）等，它在传统 TLP 基础上增加了四个延长的浮筒，从而增加了纵摇回复力矩，相比于传统 TLP 具有更好的稳性和运动性能。从而 ETLP 平台可以先在码头边安装完全集成，再进行湿拖到达工作海域^[9]。

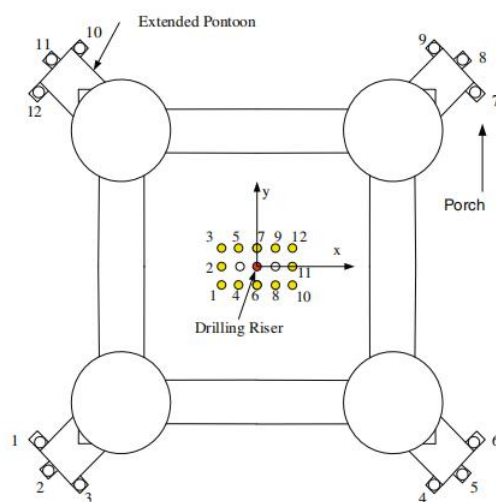


图 1-3 ETLP 示意图^[9]

Fig.1-3 Extended tension leg platform

1.1.2 锚泊系统简介

浮式平台相比于固定式平台适应能力强、经济性更好，相比于工作船的稳定性好和安全性更好。但与固定式平台及船舶不同，浮式平台需要长期保持在特定海域进行作业，但自身在水线面方向没有回复力，外界载荷会引起平台的水平运动，因此需要锚泊系统来定位。此外，为了保证平台上设备（如风机）的正常运转，基础平台的运动响应幅度也不能过大。因此要求浮式平台具有良好的位置保持（Station-keeping）能力^[10]。综上，浮式平台需要配合性能良好的锚泊系统才能正常工作，保证顺利产能。另一方面，锚泊系统限制了海洋结构物的六自由度运动，避免结构物由于大幅运动而发生碰撞或漂移事故，产生结构损坏。

按照系泊力的不同对锚泊系统进行分类，锚泊系统可以大致分为主动式锚泊（推进器辅助锚泊系统）系统、被动式锚泊系统和动力定位系统。按照系泊定位的时间要求不同，系泊系统可以被区分为永久性锚泊和短期锚泊。永久性锚泊系统将被系泊结构物在某一海域锚泊定位 5~30 年^[11]，常被用于各种采油平台；短期锚泊系统主要用于定位钻井工程船及钻井平台等，将在系泊后的一定时间内（几周到几个月）更换海域作业。依照锚泊系统的系泊点数量进行分类，锚泊系统可分为单点系泊系统和多点锚泊系统，后者又可以根据锚泊缆的不同布置方式分为分布式和分组式锚泊方式。系泊锚链主要分为悬链线式（Catenary）和张紧式（Taut）两种，前者可能在海底存在躺底段，如图 1-4 所示。

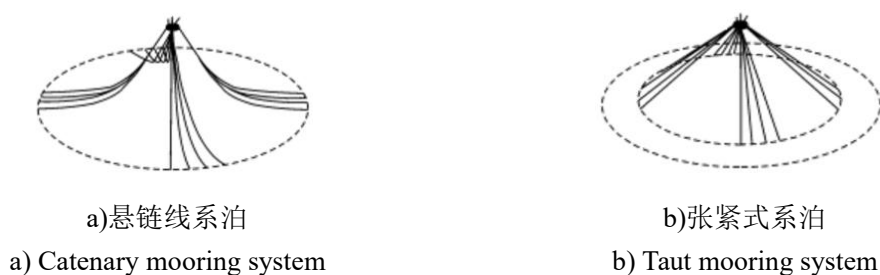


图 1-4 常见系泊方式^[11]

Fig.1-4 Common mooring method

目前工程实际中常见的系泊材料主要有系泊链、钢丝绳系泊索和纤维缆绳系泊索等。其中系泊链最为常见，其破断强度高，通常会使用在系泊线最下端或最上端，来承担来自海底或导缆孔的磨擦。但系泊缆的单位长度质量大，大量用于深海系泊时会导致锚泊系统重量过大，使平台承载能力变差；钢丝绳系泊索相对较轻，一般可以作为深水系泊系统的主要部分，可用于减轻系泊索的自重；纤维

缆绳系泊索的延展性好，质量轻，可以提高平台的有效载荷，但由于其造价较高，因此在水深大于 1500m 的深海中才有优势^{[11][12]}。

不同的平台具有不同的运动特性，需要不同的锚泊系统进行配合。TLP 通常使用垂向的张紧式锚泊系统，锚泊系统由数根垂向张力索（张力腿）组成，这些张力腿被剩余浮力拉紧，并始终保持着完全张紧状态，因此 TLP 具有很大的预张力，保证 TLP 平台具有平面内柔性、平面外刚性的特点。TLP 的张力腿的拉伸刚度通常在长度方向并不均匀，通过这种方式可以减少锚泊系统自重，增加平台的载荷^[9]。

自升式钻井平台是开采、生产海洋能源的重要载体。钻井平台的安装过程系泊不同于工作过程系泊，在完成水下安装工作之后，自升式钻井平台仍需进行剩余设备的安装、调试等相关工作，因此在此过程中通常不是直接放下桩腿而是采用码头系泊的方式^[13]。另外，自升式钻井平台自身的不对称性导致了系泊方式上不同于普通船舶^[13]。

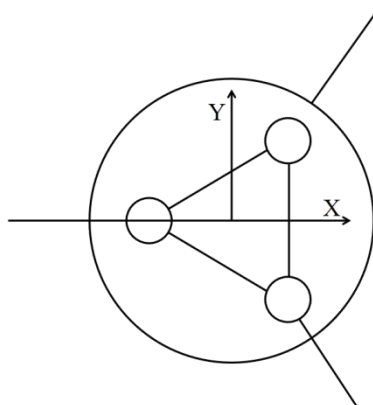


图 1-4 半潜式平台常见系泊方式

Fig.1-4 Common mooring arrangement of a semi-submerged platform

Spar 平台的锚泊系统通常采用悬链线系泊，锚泊链的锚泊点在水平距离上远离平台系泊点，使用多条系泊缆。由于系泊半径较长，导致锚泊系统占海洋面积较大。为了尽可能减小锚泊系统对于该海域其他平台、船舶的影响，减小系泊半径，目前 Spar 平台的锚泊系统常用链-缆-链三段式系泊，这样既可以减小锚泊半径和锚泊系统的总质量，又可以保证系泊系统可以为平台提供重复的恢复力。每根锚链分为三部分，最靠近被系泊结构物的部分称作船体链，最靠近海底锚泊点的部分被称为海底链，船体链与海底链中间的部分通常使用聚酯纤维缆或尼龙

缆^[8]。Spar 平台的系泊缆索在一定预张力作用下形成了一种半张紧半松弛的状态，可以在自身重力作用下自然悬垂而形成悬链线形，锚泊系统主要的回复力由系泊缆的重力及形状来提供^[14]。

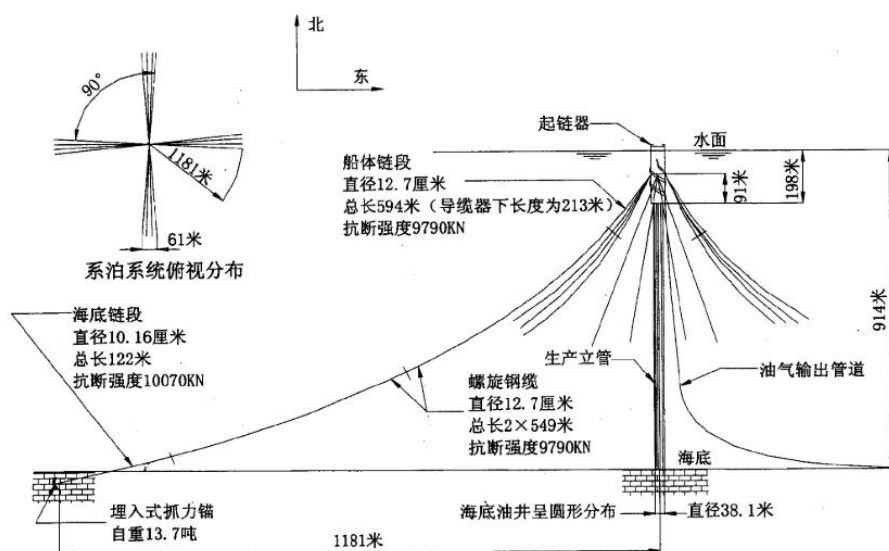


图 1-5 Spar 平台常见系泊方式^[14]

Fig.1-5 Common mooring arrangement of a Spar platform

在深海中，由于环境中风力更大、环境复杂，对于深海平台的系泊更应给予重视。深海中系泊水平恢复力较小，自然频率低，水动力阻尼小，可能使得深海平台系统的水平面运动幅度加大，并诱发非常大的系泊张力^[14]。由于平台在实际中受到风浪的作用，尤其是在极端天气情况下环境极其恶劣，要求系泊缆要有极高的强度；锚链长时间浸在海水中，会遭到海水、海洋生物和各种导电介质产生的腐蚀作用^[11]；另外，在持续变化的外力作用下，锚链总是处于拉紧和松弛交替的状态，容易产生疲劳损伤。综上，对于锚链的力学要求是强度高、耐腐蚀、耐疲劳^[11]。如果在实际工作中，系泊缆由于环境恶劣、腐蚀或疲劳导致断裂，锚泊系统局部失效，会降低对平台的位置限制能力，导致平台漂移过大，可能与临近平台发生碰撞或引起其他系泊缆、立管、输电管线等相继断裂，对人身安全和财产安全产生威胁；系泊缆失效也会引起平台摇动运动加剧，引起结构疲劳，对于风机平台，还会影响风能发电的产出。

1.2 国内外研究现状

1.2.1 海上平台发展及研究现状

自海洋平台诞生以来,已经有多座海洋平台投入生产,在海洋资源开发中起到了不可替代的作用,与海洋平台相关的理论研究也至今是热点,相关的理论研究为工程设计提供了基础和思路。

Spar 平台的鼻祖是 Edward E. Horton 于 1987 年设计的,这种平台专门用于深海油矿勘测和开采^[14]。1997 年,第一个 Spar 深水生产平台——Neptune 平台正式建成并投入运行,标志着 Spar 在海上油气生产中的正式应用^[15]。2001 年,有史以来首座 Truss Spar 平台建成。关于 Spar 平台的理论研究也引起了广泛关注,1991 年,Glennville 等人详细提出了有关 Spar 平台的概念、阐述了建造和安装的各项事宜^[16];1995 年,Mekha 等研究人员把 Spar 平台的六个自由度简化为三个自由度,仅考虑纵向运动(纵荡、垂荡、纵摇),并进行了计算^[17];1996 年,Ran 和 Kim 对一座系泊 Spar 平台在规则波、不规则波下的非线性相应特征分别进行了静态分析和动态分析^[18];Ran 和 Kim 还研究了洋流对于运动的影响^[19];1999 年,Chen 等人提出了数值算法 COUPLE,用于求解在非规则陡峭波作用下的一座松弛系泊的细长体的非线性响应^[20]。

FOWT (Floating Offshore Wind Turbine, 浮式离岸风机)平台是海洋风机正常工作的基础。大力发展 FOWT,可以减轻目前资源发展对于化石能源的依赖,加速实现资源转型。目前世界上已有一些国家开始在海上安装 FOWT 原型,并进行性能检查和调试^[21]。Hywind 是世上首座全尺度 Spar 型 FOWT 平台,于 2009 年在挪威安装^[22]。在 2011 年,WindFloat,一座带有 2 兆瓦级涡轮机的半潜式 FOWT 平台安装完成^[23]。日本福岛发生核泄露事故后,日本政府于 2013 年开始在福岛地区附近建造 FOWT,目前已有共 7 兆瓦的 FOWT 安装成功^[24]。

目前已有多个 TLP 作为 FOWT 平台实际投产使用,此外,研究学者也针对作为风机基础平台的 TLP 的特性需求,提出了许多设计方案,并针对这些设计方案进行了大量计算与验证。1984 年,世界上第一座 TLP 在北海安装成功,目前世界范围内已有数十座 TLP 平台,成为深海油气开采、风能资源利用的主力平台^[14]。Ren 等^[25]对一种 TLP-海上风机系统进行了 1/60 比例模型试验,以考察耦合风浪效应,同时还提出了 TLP 锚泊系统的优化方案,Bachynski 等提出了 TLP 风机在中等水深(100m-200m)的设计方案^[26]。Adam F 等提出了 GICON®设计——TLP 平台作为风机的基础平台,应用在 20 到 350 米水深中^[27]。Gao 等基于边界元方法,

对风机基础 TLP 的运动响应和波浪力机制进行了分析^[28]。Bilgili 等使用全耦合模拟对于单立柱 TLP 风机的设计参数进行了参数研究^[29]。Han 等在 2017 年提出了一种半潜式 TLP 平台 (STLP, Submerged Tension Leg Platform)，此平台在作业状态下水线面面积较小，因而具有更佳的动力学性能^[30]。

1.2.2 锚泊系统研究现状

分析单独的锚泊系统是对系泊浮式结构物的水动力性能分析的基础，锚泊系统研究方法主要分为静力学分析方法和动力学分析方法两种。其中静力学分析方法不考虑系泊缆的自身运动，建立的是静力学方程。目前常用的静力学分析方法有悬链线方程、分段外推法等；动力学方法考虑系泊缆自身运动，常见的有集中质量法 (LMM)、有限单元法 (FEM) 等。

静力学方法不考虑阻尼、流场力、惯性项等的影响，因此计算起来较为简单，计算效率高，但相应地精度较差，主要用在锚泊结构的设计初期，可以为系泊系统与结构物相互作用分析提供基础。

悬链线模型在浅水系泊中应用广泛，Niedzwecki 和 Casarella 概括了不可拉伸的悬链式锚泊线方程^[31]；Ogawa 研究了拉伸系泊条件下线伸长对水平拉力分量的影响^[32]，结果表明，对于深海系泊缆，缆索的拉伸不可忽略；Smith 和 Colin^[33]提出了一种新的悬链线求解方式，对由浮球或沉子将两段锚链相连的锚链系统进行了求解，对实际工程中锚链系统的设计提供理论依据；缪泉明^[34]等对于极限海况下三个水深的锚链受力利用悬链线法进行了数值模拟估算并对锚泊系统进行设计；余龙和谭家华^[35]基于悬链线方法对多成分锚泊系统的静力特性进行了优化设计；滕斌^[36]等应用 Chebyshev 多项式拟合了锚链静张力与锚链系统顶端位移函数的关系，实时模拟了锚泊结构物与波浪的相互作用关系。虽然悬链线法应用广泛，但其在推导过程中引入了许多假设，对于一些极端海洋环境或新型系泊设置已不再适用。石建峰等在遗传算法的基础上结合非线性规划算法进行锚链张力优化，并应用所建立的数学模型在 Matlab/Simulink 仿真环境下对 981 钻井平台进行仿真试验^[37]。

分段外推法 (Piecewise Extrapolating Method) 也是一种静力学分析方法，它考虑了系泊线的拉伸作用和流场力，因此分析结果相较于悬链线法更符合实际，特别适用于多成分复合锚链系统。王建平等^[38]利用分段外推法对浮桥在通航情况下运动与锚索张力的相互影响进行了非线性分析；乔东生^[39]利用分段外推法进行

了一座深海平台的锚泊系统的静力特性分析，计算中考虑了竖向位移对复合锚泊线回复力特性的影响；闫俊等^[40]针对由三段浮容重、刚度和长度都不相同的索链与浮筒组合而成的复合锚泊系统，应用分段外推的数值方法进行了静力特性分析。

在实际海况中，系泊缆的运动会引起额外的动力荷载，因此会增加系泊张力，随着对锚泊系统安全性和可靠性要求的提高，像静力学方法那样忽略这部分动力显然不够合理。对锚泊系统进行动力分析时得到的动力方程是强非线性方程，需要通过数值方法进行求解，常见的动力学方法主要有 LMM（集中质量法、Lumped Mass Method）和 FEM（有限单元法、Finite Element Method）等。

集中质量法又称为凝聚参数法，属于有限差分法的一种，它将系泊线等效为无质量弹簧连接的离散集中质量。集中质量法物理意义明确，算法简单，适应性强，但为了满足其稳定性要求，对于时间步长要求较高^[41]。Walton 和 Polachek^[42]于 1959 年提出了利用集中质量法求解水中系泊缆瞬时非线性运动的方法；Van den Boom^[43]采用集中质量法研究了系泊线在动态响应下的最大张力，证明了集中质量法在计算多成分系泊缆索动力学响应中的有效性；Huang^[44]将集中质量法由二维推广到三维情况，使得模拟更符合工程实际；于定勇^[45]使用基于悬链线理论的集中质量法分析了一根锚泊锚链的动力特性，得到了强迫振荡时锚链张力的时历曲线，并与实验结果对比，说明该方法有一定工程精度；王飞等^[46]使用集中质量法建立了三维非均匀拖缆在规则波作用下的数学模型，讨论了其在不同波浪作用情况下的稳态响应特性；程楠^[47]基于三维集中质量法建立了深海系缆模型。唐友刚^[48]等采用三维集中质量法建立深海系缆模型，预测系缆松弛-张紧运动的发生条件和系缆冲击载荷的大小。

相对于悬链线法和集中质量法，有限单元法在解决系泊线非线性问题上更有优势，且对连续性要求较低^[49]。有限单元法通常基于几种常见的物理模型：弹性梁理论、锚泊缆(mooring line)模型与细长杆模型等，其中应用最广泛的是细长杆模型。弹性细杆理论可以解决悬链线理论不能处理的动态刚度问题。

Garret^[50]在 1982 年提出了三维非线性有限单元法计算细长杆的运动，在该文中不考虑杆的伸长，允许结构出现大的变形和转角，形成了用于海洋工程的弹性细长杆理论（Thin Elastic Rod Theory）；Paulling 和 Webster^[51]在此基础上针对张力腿平台的张紧式锚泊系统，提出了允许杆件小量伸长变形（小于百分之一）的弹性细长杆理论；Ma 和 Webster 于 1994 年^[52]基于可伸长的三维弹性杆理论开发了全局坐标系下的有限单元法程序 CABLE3D 对锚泊线进行了动力学计算；Leonard^{[53][54]}采用有限元法对系泊系统的静力学响应和动力学响应分别进行了模

拟, 模拟中使用了三维曲线单元, Leonard 的结果证明了在相同计算精度下, 这种有限单元法需要的单元数更少。Aliabadi 等^[55]使用有限单元法计算了浮体单锚泊系统的受力情况; 余龙等^[35]使用有限单元法建立了锚泊线与海底接触的模型, 分析了锚泊线动力与导缆孔出应力的变化情况。Johansson^[56]提出了一个新的用于求解耦合运动方程数值积分的方法: 建立了考虑系泊缆张力突变、阻尼相关速度、位移的有限元模型, 对锚泊系统的受力及位置变化进行了非线性动力学数值分析。

以上方法均限于系泊缆小变形或无变形的假设, 随着深海浮式结构物的兴起, 传统钢缆系泊线由于其自重限制了锚泊系统的水平刚度, 同时由于其系泊半径较大引起诸多不便, 在此情况下出现了采用聚酯纤维缆线代替钢缆的新型系泊方式。Arcanda^[57]针对聚酯缆线应力应变非线性的特点, 考虑系泊线轴向变形, 对传统系泊线运动方程进行了修正并使用有限单元法进行计算; Chen 和 Zhang^[20]在 CABLE3D 的基础上, 通过在原始模型中加入弹簧来模拟系泊线轴向大变形问题; 齐磊^[58]建立了基于柔性杆理论的系泊线/立管运动微分方程, 并基于有限单元法, 使用 Galerkin 法对系泊线方程离散求解; 马刚^[59]推导了以深海中的立管和系泊线为对象基于弹性细杆理论的运动微分方程, 处理了梁模型不能模拟的深海管线动力响应问题; 袁梦^[60]针对纤维缆的动力特性给出了纤维缆动态刚度及相应的残余应力的估值方法, 并开发了挠性部件的三维时域有限元计算程序。

1.2.3 平台-锚泊系统耦合研究现状

传统非耦合算法是将浮式结构物与锚泊缆分别求解, 首先考虑浮式结构物的响应, 并将计算出的值作为锚泊缆上端点的初始条件来计算锚泊缆的形状和受力, 相当于不考虑锚泊缆受到的水动力(阻力、惯性力等)。这种将锚泊缆仅作为回复力来源的计算方法执行简单, 计算时间短, 但结果精度相较耦合算法低, 且这种方法不适用于深水系泊。研究发现当水深较深时, 锚泊缆的动态响应将会显著影响浮式结构物系统的运动, 并且这种影响会随着水深的增加而变大, 所以开发出耦合的时域分析方法是极为必要的^{[61][62]}。

在研究的初始时期, 对于浮式结构物的动力分析通常使用准静定模型, 即将锚泊缆每个时刻的受力和形状作为定常状态, 以从进行静力分析, 在锚泊系统的初步设计中常采用准静定模型。刘应中等^[63]采用准静定时域方法分析海上运动及动力特性的数值模拟程序; 余龙等^[35]使用准静定方法对南海 2 号的多成分锚泊线进行了优化设计; 樊天慧^[64]利用准静定计算方法, 根据锚泊系统由于浮体运动而

产生能量耗散的原理计算了锚泊系统阻尼。

有文献^{[65][66]}指出, 准静态的解耦分析方法对于深水平台系统来说, 结果准确性不足, 已经不再满足深水平台系统的求解需求。由于耦合方法更能准确地刻画浮体的运动及系泊张力的变化情况, 近年来日益受到重视。耦合求解方法的具体思路是: 把海洋浮式结构物和锚泊系统作为一个共同的整体进行计算, 采用动力学方法求解锚泊系统, 考虑锚泊缆的运动及受到的水动力, 采用集中质量法或有限单元法处理响应方程^[67]。即把海洋浮式结构物的六自由度运动和锚泊系统的运动控制方程耦合在一起, 在时域范围内进行求解, 最终得到海洋浮式结构物和锚泊系统的响应、受力、形状等结果。

近年来耦合方法有了非常蓬勃的发展。孙金伟^[7]等分别在频域和时域范围内, 讨论系泊模式对深水 Spar 平台运动性能的影响, 比较了时域分析和频域分析的优劣, 分析不同系泊模式对于平台运动性能和张力大小的影响。赵战华^[13]等基于势流理论, 考虑风浪流综合作用, 讨论了自升式钻井平台的不同码头系泊方式对于张力和运动的影响, 得出增加码头与平台间距可以增强系统稳定性的结论。Kim H 等^[61]基于非线性结构物与锚泊系统的耦合动力学, 在时域范围内对一座桁架式 Spar 在风浪流作用下的运动结果进行了数值模拟, 并将结果与模型试验进行了对比。陈小红等^[68]将附体运动方程和系泊线运动方程进行联立, 建立锚泊系统的耦合运动方程; Ma 和 Lee^[66]使用耦合分析方法对深海平台与立管的相互作用进行了分析, 并与模型实验对比, 证明该方法在解决此类问题上的适用性。Ran^[69]开发了用于研究浮式结构物与锚泊系统耦合效应的程序 WINPOST。Chen 等^[70]分别使用准静定代码 SMACOS 与动力学代码 COUPLE 求解平台与系泊耦合系统, 对比结果发现耦合时域计算对研究锚链在深水海域下的疲劳寿命有重要意义。袁梦^[60]开发了浮式结构物及其挠性部件系统的完全时域耦合计算程序; 韩旭亮等人^[71]对一座深水半潜平台的锚泊系统分别使用物面非线性时域耦合方法及间接时域耦合方法进行了模拟, 研究发现在海洋环境恶劣时, 海洋平台的瞬时位移会对平台的低频垂荡运动造成较大的影响, 因此在处理类似问题时, 需要使用动力响应方法来分析平台和系泊系统的时域耦合响应。

1.2.4 锚泊系统失效研究

锚泊系统在实际工作中, 可能出现由于环境恶劣或系泊缆腐蚀或疲劳而造成系泊缆断裂的情况, 系泊缆断裂进一步导致了平台漂移和损坏, 对人民安全和财产安全造成了极大威胁。

Ivan、Katrina、Rita 等强飓风在 2004-2005 年期间连续三次袭击了墨西哥湾 (GOM) 的石油和天然气基础设施^{[72][73][74][75]}。这些强飓风导致了 GOM 中的许多移动海上钻井装置 (MODUs) 的系泊线失效。Ivan 飓风导致了 5 座半潜式移动海上钻井装置发生漂流和严重受损；2005 年发生的 Katrina 和 Rita 飓风，强度已经达到了原设计标准中 500 年一遇的水平，总计影响了 19 座移动海上钻井装置^[74]。

三次强飓风的袭击，推动了墨西哥湾中浮式平台设计标准及检验程序的更新。目前已有许多工作研究了锚泊系统破断的原因和机制。为了避免或减轻由于系泊缆断裂导致的平台漂移造成的损害，需要了解平台在强风、波和流影响下的稳性、漂移的激励，并有能力预测漂移的轨迹。

吴国强等^[1]运用 ANSYS/AQWA 软件研究了 DeepCWind 半潜式风机基础平台的动力性能和锚泊系统的影响。刘正礼等^[76]使用三维势流理论和莫里森方程进行了半潜平台在台风作用下平台漂移分析和锚泊系统安全性评估，提出的相关方法和得出的结论可为极端天气下锚泊定位浮式装置的安全评估提供参考。张健等^[77]通过 CFD 方法研究了台风条件下自升式平台码头锚泊系统的破断规律，尤其是对平台与码头之间垫靠驳船的码头系泊方式进行了深入探讨。冯加果等^[78]研究了系泊断裂平台瞬态漂移过程中的平台稳性。冯爱春^[79]等利用时域的耦合分析方法，讨论了半潜式平台在不同浪向角下一根系泊锚断裂后的平台运动与锚泊系统张力。Zhang Z 等^[72]对一座具有代表性的深水半潜式移动海上钻井装置 (MODU, mobile offshore drilling unit) 在伊万飓风期间遭遇系泊故障并发生漂移的过程进行了数值模拟。在时域中模拟了平台运动响应和系泊缆绳相继失效的过程，其中考虑了非线性风、浪和流，并将结果于线性环境下结果进行了比较。Tahchiev G V 等^[73]开发了数值程序 DRIFT，用于预测在 Katrina 飓风期间漂流的两个典型的半潜式 MODUs 的轨迹，并于与 GPS 测量记录进行对比。冯加果等^[78]将系泊断裂过程的时域耦合运动分析融入到稳性分析中，研究了一座半潜式钻井平台受到灾害侵袭时的稳性特征。发现平台的稳性在锚泊系统发生失效后的移动过程中可能不达标，可能出现进水和倾覆等危险情况，但此问题可以采取预防措施进行预防。

Bae Y H 等^[21]利用了耦合空气-水动力-风机-系泊动力学的时域模拟方法，研究了一座 FOWT (Floating Offshore Wind Turbine) OC4 平台在断裂一根锚链时，考虑风浪流作用、风机工作影响及瞬时响应影响下的结构受力、平台运动及风机表现。文献^[9]指出，对于 TLP 平台，一个浮筒上所有系泊缆绳都断裂将会导致平台倾斜，导致运动的强非线性，总体来说，TLP 设计中不允许一个浮筒上所有缆绳都断裂。Han J S 等^[80]对 10MW 级风浪混合发电平台进行了时域模拟，研究了不同时刻系

泊锚链断裂对于平台总体响应和张力变化的影响。Chan K. Yang^[9]等利用非线性时域 hull-tendon 耦合动态分析程序研究了在墨西哥湾恶劣环境条件下，由于顶部断裂或底部未锁定引起的锚链断开对 ETLP(extended tension leg platform)平台全局性能的瞬态影响，文中考虑了弹性系泊缆不同位置断开及瞬态效应的影响，发现瞬态效应将影响结果 18%。在锚泊系统已经发生一根或多根锚泊缆断裂的情况下，人们更重视剩余系统的安全性和稳定性，避免导致锚泊缆相继断裂，造成更大的损失。袁杨等参考了锚泊系统在生存海况下减小预张力的做法，探究了在锚泊系统局部失效情况下的补救措施^[81]。

1.3 本文主要工作

深海浮式平台需要长期相对固定在特定海域，完成石油开采、风力发电等作业，因此在恶劣海况下，不能像船舶一样航行避险。由于平台系统在实际投入使用时海洋环境条件非常复杂，研究不同海况下平台的运动响应特性对于指导平台的设计、保障人身与财产安全、保证海洋能源开采和生产工作有着重要意义。对于处在灾害环境中或疲劳导致系泊缆断裂的情况，有必要研究锚泊系统失效后的平台表现，研究平台响应的作用机理，为平台设计提供基础。

本文主要分为五个章节，第一章主要介绍了本文研究背景和国内外研究现状。内容包括各种平台及锚泊系统简介、系泊与结构物耦合求解、锚泊系统求解问题的产生与目前研究方法、系泊破断的研究意义及当前研究进展等，详细介绍了当前国内外对上述问题的研究现状与研究方法。第二章主要介绍了本文数值模拟中所涉及知识，包括流体力学基本方程，数值模拟计算求解方法，锚泊系统求解原理等，并详细介绍了各种锚泊系统求解方法的原理。论文第三章针对一座系泊风机基础 SLTP 的运动进行了数值模拟研究，探究了平台所受外界环境（浪高、浪向、风场）对平台运动响应、锚泊系统受力及风机系统产能的影响；考虑了波浪高阶成分对于长周期运动（纵荡）的影响，并与全耦合时域分析结果进行了对比分析。之后着重研究了锚泊系统局部失效对于原有平台运动性能的影响。本文第四章研究了一座半潜式浮式平台在波浪中的运动，探究了不同波浪入射角、不同系泊方式对半潜式平台水动力性能的影响，在此基础上模拟了锚泊系统局部失效的平台运动。第五章在第四章结论的基础上，研究了在锚泊系统失效情况下，延长了剩余系泊缆对于结果的影响。发现这种情况下可以减小剩余系泊缆上的张力，因此放松系泊缆，增加系泊长度可以作为锚泊系统局部失效后的措施。最后一章对全文的工作进行了整体总结，对每章的结论进行了梳理，并总结了本文的不足

之处，对未来可以继续研究的方向进行了明确。本文分析结果可以为海洋平台的锚泊系统设计，特别是极端海况情况下的锚泊系统设计提供参考，对平台设计前期运动性能研究有参考意义。

本文重点特色部分在于应用 CFD 方法，考虑了平台系泊断裂情况下在强非线性波浪中的运动响应，当前国内外应用 CFD 方法研究锚链断裂的工作很少。本文的波浪环境中考虑了不规则波的高阶成分，相比于目前已有的工作更贴近海洋环境载荷实际情况。通过与使用势流理论进行求解的一些文献进行比较，发现在某些情况下，使用 CFD 方法可以展示更多信息。本文在前人工作的基础上探究系泊缆断裂后的补救措施，为锚泊系统设计提供了基础数据，验证了应用 CFD 方法求解各种平台的可行性，展示了 CFD 方法模拟该问题的优势。在以上工作的基础上畅想了未来值得研究的问题及对应的解决思路。

第二章 数值计算方法

2.1 粘性流体流动数学模型

关于 OpenFOAM 的求解原理和具体求解步骤可参见 Jasak (1996)^[82]和 Rusche (2002)^[83]的文献, 这里作简单概述。本文中的数值模拟基于不可压粘性流体, 其控制方程为:

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

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

式中, $\mathbf{U}$ 和 $\mathbf{U}_g$ 分别表示流场速度和网格节点速度; $p_d = p - \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{x}$ 为流场动压力, 等于总压力减去静水压力; $\mathbf{g}$ 、 ρ 和 μ 分别为重力加速度、流场的密度和动力黏性系数。

采用 VOF 方法^{[83][84]}(Volume of Fluid)捕捉自由面, 定义每个网格中的体积分, 通常选择 $\alpha = 0.5$ 等值面作为流场中的自由面。计算中, 采用 FVM(Finite Volume Method, 有限体积法)进行空间离散, 使用隐式 Euler 格式进行时间离散, 使用二阶 TVD 格式进行对流项离散, 使用二阶中心差分格式进行扩散项离散。在进行离散化后, 应用 PISO 算法来迭代求解和解耦压力及速度。PISO 算法由 Issa 于 1986 年提出^[85]。最后, 可以获得每个时间步的流场变化及最终模拟结果。

2.2 数值造波与消波方法

影响海洋工程结构物运动最为重要的环境因素之一就是波浪。本文模拟中的造波实现采用基于 OpenFOAM 开发的开源代码包 waves2foam^[86]。该造波方法通过改变速度入口边界条件从而产生需要的波浪。本文中的计算波浪为一阶不规则波, 使用的波浪谱为 JONSWAP 谱。

在实践中, 线性波浪理论被用来模拟不规则波, 例如沿 x 轴正向传播的长峰不规则波的波面升高^[87]:

$$\xi = \sum_{j=1}^N A_j \sin(\omega_j t - k_j x + \varepsilon_j) \quad (2-3)$$

式中, A_j , ω_j , k_j 和 ε_j 分别表示第 j 个单元波的波幅、圆频率、波数及随机相位角。波幅与波谱关系及 JONSWAP 波谱公式分别为:

$$\frac{1}{2} A_j^2 = S(\omega_j) \Delta \omega \quad (2-4)$$

$$S(\omega) = 155 \frac{H_{1/3}^2}{T_1^4 \omega^5} \exp\left(\frac{-944}{T_1^4 \omega^4}\right) (3.3)^\gamma, \quad \gamma = \exp\left[-\left(\frac{0.191 \omega T_1 - 1}{2^{1/2} \sigma}\right)^2\right] \quad (2-5)$$

式中, $H_{1/3}$ 为有义波高, T_1 为平均波浪周期, γ 为峰值增强因子。

造波器模块在出口处设置了松弛区。弛豫区可以保持入射波质量守恒, 吸收入射波, 避免波浪在出口产生反射现象, 导致反射波对计算产生影响, 例如影响结果的准确性或造成结果发散等^[87]。松弛区的松弛效应由松弛函数调节, 如下式所示:

$$\alpha_R(\chi_R) = 1 - \frac{\exp(\chi_R^{3.5}) - 1}{\exp(1) - 1}, \quad \chi_R \in [0, 1] \quad (2-6)$$

松弛因子 α_R 对流体运动的影响如下:

$$\phi = \alpha_R \phi_{computed} + (1 - \alpha_R) \phi_{target} \quad (2-7)$$

其中, ϕ 为液相参数或流体质点速度。 χ_R 的作用是保证松弛因子 α_R 在交界处保持 1, 而在入口松弛区和出口松弛区为 0, 如图 2-1。

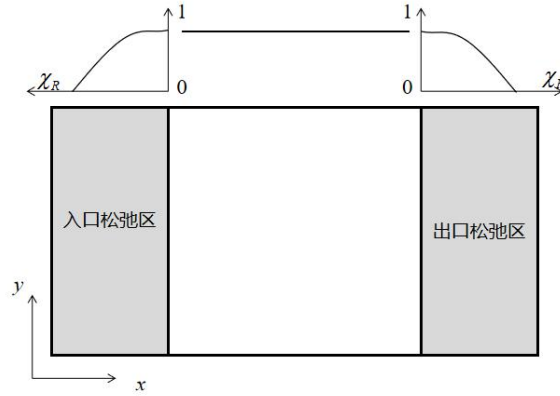


图 2-1 松弛区以及松弛因子分布图

Fig.2-1 The distribution of relaxation zone and relaxation factor

2.3 锚泊系统模块介绍与应用

为了模拟锚泊系统, 使用 OpenFOAM 中的 naoeFOAM-ms 模块, 目前该模块可以应用弹簧模型、悬链线模型、分段外推法、集中质量法和有限单元法求解锚泊系统^[4]。naoeFOAM-ms 模块与船体六自由度运动模块相互独立, 在 naoeFOAM-ms 模块中将上一时刻的系泊力加入到六自由度运动方程中, 作为求解

下一时刻的边界条件，从而实现下一时刻的浮体速度和位移的求解^[4]，在锚泊系统中通过系泊点位置（与浮式结构物的位置有关）即可获得下一时间步的系泊力，作为外力参与六自由度运算。计算流程见图 2-2。

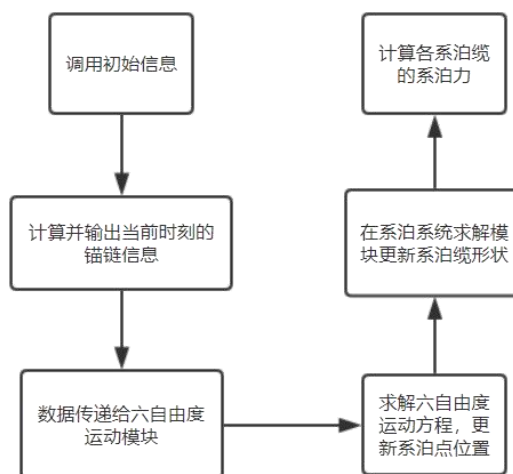


图 2-2 锚泊系统计算模块计算流程简图
Fig.2-2 The calculation process of naoeFOAM-ms

下面介绍 naoeFOAM-ms 模块中使用的几种锚泊系统求解方法的原理：

2.3.1 弹簧模型方法

弹簧模型(Spring)通常用于模拟 TLP 的垂向锚泊系统，将系泊缆等效为只考虑拉伸产生张力的弹簧，不考虑系泊缆的自重及流场力的影响，适用于模拟张力腿平台在波浪上的运动响应。

该模型基本原理为胡克定律，有：

$$F = k\Delta l \quad (2-8)$$

式中， F 为计算得到的系泊链锁提供的系泊力，方向由系泊点指向锚泊点； k 为链锁的弹性系数，计算中在配置文件中给定； Δl 为链锁伸长量，在程序中由系泊点与锚泊点的距离减去系泊链锁未拉伸长度得到。当 $\Delta l \leq 0$ ，系统不产生系泊力。

2.3.2 悬链线方程方法

悬链线方程方法(Catenary)可用于求解带躺底段的悬链线式锚泊系统，此方法不考虑系泊缆拉伸而引起的张力，所以不适用于张紧式系泊系统的求解。悬链线方程方法的示意图如图 2-3 所示^[4]：

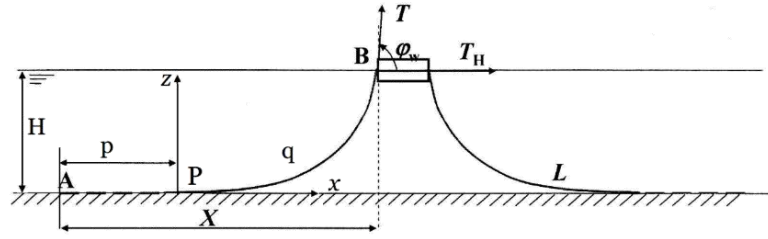
图 2-3 悬链线方程方法示意图^[4]

Fig.2-3 The catenary equation method

原理如下：

$$z = \begin{cases} a \left(\cosh \frac{x}{a} - 1 \right), & 0 \leq x \leq X - p \\ 0, & -p \leq x \leq 0 \end{cases} \quad (2-9)$$

其中， $a = T_h / w$ 是悬链线参数， p 为躺底段长度， T_h 是锚泊缆截面上的水平分力， w 为单位长度系泊缆在水中的重量，单位为 N/m。

施加约束条件：

$$\begin{cases} z(X - p) = H \\ z'(X - p) = \tan \varphi_w = \frac{T_v}{T_h} = \frac{w(L - p)}{wa} = \frac{L - p}{a} \end{cases} \quad (2-10)$$

其中 T_v 为任意截面处的垂直力， φ_w 为任意截面处的受力夹角， L 为系泊缆总长，其他参数见图 2-3。根据以上方程可得到关于 q 的超越方程，应用牛顿迭代法可以求解。

$$F(q) = \exp \left[(X - L + q) \cdot \frac{2H}{q^2 - H^2} \right] - \frac{2H}{q - H} - 1 = 0 \quad (2-11)$$

2.3.3 分段外推法

上述介绍的两种方法都忽略了模拟中的流场作用力的，但在流场流速较大的情况下，锚链的形状会被流场力改变，影响了锚链上的张力分布。分段外推法 (Piecewise Extrapolating Method, 简称 PEM) 相比于悬链线方法，同时考虑了系泊缆的自重和拉伸变形作用，并考虑了作用在锚链上的流体拖曳力，另外还可以对海床上的锚链躺底段进行处理。综上，PEM 在处理刚度较小的纤维缆时更有优势；另外，对于目前被普遍采用的多成分系泊缆 (Multi-component Mooring Line)，PEM 也可以进行处理。

分段外推法求解的思路是首先对系泊链锁进行分段，将上一段求解输出的计算结果作为下一段计算的输入条件，从锚泊点开始外推传递进行计算，直至得到最终所有结果。被分割后的锚链上，每小段受力情况如图 2-4 所示，分段所受作用力的平衡方程见如下公式，PEM 总体计算过程如图 2-5 的示意图所示。

$$\begin{cases} T_{xi+1} = T_{xi} + F_{Ti} dl' \cos \varphi_{i+1} + F_{Ni} dl' \sin \varphi_{i+1} \\ T_{zi+1} + F_{Ni} dl' \cos \varphi_{i+1} = T_{zi} + F_{Ti} dl' \sin \varphi_{i+1} + w_i dl \end{cases} \quad (2-12)$$

上式中 x 和 z 分别代表水平与竖直方向， T_x 与 T_z 为每个分段上的拉力在水平和竖直方向上的分量。 φ 是拉力方向与水平方向的夹角。 dl 是分段原始长度， dl' 是分段拉伸后的长度。 w 为净水下重量，即每单位长度上的锚链重力减去所受浮力。 F_{Ni} 与 F_{Ti} 分别为在锚链分段上流体拖曳力的法向与切向分量，可由 *Morison* 公式求得 [4]。

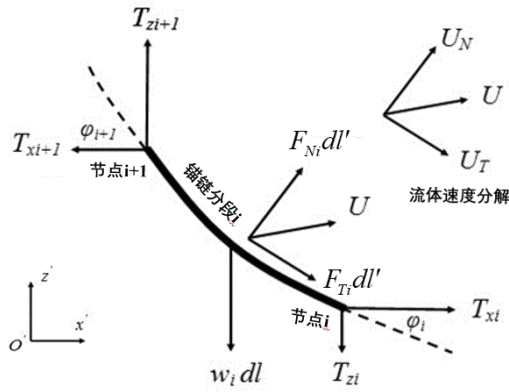


图 2-4 分段外推法节点受力示意图[4]

Fig.2- 4 Forces on one segment of piece-wise extrapolation method

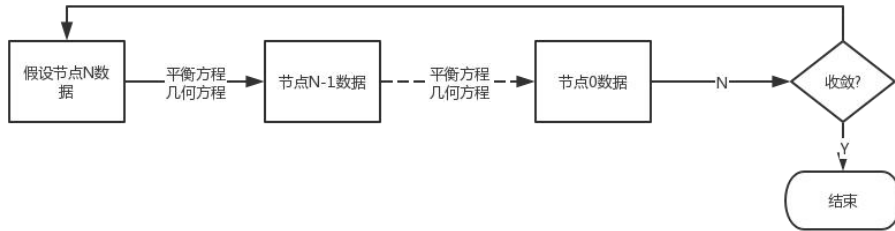


图 2-5 分段外推法计算过程

Fig.2-5 Calculation flow of piece-wise extrapolation method

2.3.4 集中质量法

深水环境下，海底较深，平台系泊缆较长；同时深海恶劣环境下的平台运动响应较剧烈，此时，平台系泊锚链的动态响应将会变得非常显著。另外，如前文描述，锚泊系统需要在固定位置保持相对长时间，所以疲劳是不可忽视的问题。

因此，在这种情况下常常采用集中质量法(LMM, lumped mass method)进行数值分析。集中质量法又称为凝聚参数法，属于有限差分法的一种。在 LMM 中，连续的系泊锚链被离散成 $N+1$ 个集中质量，这 $N+1$ 个集中质量由 N 个弹簧（不考虑质量）连接在一起。如图 2-6 所示^[4]。

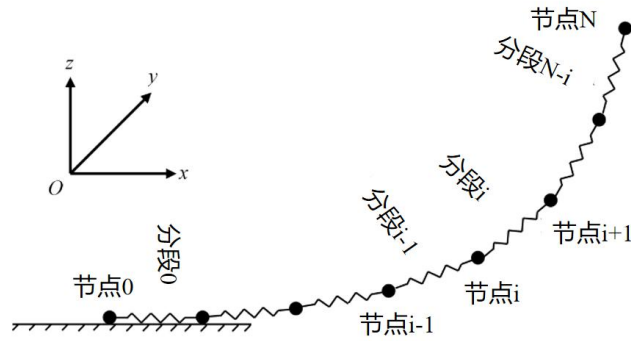


图 2-6 集中质量法模型示意图^[4]
Fig.2-5 Model of lumped mass method

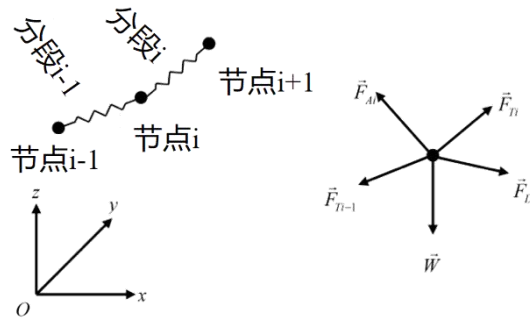


图 2-7 集中质量法中节点#i 受力分析图^[4]
Fig.2-7 Forces on node #i of piece-wise extrapolation method

对于节点#i 进行受力分析，如图 2-7 所示，平衡方程为：

$$\mathbf{M}_i \ddot{\mathbf{a}}_i = T_i \mathbf{b}_i - T_{i-1} \mathbf{b}_{i-1} + \frac{1}{2} (\mathbf{B}_{i-1}^{-1} \vec{f}_{Di-1} + \mathbf{B}_i^{-1} \vec{f}_{Di}) - \vec{W}_i \quad (2-13)$$

其中 $\mathbf{M}_{ii} = M_i \mathbf{I} + \frac{1}{2}(\mathbf{B}_{i-1}^{-1} \mathbf{M}_{ai-1} \mathbf{B}_{i-1} + \mathbf{B}_i^{-1} \mathbf{M}_{ai} \mathbf{B}_i)$ 表示节点质量与附加质量的总和, $\mathbf{B}_i$ 为将向量由全局坐标系转换至局部坐标系的转换矩阵, $\vec{f}_D$ 为流体阻力, $\vec{a}_i$ 为节点 i 的加速度矢量, $\vec{W}_i$ 为节点 i 所受重力, T_i 为张力矢量, 表达式如下:

$$T_i = E_i \sigma_i \left(\left| \vec{X}_{i+1} - \vec{X}_i \right| / l_i - 1 \right) \quad (2-14)$$

在 $n+1$ 时刻, 节点 i 的速度与加速度可以根据前三个时刻 ($n-2$ 、 $n-1$ 和 n) 的系泊缆受到的张力及节点位置 (系泊缆形状) 求得。采用 Houblot 格式进行离散:

$$\begin{cases} \vec{a}_i^{n+1} = \frac{1}{\Delta t^2} (2\vec{X}_i^{n+1} - 5\vec{X}_i^n + 4\vec{X}_i^{n-1} - \vec{X}_i^{n-2}) \\ \vec{v}_i^{n+1} = \frac{1}{6\Delta t} (11\vec{X}_i^{n+1} - 18\vec{X}_i^n + 9\vec{X}_i^{n-1} - 2\vec{X}_i^{n-2}) \end{cases} \quad (2-15)$$

最终整理得到:

$$\begin{aligned} \vec{X}_i^{n+1} = & \frac{5}{2} \vec{X}_i^n - 2\vec{X}_i^{n-1} + \frac{1}{2} \vec{X}_i^{n-2} \\ & + \frac{\Delta t^2}{2} (\mathbf{M}_i^{n+1})^{-1} \left[T_i \mathbf{b}_i - T_{i-1} \mathbf{b}_{i-1} + \frac{1}{2} (\mathbf{B}_{i-1}^{-1} \vec{f}_{Di-1} + \mathbf{B}_i^{-1} \vec{f}_{Di}) - \vec{W}_i \right]^{n+1} \end{aligned} \quad (2-16)$$

2.3.5 有限单元法

集中质量法(FEM, Finite element method)中的系泊分段不考虑扭转与剪力作用。有限单元模型将扭转与剪力考虑在内, 所以在模拟系泊链索的形状以及受力时更真实。有限单元法的思想是把连续的求解域离散为一组单元组合, 这些单元组合以一定方式连接。使用每个单元内假设的近似函数来模拟整个求解区域上的未知函数。目前常见的利用有限单元法模拟锚泊系统的原理是细长杆模型。细长杆模型及其三维坐标示意图如下图所示:

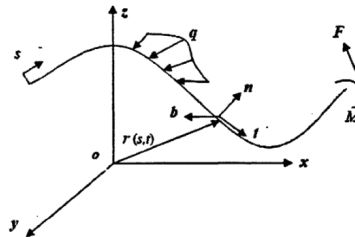


图 2-8 细长杆件及其坐标的三维示意图^[60]

Fig.2-8 3-D diagram of the slender rod and its coordinates

变形后的杆件中心线由位置矢量 $\mathbf{r}(s, t)$ 表示, $\mathbf{r}$ 是弧长 s 和时间 t 的函数, $\mathbf{q}$ 是单位长度上的外力, T 是轴向张力, κ 是曲率, ρ_m 是链索在水中单位长度的质量, 单位为 kg/m 。链索的运动方程和约束方程如下:

$$-(EI\mathbf{r}'')' + (\lambda\mathbf{r}')' + \mathbf{q} = \rho_m \ddot{\mathbf{r}} \quad (2-17)$$

$$\lambda = T - EI\kappa^2 \quad (2-18)$$

$$\mathbf{r}' \cdot \mathbf{r}' = (1 + \varepsilon)^2 \quad (2-19)$$

其中 $\varepsilon = \frac{T}{EA}$, EA 是杆件的弹性模量。

作用在杆件上的力包括重力, 水静力, 水动力, 海底支持力和摩擦力。

重力是分布载荷, 写作:

$$\mathbf{q}_t(s, t) = -\rho_m g l \mathbf{e}_z \quad (2-20)$$

水静力为:

$$\mathbf{q}_f(s, t) = \rho_w g A l \mathbf{e}_z \quad (2-21)$$

其中, l 表示该段单元的长度, ρ_w 表示锚链在水中单位长度的质量, 单位为 kg/m , ρ_w 表示所处流体的密度, A 表示该段杆件单元的横截面积。

作用在杆件上的水动力包括附加质量力、阻尼力和 Froude-Krylov 力, 前两项可用局部坐标系下的 Morison 公式来表示。海底支持力和摩擦力常用线弹性地基模型。

控制方程:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{r}} + (B\mathbf{r}'')' - (\tilde{\lambda}\mathbf{r}')' = \mathbf{q} \quad (2-22)$$

$$\mathbf{r}' \cdot \mathbf{r}' = \left(1 + \frac{\tilde{\lambda} - P_w A}{EA}\right)^2 \quad (2-23)$$

其中,

$$\mathbf{M} = \rho_m \mathbf{I} + \mathbf{B}^{-1} \mathbf{M}_a \mathbf{B} \quad (2-24)$$

$$\tilde{\lambda} = T + P_w A - EI\kappa^2 \quad (2-25)$$

$$\mathbf{q} = \mathbf{q}_f^D + (\rho_w A - \rho_m) g \mathbf{e}_z \quad (2-26)$$

控制方程为高阶偏微分方程，采用 Galerkin 方法进行离散，首先引入形状函数：

$$\mathbf{r}(s, t) = u_{in}(t) a_i(s) \mathbf{e}_n \quad (2-27)$$

$$\tilde{\lambda}(s, t) = \tilde{\lambda}_m(t) p_m(s) \quad (2-28)$$

$$EI(s, t) = (EI)_m p_m(s) \quad (2-29)$$

$$\mathbf{q}(s, t) = q_{mn}(t) p_m(s) \mathbf{e}_n \quad (2-30)$$

$$M(s, t) = M_m(t) p_m(s) \quad (2-31)$$

$$\varepsilon(s, t) = \varepsilon_m(t) p_m(s) \quad (2-32)$$

其中 $a_i(s)$ 采用一维三次两节点 Hermite 多项式， $i=1-4$ ； $p_m(s)$ 采用一维两次三节点 Lagrange 多项式， $m=1-3$ 。

建立有限元方程：

$$\int_0^L \{ \mathbf{M} \ddot{\mathbf{r}} + (EI \mathbf{r}'')'' - (\tilde{\lambda} \mathbf{r}')' - \mathbf{q} \} a_i(s) ds = 0 \quad (2-33)$$

$$\int_0^L \{ \mathbf{M} \ddot{\mathbf{r}} a_i(s) + EI \mathbf{r}'' a_i''(s) + \tilde{\lambda} \mathbf{r}' a_i'(s) - \mathbf{q} a_i(s) \} ds \quad (2-34)$$

将包含 s 的项以系数形式表达后可以整理得到：

$$\gamma_{ijm} \mathbf{M}_m \ddot{u}_{in}(t) \mathbf{e}_n + \alpha_{ijm} EI_m u_{in}(t) \mathbf{e}_n + \beta_{ijm} \tilde{\lambda}_m u_{in}(t) \mathbf{e}_n - \mu_{jmn} q_{mn}(t) \mathbf{e}_n = \mathbf{f}_{in} \quad (2-35)$$

$$\frac{1}{2} \beta_{ijm} u_{in} u_{jn} = \frac{1}{2} \{ \tau_m + 2\eta_{lm} \varepsilon_l + \tilde{\gamma}_{klm} \varepsilon_k \varepsilon_l \} \quad (2-36)$$

对于动态问题求解，使用 Newmark- β 法进行迭代计算。

2.4 动态网格变形技术

由于在本文模拟中结构物存在运动位移，需要计算网格不断地变化来适应结构物运动对流场所带来的影响。由于平台的运动幅度不如船体运动那么大，相比于重叠网格，选择了 naoe-FOAM-SJTU 中效率更高，成本更低的动网格技术。当平台发生位移时，网格的形状由移动节点改变，同时保持每个网格节点与相邻网格节点之间的拓扑关系不变。通过求解拉普拉斯方程可以得到网格节点的位置：

$$\nabla \cdot (\gamma \nabla \mathbf{X}_g) = 0 \quad (2-37)$$

其中， $\mathbf{X}_g$ 是节点的位移， γ 是节点变形系数： $\gamma = \frac{1}{r^2}$ 。

其中 r 是网格中心与移动边界的距离。

2.5 本章小结

本章主要介绍了本文将使用到的计算模拟方法及其原理。首先介绍了 naoe-FOAM-SJTU 求解器使用的基本控制方程，并结合 VOF 方法，对流场中的物理量通过一系列计算方法进行离散，再结合 PISO 方法对流场速度和压力进行解耦，从而实现对每个时间步的求解，达到对本文问题的数值模拟的目的。

其次介绍了本文中的数值造波与消波方法，应用 waves2Foam 开源工具箱，根据本文中需要的波浪类型的数值等效原理，可建造符合模拟要求的波浪环境。

然后介绍了锚泊系统求解锚泊系统的五种方法（弹簧模型方法、悬链线方程、分段外推法、集中质量法和有限单元法），并对各种方法的优劣势进行了阐述。

除此之外，还介绍了在模拟中使用的动态网格变形技术。综上，本章内容为后续数值模拟工作的开展提供了良好的基础。

第三章 张紧式系泊风机基础 TLP 平台在波浪中运动性能数值模拟

本章主要研究一座深水风机基础平台在波浪中的运动性能，该平台使用张紧式系泊系统。首先构建数值模型，进行自由衰减验证，为之后分析平台运动的能量分布打下基础。然后在不同海况下分别模拟锚泊系统完整和锚泊系统部分失效的情况下平台的运动响应，通过对比，研究锚泊系统完整性和外界环境对于此平台水动力性能的影响。为简化模拟，本章将风机系统的风机置为关闭状态。

3.1 数值模型构建

3.1.1 风机基础平台模型的构建

本节计算模型主要参考 Han Y^[30]等人的文献，此风机系统包括一个水下支撑平台 STLP，一个风机（NREL-5MV）^{[88][89]}与四对张紧式系泊锚链，风机系统示意图如图 3-1 所示。其中水下支撑平台 STLP（submerged tension leg platform）的模型如图 3-2 所示。

该平台由中心立柱、四个垂直立柱、水平浮筒和斜撑构成。限制平台运动的锚链系统主要参数如表 3-1 所示，每 2 根锚链分为一组，每组锚链系泊在平台四个垂直浮筒下缘外侧，STLP 平台的主要参数如表 3-2 所示，为了计算系统整体参数，NREL-5MW 风机的主要参数也一并给出。需要说明的是本文由于风机平台模型构造上的差异，风机系统整体关于质心的横摇、纵摇转动惯量与文献设定的不相同，其他参数与 Han 文献^[30]中的设置保持一致。

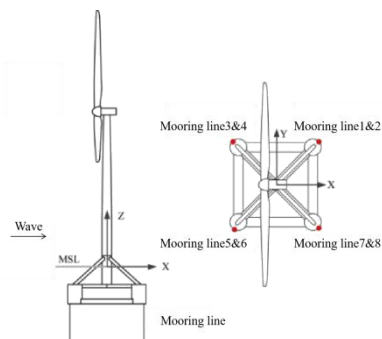


图 3-1 风机系统示意图
Fig.3-1 Turbine system diagram

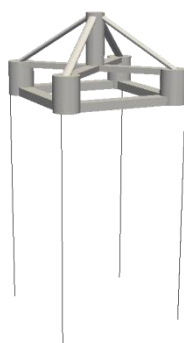


图 3-2 STLP 示意图
Fig.3-2 Diagram of STLP

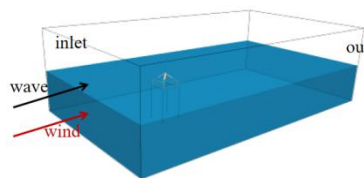


图 3-3 计算域布置示意图
Fig.3-3 Layout of calculation domain

表 3-1 系泊系统主要参数

Table 3-1 The main parameters of mooring system

特性	数值
锚链线数量	8
导缆孔与中心距离(m)	32.78
锚链线直径(m)	0.127
单位长度质量(kg/m)	116.074
等效轴向刚度(N)	2.5E9
锚链线长度(m)	80

表 3-2 平台与 NREL-5MW 风机的主要参数

Table 3-2 The main parameters of STLP and NREL-5MW turbine

特性	数值
立柱直径(m)	6.5
竖直浮筒直径, 高度, 间距(m)	9.0,12.0,40.0
水平浮筒宽度, 高度(m)	5.0,3.0
平台重量(kg)	2.7342E6
平台关于质心的横摇/纵摇/首摇转动惯量(kg·m ²)	7.818E8/7.818E8/1.359E9
运行阶段的平台重心(m)	(0,0,-16.75)
运行阶段的平台浮心(m)	(0,0,-14.08)
运行阶段的水线面面积 (m ²)	51.45
风机的重心(m)	(-0.2,0.0,64.0)
转子, 毂帽直径(m)	126,3
转子/机舱/塔/毂帽质量(kg)	110000/240000/347460/56780
机舱关于首摇轴的转动惯量(kg·m ²)	2607890
塔高度(m)	87.6
塔底直径和厚度(m)	6,0.027
塔顶直径和厚度(m)	3.87,0.019
系统整体质心(m)	(0,0,-0.3374)
系统总体关于质心的横摇/纵摇/首摇转动惯量(kg·m ²)	1e10/1e10/3.47e9

3.1.2 数值模拟计算域的构建

本节中的计算域布置如图 3-3 所示, 模拟时垂直和水平浮筒完全淹没在平均海平面 (MSL) 下, 平台吃水为 20m, 计算域深度为 100m。坐标系遵循右手螺旋法则, 原点 O 位于 STLP 的水线面中心, Z 轴正方向向上。在数值模拟计算域入口和出口处分别设置了长度为 100m 的消波松弛区, 大于一个波长, 以尽量减少边界对于波浪生成、传播、反射的影响。

本章中的工况参考 Han^[30]文中设置数值模拟工况。计算工况如表 3-3 所示, 模拟中将风场视为定常场, 将风载荷等效为作用在整个风机系统的重心处的定常

力。表中极端海况为风机的生存条件，一般海况为风机的作业海况，为简化模拟，只考虑定常风和波浪条件对于基础平台运动响应的影响。

表 3-3 计算波浪工况
Table 3-3 Calculated wave condition

工况	极端海况	一般海况
平均风速(m/s)	49	11.4
有义波高(m)	14.4	3
谱峰周期(s)	13.3	10

3.1.3 数值计算网格的生成

为了保证数值模拟中可以准确生成波浪并稳定传播，捕捉流场内部变化、流场自由面变化等，需要对流场内部及结构物表面进行网格生成，并对部分区域进行网格加密。本文的网格基于 OpenFOAM 自带的 snappyHexMesh 工具^{[90][91]}生成，此工具对背景网格进行加密并捕捉出物面边界条件，可以在较短时间内生成质量较高的网格。具体流程为：首先提取风机基础平台模型的特征边，并对自由面范围、平台表面进行了网格加密，以便更精准地捕捉。

模拟中的计算网格如图 3-4 所示。本文中计算网格量约为 260 万左右，计算时间步长设定为 0.005s 以满足 CFL 条件。



图 3-4 计算网格

Fig.3-4 Calculation grids

3.1.4 STLP 自由衰减验证

为验证 naoe-FOAM-SJTU 求解器求解 STLP 运动的准确性与可靠性，首先对 STLP 的单自由度自由衰减特性进行了模拟验证，并与时域模拟结果进行对比。由于平台的外形的对称性，纵荡周期与横荡周期一致，横摇周期与纵摇周期一致，因此进行不重复计算。在自由衰减试验中，将风机系统置于无风无浪环境中，固定风机叶片，每次仅开放一个运动自由度，将 STLP 以某一设定初始速度值释放，通过自由衰减的时历曲线计算平台的固有周期。

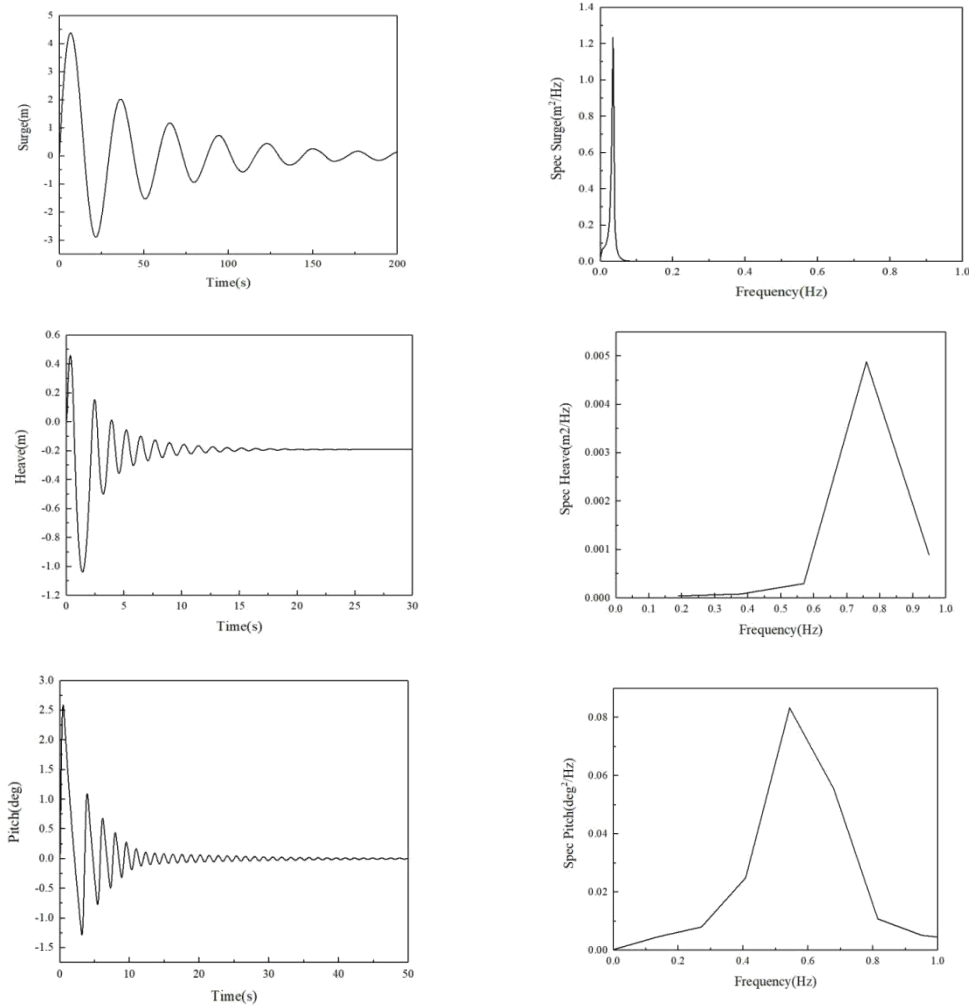
各自自由度的自由衰减时历曲线及相应能量谱结果如图 3-5 所示。根据图 3-5

计算出 STLP 运动固有周期。CFD 模拟的固有周期结果与时域模拟^[30]中自由衰减实验及耦合模态分析结果的比较见表 3-4, 其中, FAST 一列为 Han 等^[30]使用 FAST 代码 (NREL 设计的风机动态分析代码) 进行的全耦合时域模拟结果, BModes 为有限元模态分析结果, Error 是 naoe-FOAM-SJTU 结果相对于 BModes 结果而言的。

Error 的计算式:

$$e^{(i)} = \frac{r_n^{(i)} - r_b^{(i)}}{r_b^{(i)}} \quad (3-1)$$

式中, $e^{(i)}$ 为各模态的 Error 结果, $r_b^{(i)}$ 为各模态的 BModes 为有限元模态分析结果, $r_n^{(i)}$ 为各模态的 naoe-FOAM-SJTU 计算结果。



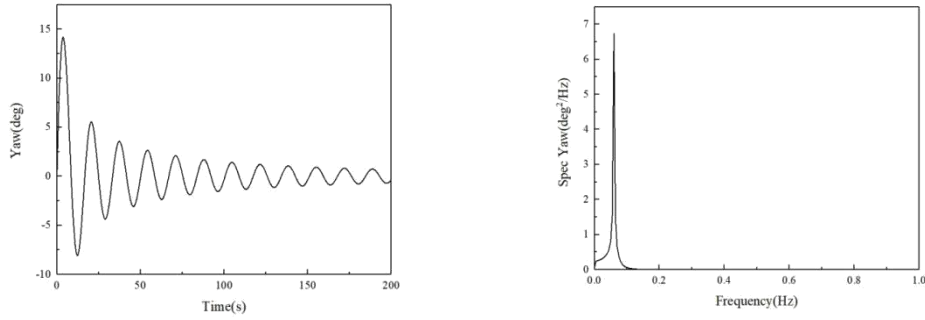


图 3-5 STLP 各自由度自由衰减运动时历曲线及能量谱结果

Fig.3-5 Time curve and energy spectrum result of the free decay motion of STLP

表 3-4 STLP 运动的固有周期

Table 3-4 Natural period of STLP motion

模态	naoe-FOAM-SJTU	FAST ^[30]	BModes ^[30]	Error
纵荡(s)	29.73	31.30	30.41	2.24%
横荡(s)	29.73	31.30	30.41	2.24%
垂荡(s)	1.32	1.33	1.32	0%
横摇(s)	1.92	3.23	2.78	30.94%
纵摇(s)	1.92	3.23	2.78	30.94%
首摇(s)	18.32	20.01	18.87	2.91%

由表 3-4 可知,使用 naoe-FOAM-SJTU 模拟得到的结果与已有文献结果基本吻合,除横摇、纵摇外,误差均在 3%以内。横摇、纵摇固有周期值与文献结果偏差较大的原因是本文构造的风机模型与文献不同,对横摇、纵摇旋转轴的转动惯量与 Han 等的文献^[30]中不同。模拟结果说明使用本求解器可以准确地模拟 STLP 平台在水中的运动。经验设计标准建议:平台的横荡、纵荡的固有周期应大于 25s,垂荡、横摇与纵摇的固有周期应小于 3.5s^[92],因此该 STLP 符合要求。同时比较平台各自由度运动固有频率与典型波浪频率可知:纵摇、横摇与首摇运动的固有频率低于典型波浪频率,横摇、纵摇与垂荡运动的固有频率高于典型波浪频率,因此本文中的 STLP 可以有效避免波浪载荷引起的共振,作为风机发电基础平台可以达到稳定输出的目的。

3.2 完整系泊风机基础 TLP 平台在波浪中运动性能研究

为了分析波浪场中的 STLP 的运动响应特性,将平台置于不同环境中,保持锚泊系统完整。初始时刻将平台自静止释放,放开所有自由度运动,研究平台在波浪中的各自由度运动、对于塔底座的 y 向弯矩、锚链的张力等,绘制时历曲线及能量谱,并与全耦合时域模拟结果进行对比。

3.2.1 极端海况风浪同向下 STLP 水动力运动响应结果

此海况是平台的生存海况，风机处于关闭状态，将平台置于极端海况下，风浪同向，波浪谱采用 JONSWAP 谱，有义波高 14.4m，谱峰周期 13.3s，模拟结果如图 3-6~图 3-10 所示。将各自由度的运动结果进行统计，结果如表 3-5 所示：

表 3-5 极端海况下 STLP 运动响应统计值

Table 3-5 STLP motion response statistics under extreme sea conditions

	Surge/m	Sway/m	Heave/m	Roll/deg	Pitch/deg	Yaw/deg
max	11.53	1.79	0.00	0.16	0.12	2.49
min	-5.11	-3.41	-1.10	-0.73	-2.29	-1.63
mean	3.49	-0.05	-0.39	0.00	0.01	0.11
std	3.72	0.63	0.21	0.03	0.06	0.55

由于波浪及定常风力的联合作用，在六个自由度运动中，纵荡运动最显著，运动幅值最大，波动也最为剧烈。由于 TLP 平台的自身运动特性，平面外运动（横摇、纵摇及垂荡）的幅值很小；由于锚泊系统、环境条件的对称性，纵荡和首摇运动的幅值也很小。将此海况下 CFD 结果与全耦合时域分析结果（考虑二阶波浪）的运动响应平均值的进行对比，如图 3-6 所示。

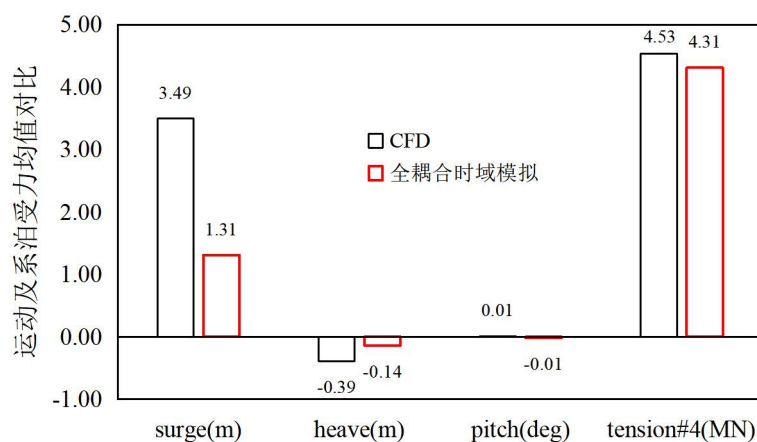


图 3-6 极端海况下 STLP 的运动及系泊受力统计特性

Fig.3-6 Statistical characteristics of STLP motion and mooring forces under extreme sea conditions

由图 3-6 可知，使用 CFD 方法模拟极端海况下 STLP 的运动，相比于全耦合时域分析，运动幅度及系泊缆张力都偏大。这是更高阶波浪载荷作用在风机系统的影响所致。将 8 条系泊锚链的系泊力值进行统计，得到表 3-6。

表 3-6 极端海况下系泊系统受力统计值 (单位: MN)

Table 3-6 Force statistics of mooring system under extreme sea conditions (MN)

系泊缆编号	max	min	mean	std
ml1	27.0	0.0016	3.26	1.44
ml2	27.0	0.0016	3.26	1.44
ml3	10.3	0.0032	3.52	0.87
ml4	10.3	0.0032	3.52	0.87
ml5	10.3	0.0060	3.51	0.86
ml6	10.3	0.0060	3.51	0.86
ml7	45.2	0.0020	3.26	1.47
ml8	45.2	0.0020	3.26	1.47

由表 3-6 可见锚链#7、#8 缆受到的最大张力最大。锚链#3~#6 受到的平均张力最大,这是由于这四条锚链位于迎浪面,因此受力较大。迎浪、背浪的锚链的张力差距平均差值可达 0.05MN。

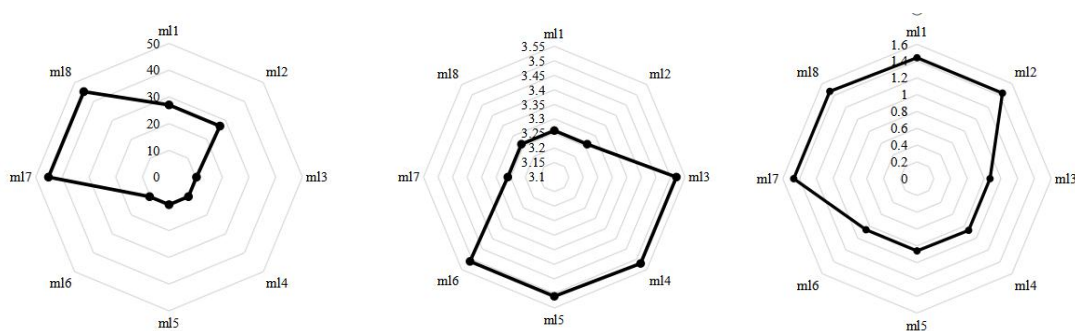


图 3-7 极端海况下系泊缆受力统计特性比较 (左: 最大值; 中: 平均值; 右: 标准差值; 单位: MN)

Fig.3-7 Comparison of statistical characteristics of mooring forces under extreme sea conditions (left: maximum; middle: mean value; right: standard deviation value; Unit: MN)

将平台受到的波浪载荷、运动响应、所受弯矩和锚泊系统受力的时历曲线进行能量谱处理, 得到图 3-8~图 3-12, 下文中所有标注为“全耦合时域模拟”的图片均来源于 Han 等^[30]的工作结果。

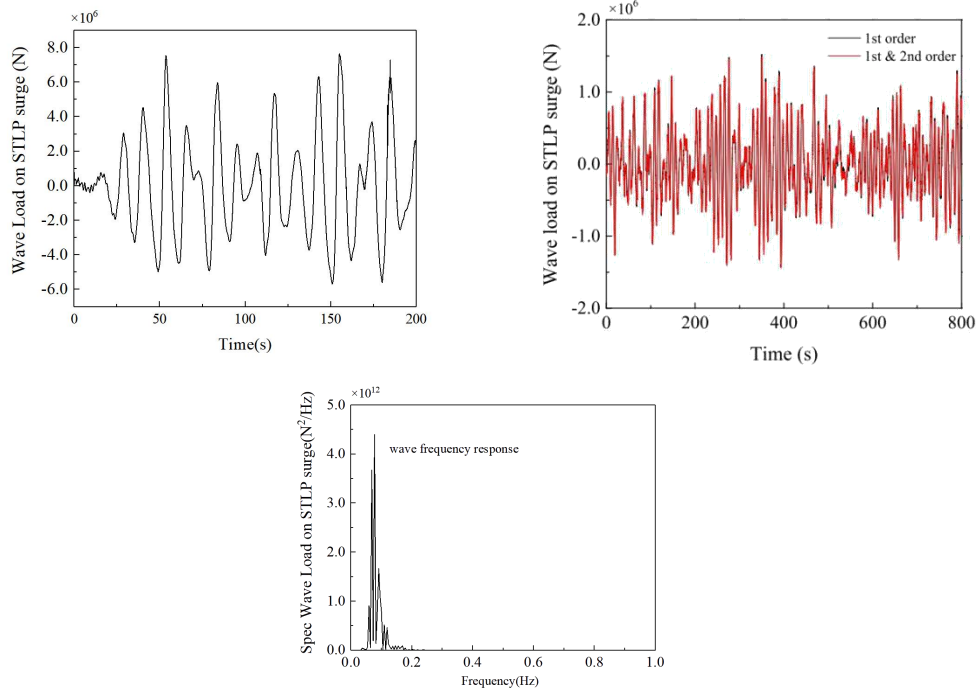


图 3-8 STLP 在极端海况下的波浪载荷时历曲线与能量谱结果
(左: naoe-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30], 下: CFD 波浪谱结果)

Fig.3-8 Time curve and energy spectrum results of STLP wave loading under extreme sea conditions (left: naoe-FOAM -SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30], down: CFD wave spectrum results)

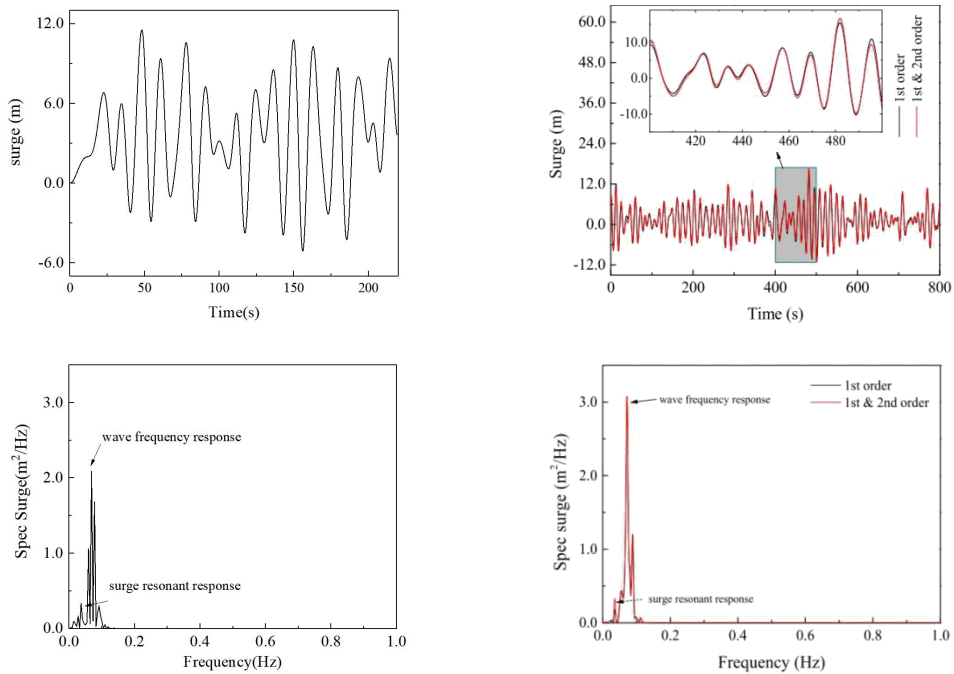


图 3-9 STLP 在极端海况下的纵荡运动时历曲线与能量谱结果
(左: naoe-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])

Fig.3-9 Time curve and energy spectrum results of STLP surge motion under extreme sea conditions (left: naoe-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-8 为 STLP 在极端海况下的波浪载荷时历曲线与能量谱结果，可见 CFD 模拟考虑了波浪的各阶成分。图 3-9 为 STLP 在极端海况下的纵荡运动时历曲线与能量谱结果，可见此时在运动中波浪频率响应占主要成分，纵荡共振响应也较为明显。虽然纵荡运动的固有频率(0.0336Hz)与波浪频率范围较为接近，纵荡共振响应相比于波浪频率响应仍然不大。这一特性与 Han 等^[30]的全耦合时域分析结果是相似的。与全耦合时域分析结果对比可知，在 CFD 模拟中，高阶波浪成分更多，能量更分散，因此波浪频率成分峰值相比于全耦合模拟结果偏小；纵荡共振响应也更分散。这是因为图 3-9（右下）中最多只考虑到波浪二阶载荷，而图 3-9（左下）中波浪的各阶成分均考虑在内。对比可知，高阶波浪荷载对于纵荡运动的影响很小。

此外，从该海况下 STLP 纵荡运动时历曲线中可以看到纵荡运动的平衡位置不在 0 位置处，有明显漂移，这是定常风载荷的作用影响。CFD 模拟中将湍流风场等效为定常风场，结果与全耦合模拟中的结果相差不大，可知在极端海况下，风机关停状态下风场对于 STLP 的纵荡运动影响不大。

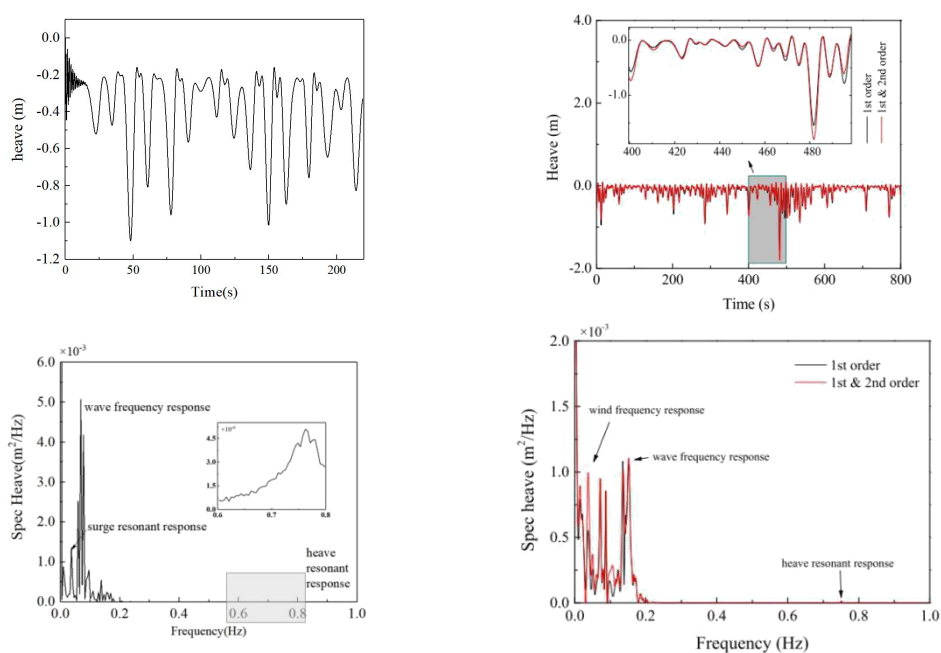


图 3-10 STLP 在极端海况下的垂荡运动时历曲线与能量谱结果
(左: naoc-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])

Fig.3-10 Time curve and energy spectrum results of STLP heave motion under extreme sea conditions (left: naoc-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-10 为 STLP 在极端海况下的垂荡运动时历曲线与能量谱结果，由图可知在此情况下波浪频率响应占主要成分，另外纵荡共振响应也较为明显，这是由于 STLP 初始状态为直立，因此垂荡运动会与纵荡运动相耦合。在垂荡固有频率处可以观测到垂荡响应成分，但其幅值很小。此外，垂荡运动的平衡位置在静水

面以下，该现象的出现是由于张力腿锚链系统的自身特点。

极端海况、湍流风场中的 STLP 垂荡运动能量谱结果中（图 3-10 右下）明显可见风频率响应，但在 CFD 模拟中由于将风场等效为定常场，所以无此成分，说明极端海况下风场作用对于处于关停状态的风机 STLP 系统的垂荡运动影响较大。

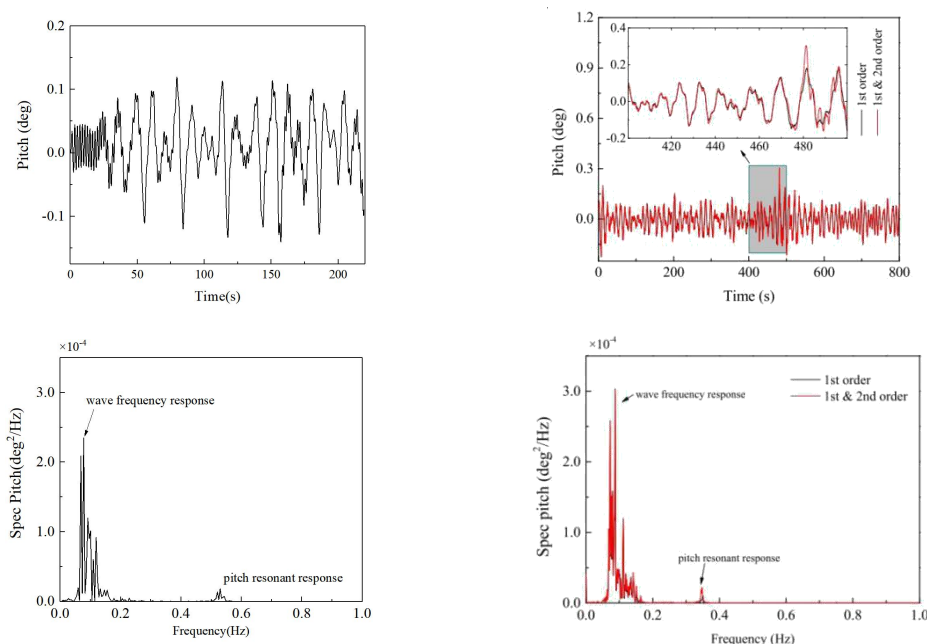


图 3-11 STLP 在极端海况下的纵摇运动时历曲线与能量谱结果

（左：naoe-FOAM-SJTU，右：全耦合时域模拟^[30]）

Fig.3-11 Time curve and energy spectrum results of STLP pitch motion under extreme sea conditions (left: naoe-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-11 为 STLP 在极端海况下的纵摇运动时历曲线及能量谱结果，由图可知，波浪频率响应占主要成分，纵摇共振响应也清晰可见，对比 CFD 结果和全耦合时域分析结果可知，在 CFD 模拟中，除一阶、二阶波浪成分外，可见的高阶波浪成分更多，波浪频率成分峰值偏小；高阶波浪荷载使得纵摇共振响应成分增大，纵摇共振响应对应的频率范围更大。因此，在极端海况下，纵摇运动易受高阶波浪荷载影响。与纵荡结果类似，风场对于极端海况下风机关闭状态下的 STLP 的纵摇运动影响不大。

由图 3-9~图 3-11 可知，STLP 在波浪场中产生运动响应时，水平面外的运动（纵摇、垂荡）的幅值较小，平台近似于刚性，水平面内运动（纵荡）幅值较大，平台近似于顺应式。这是因为张力腿平台的预张力平衡了大于重力的剩余浮力，使平台的系泊缆索时刻处于绷紧状态；STLP 主体是直立的浮筒结构，其所受波浪力的水平方向分力较垂直方向大，

STLP 的主体是一个直立的浮筒，在吃水方向尺寸要远大于在水平面内的尺

寸，所以受到的垂直方向的波浪力要小于水平方向上的波浪力，因而在平面内具有柔性特点^[101]。STLP 的这种特点使其可以很好地抵抗波浪引起的运动，并为风力发电提供一个相对稳定的环境。

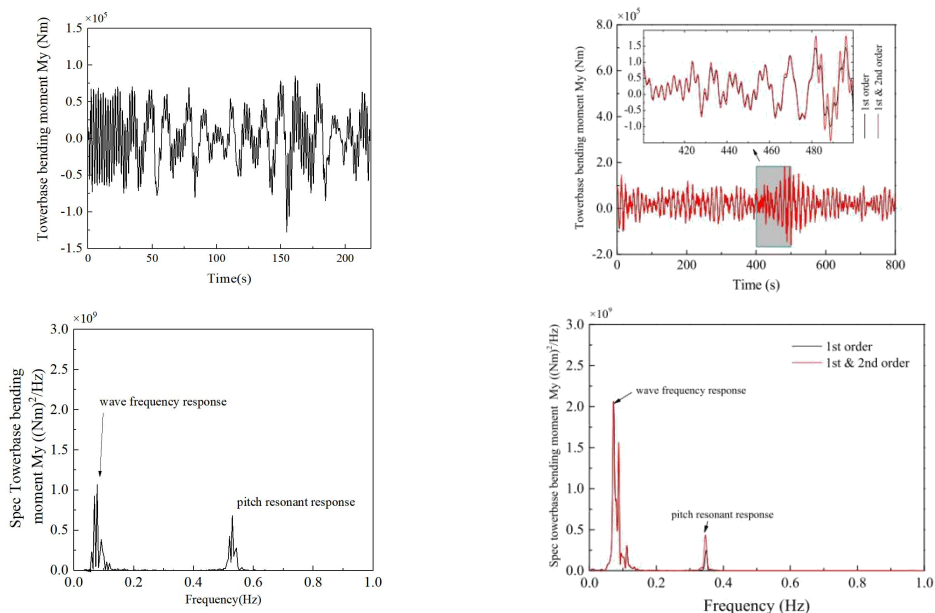


图 3-12 STLP 在极端海况下的 y 向弯矩时历曲线与能量谱结果
(左: naoe-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])

Fig.3-12 Time curve and energy spectrum results of STLP Y bending moment under extreme sea conditions (left: naoe-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-12 是 STLP 在极端海况下 y 向弯矩时历曲线与能量谱结果，其中 y 向弯矩是针对风机基座而言的。由图可知此时波浪频率响应占主要成分，纵摇共振响应也明显可见。对比 CFD 结果和全耦合时域分析结果可知，CFD 模拟考虑了波浪更高阶成分，将使弯矩能量谱中的纵摇共振成分明显增加，且纵摇共振频率范围更大，成分也更复杂。这是因为 y 向弯矩主要受纵摇运动影响，高阶波浪载荷引起了更大的纵摇运动，使得风机的重量对于 y 向弯矩的贡献更大。

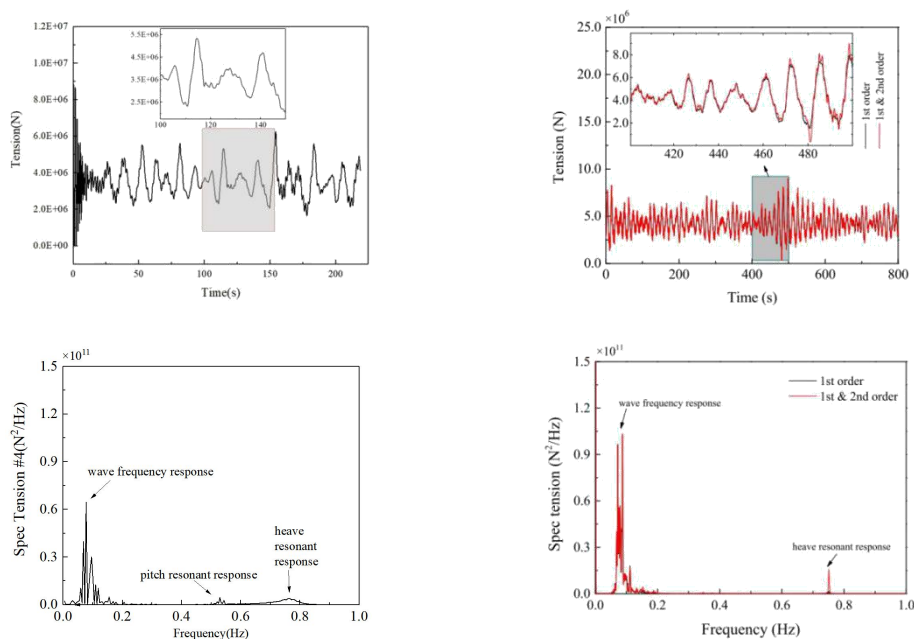


图 3-13 STLP 在极端海况下的#4 锚链张力时历曲线与能量谱结果

(左: naoc-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])

Fig.3-13 Time curve and energy spectrum results of #4 tension under extreme sea conditions

(left: naoc-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

锚链 4 位于迎浪面, 图 3-13 为 STLP 在极端海况下锚链 4 的张力时历曲线及其能量谱, 可知其主要成分为波浪频率响应, 同时可见纵摇及垂荡频率成分。而全耦合时域分析结果中只有波浪频率成分与垂荡成分, 纵摇成分几乎不可见。与全耦合时域模拟结果对比可知, 高阶波浪载荷将引起系泊张力上更大的共振响应。

以上结果显示: 极端海况下 STLP 运动响应主要是波浪频率成分主导, 也有共振响应成分存在, 且高阶波浪载荷对于纵摇共振响应的增加效果较为显著, 高阶波浪载荷将引起 y 向弯矩与系泊张力上更大的共振响应; 风场对于极端海况下处于关停状态的风机的垂荡运动响应影响较大; 相对部分势流理论结果, CFD 结果可展示更高阶波浪的影响, 同时可以显示出流场图像, 如图 3-14 和图 3-15 所示。

图 3-15 为极端海况下平台附近的瞬时流场图, 图 3-15 (左) 为波谷经过平台, 图 3-15 (中) 为波峰经过第一排斜撑, 图 3-15 (右) 为波峰经过第二排斜撑。由图可以看出由于平台斜撑的存在, 波浪在传播到斜撑时将被阻塞, 产生局部此生波。当波峰到达斜撑时, 将在斜撑上产生了爬高现象。波浪继续传播, 被斜撑阻塞的波浪离开斜撑, 绕过斜撑继续传播, 与入射波叠加, 从而将导致波浪变形。

图 3-15 为极端海况下不同时刻的流场状态。可以看出, 对于文中使用的二维不规则波, 在经过一定时间的演化及与平台的相互作用后, 流场变得非常复杂,

整体波面受影响很大，已具有了三维特性。

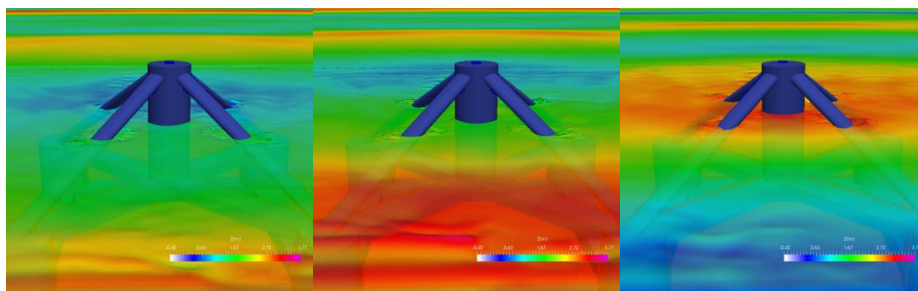


图 3-14 极端海况下瞬时流场图

Fig.3-14 Instantaneous flow field diagram under extreme sea conditions

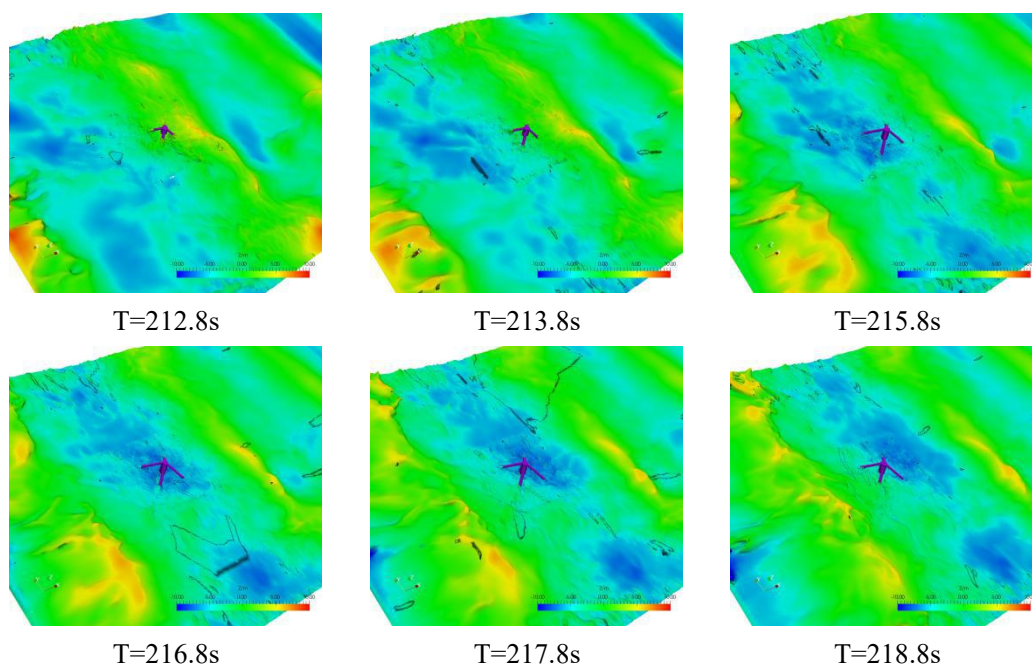


图 3-15 在极端海况下不同时刻的流场状态

Fig.3-15 The state of the flow field at different times under extreme sea conditions

3.2.2 风浪 90° 夹角情况下 STLP 水动力运动响应结果

上文介绍了波浪与风力同方向入射的情况。海洋环境非常复杂多变，平台在实际工作中很少受到单向波的影响。仅考虑一个波浪入射角的运动响应结果，无法全面反映平台在波浪环境中的水动力性能和锚泊系统性能^[1]。

为探究不同角度入射波浪对于 STLP 平台的运动响应及系泊张力的影响，将平台置于极端海况下，将风机置为关闭状态，波浪谱采用 JONSWAP 谱，波浪有义波高 14.4m，谱峰周期 13.3s，波浪与风力呈 90° 入射，如图 3-16 所示。平台的各自由度运动响应、各系泊缆的系泊张力的统计结果见表 3-7 及表 3-8。

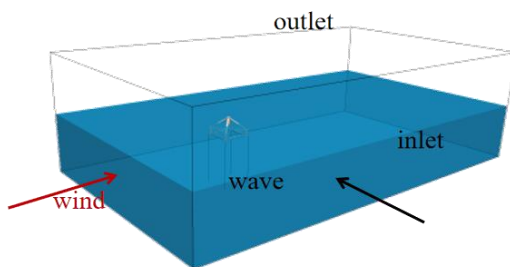
图 3-16 风浪夹角 90° 情况下数值模拟计算域设置

Fig.3-16 Numerical simulation domain settings for waves vertical to wind

表 3-7 风浪夹角 90° 、极端海况下平台运动响应统计结果

Table 3-7 Motion response statistics of STLP under extreme sea for waves vertical to wind

	Surge/m	Sway/m	Heave/m	Roll/deg	Pitch/deg	Yaw/deg
max	4.39	3.29	0.00	0.06	0.08	2.66
min	-3.37	-2.79	-0.49	-0.08	-0.06	-2.21
mean	0.10	0.11	-0.26	0.00	0.00	0.00
std	1.62	1.18	0.03	0.02	0.02	0.76

表 3-8 风浪夹角 90° 、极端海况下平台系泊系统受力统计结果（单位：MN）

Table 3-8 Force statistics of mooring system under extreme sea conditions for waves vertical to wind (MN)

系泊缆编号	max	min	mean	std
ml1	10.3	0.0122	2.94	0.38
ml2	10.3	0.0122	2.94	0.38
ml3	10.3	0.0104	3.01	0.36
ml4	10.3	0.0104	3.01	0.36
ml5	10.3	0.0105	3.02	0.35
ml6	10.3	0.0105	3.02	0.35
ml7	10.3	0.0122	2.95	0.36
ml8	10.3	0.0122	2.95	0.36

以上结果与风浪同向的结果（表 3-5 及表 3-6）对比可知，纵荡和纵摇都是纵向位移，因此在此种情况下最大，此时纵荡和纵摇的位移减少，而横荡运动相比于顺浪入射结果，变得更加剧烈。由于平台的对称性，顺浪入射和横浪入射对于垂荡、横摇、纵摇、首摇运动的影响不大。

考虑平台的锚泊系统受力结果，相比于风浪同向结果，此时锚链#1、#2、#7、#8 受到的最大张力减小。迎浪面锚链与背浪面锚链之间的差值更小，这是由于定常风力的作用。迎浪侧系泊缆平均张力最大（#5、#6）。在一个锚泊系统中，当一根或多根锚链受到的张力过大或过小时，会造成系统能量浪费，或产生断裂情况。可知此时相比风浪同向情况锚泊系统的受力更均衡，可以更加充分地发挥锚泊系统的能力。波浪入射角的变化在很大程度上会影响锚链的张力分布，从而

影响锚泊系统的刚度。考虑锚泊系统部分失效问题，波浪入射方向不同也会导致锚泊系统失效位置不同。

极端海况风浪夹角 90° 情况下 STLP 的运动响应如图 3-17~图 3-23 所示。

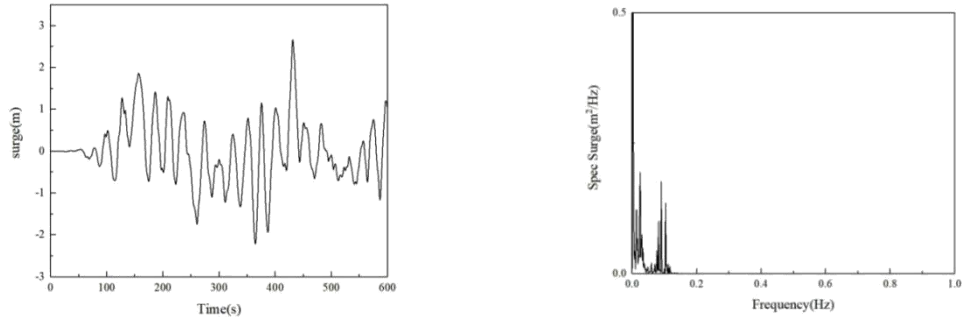


图 3-17 STLP 在极端海况下风浪夹角 90° 的纵荡运动时历曲线与能量谱结果
Fig.3-17 Time curve and energy spectrum results of STLP surge motion under extreme sea conditions for waves vertical to wind

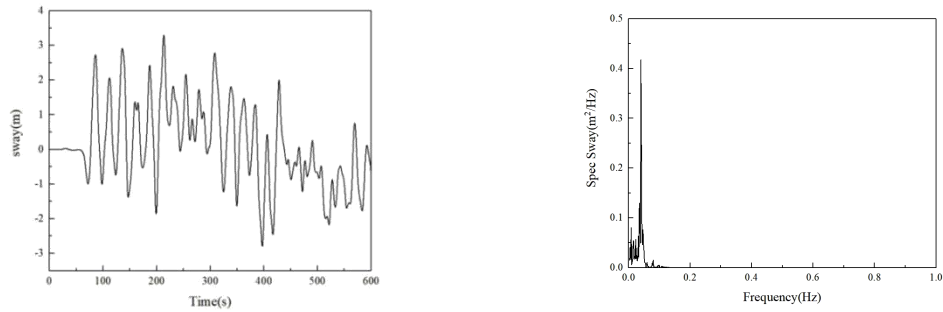


图 3-18 STLP 在极端海况下风浪夹角 90° 的横荡运动时历曲线与能量谱结果
Fig.3-18 Time curve and energy spectrum results of STLP sway motion under extreme sea conditions for waves vertical to wind

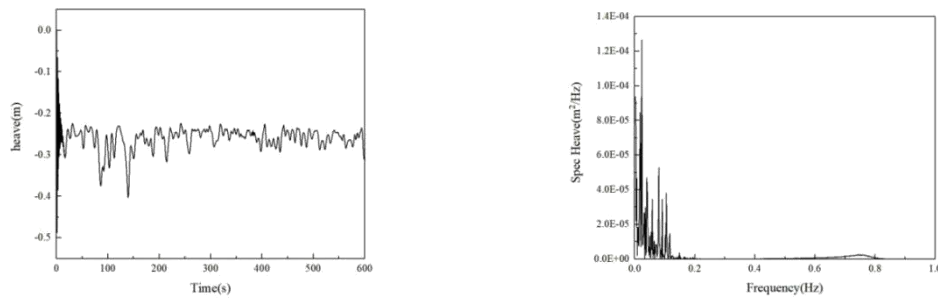


图 3-19 STLP 在极端海况下风浪夹角 90° 的垂荡运动时历曲线与能量谱结果
Fig.3-19 Time curve and energy spectrum results of STLP heave motion under extreme sea conditions for waves vertical to wind

图 3-17~图 3-19 为 STLP 在极端海况下的风浪 90° 的运动时历曲线与能量谱结果，由图 3-17 可知，纵荡运动中，纵荡运动的固有频率(0.0336Hz)与波浪频率范围较为接近，但响应不大，纵荡运动成分大致与波浪频率成分相当。在 CFD 模拟中，考虑高阶波浪成分，因此可以在图中显示高频成分。与图 3-8 相比，由

于浪向改变, 波浪的成分沿纵荡方向减少, 导致纵荡运动不再突出, 从表 3-7 也可知, 此时纵荡运动较为缓和, 说明入射波的角度改变了平台的运动; 横荡运动中, 横荡运动成分占了绝大部分, 波浪成分相比而言非常小。这是由于浪向的影响, 此时波浪成分在横荡方向上很大, 导致横荡运动增加。

图 3-19 为 STLP 在极端海况下风浪 90° 的垂荡运动时历曲线与能量谱结果, 在垂荡运动中, 横(纵)荡共振响应非常明显, 波浪中可见高阶成分。相比于风浪同向情况, 横(纵)荡共振相应更明显, 波浪成分比重降低。说明风浪 90° 情况下垂荡运动与横(纵)荡运动的耦合更强。此外, 也可见垂荡共振相应成分, 与图 3-9 对比可知, 相比于风浪同向情况, 垂荡成分更加明显。

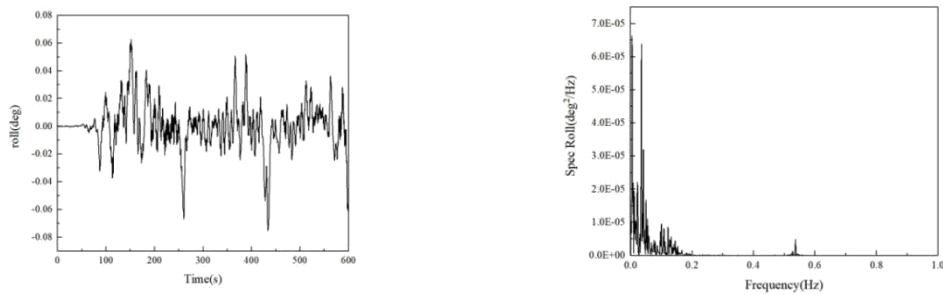


图 3-20 STLP 在极端海况下风浪夹角 90° 的横摇运动时历曲线与能量谱结果
Fig.3-20 Time curve and energy spectrum results of STLP roll motion under extreme sea conditions for waves vertical to wind

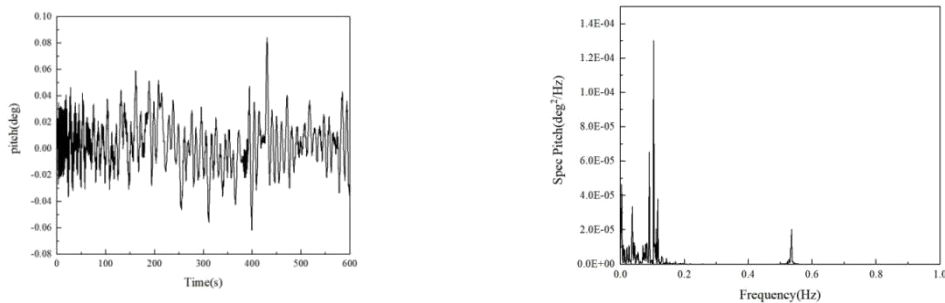


图 3-21 STLP 在极端海况下风浪夹角 90° 的纵摇运动时历曲线与能量谱结果
Fig.3-21 Time curve and energy spectrum results of STLP pitch motion under extreme sea conditions for waves vertical to wind

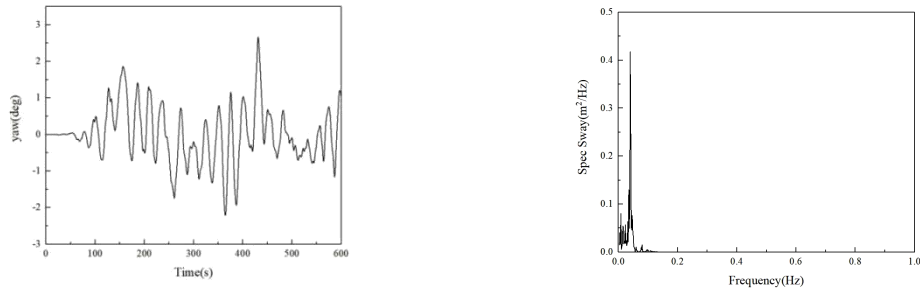


图 3-22 STLP 在极端海况下风浪夹角 90° 的首摇运动时历曲线与能量谱结果
Fig.3-22 Time curve and energy spectrum results of STLP yaw motion under extreme sea conditions for waves vertical to wind

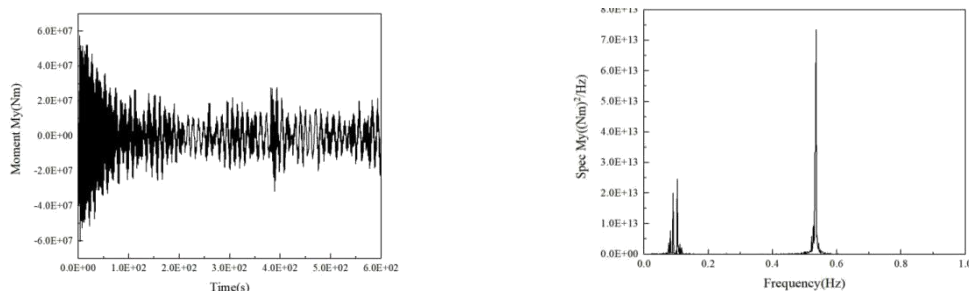


图 3-23 STLP 在极端海况下风浪夹角 90° 的弯矩时历曲线与能量谱结果

Fig.3-23 Time curve and energy spectrum results of STLP bending motion under extreme sea conditions for waves vertical to wind

由图 3-20 可知，在横摇运动中，主要成分是横荡共振成分，因为横荡运动与横摇运动耦合很强，因此横摇运动的能量谱结果与横荡的能量谱结果较为类似，由于浪向原因，横荡运动较为明显，因此横荡共振成分较大；波浪频率成分较小，另外在能量谱中少许横摇频率成分；在纵摇运动中，与横摇运动类似，由于纵荡和纵摇运动耦合，因此结果与纵荡能量谱类似，可见纵荡共振成分。由于纵摇运动方向上波浪分量较大，因此主要是波浪频率成分，且可见波浪高阶成分，纵荡共振成分偏小，同时可见少许纵摇成分。对于首摇运动，横荡/纵荡运动是主要成分，波浪成分很少。这是因为首摇运动是与横荡/纵荡运动耦合在一起的。

图 3-23 为此海况下风机底座受到的弯矩，由图可知，主要成分是横摇/纵摇频率成分，这是因为底座受到的弯矩主要是由于平台横摇/纵摇运动引起的。同时可见多阶波浪频率成分。

3.2.3 中等海况风浪同向下 STLP 水动力运动响应结果

上文研究了极端海况下 STLP 的运动响应。极端海况是平台的生存海况，多数情况下平台处于中等海况中的正常工作状态，为研究不同海况对于 STLP 水动力运动响应的影响，将 STLP 置于中等海况下，风浪同向，波浪使用 JONSWAP 谱模拟，有义波高 3m，谱峰周期 10s。本节模拟只考虑风机基础平台的运动性能，暂不考虑与风场的耦合作用，因此关闭风机，使用作用在风机系统重心处的定常风来等效湍流风场。

将各自由度的运动结果进行统计，结果如表 3-9 所示：

表 3-9 中等海况下平台运动响应统计结果

Table 3-9 Motion response statistics of STLP under moderate sea conditions

	Surge/m	Sway/m	Heave/m	Roll/deg	Pitch/deg	Yaw/deg
max	2.48	0.18	0.00	0.02	0.04	0.60
min	-0.12	-0.18	-0.44	-0.02	-0.03	-0.51
mean	1.36	-0.01	-0.23	0.00	0.01	0.00
std	0.55	0.07	0.02	0.00	0.01	0.22

与表 3-5 中的数据相比，由于外界环境较为缓和，波浪有义波高小，因此各项数据都比极端海况下的小很多。平台的主要运动仍为纵荡运动。同样也有平面外运动（垂荡、纵摇、横摇）幅值较小，平面内运动（纵荡、横荡、首摇）幅值较大的特点。将 8 条系泊锚链的系泊力值进行统计，得到表 3-10 和图 3-24。

表 3-10 中等海况下平台系泊系统受力统计结果（单位：MN）

Table 3-10 Force statistics of mooring system under moderate sea conditions (MN)

系泊缆编号	max	min	mean	std
ml1	10.3	0.0070	3.34	0.41
ml2	10.3	0.0070	3.34	0.41
ml3	10.3	0.0423	3.47	0.40
ml4	10.3	0.0423	3.47	0.40
ml5	10.3	0.0423	3.47	0.40
ml6	10.3	0.0423	3.47	0.40
ml7	10.3	0.0075	3.34	0.41
ml8	10.3	0.0075	3.34	0.41

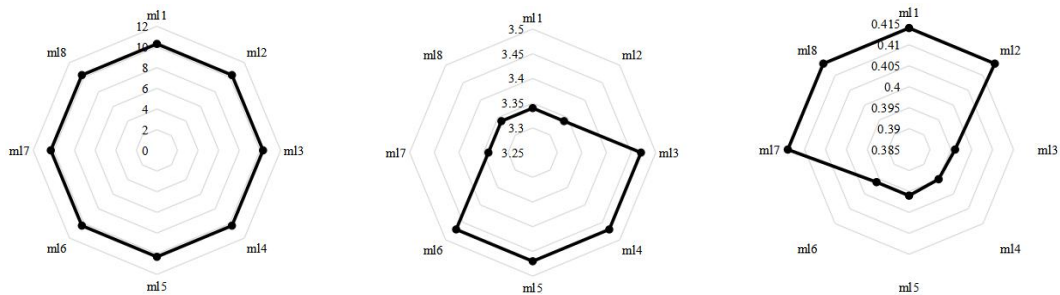


图 3-24 中等海况下系泊缆受力统计特性比较（左：最大值；中：平均值；右：标准差值；单位：MN）

Fig.3-24 Comparison of statistical characteristics of mooring forces under moderate sea conditions (left: maximum;middle: mean value;right: standard deviation value;Unit: MN)

可知中等海况下各系泊缆绳的张力分布非常均匀。说明此时锚泊系统可以充分发挥能力，比较不易发生断裂情况；相比于极端海况的结构，系泊缆的标准差值也偏小，出现疲劳断裂的可能性更小。

将平台受到的波浪载荷、运动响应、所受弯矩和锚泊系统受力的时历曲线进行 FFT 处理，得到图 3-25~图 3-30，下文中所有标注为“全耦合时域模拟”的图片均来源于 Han 等^[30]的工作结果。

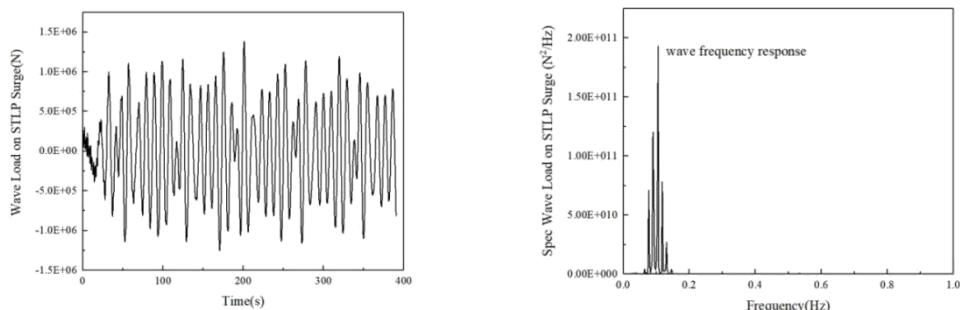


图 3-25 STLP 在中等海况下的波浪载荷时历曲线与能量谱结果 (naoe-FOAM-SJTU)
Fig.3-25 time history and energy spectrum result of STLP under moderate wave load (naoe-FOAM-SJTU)

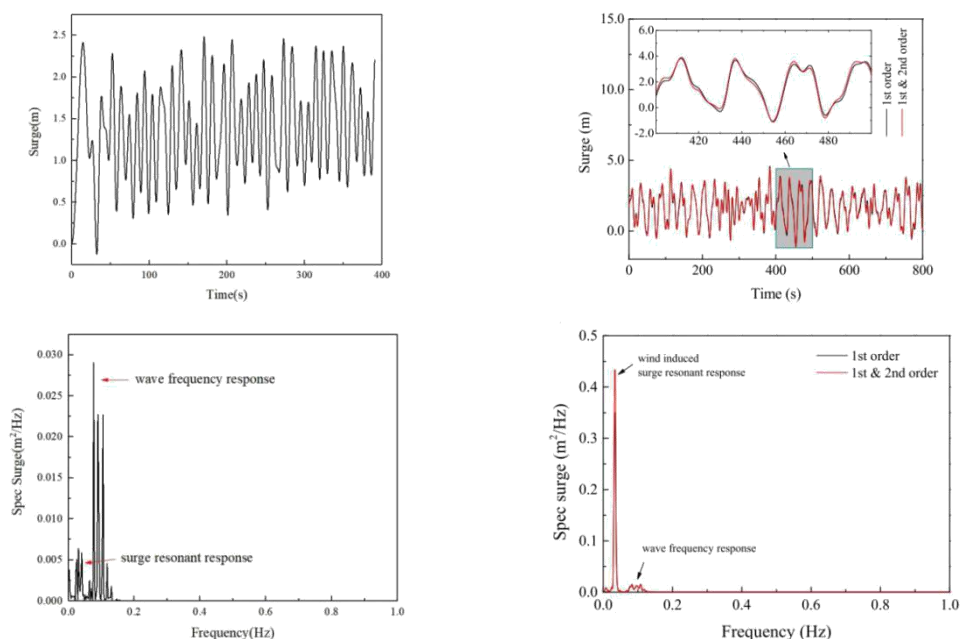


图 3-26 STLP 在中等海况下的纵荡运动时历曲线与能量谱结果
(左: naoe-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])

Fig.3-26 Time curve and energy spectrum results of STLP surge motion under moderate sea conditions (left: naoe-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-25 为 STLP 在中等海况下的波浪载荷时历曲线与 FFT 结果，可见 CFD 模拟考虑了波浪的各阶成分。与极端海况的对应结果（图 3-9~图 3-13）对比可知，不同海况对于平台的自振响应频率没有影响。

图 3-26 为 STLP 在中等海况下的纵荡运动时历曲线与能量谱结果，结果与极端海况下结果类似，主要成分为波浪频率响应，纵荡频率响应也较为明显。相比于图 3-9 中在极端海况下的结果，由于有义波高的降低，波浪频率成分减少，因

此中等海况下纵荡共振响应更显著。

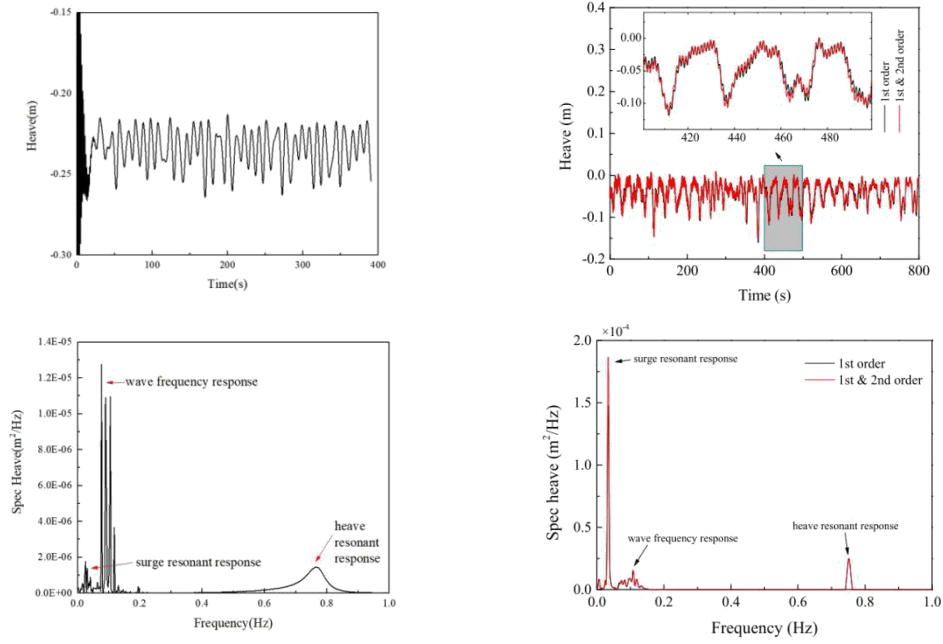
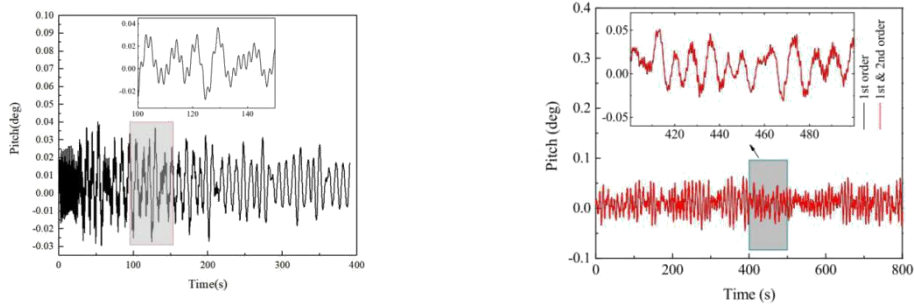


图 3-27 STLP 在中等海况下的垂荡运动时历曲线与能量谱结果

(左: naoe-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])

Fig.3-27 Time curve and energy spectrum results of STLP heave motion under moderate sea conditions (left: naoe-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-27 为 STLP 在中等海况下的垂荡运动时历曲线与能量谱结果，由图可知在此情况下波浪频率响应占主要成分，另外垂荡共振响应也较为明显，同时可见纵荡共振响应。与图 3-10 对比可知，由于有义波高的减少，波浪频率成分减少，垂荡运动中的垂荡共振成分更加明显。与全耦合时域模拟结果对比可知，高阶波浪在中等海况下对垂荡共振运动的影响明显，使得垂荡共振运动对应的频率范围更大。



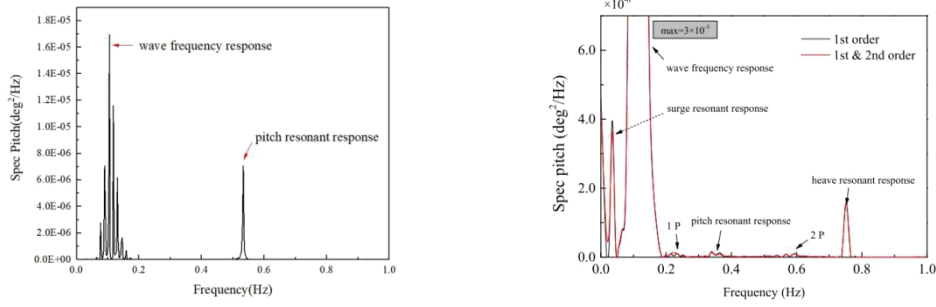


图 3-28 STLP 在中等海况下的纵摇运动时历曲线与能量谱结果

(左: naoe-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])Fig.3-28 Time curve and energy spectrum results of STLP pitch motion under moderate sea conditions (left: naoe-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-28 为 STLP 在中等海况下的纵摇运动时历曲线及能量谱结果，与极端海况结果类似，纵摇运动的主要成分是波浪频率响应及纵摇共振响应，但与极端海况相比纵摇成分更显著。风机关停使得纵摇运动中几乎没有纵荡共振成分和垂荡共振成分，运动相对简单。

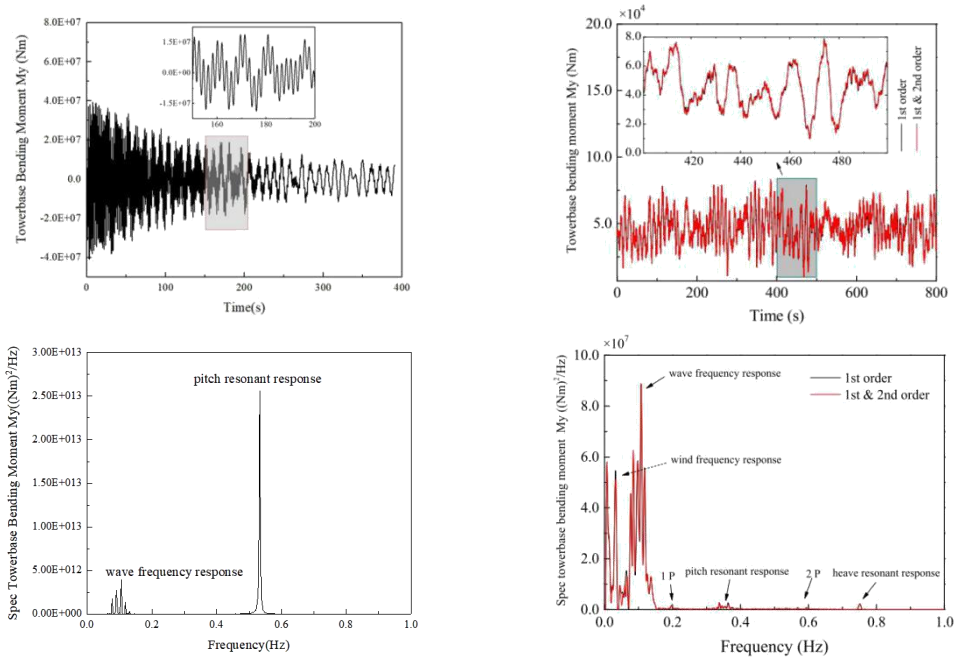


图 3-29 STLP 在中等海况下的 y 向弯矩时历曲线与能量谱结果

(左: naoe-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])Fig.3-29 Time curve and energy spectrum results of STLP y bending moment under moderate sea conditions (left: naoe-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-29 是 STLP 在中等海况下 y 向弯矩时历曲线与能量谱结果，其中主要成分为纵摇共振成分，同时可见波浪频率成分。相比于极端海况，由于纵摇成分的增加，中等海况下 y 向弯矩中纵摇成分显著增加。

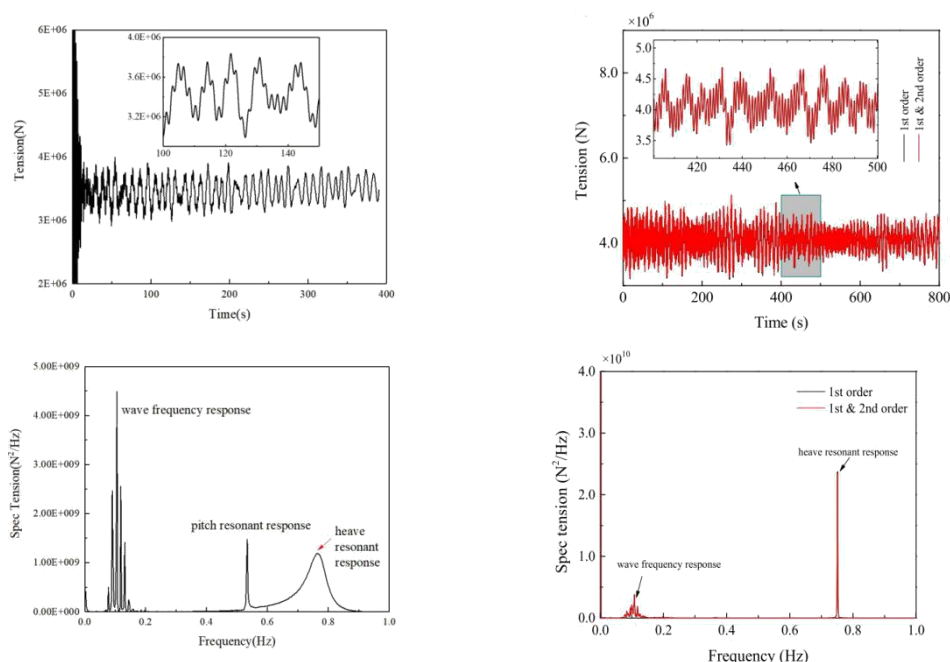


图 3-30 STLP 在中等海况下的#4 锚链张力时历曲线与能量谱结果

(左: naoc-FOAM-SJTU, 右: 全耦合时域模拟^[30])Fig.3-30 Time curve and energy spectrum results of #4 mooring tension under moderate sea conditions (left: naoc-FOAM-SJTU, right: fully coupled time domain simulation^[30])

图 3-30 为 STLP 在中等海况下锚链 4 的张力时历曲线及其能量谱, 可知其主要成分为波浪频率响应, 同时可见纵摇及垂荡频率成分, 垂荡成分范围较大, 这是因为系泊张力主要是由垂荡运动和纵摇运动决定的。

以上结果显示出发机关停状态的处于中等海况下的 STLP 运动响应主要是波浪频率成分主导, 也有共振响应成分存在, 由于有义波高减小, 相比于极端海况, 各自由度运动的共振响应更加明显。高阶波浪在中等海况下对垂荡共振运动的影响明显, 使得垂荡共振运动对应的频率范围更大。

由于不考虑风机作业的影响, CFD 模拟的平台各自由度运动结果仍是波浪频率占主要成分。由于风场作用在叶片上的力沿纵荡方向, 因此全耦合时域模拟结果中纵荡成分明显, 对比说明在中等海况下作业中的风机的影响决定了 STLP 的各自由度运动响应, 考虑风机的作用影响则风机基础平台的运动更加复杂, 对风机和基础平台的强度、抗疲劳性等性能的要求更高。

STLP 在中等海况下的平台附近瞬时流场如图 3-31 所示, 图 3-31 (左) 为波峰经过第一排斜撑, 图 3-31 (右) 为波峰经过第二排斜撑; 中等海况下不同时刻的流场图像如图 3-32 所示。由图 3-31、3-32 可知由于平台的存在, 入射的二维不规则波浪在平台附近的传播受到了影响。平台斜撑具有阻塞作用, 波浪在到达第一排斜撑时出现波面抬升, 绕过斜撑后汇合, 在第二排斜撑的阻塞作用下再次爬高, 导致波峰线出现明显变形, 不再为直线。

为了更清晰地分析波面, 研究平台附近的流场及速度场。图 3-33 为 $T=375s$

时平台附近流场(左)及速度场(右), 此时将平台隐去。可见由于平台斜撑的阻塞作用, 波浪在斜撑附近辐射、绕射, 形成了局部的次生波。分析速度场可知, 平台斜撑的存在对于流体速度影响极大。

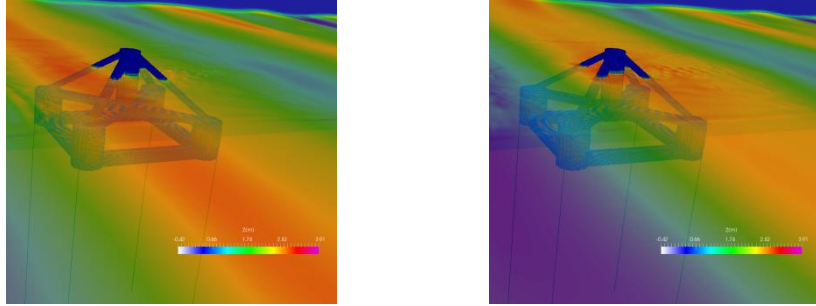


图 3-31 STLP 在中等海况下的平台附近流场

Fig.3-31 Instantaneous flow field near platform under moderate sea condition

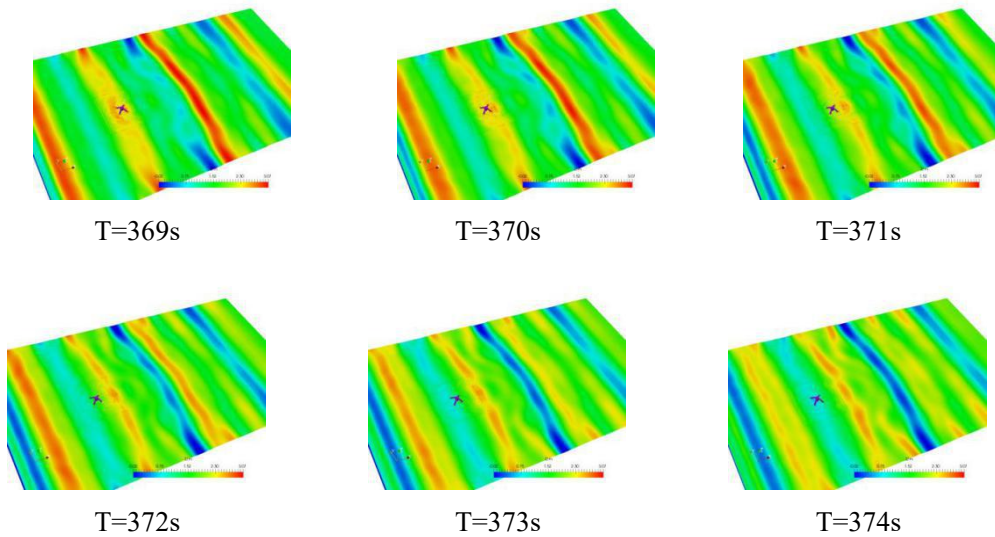


图 3-32 在中等海况下不同时刻的流场状态

Fig.3-32 The state of the flow field at different times under moderate sea conditions

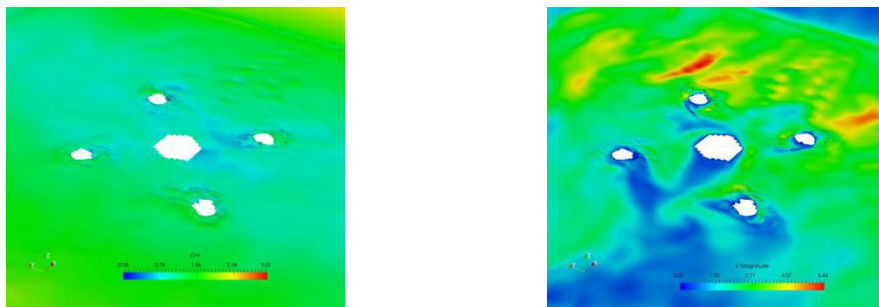


图 3-33 T=375s 时平台附近流场(左)及速度场(右)

Fig.3-33 Flow field (left) and velocity field (right) near the platform at T=375s

3.3 锚泊系统部分失效情况下风机基础 TLP 平台响应研究

平台在实际工作中,可能由于外界环境荷载过大,锚泊系统发生腐蚀或疲劳损耗,使得锚泊系统部分失效,如一根或多根系泊缆断裂等。锚泊系统部分失效将会改变平台的运动特性,增加锚泊系统剩余其他系泊缆的负担。为探讨此种情况下的平台水动力性能和系泊缆受力特性,在平台和系泊系统的初级设计阶段就排除锚泊系统部分失效情况下的危险性,本节将研究在缆布置方式不变(同 3.2 节)情况下,一根系泊缆断裂对平台系统产生的影响。

3.3.1 锚泊系统局部失效情况下 TLP 平台固有频率

为了对于锚泊系统局部失效情况下的平台运动进行频域分析,首先对锚泊系统部分失效情况下风机基础 TLP 平台的单自由度自由衰减特性进行了研究。由于平台的外形对称性,纵荡周期与横荡周期一致,横摇周期与纵摇周期一致,因此进行不重复计算。在自由衰减试验中,将风机系统置于无风无浪环境中,固定风机叶片,每次仅放开一个运动自由度,假设#3 系泊缆断裂,将平台以设定初始速度值(2m/s)释放,通过自由衰减的时历曲线计算平台的固有周期。

各自由度的自由衰减时历曲线计算响应能量谱结果,如图 3-34 所示,计算出锚泊系统部分失效情况下的 TLP 运动固有周期,如表 3-11 所示。

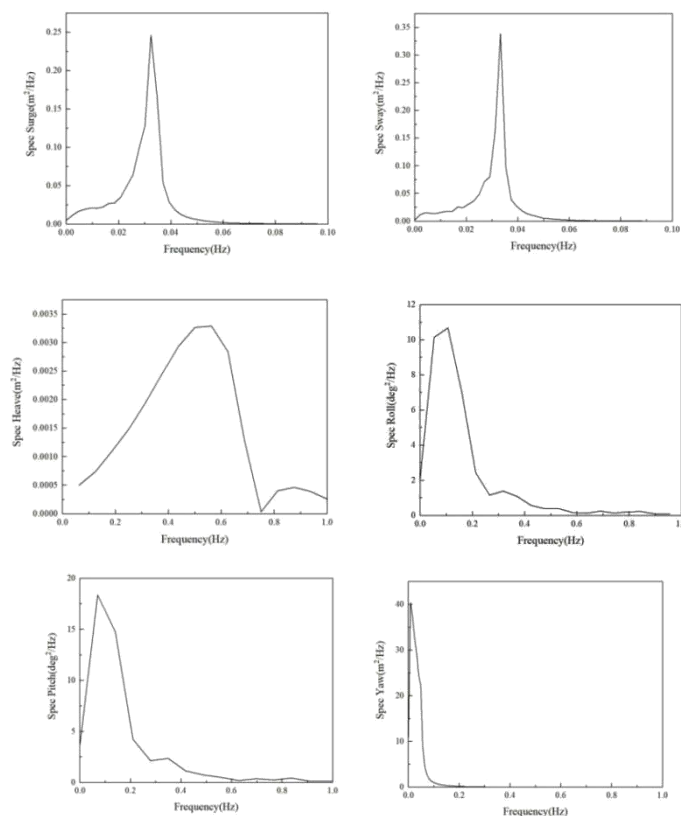


图 3-34 锚泊系统部分失效情况下平台运动能量谱结果

Fig.3-34 Energy spectrum result of platform in case of partial failure of mooring system

表 3-11 锚泊系统部分失效情况下平台固有周期

Table 3-11 Natural period of the platform in case of partial failure of mooring system

模态	锚泊系统完整情况	锚泊系统部分失效	增幅
纵荡(s)	29.73	30.96	4.14%
横荡(s)	29.73	30.12	1.31%
垂荡(s)	1.32	2.22	68.18%
横摇(s)	1.92	14.35	647.40%
纵摇(s)	1.92	14.35	647.40%
首摇(s)	18.32	12.50	-31.77%

表 3-11 中的增幅是锚泊系统局部失效情况相比于完整情况下的固有周期增幅。与锚泊系统完整情况下的平台对比，系锚链断裂对于垂荡、横摇和纵摇运动固有频率影响非常大。这是由于 STLP 平台的系泊系统是垂向的，系泊系统局部失效直接影响了垂向上的刚度，纵摇和横摇与纵荡运动耦合，因而也会对纵荡、横荡运动造成较大影响。根据经验设计标准建议：平台的横荡、纵荡的固有周期应大于 25s，垂荡、横摇与纵摇的固有周期应小于 3.5s^[92]，此时一条系泊缆断裂的 TLP 不再符合此要求。TLP 平台的特点是在平面外近乎刚性，在平面内近乎柔性，因此平面内运动对于系泊系统局部失效有很强的适应能力。另外，锚泊系统部分失效后的横摇、纵摇运动固有频率与典型波浪频率接近，可能造成严重后果，为研究系泊缆断裂对于平台具体影响，下面两节将研究锚泊系统在不同海况部分失效对于平台运动和锚泊系统受力的影响。

3.3.2 极端海况下锚泊系统局部失效下 STLP 平台运动性能研究

由 3.2.1 节可知，极端海况风浪同向情况下锚链#7、#8 缆受到的张力极值最大，也最有可能发生断裂。下面将研究在极端海况、风浪同向情况下，锚链#7 发生断裂对平台运动和锚泊系统受力的影响。

平台自平衡位置释放，放开全部自由度，系泊缆#7 断裂，波浪和风场设置同 3.2.1 节中的设置。统计平台在#7 断裂情况下的运动，并与锚泊系统完整的情况对比，整理如表 3-12 所示。

表 3-12 极端海况下锚泊系统局部失效情况下平台运动响应统计结果

Table 3-12 Statistical results of platform motion response with partial failure of mooring system under extreme sea conditions

	case	Surge/m	Sway/m	Heave/m	Roll/deg	Pitch/deg	Yaw/deg
max	#7 断裂	16.27	3.59	0	0.42	0.42	4.44
	完整	11.53	1.79	0	0.16	0.12	2.49
min	#7 断裂	-8.13	-1.92	-2	-0.4	-0.3	-3.03
	完整	-5.11	-3.41	-1.1	-0.73	-2.29	-1.63
mean	#7 断裂	2.5	0.5	-0.38	-0.05	-0.04	0.45
	完整	3.49	-0.05	-0.39	0	0.01	0.11
std	#7 断裂	4.62	1.06	0.3	0.1	0.08	1.14
	完整	3.72	0.63	0.21	0.03	0.06	0.55

由表 3-12 可知，锚泊系统部分失效对纵荡、横荡运动影响很大，见图 3-36。不论是纵荡运动的最大值、最小值，还是平台纵荡、横荡运动的震荡程度都更大，纵荡运动幅度原为 16.64m，锚泊系统断裂后增大到 24.4m，增加了 46%。这是由于当#7 失效后，整体锚泊系统不再完全对称。由于 STLP 是使用锚泊系统平衡剩余浮力，在一个锚泊系统部分失效的情况下，锚泊系统的张力仍然可以平衡掉多余的浮力，因此在此情况下对平面外运动（垂荡运动、横摇运动、纵荡运动）的影响不大。风机平台的纵荡运动增加，可能导致输电线断裂，引起风机产能失效等后果。

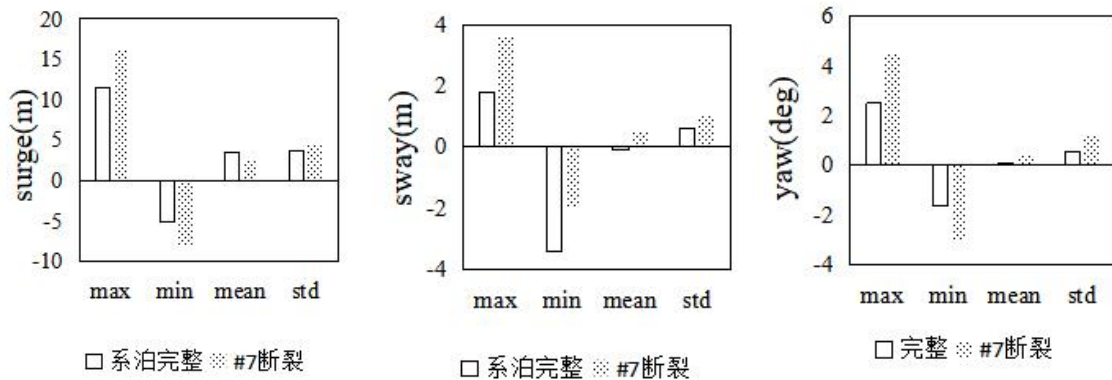


图 3-36 锚泊系统部分失效情况下纵荡、横荡及首摇运动统计结果

Fig.3-36 Statistical results of surge,sway and yaw motion under partial failure of mooring system

值得一提的是风机平台的首摇运动。风机的朝向是风力发电系统设计的关键考虑因素之一，这是因为保持与风向一直的最佳朝向，可以保证电力最大程度的输出，因此在讨论风机平台的运动响应时，平台的首摇运动需要格外关注。由表 3-12 和图 3-36 可知，锚泊系统部分失效后，首摇运动明显增大，总体来说，#7 断裂后，平台逆时针旋转的幅度更大，首摇运动幅度增加了 81%。不论是首摇运

动的最大值、最小值，还是波动都更大，说明此 STLP 的锚泊系统部分失效将会严重影响平台运动及风力发电的平稳输出。

锚泊系统部分失效后各锚链张力如表 3-13 所示，与 3.2.1 节中的表 3-6 比较各锚链最大受力、张力平均值和标准差值，结果如图 3-37 所示，可见此 STLP 在一根系泊缆断裂后，整体剩余锚链的回复力明显减小，因此锚泊系统对平台的定位能力下降，导致平台的漂移量增大。

此 STLP 在一根系泊缆断裂后，同一浮筒上的系泊缆（#8）上的平均张力大幅增加，相邻浮筒上的系泊缆（#1、#2、#5、#6）上的平均张力也有增加，但增加的幅度不如同一浮筒上的系泊缆的增幅大，在对侧的浮筒上的系泊缆（#3、#4）平均张力反而减小。一根系泊缆断裂后，距离最近的系泊缆可能因为受力增大，增大幅度达到 64%（#8），有潜在的断裂危险，系泊缆可能相继断裂，引起较大危险。#7 断裂后，同一浮筒上的系泊缆（#8）上的张力标准差大幅增加，相邻浮筒上的系泊缆（#1、#2、#5、#6）上的张力标准差也均有增加，但增加的幅度较小。说明一根系泊缆断裂后，距离最近的系泊缆的张力震荡也将大幅增加，增加了系泊缆疲劳断裂的可能性。

表 3-13 极端海况下锚泊系统局部失效情况下系泊缆受力统计结果（单位：N）

Table 3-13 Statistical results of mooring tension with partial failure of mooring system under extreme sea conditions (unit:N)

系泊缆编号	max	min	mean	std
ml1	1.03E+07	2.64E+01	4.02E+06	1.82E+06
ml2	1.03E+07	2.64E+01	4.02E+06	1.82E+06
ml3	1.03E+07	3.32E+03	2.82E+06	9.13E+05
ml4	1.03E+07	3.32E+03	2.82E+06	9.13E+05
ml5	1.03E+07	1.34E+02	4.15E+06	1.12E+06
ml6	1.03E+07	1.34E+02	4.15E+06	1.12E+06
ml7	-	-	-	-
ml8	1.39E+07	5.44E+01	5.35E+06	2.42E+06

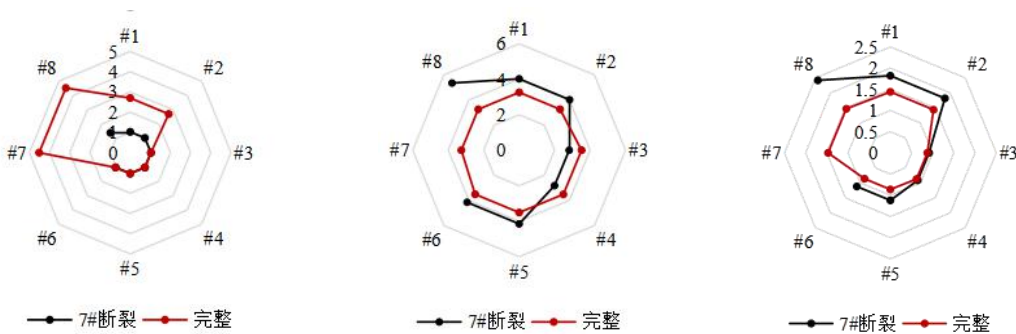


图 3-37 锚泊系统完整性对系泊缆张力最大值(左, 单位 $1e7N$)、平均值(中, 单位 MN)、标准差值(右, 单位 MN)的影响

Fig.3-37 Effects of mooring system integrity on maximum(left,unit: $1e7N$), mean(middle:unit: MN) and standard deviation(right,unit: MN) of mooring forces

综上, 此 STLP 在极端海况下一根系泊缆断裂后, 纵荡运动幅度增加了 46%, 断裂缆相邻缆平均张力增加了 64%, 各锚链张力的标准差值也都有所增加, 因此需要尽量避免环境载荷迎面系泊缆断裂情况, 否则可能导致剩余锚链相继由于疲劳或张力过大而断裂, 同时会导致平台运动增加, 影响平台、装备和人员的安全, 影响平台正常作业。

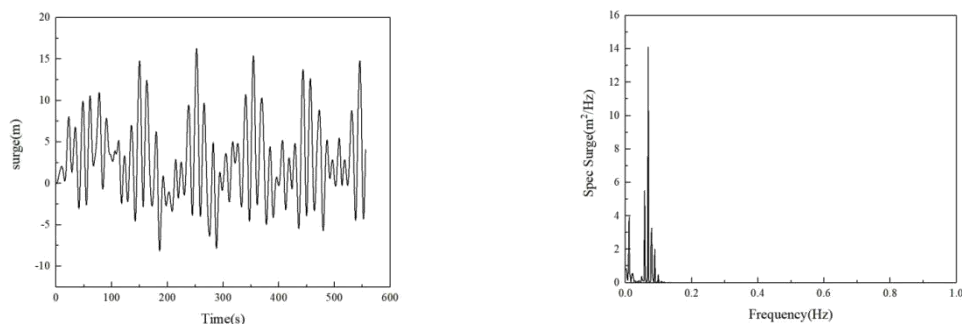


图 3-38 极端海况下锚泊系统部分失效情况下纵荡运动时历曲线及能量谱结果

Fig.3-38 History curve and energy spectrum results of surge motion with partial failure of mooring system under extreme sea condition

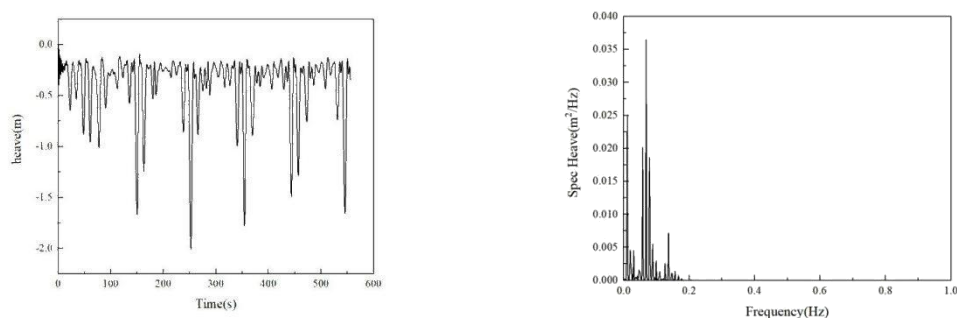


图 3-39 极端海况下锚泊系统部分失效情况下垂荡运动时历曲线及能量谱结果

Fig.3-39 History curve and energy spectrum results of heave motion with partial failure of mooring system under extreme sea condition

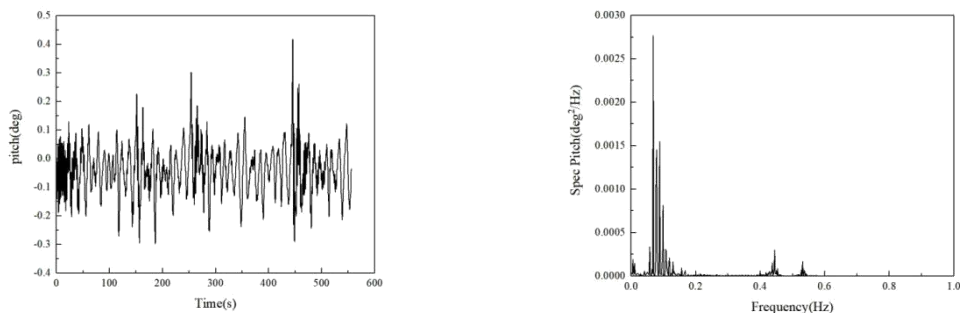


图 3-40 极端海况下锚泊系统部分失效情况下纵摇运动时历曲线及能量谱结果

Fig.3-40 History curve and energy spectrum results of pitch motion with partial failure of mooring system under extreme sea condition

图 3-38~图 3-42 为 STLP 在极端海况顺浪中#7 断裂情况下各自由度运动时历及对应的能量谱结果，与锚泊系统完整的结果对比，发现谱峰分布基本不变，但与图 3-11 对比，一根系泊缆断裂后的纵荡谱明显谱峰变大，这是由于此时运动更加剧烈；垂荡运动谱分布几乎与锚泊系统完整情况下一致。

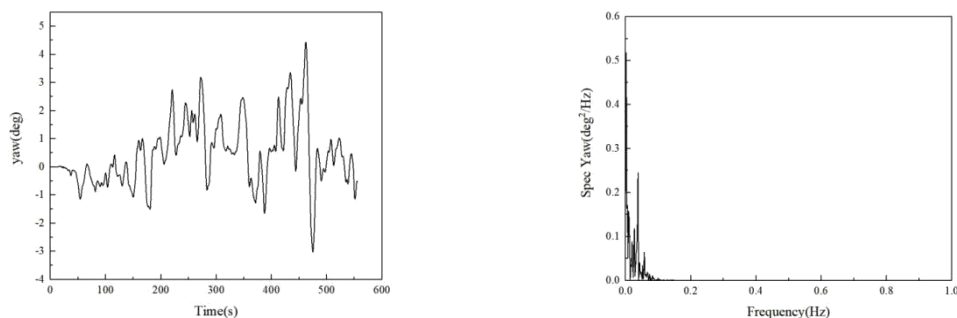


图 3-41 极端海况下锚泊系统部分失效情况下首摇运动时历曲线及能量谱结果

Fig.3-41 History curve and energy spectrum results of yaw motion with partial failure of mooring system under extreme sea condition

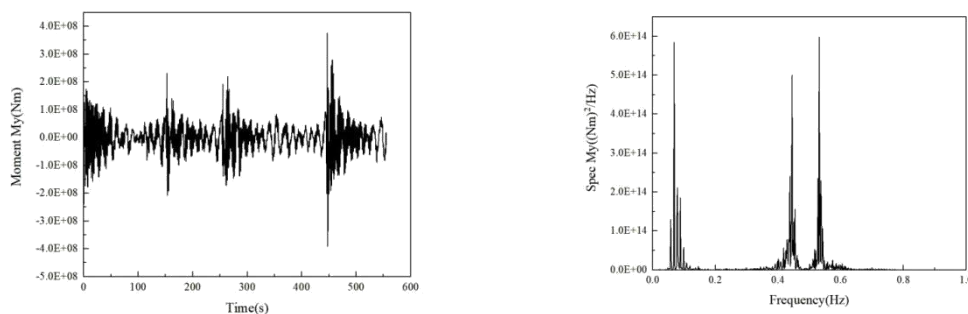


图 3-42 极端海况下锚泊系统部分失效情况下弯矩时历曲线及能量谱结果

Fig.3-42 History curve and energy spectrum results of yaw motion with partial failure of mooring system under extreme sea condition

由图 3-38 可知，此时波浪频率与纵荡运动固有频率很接近，导致此时频率成分非常大，另外，在图中也可见垂荡频率成分，说明垂荡运动与纵荡运动是耦合的。由图 3-41 可知，首摇运动的主要成分是横荡/纵荡共振成分。图 3-42 是平台对风机底座的弯矩时历及纵荡谱，可见主要是波浪成分，此外主要是垂荡频率成分，与纵摇结果类似，这是因为弯矩主要是由纵摇影响的。

综上，对于极端海况下的 STLP，一根系泊缆断裂会导致锚泊系统回复能力减弱，平台纵荡及首摇运动响应明显增大，相邻系泊缆受力增大。可能进一步产生危险。因此在设计阶段，应考虑到系泊缆的强度及锚泊系统部分失效后的生存情况。

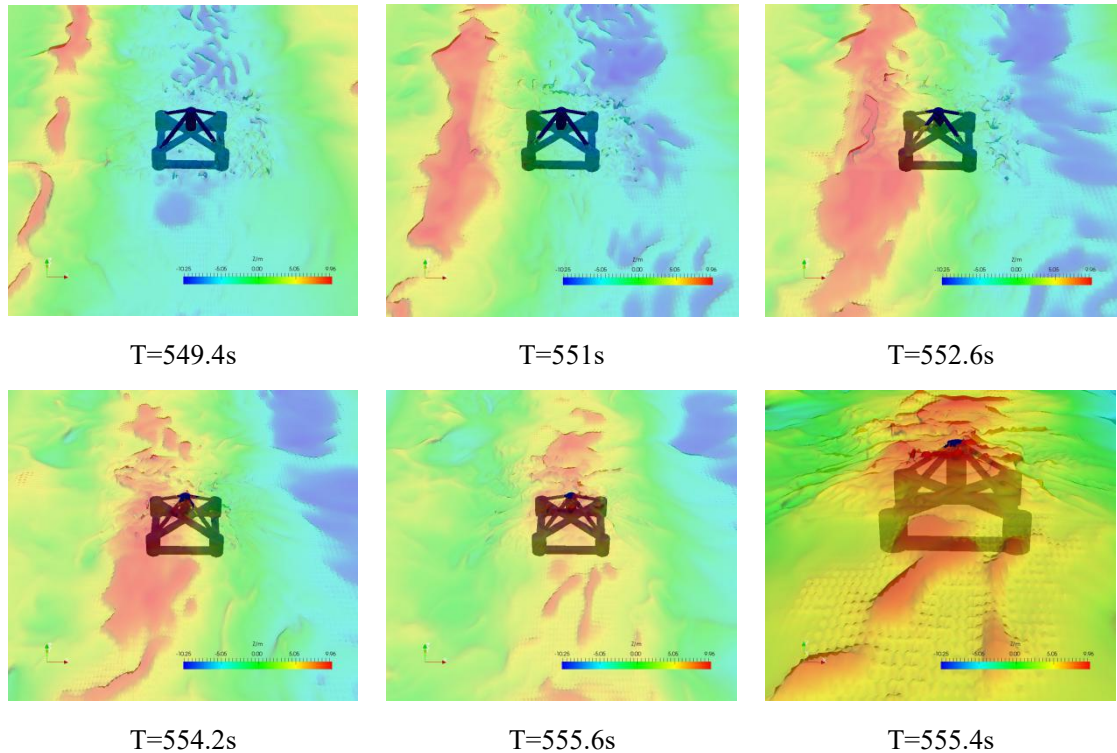


图 3-43 极端海况锚泊系统部分失效情况下流场图

Fig.3-43 Diagram of flow field under partial failure of mooring system and extreme sea condition

图 3-43 为不同时刻的极端海况锚泊系统部分失效情况下流场图,可见此时流场非常不稳定,甚至在 555.4s 时刻浪高已经超过了支撑平台的上缘。与图 3-17,锚泊系统完整情况的结果对比,发现此时由于锚泊系统回复力减小,平台运动更为剧烈,由于平台和流场相互作用的结果,导致波浪明显变形,但图中仍可以看到波峰线。

3.3.3 中等海况下锚泊系统局部失效下 STLP 平台运动性能研究

由 3.2.2 节,中等海况平台在风浪同向情况下,在所有锚链张力极大值较为接近,但锚链#3、#4 缆受到的张力均值最大,因而最有可能发生断裂。下面研究在中等海况、风浪同向情况下锚链#3 发生断裂对平台运动和锚泊系统受力的影响。

平台自平衡位置释放,放开全部自由度,系泊缆#3 断裂,波浪和风场设置同 3.2.2 节中的设置。统计平台在#3 断裂情况下,中等海况、风浪同向时的运动,并与锚泊系统完整的情况对比,整理如表 3-14 所示。

表 3-14 中等海况下锚泊系统局部失效情况下平台运动响应统计结果

Table 3-14 Statistical results of platform motion response with partial failure of mooring system under moderate sea conditions

		Surge/m	sway/m	heave/m	roll/m	pitch/m	yaw/m
max	#3 断裂	2.96	2.85	0	0.26	0.22	2.31
	完整	2.48	0.18	0	0.02	0.04	0.6
min	#3 断裂	-6.49	-2.27	-0.48	-0.07	-0.07	-3.1
	完整	-0.12	-0.18	-0.44	-0.02	-0.03	-0.51
mean	#3 断裂	-1.45	0.26	-0.25	0.07	0.06	-0.31
	完整	1.36	-0.01	-0.23	0	0.01	0
std	#3 断裂	2.16	0.86	0.06	0.05	0.03	0.92
	完整	0.55	0.07	0.02	0	0.01	0.22

由表 3-14 可知，横荡运动在#3 断裂后运动幅度大幅增加，见图 3-43 所示，这是由于锚泊系统部分失效，锚泊系统不再对称，因此横荡先比于完整情况明显变化，量级与纵荡运动相当。横荡运动原本运动幅值为 0.36m，系泊缆断裂后横荡运动幅值变为 5.02m，增加了 1294%。纵荡运动相比于锚泊系统完整情况也变得更加剧烈，但是由于中等海况波浪成分不如极端海况显著，因此锚泊系统部分断裂后纵荡运动增大不明显。另外，与极端海况类似，在一个锚泊系统部分失效的情况下，锚泊系统的张力仍然可以平衡掉多余的浮力，因此 STLP 仍具有平面外运动近似于刚性的特性，一根系泊缆断裂对垂荡、横摇、纵摇运动的影响不大。

对于此情况下的风机平台的首摇运动，统计结果如图 3-44 所示。可知锚泊系统部分失效后，首摇运动明显增大。在系泊完整的中等海况中，平台的首摇维持在 0 左右，即基本可以始终保持风机与风向朝向一致；而在#3 断裂的情况下，首摇运动震荡加强，总体上呈现出顺时针偏转的趋势，这对于风机发电的平稳输出是较为不利的。

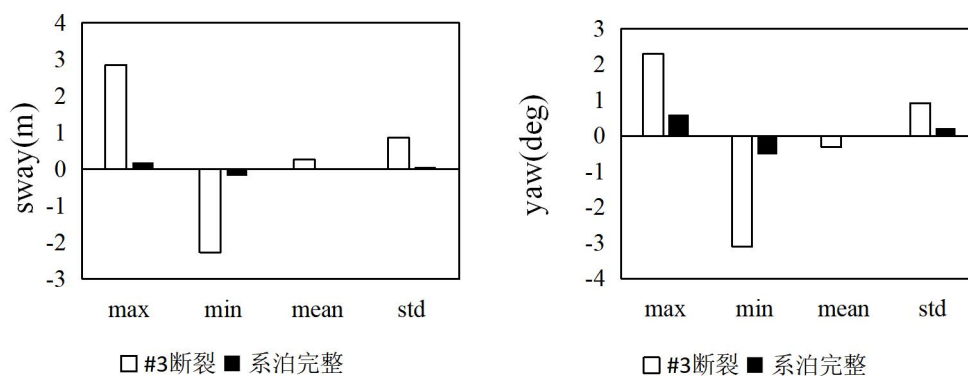


图 3-44 锚泊系统部分失效情况下横荡、首摇运动统计结果

Fig.3-44 Statistical results of sway and yaw motion under partial failure of mooring system

锚泊系统部分失效后各锚链张力如表 3 所示, 与 3.2.3 节中的表 3-10 比较可知断裂前后各锚链最大受力几乎不变, 但最小张力均有减少, 如图 3-45 所示, 可见此 STLP 在一根系泊缆断裂后, 整体剩余锚链的回复力明显减小, 因此锚泊系统对平台的定位能力下降, 导致平台的漂移量增大。#3 断裂后导致剩余各系泊缆平均值变化较大, 如图 3-45 示, 与极端海况类似, 此 STLP 在一根系泊缆断裂后, 同一浮筒上的系泊缆(#4)上的张力大幅增加, #4 平均张力增加了 55.6%。相邻浮筒上的系泊缆(#1、#2、#5、#6)上的张力也均有增加, 但增加的幅度不如同一浮筒上的系泊缆的增幅大, 在对侧的浮筒上的系泊缆(#7、#8)张力反而减小。一根系泊缆断裂后, 距离最近的系泊缆可能因为受力增大, 有潜在的断裂危险, 可能使系泊缆相继断裂, 引起较大危险。

此 STLP 在一根系泊缆断裂后, 同一浮筒上的系泊缆(#4)上的张力标准差大幅增加, 其他各浮筒上的系泊缆(#1、#2、#5、#6、#7、#8)上的张力标准差也均有增加, 但增加的幅度较小。说明一根系泊缆断裂后, 距离最近的系泊缆的张力震荡也将大幅增加, 增加了系泊缆疲劳断裂的可能性。

表 3-15 中等海况下锚泊系统局部失效情况下系泊缆受力统计结果 (单位: N)

Table 3-15 Statistical results of mooring tension with partial failure of mooring system under moderate sea conditions (unit:N)

系泊缆编号	max	min	mean	std
ml1	1.03E+07	9.89E+03	4.00E+06	4.33E+05
ml2	1.03E+07	9.89E+03	4.00E+06	4.33E+05
ml3	-	-	-	-
ml4	1.23E+07	4.03E+03	5.40E+06	8.49E+05
ml5	1.03E+07	8.70E+03	4.05E+06	4.37E+05
ml6	1.03E+07	8.70E+03	4.05E+06	4.37E+05
ml7	1.03E+07	5.04E+03	2.65E+06	5.73E+05
ml8	1.03E+07	5.04E+03	2.65E+06	5.73E+05

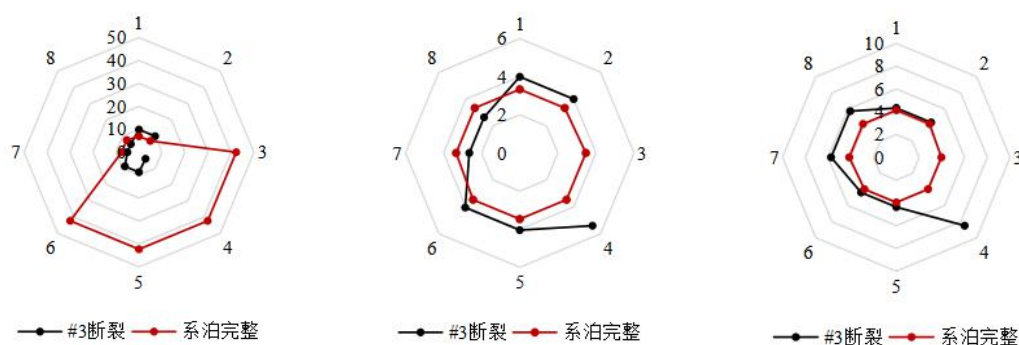


图 3-45 锚泊系统完整性对系泊缆张力最小值(左, 单位 kN)、平均值(中, 单位 MN)、标准差值(右, 单位 1e5N)的影响

Fig.3-45 Effects of mooring system integrity on min(left,unit:kN), mean(middle:unit:MN) and standard deviation(right,unit:1e5N) of mooring forces

综上, 此 STLP 在中等海况下一根系泊缆断裂后, 横荡运动幅度增加了 1294%, 纵荡运动和首摇运动也都有所增加。断裂缆相邻缆#4 平均张力增加了 55.6%。各锚链张力的标准差值也都有所增加, 因此需要尽量避免环境载荷迎面系泊缆断裂情况, 否则可能导致剩余锚链相继由于疲劳或张力过大而断裂, 同时会导致平台运动增加, 影响平台、装备和人员的安全, 影响平台正常作业。

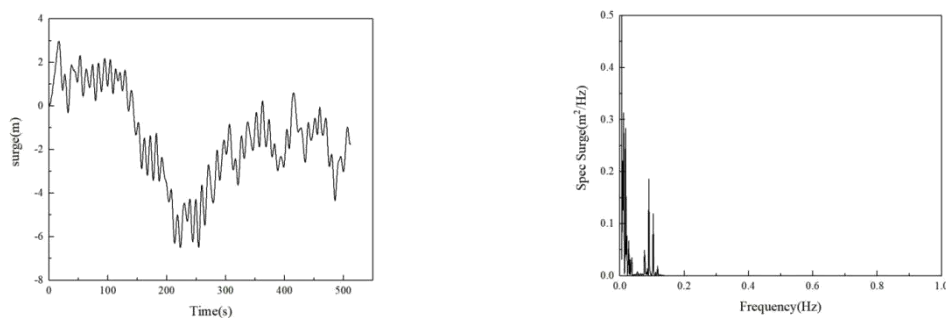


图 3-46 中等海况下锚泊系统部分失效情况下纵荡运动时历曲线及能量谱结果
Fig.3-46 History curve and energy spectrum results of surge motion with partial failure of mooring system under moderate sea condition

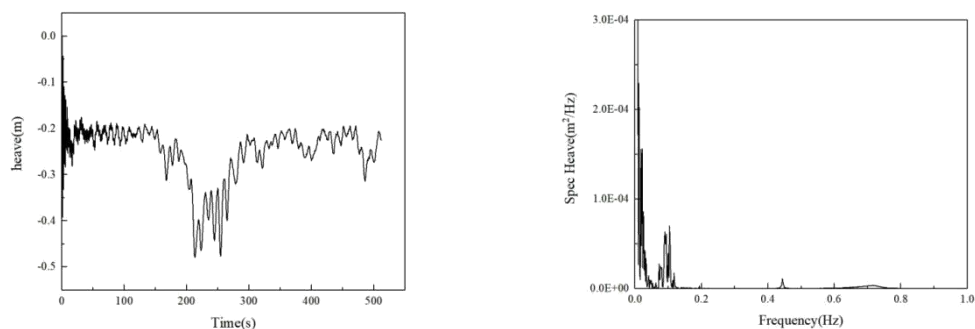


图 3-47 中等海况锚泊系统部分失效情况下垂荡运动时历曲线及能量谱结果
Fig.3-47 History curve and energy spectrum results of heave motion with partial failure of mooring system under moderate sea condition

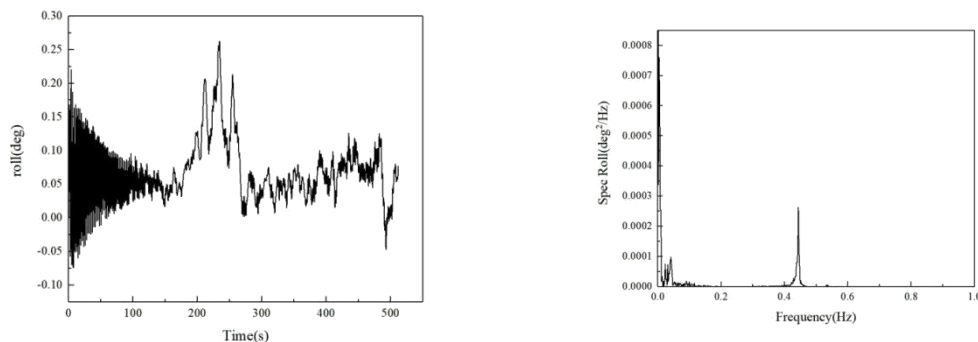


图 3-48 中等海况下锚泊系统部分失效情况下横摇运动时历曲线及能量谱结果
Fig.3-48 History curve and energy spectrum results of roll motion with partial failure of mooring system under moderate sea condition

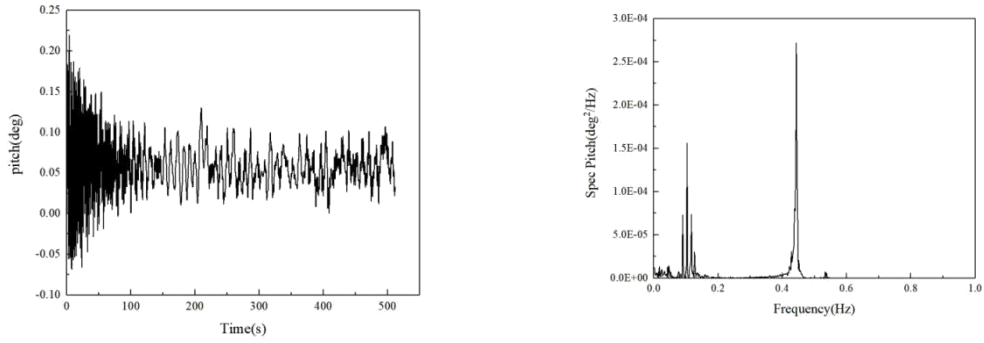


图 3-49 中等海况下锚泊系统部分失效情况下纵摇运动时历曲线及能量谱结果

Fig.3-49 History curve and energy spectrum results of pitch motion with partial failure of mooring system under moderate sea condition

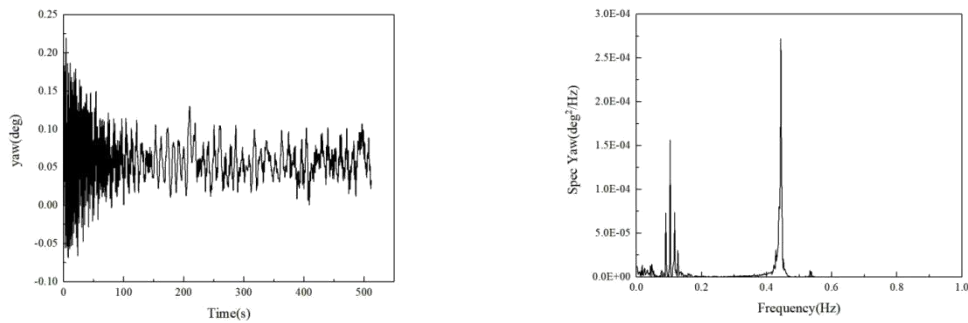


图 3-50 中等海况下锚泊系统部分失效情况下首摇运动时历曲线及能量谱结果

Fig.3-50 History curve and energy spectrum results of yaw motion with partial failure of mooring system under moderate sea condition

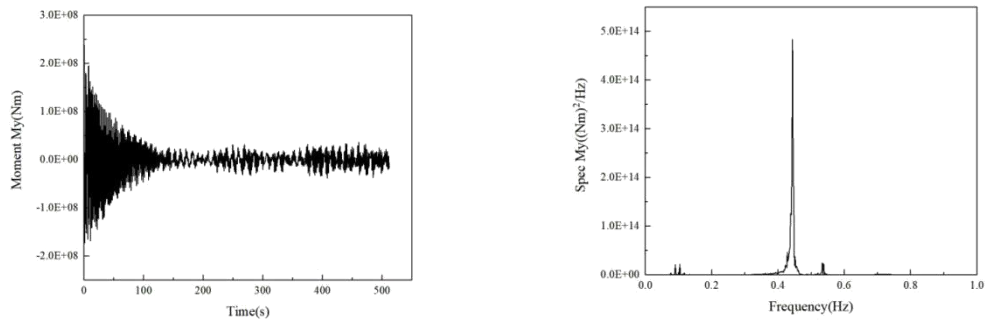


图 3-51 中等海况下锚泊系统部分失效情况下 y 方向弯矩时历曲线及能量谱结果

Fig.3-51 History curve and energy spectrum results of Y bending moment with partial failure of mooring system under moderate sea condition

根据图 3-46~图 3-51，将此种情况下的运动时历曲线进行 FFT 变换。纵荡运动能量谱与锚泊系统完整情况下的对比，几乎一致；相比于极端海况下锚泊系统局部失效的情况，波浪频率成分更小，说明海况的不同对于锚泊系统局部失效的平台纵荡相应有较大影响。对于垂荡运动，如 3.3.1 节所分析，锚泊系统断裂导致产生了垂荡运动的高阶成分，在垂荡能量谱中也有所体现，其他特性与锚泊系统完整的情况几乎保持一致。与 3.3.2 节极端海况结果对比，可见波浪频率成分

大幅减小。由图 3-50 可知，在首摇成分中，垂荡成分为主要成分，另外波浪成分可见高阶成分，同时也有首摇频率成分。与 3.3.2 节对比，首摇运动的成分发生了显著变化，主要体现在垂荡及波浪成分大幅增加。图 3-51 为中等海况锚泊系统局部失效情况下的 y 方向弯矩时历曲线与能量谱结果，由于 y 方向弯矩主要受纵摇运动影响，因此弯矩的能量谱与此工况下的纵摇运动能量谱类似，主要成分是垂荡共振响应，此外还有少量波浪成分。

3.4 本章小结

本章对于一座 STLP 平台在不同海洋环境下的运动响应进行了模拟。首先对 STLP 的自由衰减运动进行了 CFD 模拟，计算出 STLP 平台的固有周期，并将结果与全耦合时域分析结果对比，发现二者基本吻合，说明 naoe-FOAM-SJTU 可以有效地模拟 STLP 在波浪环境下的运动问题；其后对极端海况及中等海况下 STLP 运动响应、弯矩及锚链张力进行了 CFD 模拟，考虑了不同波浪流向的影响，并对结果进行了分析。在此基础上考虑了锚泊系统部分失效情况对于平台运动的影响，并分析了现象机理，得到以下结论：

- 1、该 STLP 在波浪环境下的运动谱中主要成分是波浪频率响应及共振响应，同时在能量谱中也含有其他自由度运动的耦合运动；极端海况下高阶波浪荷载对于纵荡运动的影响很小，纵摇运动易受高阶波浪荷载影响；中等海况下高阶波浪荷载对垂荡运动的影响明显；极端海况下风机处于关闭状态，风场对于 STLP 纵摇运动影响较大，对纵荡、纵摇影响很小；中等海况下风机的工作很大程度上决定了 STLP 的各自由度运动响应，考虑到风机的作用影响则风机基础平台的运动更加复杂，对风机和基础平台的强度、抗疲劳性等性能的要求更高；
- 2、中等海况由于有义波高较小，因此相比于极端海况条件，波浪频率成分偏小，共振运动成分更显著；海洋环境的变化对 STLP 平台的运动响应幅值有显著影响，但对于平台的自振响应频率几乎没有影响；
- 3、通过分析能量谱结果可知，相对部分势流理论结果，CFD 结果更加细致，可显示高阶波浪成分，同时可以显示出流场图像。由于结构物的存在产生了波浪的辐射、绕射现象，极端海况下流场非线性更强；
- 4、STLP 能有效避免波浪频率上的共振，并具有平面外运动近似于刚性，平面内运动近似于顺应式的特点，运动性能良好，作为风机发电基础平台可以达到稳定输出的目的。STLP 平面外刚性，平面内顺应式的特点在锚泊系统部分失效的情况下也得到了体现，在考虑系泊缆断裂的情况，锚泊系统刚度变小，平台定位能力差，将会沿着波浪方向漂移，但对于平面外运动影响不大；

5、系锚链断裂对于垂荡、横摇和纵摇运动固有频率影响非常大，对于其他三个自由度的运动固有频率影响不大。在极端海况和中等海况中，锚泊系统部分

失效对纵荡、横荡、首摇运动影响很大，对平面外运动（垂荡运动、横摇运动、纵荡运动）的影响不大；

6、在一根系泊缆断裂后，同一浮筒上的系泊缆上的张力大幅增加，相邻浮筒上的系泊缆上的张力也均有增加，在对侧的浮筒上的系泊缆张力反而减小。一根系泊缆断裂后，距离最近的系泊缆可能因为受力增大，可能使系泊缆相继断裂，引起较大危险。距离最近的系泊缆的张力震荡也将大幅增加，增加了系泊缆疲劳断裂的可能性。

第四章 悬链线式系泊平台在波浪中运动性能 的 CFD 数值分析

第三章对张紧式系泊风机基础平台在波浪中锚泊系统部分失效的情况进行了数值模拟，探究了张紧式锚泊系统失效对于平台的影响，验证了求解器处理类似问题的准确性和可靠性。为了探究不同系泊方式、不同系泊材料和不同平台在波浪环境中的运动特征，本章在之前研究的基础上，参照史琪琪^[104]在上海交通大学海洋工程国家重点实验室海洋深水试验池中完成的深水半潜式钻井平台运动及动力特性研究试验，配置了平台与系泊参数，并研究不同外界条件、系泊特征及完整性对于半潜式平台的运动响应影响。

本节研究了一座半潜式平台在锚泊系统完整和锚泊系统部分失效情况下的水动力响应。应用 naoeFOAM-ms 中的分段外推法 (PEM) 模拟该平台的锚泊系统，利用 naoe-FOAM-SJTU 求解器计算平台的水动力特性。分别研究了不同环境因素 (波浪入射角度)、锚泊系统设置及完整性对于平台主体的运动响应特性及系泊张力的响应特征的影响。

4.1 数值模型构建

4.1.1 半潜式平台模型的构建

本节中的平台模型参考已有文献进行构造^[93]。平台有四个立柱连接甲板和两个浮体，平台关于中纵和中横剖面对称，平台工作水深 1500m，平台形式见图 4-1，主要参数如表 4-1 所示。

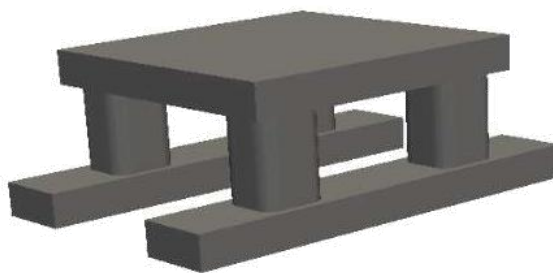


图 4-1 半潜式平台示意图

Fig.4-1 Diagram of semi-submerged platform

表 4-1 半潜式浮式平台主要参数

Table 4-1 The main parameters of the platform

平台参数	单位	值
甲板长度、宽度	m	78.68
甲板厚度	m	8.6
甲板底部距基线高度	m	30
立柱长度	m	17.385
立柱宽度	m	15.86
立柱高度	m	21.46
立柱圆角半径	m	3.96
立柱中心线纵向间距	m	54.83
立柱中心线横向间距	m	58.56
浮体总长	m	114.07
浮体宽度	m	20.12
浮体高度	m	8.54
浮体中心线间距	m	58.56
平台吃水	m	19
平台初始气隙	m	11
排水量	t	51465.3
重心距基线高度	m	24.26
纵向惯性半径	m	32.4
横向惯性半径	m	33.3

锚泊系统参数如表 4-2 所示，其中系泊缆每根分别长 4300m，初始的系泊半径 4052m，需要说明的是，在 PEM 方法中，程序将会根据系泊点、初始总长及预张力重新计算实际锚泊点的坐标。此锚泊系统采用三段不同材料的缆绳组合，分为三部分：上、下端采用 R4S 规格锚链，中间段采用合成聚酯纤维缆^[93]。原文中没有系泊缆的切向阻力系数、法向阻力系数及附加质量系数的取值，此处参考 Qiao 等^[94]的设置：法向阻力系数 $C_{DN}=0.05$ ；切向阻力系数 $C_{DT}=1.2$ ；附加质量系数 $C_M=1$ 。链索各部分的长度与材料特性等参数可参见表 4-2。

表 4-2 锚泊系统主要参数

Table 4-2 The main parameters of the mooring system

部分	锚链使用材料	总长 (m)	直径 (mm)	弹性模量 (Pa)	锚链在水中重量 (N/m)	断裂强度 (kN)
上部	R4S 锚链	150	84	4.47756×10^{11}	1313.2	7989
中部	聚酯纤维缆	2650	160	4.67916×10^{10}	41.2	8114
下部	R4S 锚链	1500	84	4.47756×10^{11}	1313.2	7989

为了探究系泊缆在作业工况下的表现及安全性，将预张力设定为作业工况下的值，即 200t。本章中锚泊系统布置如图 4-2 所示，将 12 根系泊缆分为 4 组，环绕平台布置，其中#1 与 x 轴负方向夹角 37° ，#1 与#2 夹角 3° ，#2 与#3 夹角 5° ，其他 3 组系泊缆与第一组系泊缆对称分布。

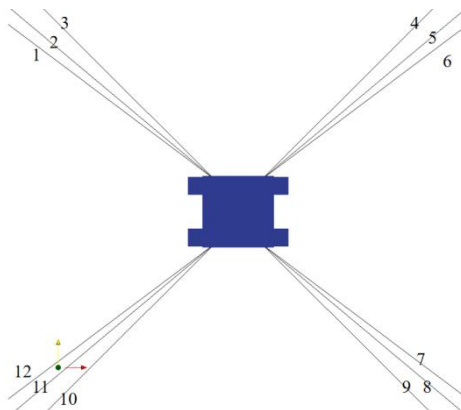


图 4-2 锚泊系统设置示意图

Fig.4-2 Layout of the mooring system

4.1.2 数值模拟计算域的构建

本节中的计算域布置如图 4-3 所示，模拟时浮筒完全淹没在平均海平面（MSL）下，平台吃水为 19m，计算域深度设置为 200m。坐标系遵循右手螺旋法则，Z 轴正方向向上。计算域范围为：x: -225m ~ 275m，y: -150m ~ 150m，z: -200m ~ 50m。

本节中，将半潜式平台置于波浪场中，波浪从入口界面传入计算域。为了接近真实海况，探究不规则波作用下的平台运动响应。波浪为一阶不规则波，波浪谱为 JONSWAP 谱，有义波高 6.0m，谱峰周期 11.2s，峰形参数为 2。模拟中无风无流，初始时刻平台处于静止平衡状态。

另外，在数值模拟计算域入口和出口处分别设置了长度为 50m 的消波松弛区，大于一个波长，以尽量减少边界对于波浪生成、传播、反射的影响。

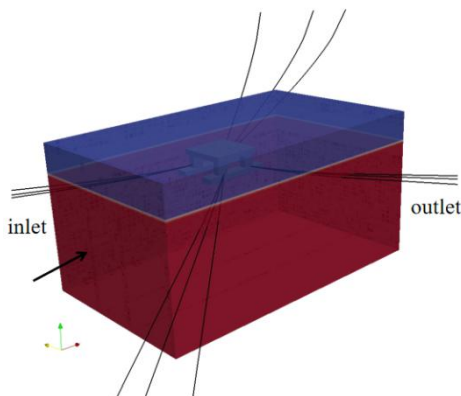


图 4-3 数值模拟计算域示意图

Fig.4-3 Diagram of calculation domain

4.1.3 数值计算网格的生成

建立数值模型和计算域后，生成模拟网格，整体网格划分如图 4-4（左）所示，基于 OpenFOAM 自带的 snappyHexMesh 工具生成的平台表面贴体网格如图 4-4（中）所示，平台附近及自由面附近网格进行了加密，以捕捉流体自由面，如图 4-4（右）所示。本文中计算网格量约为 150 万左右，计算时间步长设定为 0.005s 以满足 CFL 条件。

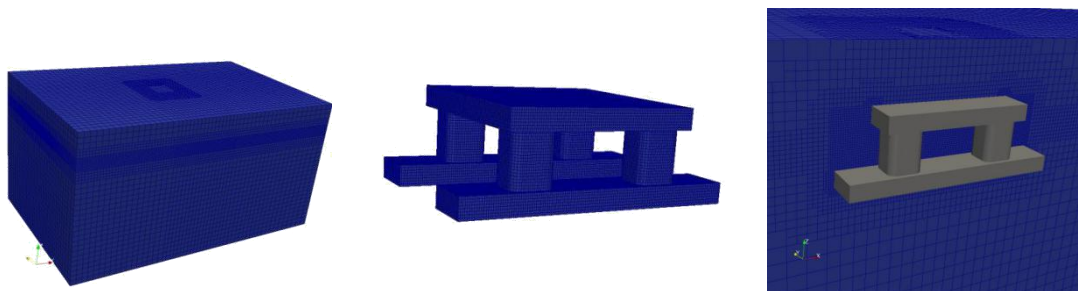


图 4-4 网格划分图（左：整体网格；中：平台表面网格；右：平台附近网格）

Fig.4-4 Grid division diagram (left: overall grid; middle: platform surface grids; right: grid near platform)

4.2 锚泊系统完整情况下运动性能研究

本节对深水半潜式平台的动力响应进行分析，研究锚泊系统完整情况下半潜式平台在不同外界条件下的运动响应及锚泊系统张力响应，从而为下文研究系泊系统局部失效情况下的平台响应提供基础。本节研究平台运动性能的影响因素，主要从两个方面考虑：外界波浪的入射角度及平台锚泊系统的设置方式。

4.2.1 不同波浪入射角度对平台运动的影响

由于平台工作的海况环境复杂多变，可能受到来自各个方向的不规则波的作用。本节分别研究不同波浪入射角都对于平台运动的影响。探究锚泊系统完整情况下半潜式平台在 0° （顺浪）和 90° （横浪）情况的运动特征及受力特性。研究半潜式平台各自由度运动在海洋环境下的运动响应；研究锚泊系统受力特性，包括各系泊缆的张力不同维度的统计值。

下面研究顺浪情况下的平台运动，平台顺浪情况下（入射角度 0° ）的数值模拟计算域如图 4-3 所示，在此情况下令平台从静止释放，研究平台本体运动响应的各自由度运动的响应，计算统计值如表 4-3 所示：

表 4-3 顺浪情况下平台的各自由度运动响应统计值
Table 4-3 Motion response statistics of the platform under head wave

	Surge/m	Sway/m	Heave/m	Roll/deg	Pitch/deg	Yaw/deg
max	6.21	5.78	0.00	1.79	16.80	9.54
min	-3.32	-1.17	-5.18	-7.80	-1.29	-5.29
mean	1.14	0.85	-2.48	-1.29	10.10	1.67
std	1.71	1.37	1.12	2.05	4.62	3.22

分析表 4-3 可知，当锚泊系统完整，平台迎浪时，由于环境载荷的影响平台发生漂移和摇摆，平台纵摇幅值为 16.8deg，平均为 10.1deg；纵向漂移为 1.14m，纵荡幅值为 6.21m；横向漂移为 0.85m，横荡幅值为 5.78m；垂向漂移达到-2.48m，垂荡的运动幅值为 -5.18m；同时，由于浪向的原因，平台的横摇以及首摇较小。

下面分析此海况下平台的锚泊系统受力特征，统计每根锚链受到的张力的统计值，并分别计算每条系泊缆的最小安全系数。最大张力出现在缆端，为了保障安全，锚链断裂强度选用上下端 R4S 锚链的断裂强度，即 7989KN，公式如下：

$$\text{最小安全系数} = \frac{\text{锚链断裂强度}}{\text{最大张力}} \quad (4-1)$$

最终结果如表 4-4 所示，比较系泊链的最大及平均张力，结果如图 4-5 所示。

表 4-4 迎浪情况下锚泊系统各锚链张力统计值（单位 MN）
Table4-4 Force statistics of mooring system under head waves (unit:MN)

系泊缆编号	max	min	mean	std	安全系数
ml1	8.87	1.13	3.17	1.45	0.90
ml2	8.28	1.14	3.04	1.33	0.96
ml3	7.27	1.17	2.82	1.13	1.10
ml4	4.59	0.78	1.72	0.59	1.74
ml5	5.11	0.74	1.70	0.65	1.56
ml6	5.37	0.73	1.69	0.69	1.49
ml7	6.59	1.12	2.30	0.98	1.21
ml8	6.45	1.14	2.28	0.93	1.24
ml9	6.19	1.18	2.24	0.85	1.29
ml10	7.44	1.15	2.87	1.13	1.07
ml11	7.29	1.08	2.86	1.15	1.10
ml12	7.17	1.05	2.86	1.17	1.11

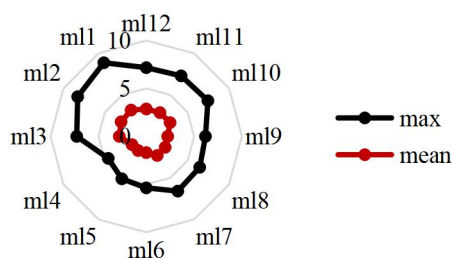


图 4-5 系泊链最大及平均张力比较图（单位 MN）

Fig.4-5 Comparison diagram of maximum and mean tension of mooring line (unit: MN)

由表 4-4 和图 4-5 可以看出：处于环境载荷迎面方向的系泊链受力较大，如系泊缆#1、#2 和#12 等。其中系泊缆#1 所受的最大张力可达 8.87MN。处于背浪面的系泊缆受力最小，如系泊缆#4~#9。迎浪面和背浪面的平均受力的最大差值可达 1.47MN。

API 规范对于锚泊系统最小安全系数的规定为，当锚泊系统完整时各锚链的安全系数应该大于 1.67^{[95][96][97]}。可知此时平台的锚泊系统已经不再满足最小安全系数的要求，尤其是#1 缆，受力非常大，因此平台在运动中发生断裂的可能性非常大。另外由表 4-4 可知各系泊缆受力不均衡，且迎浪面的系泊缆受力波动相比于背浪面的系泊缆较大，说明此时系泊缆更容易产生疲劳损伤。因此本工况下锚泊系统非常不安全，系泊缆提供的张力不足以保障平台的安全性。

各自由度在此工况下的运动时历曲线及由此计算出的能量谱曲线如下图 4-6~图 4-12 所示。平台在锚泊系统完整情况下的各自由度运动的固有频率如下表所示^[93]：

表 4-5 半潜式平台各自由度运动固有频率

Table 4-5 The natural frequency of freedom motion of a semi-submersible platform

模态	纵荡	横荡	垂荡	横摇	纵摇	首摇
固有频率/Hz	0.005	0.005	0.05	0.025	0.02	0.014

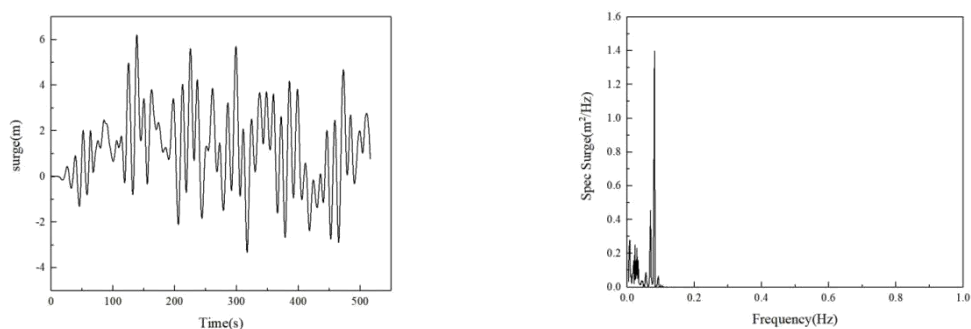


图 4-6 迎浪作用下半潜式平台纵荡运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）

Fig.4-6 History curve (left) and energy spectrum results (right) of surge motion of a semi-submersible platform in head waves

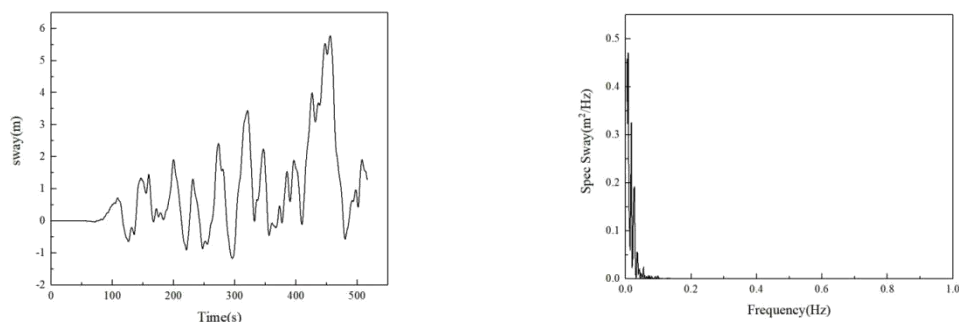


图 4-7 迎浪作用下半潜式平台横荡运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-7 History curve (left) and energy spectrum results (right) of sway motion of a semi-submersible platform in head wave

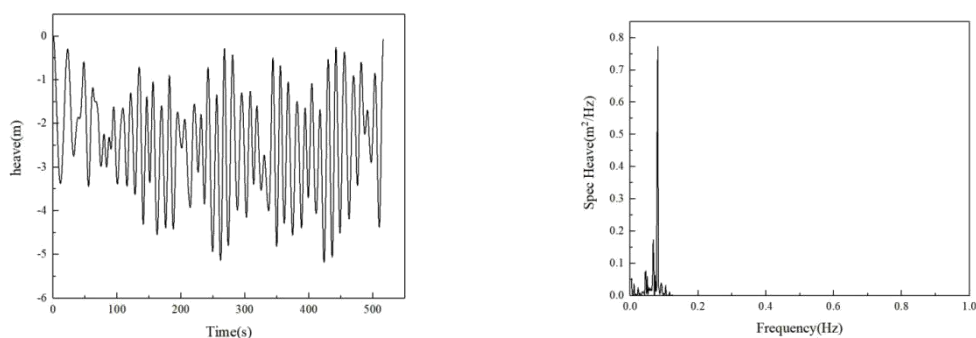


图 4-8 迎浪作用下半潜式平台垂荡运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-8 History curve (left) and energy spectrum results (right) of heave motion of a semi-submersible platform in head wave

由图 4-6 可见，在平台的顺浪纵荡运动中，主要频率成分是波浪成分（ $T=11.2s$ ），由图 4-7 可见在平台的顺浪横荡运动中几乎没有波浪成分，这是因为波浪入射方向沿 x 轴，在纵荡运动的方向上分量很大，在横荡运动方向分量很小。纵荡运动能量谱中，除了波浪频率还有纵荡共振成分；在横荡能量谱中，横荡能量成分占主导。由图 4-8 可见，在平台的顺浪垂荡运动中，波浪成分为主导，另外可见垂荡共振成分。在以上三图中，波浪频率均可见其高阶成分。

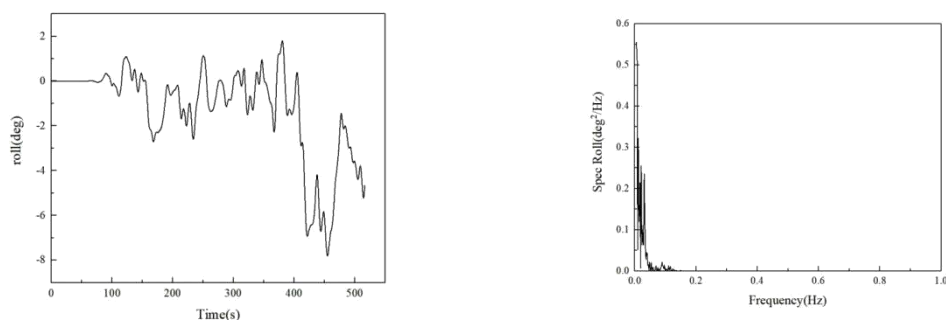


图 4-9 迎浪作用下半潜式平台横摇运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-9 History curve (left) and energy spectrum results (right) of roll motion of a semi-submersible platform in head wave

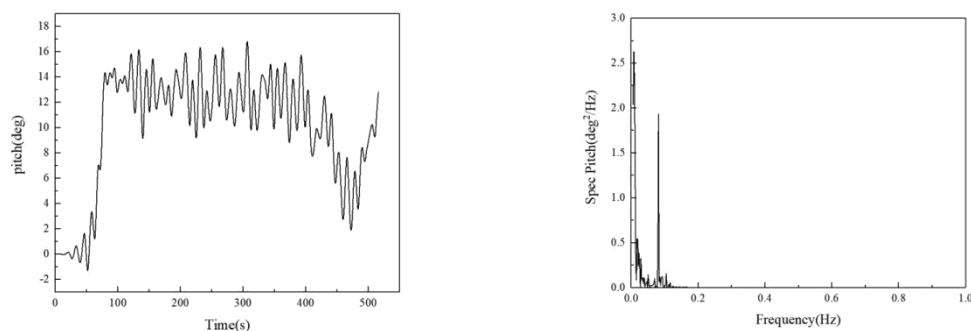


图 4-10 迎浪作用下半潜式平台纵摇运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-10 History curve (left) and energy spectrum results (right) of pitch motion of a semi-submersible platform in head wave

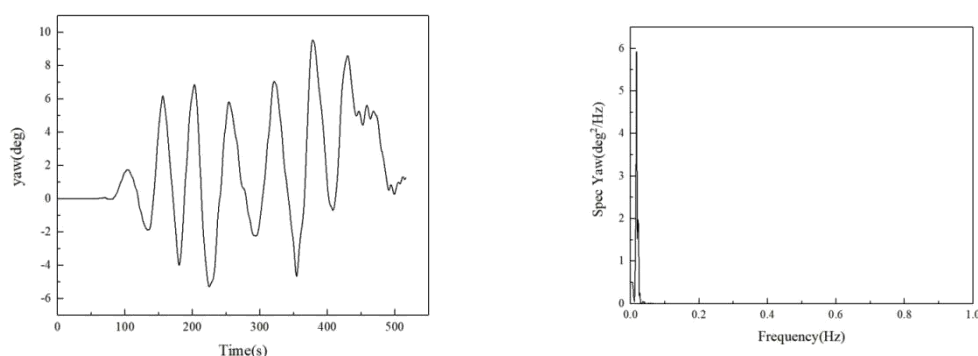


图 4-11 迎浪作用下半潜式平台首摇运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-11 History curve (left) and energy spectrum results (right) of yaw motion of a semi-submersible platform in head wave

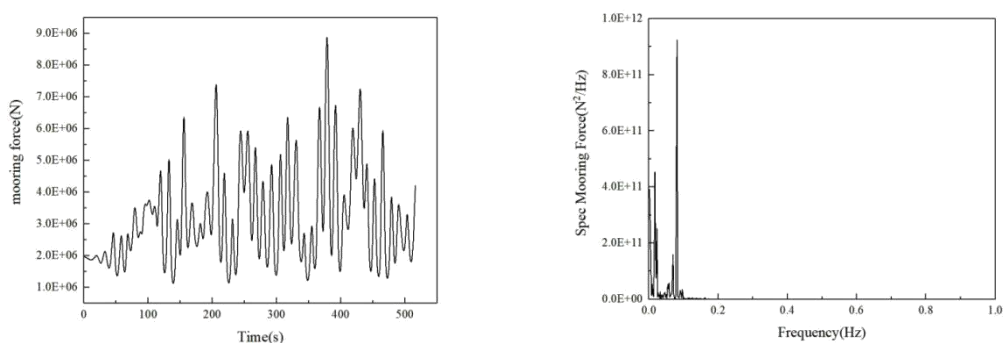


图 4-12 迎浪作用下半潜式平台系泊缆受力时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-12 History curve (left) and energy spectrum results (right) of mooring tension of a semi-submersible platform in head wave

横摇运动与横荡运动的能量谱入图 4-9 和图 4-10 所示,由于波浪方向沿 x 轴,因此在纵荡运动的方向上分量很大,在横荡运动方向分量很小。纵摇运动能量谱与纵荡运动能量谱分布类似;横摇运动能量谱与横荡运动能量谱分布类似。首摇运动中 (图 4-11)主要成分是首摇共振成分。

图 4-12 为此工况下主要受力系泊缆——1 号缆受到的张力及能量谱。1 号缆的设置方向与横荡、纵荡运动方向均成一定角度的夹角, #1 号缆张力主要成分

仍为波浪频率，此外，横荡/纵荡成分也很明显，另外也有少量垂荡成分。这是因为平面内运动幅度较大（横荡/纵荡），也说明系泊缆张力与垂荡运动也相关。

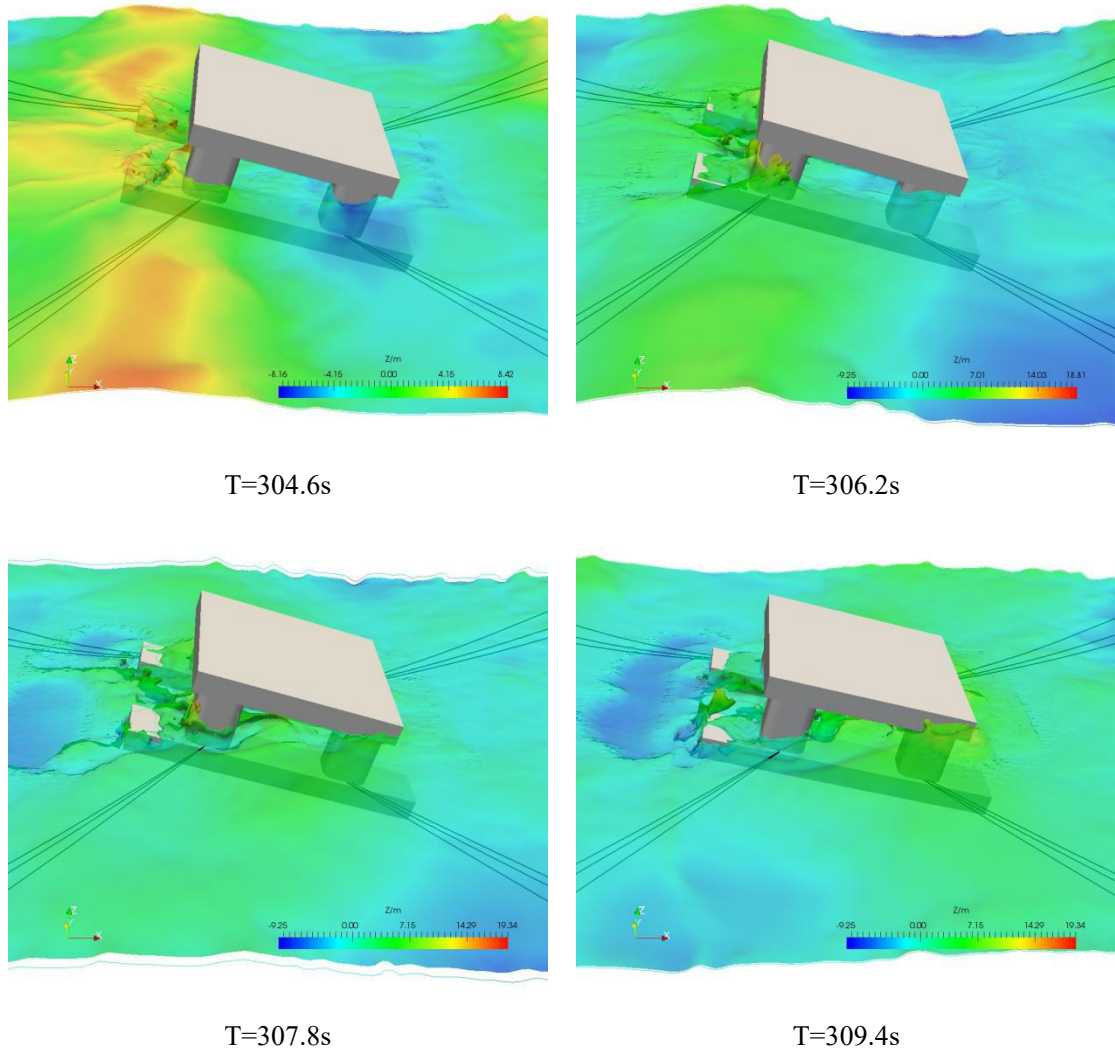


图 4-13 迎浪作用下半潜式平台附近流场图

Fig.4-13 Diagram of flow field near a semi-submersible platform in head wave

图 4-13 为迎浪作用下平台附近流场图，由 T=304.6s 时刻的流场可见，此时波峰在平台前，在波浪入射到平台迎浪面的立柱时，产生了明显的反射，导致立柱上波浪爬升，出现了波浪破碎的情况；T=306.2s 时，平台由于波浪的存在，仍然保持着很大的纵摇角，甚至两浮体已经露出水面，平台附近的次生波非常明显，在 T=307.8s 和 T=309.4s 时，浮体仍然有部分暴露在空气中，甲板已经出现了上浪现象。由图可见，立柱对于波浪的阻碍作用将会导致平台附近浪高升高，可能造成加班上浪等现象。

上文研究了波浪顺浪入射的结果，海洋环境非常复杂多变，平台在实际工

作中很少受到单向波的影响。下面研究在横浪情况下（入射角度 90° ）的平台本体运动响应的各自由度运动。将平台置于横浪情况下，锚泊系统仍分组设置，每组四根。具体的数值模拟计算域设置如图 4-14 所示，其他条件同上文中的算例设置。平台在横浪情况下的运动响应统计值如表 4-6 所示。

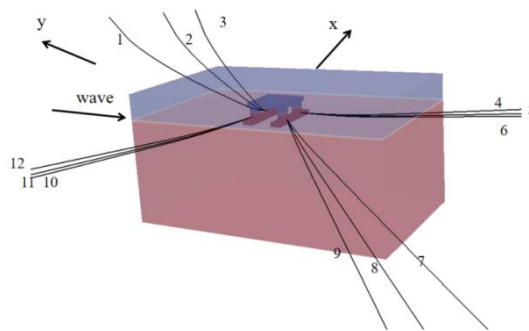


图 4-14 横浪情况下（ 90° ）的数值模拟计算域

Fig.4-14 Diagram of calculation domain in beam waves

表 4-6 横浪情况下平台的各自由度运动响应统计值

Table 4-6 Motion response statistics of the platform in beam waves

	surge/m	sway/m	heave/m	roll/deg	pitch/deg	yaw/deg
max	2.27	6.03	0.00	4.40	13.68	4.85
min	-4.20	-3.07	-5.67	-14.29	-3.99	-12.09
mean	-1.34	1.18	-2.41	3.69	6.44	-1.52
std	1.44	-1.66	1.07	5.36	5.94	2.82

分析表 4-6 可知，当锚泊系统完整，平台受到横浪作用时，由于环境载荷的影响平台发生漂移和摇摆，平台主要运动以横摇、横荡等横向运动为主。平台横向漂移为 1.18m，横荡幅值为 6.03m；垂向漂移达到 -2.41 m，垂荡的运动幅值为 -5.56m；总体结果与顺浪结果类似。

下面分析此海况下平台的锚泊系统受力特征，统计每根锚链受到的张力的统计值，并分别计算每条系泊缆的最小安全系数。计算方法同上文所述，比较系泊链最大及平均张力，如图 4-15 所示。

表 4-7 横浪情况下锚泊系统各锚链张力统计值 (单位 MN)

Table4-7 Force statistics of mooring system under beam waves (unit:MN)

系泊缆编号	max	min	mean	std	最小安全系数
ml1	6.97	1.44	3.29	1.30	1.15
ml2	6.74	1.47	3.24	1.20	1.18
ml3	7.03	1.50	3.20	1.16	1.14
ml4	3.09	0.74	1.59	0.43	2.58
ml5	3.09	0.75	1.59	0.43	2.58
ml6	3.10	0.77	1.60	0.44	2.58
ml7	5.19	0.80	1.88	0.72	1.54
ml8	5.57	0.82	2.00	0.81	1.43
ml9	6.05	0.83	2.08	0.88	1.32
ml10	7.00	1.34	2.88	1.15	1.14
ml11	7.17	1.35	2.99	1.24	1.11
ml12	7.43	1.37	3.16	1.39	1.08

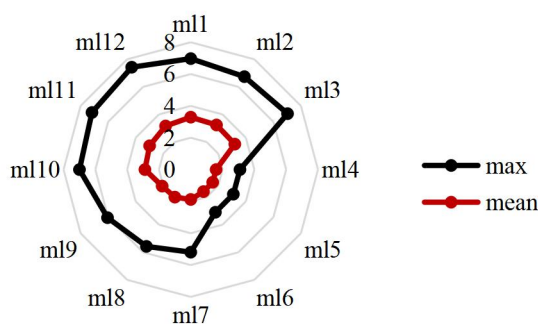


图 4-15 系泊链最大及平均张力比较图 (单位 MN)

Fig.4-15 Comparison diagram of maximum and mean tension of mooring line (unit: MN)

由表 4-7 和图 4-15 可以看出：处于环境载荷迎面方向的系泊链受力较大，如系泊缆#1、#2 和#12 等。其中系泊缆#12 所受的最大张力可达 7.43MN。处于背浪面的系泊缆受力最小，如系泊缆#4~#7。迎浪面和背浪面的平均受力的最大差值可达 1.7MN。

根据 API 规范对于锚泊系统最小安全系数的规定，此时平台的锚泊系统已经不再满足最小安全系数的要求，尤其是#12 缆，受力非常大，因此平台在运动中发生断裂的可能性非常大。另外由表 4-7 可知各系泊缆受力不均衡，且迎浪面的系泊缆受力波动相比于背浪面的系泊缆较大，说明此时系泊缆更容易产生疲劳损伤。因此此工况下非常不安全，系泊缆提供的张力不足以保障平台的安全性。

各自由度在此工况下的运动时历曲线及由此计算出的能量谱曲线如下图 4-16~图 4-21 所示，结果与顺浪情况类似。

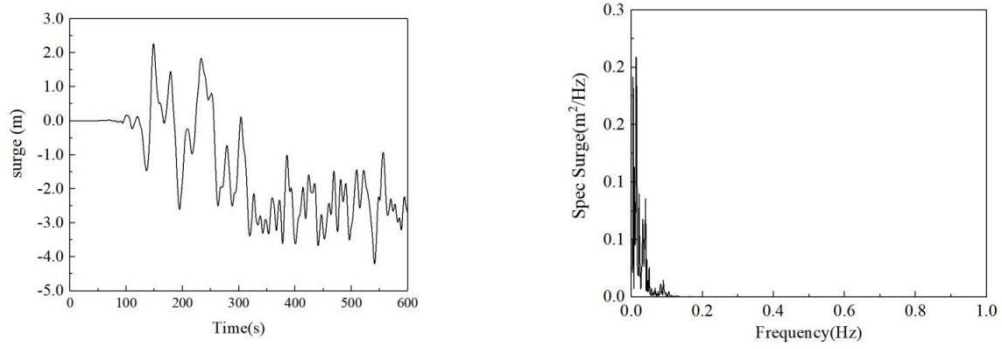


图 4-16 横浪作用下半潜式平台纵荡运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）

Fig.4-16 History curve (left) and energy spectrum results (right) of surge motion of a semi-submersible platform in beam waves

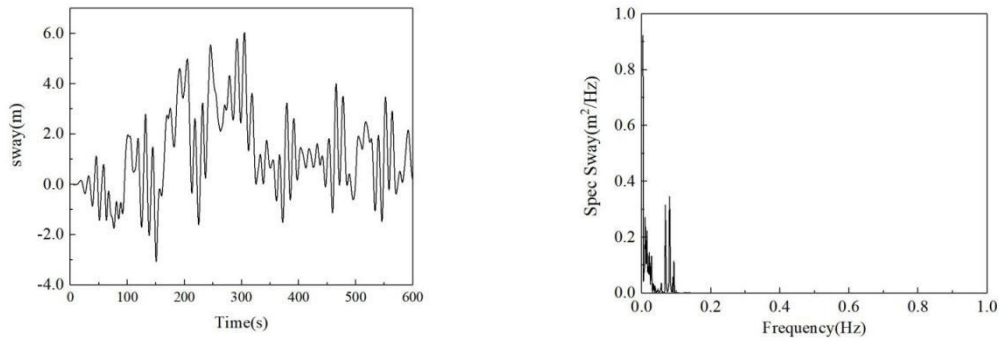


图 4-17 横浪作用下半潜式平台横荡运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）

Fig.4-17 History curve (left) and energy spectrum results (right) of sway motion of a semi-submersible platform in beam waves

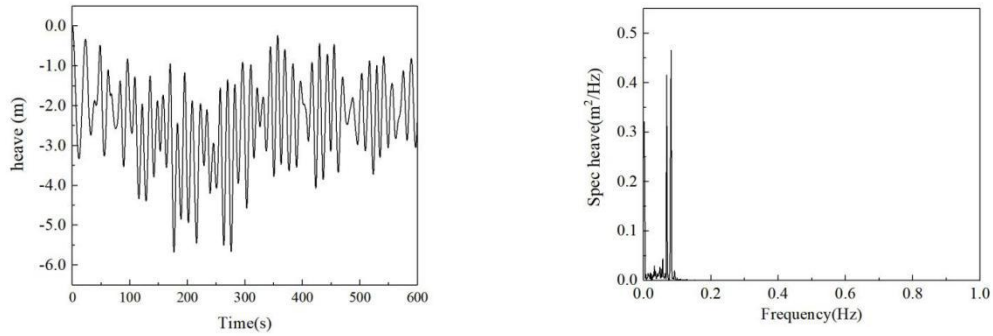


图 4-18 横浪作用下半潜式平台垂荡运动时历曲线（左）及 能量谱结果（右）

Fig.4-18 History curve (left) and energy spectrum results (right) of heave motion of a semi-submersible platform in beam waves

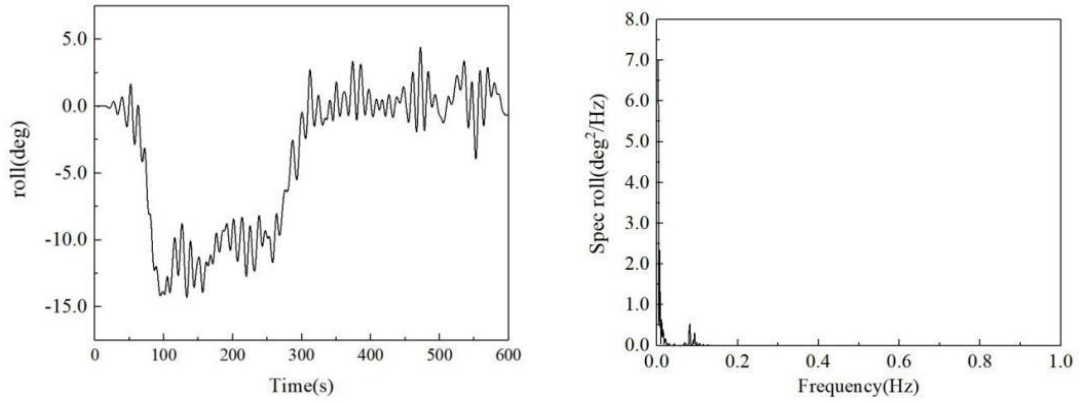


图 4-19 横浪作用下半潜式平台横摇运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-19 History curve (left) and energy spectrum results (right) of roll motion of a semi-submersible platform in beam waves

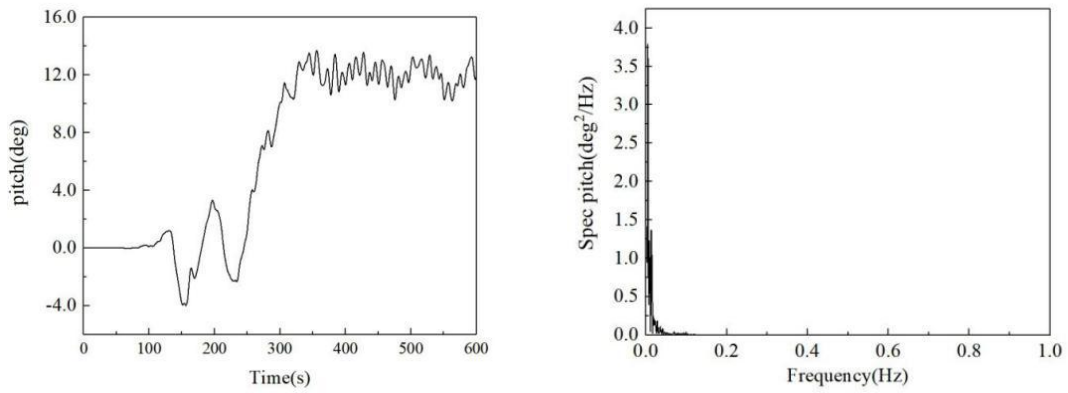


图 4-20 横浪作用下半潜式平台纵摇运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-20 History curve (left) and energy spectrum results (right) of pitch motion of a semi-submersible platform in beam waves

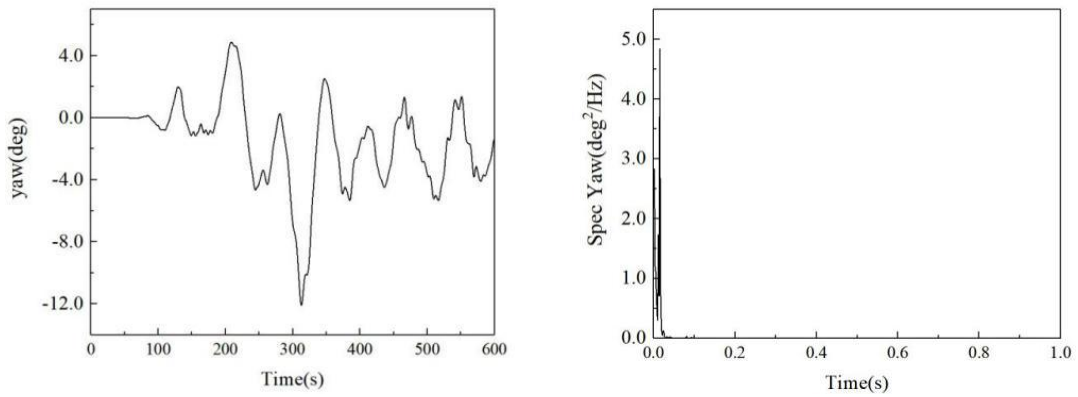


图 4-21 横浪作用下半潜式平台首摇运动时历曲线（左）及能量谱结果（右）
Fig.4-21 History curve (left) and energy spectrum results (right) of yaw motion of a semi-submersible platform in beam waves

4.2.2 不同锚泊系统对平台运动的影响

分组式系泊和分布式系泊是半潜式平台及 Spar 平台常采用的两种系泊方案，分组系泊又可根据组数和每组系泊缆数的不同再进行细分，下面研究不同系泊方案对于平台水动力性能及锚泊系统受力的影响。

如下图 4-22 所示，将平台进行分布式系泊。锚泊系统除夹角外，其他参数与 4.2.1 节中保持一致，#1、#6、#7、#12 四条系泊缆沿 x 方向，其他系泊缆均匀分布。波浪沿 x 轴正方向入射（顺浪），波浪为一阶不规则波，波浪谱为 JONSWAP 谱，有义波高 6.0m，谱峰周期 11.2s，峰形参数为 2。模拟中无风无流，初始时刻平台处于静止平衡状态。平台本体运动响应的各自由度运动的响应统计值如表 4-8 所示。

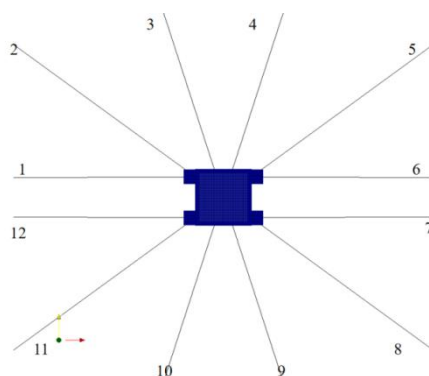


图 4-22 分布式锚泊系统设置示意图

Fig.4-22 Layout of the distributed mooring system

表 4-8 分布式系泊情况下平台的各自由度运动响应统计值

Table 4-8 Motion response statistics of the platform under distributed mooring system

	surge/m	sway/m	heave/m	roll/deg	pitch/deg	yaw/deg
max	7.18	0.63	0.00	0.62	15.01	1.45
min	-1.27	-1.23	-3.68	-0.63	-1.41	-2.06
mean	1.77	-0.08	-2.11	0.02	6.80	-0.14
std	1.96	0.34	0.85	0.22	5.89	0.68

分析表 4-8 可知，当锚泊系统完整、平台分布式系统锚泊系统完整，平台顺浪时，由于环境载荷的影响平台发生漂移和摇摆，运动主要以纵荡、垂荡及纵摇运动等纵向运动为主。平台纵摇幅值为 15.01deg，平均为 6.8deg；纵向漂移为 1.77m，纵荡幅值为 7.18m；横向漂移为 -0.08m，横荡幅值为 -1.23m；垂向漂移达到 -2.11 m，垂荡的运动幅值为 -3.68m；同时，由于浪向的原因，平台的横摇以及首摇较小。与 4.2.1 中的相同条件下分组式系泊进行比较，发现分布式锚泊系统由于其构造原因，在横向运动上刚度分量更大，因此相比于分组系统的运动

结果，横向运动值普遍偏小（以横荡为例，横荡范围由 6.95m 减小至 1.86m，减小了 73%）。综上，在保持其他条件不变的情况下，改变锚泊系统的分布方式，对平台运动将会产生明显影响。相比于分组式系泊，分布式系泊对于限制横向运动更有利。

分析分布式锚泊系统对于锚泊系统受力的影响，分析此时的系泊链张力特征，得到每根系泊链的张力响应特征，并分别计算每条系泊链的最小安全系数，统计结果如下表 4-9 和图 4-23 所示。

表 4-9 分布式系泊情况下锚泊系统各锚链张力统计值（单位 MN）

Table4-9 Force statistics of distributed mooring system (unit:MN)

系泊缆	max	min	mean	std	最小安全系数
ml1	7.55	1.21	2.97	1.45	1.06
ml2	6.92	1.31	2.72	1.15	1.15
ml3	3.67	1.60	2.12	0.37	2.18
ml4	2.93	1.48	1.88	0.24	2.73
ml5	4.33	1.29	2.08	0.64	1.85
ml6	4.94	1.20	2.14	0.81	1.62
ml7	5.53	1.09	2.07	0.78	1.44
ml8	4.54	1.19	2.05	0.61	1.76
ml9	2.52	1.31	1.84	0.22	3.17
ml10	2.97	1.42	2.05	0.29	2.69
ml11	6.13	1.31	2.67	1.09	1.30
ml12	8.57	1.23	3.07	1.60	0.93

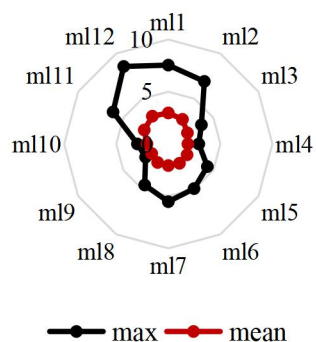


图 4-23 分布式系泊情况下锚泊系统各锚链张力最大值和平均值对比

Fig.4-23 Comparison of the maximum and mean value of mooring tension under distributed mooring system

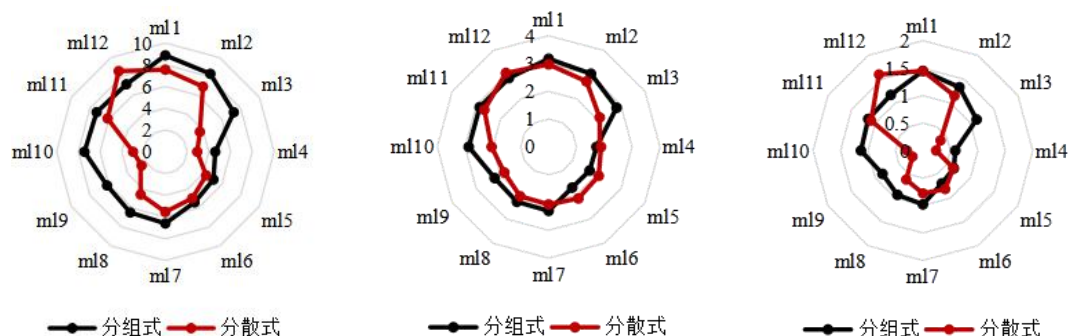


图 4-24 锚泊分布方式对系泊缆张力最大值(左, 单位 MN)、平均值(中, 单位 MN)、标准差值(右, 单位 MN)的影响

Fig4-24 Effects of mooring system layout on maximum(left,unit:MN), mean(middle:unit:MN) and standard deviation(right,unit:MN) of mooring forces

由表 4-9 和图 4-23 可以看出：处于环境载荷迎面方向的系泊链受力较大，如系泊缆#1 和#12 等。其中系泊缆#12 所受的最大张力可达 8.57MN。其次是与迎浪缆绳相邻的系泊缆受到的最大张力较大，如系泊缆#2 和#11。纵向分布的系泊缆受到的最大张力最小（系泊缆#3、#4、#9、#10）。总体上呈现出顺浪方向张力大，横浪方向张力小的特点。锚泊系统各系泊缆的最大张力区别较大，纵向缆（#1、#2、#11、#12）与横向缆（系泊缆#3、#4、#9、#10）最大差值可达 6.05MN。

如 4.2.1 中阐述，分布式系泊的平台在此工况下有多根缆绳受到的最大张力不再满足最小安全系数的要求，尤其是#12 缆，受力非常大，因此平台在运动中发生断裂的可能性非常大。分析锚泊分布方式对系泊缆张力的影响，如图 4-24 所示，此时锚泊系统各系泊缆的平均受力与 4.2.1 中分组锚泊系统相比，系泊缆的受力相对均衡，因此可以比较充分地发挥锚泊系统的作用。综上，在其他条件不改变的情况下，锚泊系统的设置方式对锚泊系统受力也有明显影响。相比于分组式系泊，分布式系泊对于充分利用锚泊系统能力更有利。

由于半潜式平台常采用悬链线式系泊，海底表面将有躺底段，一般锚链长度远大于水深。下面研究相同水深情况下系泊缆长度对于平台水动力性能及锚泊系统受力的影响，将 4.2.1 节中系泊缆上部延长 1000m，改变后的锚泊系统主要特性如表 4-10 所示。其他参数与 4.2.1 节中保持一致，波浪沿 x 轴正方向入射（顺浪），波浪为一阶不规则波，波浪谱为 JONSWAP 谱，有义波高 6.0m，谱峰周期 11.2s，峰形参数为 2。模拟中无风无流，初始时刻平台处于静止平衡状态，平台本体运动响应的各自由度运动的响应统计值如表 4-11 所示。

表 4-10 锚泊系统主要参数

Table 4-10 The main parameters of the mooring system

部分	所属部分及材料	长度 (m)	直径 (mm)	杨氏模量 (Pa)	水中单位长度重量 (N/m)	破断强度 (kN)
上部	R4S 锚链	1150	84	4.47756×10^{11}	1313.2	7989
中部	聚酯纤维缆	2650	160	4.67916×10^{10}	41.2	8114
下部	R4S 锚链	1500	84	4.47756×10^{11}	1313.2	7989

表 4-11 长锚链系泊情况下平台的各自由度运动响应统计值

Table 4-11 Motion response statistics of the platform with longer mooring line

	Surge/m	Sway/m	Heave/m	Roll/deg	Pitch/deg	Yaw/deg
max	6.12	5.43	0.00	2.54	15.88	9.47
min	-15.93	-14.83	-6.36	-8.71	-1.22	-14.32
mean	-4.72	-2.07	-3.06	-0.22	9.57	-2.00
std	5.15	4.62	0.98	2.11	5.12	4.56

分析表 4-11 可知, 当锚泊系统完整、系泊缆较长时, 由于环境载荷的影响平台发生漂移和摇摆, 运动主要以纵荡、横荡、纵摇、首摇为主。平台纵摇幅值为 15.88deg, 平均为 9.57deg; 纵向漂移为 1.14m, 纵荡幅值为 6.21m; 同时, 由于浪向的原因, 平台的横摇较小。与 4.2.1 中相同条件下系泊缆较短的情况相比, 运动响应影响区别不大, 说明系泊缆长度对于平台的运动影响不大。

分析系泊缆长度对于锚泊系统受力的影响, 分析此时的系泊链张力特征, 得到每根系泊链的张力响应特征, 并分别计算每条系泊缆的最小安全系数, 统计结果如下表 4-13 和图 4-25 所示。

表 4-13 长锚链系泊情况下锚泊系统各锚链张力统计值 (单位 MN)

Table4-13 Force statistics with longer mooring line (unit:MN)

系泊缆	max	min	mean	std	最小安全系数
m11	4.87	1.63	2.73	0.79	1.64
m12	5.06	1.65	2.71	0.81	1.58
m13	5.32	1.68	2.69	0.84	1.50
m14	2.76	1.12	1.81	0.38	2.89
m15	3.36	1.09	1.77	0.37	2.38
m16	2.58	1.07	1.76	0.36	3.10
m17	2.14	0.98	1.53	0.32	3.73
m18	2.12	0.98	1.54	0.31	3.77
m19	2.09	0.99	1.56	0.30	3.82
m110	5.16	1.45	2.42	0.86	1.55
m111	5.46	1.45	2.52	0.95	1.46
m112	5.61	1.45	2.58	1.00	1.42

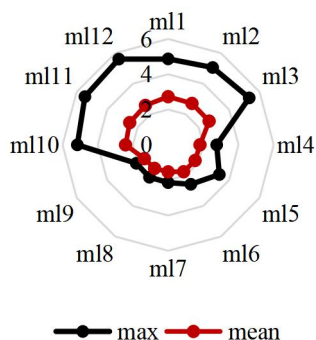


图 4-25 长锚链锚泊系统各锚链张力最大值和平均值对比

Fig.4-25 Comparison of the maximum and mean value of mooring tension with longer mooring line

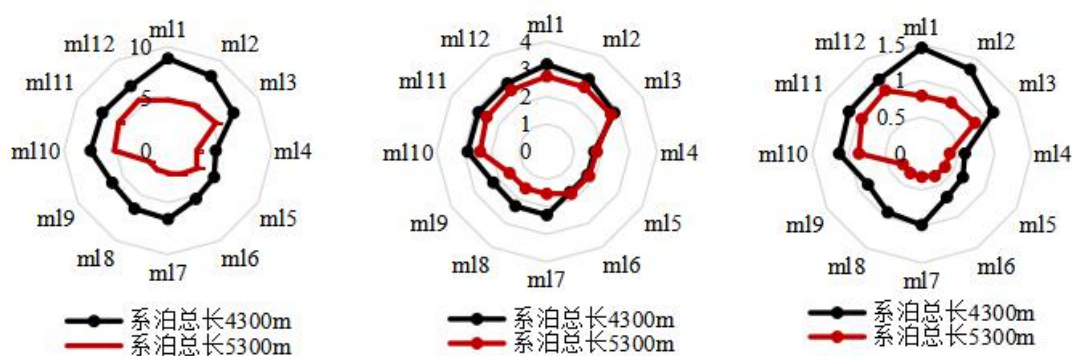


图 4-26 锚链长度对系泊缆张力最大值(左,单位:MN)、平均值(中,单位:MN)、标准差值(右,单位:MN)的影响

Fig4-26 Effects of length of mooring line on maximum(left,unit:MN), mean(middle:unit:MN) and standard deviation(right,unit:MN) of mooring forces

结果与前文类似,迎浪面最大张力最大(#1~#3、#10~#12),背浪面系泊缆最大张力值较小。平均系泊张力比较接近。对比加长系泊长度前后各系泊缆张力的响应特征,比较张力最大值、平均值和标准偏差的变化,如图 4-26 所示。可以发现在其他条件相同情况下,只从系泊张力大小角度考虑,延长系泊缆的长度可以减小系泊缆上承载的张力、减少张力的波动值,对于锚泊系统更有优势,对于张力最大值,加长躺底段后最大可以减小 45% (#1, 张力最大值从 8.87MN 减小到 4.87MN); 对于对于张力均值几乎无影响,因此对于平台位移的限制能力几乎不改变;对于张力标准差值,加长躺底段后最大可以减小 45.5% (#1, 张力标准差值从 1.45MN 减小到 0.79MN); 但同时增加系泊缆长度将会增加锚泊系统的重量、减少平台的载重量、增加成本等,因此在实际工程中应当合理选择锚泊系统的长度,平衡经济性和安全性。

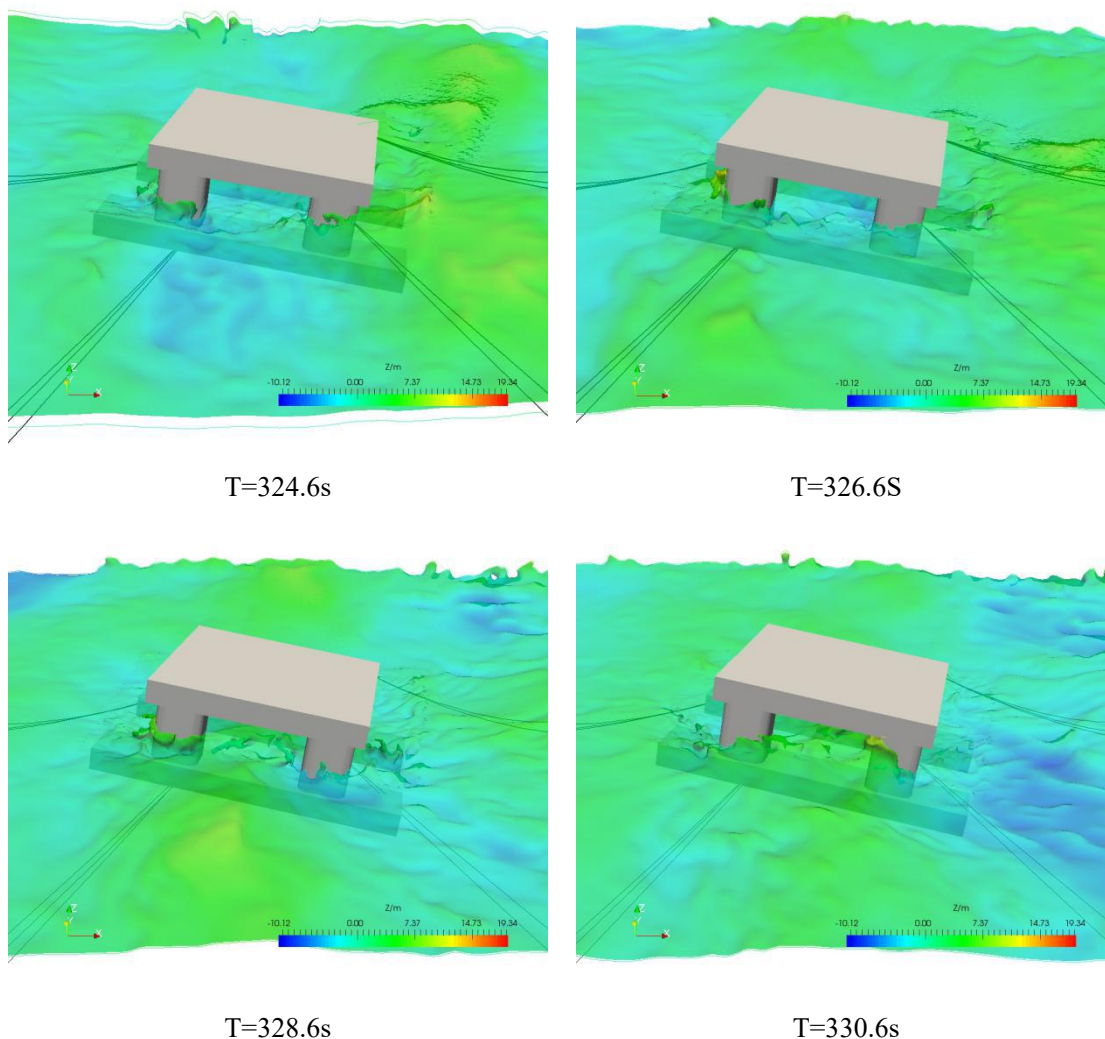


图 4-27 长系泊缆下半潜式平台附近流场图

Fig.4-27 Diagram of flow field near a semi-submersible platform with longer mooring line

图 4-27 为迎浪作用下系泊缆较长时平台附近流场图,可见平台立柱附近流场由于立柱的存在,产生了明显的波浪破碎、波浪爬升、此生波等情况。

4.3 锚泊系统部分失效情况下平台响应研究

在以上几个小节的讨论中,各种情况中锚链张力都超过了最小安全系数的限制,平台可能在运动中发生锚泊系统断裂,系泊断裂后平台的移动、系泊的张力都会发生变化,可能造成平台相撞或系泊相继断裂等情况。因此,有必要讨论锚泊系统失效情况下平台的响应及系泊缆的张力情况,预测平台锚泊系统失效后的运动情况及系泊张力变化情况。根据规范规定,为了保证平台在恶劣情况下仍具有一定的安全性,平台需要满足一根系泊链破损时其他锚链安全因子必须大于 1.25 的要求^{[95][96][97]}。

4.3.1 分组式系泊平台在顺浪中锚泊系统局部失效数值模拟

讨论 4.2.1 节中的平台在主要受力缆（系泊缆#12）断裂情况下的运动响应，计算域设置、网格划分、锚泊系统属性、波浪特性等其他条件保持不变。计算平台本体运动响应的各自由度运动的响应统计值，并与系泊系统完整情况下的结果进行对比，如表 4-13 所示：

表 4-13 锚泊系统部分失效、顺浪情况下平台的各自由度运动响应统计值

Table 4-13 Motion response statistics of the platform under partial failure mooring system and head waves

	surge/m	sway/m	heave/m	roll/deg	pitch/deg	yaw/deg
max	7.02	3.26	0	6.13	16.19	2.25
min	-5.18	-4.65	-4.57	-15.38	-4.51	-10.65
mean	0.77	-0.59	-2.34	-0.36	8.38	-3.25
std	2.04	1.51	0.98	4.85	5.42	3.09
max(inact)	6.21	5.78	0	1.79	16.8	9.54
min(inact)	-3.32	-1.17	-5.18	-7.8	-1.29	-5.29
mean(inact)	1.14	0.85	-2.48	-1.29	10.1	1.67
std(inact)	1.71	1.37	1.12	2.05	4.62	3.22

分析表 4-13 可知，当锚泊系统局部失效、平台分组式系泊，波浪与平台同向时，由于环境载荷的影响平台发生漂移和摇摆，系泊缆断裂使得纵荡运动、纵摇运动、横摇运动幅度明显增加。平台纵向漂移范围为 12.2m，大于锚泊系统完整情况下的结果 9.53m，增加了 28%，且标准差值增加了 19%；横摇的范围从系泊完整情况下的 9.59deg，增加到了 21.51deg，增加了 124%，标准差增加了 136%；纵摇的范围从系泊完整情况下的 18.09deg，增加到了 20.7deg，增加了 14%，标准差值增加了 17%；以上数据说明了锚泊系统局部失效后，锚泊系统的刚度变小，对于平台的位置限制能力变差。锚泊系统的完整性对于平台运动有较大影响。由于系泊缆 12#断裂后，锚泊系统不再对称，两侧附体上作用的回复力大小不同，因此对横荡运动也有影响。

分析分组式锚泊系统中一根锚链断裂时对于锚泊系统受力的影响，统计此时的系泊链张力特征及每条系泊缆的最小安全系数，结果如下表 4-14 和图 4-28 所示。

表 4-14 锚泊系统部分失效、顺浪情况下锚泊系统各锚链张力统计值 (单位 MN)

Table 4-14 Force statistics of mooring system under partial failure mooring system and head waves

(unit:MN)

系泊缆	max	min	mean	std	最小安全系数
ml1	7.73	0.90	2.61	1.11	1.02
ml2	7.64	0.92	2.67	1.11	1.03
ml3	7.44	0.97	2.76	1.12	1.06
ml4	6.08	1.01	2.48	1.04	1.30
ml5	6.73	0.97	2.57	1.13	1.17
ml6	7.11	0.94	2.63	1.19	1.11
ml7	4.32	0.67	1.54	0.56	1.83
ml8	4.35	0.70	1.57	0.55	1.82
ml9	4.39	0.74	1.63	0.54	1.80
ml10	7.94	1.12	3.07	1.40	0.99
ml11	8.86	1.12	3.36	1.62	0.89

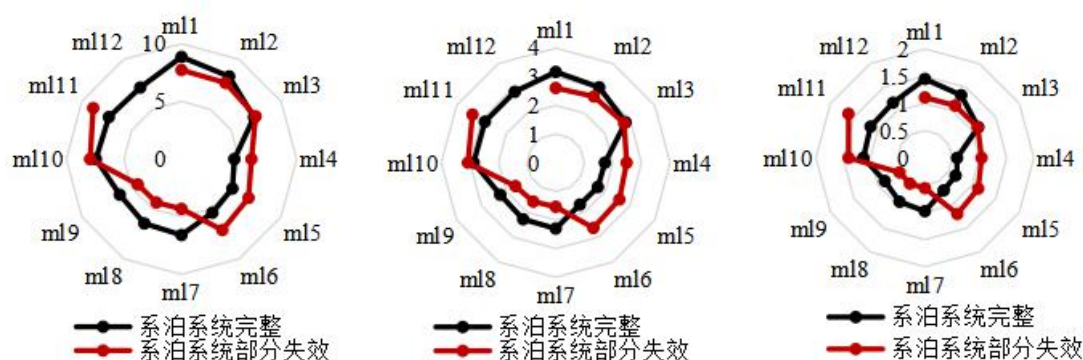


图 4-28 系泊系统完整性对系泊缆张力最大值(左, 单位 MN)、平均值(中, 单位 MN)、标准差值(右, 单位 MN)的影响

Fig-4-28 Effect of mooring system integrity on maximum (left, unit MN), mean (middle, unit MN) and standard deviation (right, unit MN) of mooring tension

一根系泊缆发生断裂后, 各系泊缆张力最大值总体上仍然呈现出顺浪方向张力大 (#1~#3、#10~#12), 背浪方向张力小 (#4~#9) 的特点。断裂缆的同组相邻缆上的张力明显增大, 断裂缆对侧的系泊缆 (#6) 最大张力大幅增加, 同侧浮体上的另一组系泊缆 (#7~#9) 上的最大张力明显减小。断裂缆所在组对侧的系泊缆上的最大张力都有不同程度的增大。说明系泊缆断裂将会改变系泊张力的分布方式。

断裂后, 各系泊缆张力平均值、张力标准差值的变化规律和张力最大值一致; 因此系泊缆部分失效将会造成相邻缆的张力增大, 波动变大, 根据规定, 此时锚泊系统不满足最小安全系数要求, 锚泊系统非常危险, 容易造成系泊缆相继失效。

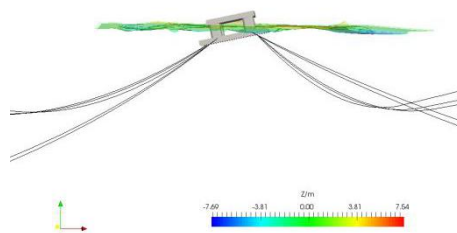


图 4-29 一根系泊缆断裂情况下半潜式平台系泊缆形状

Fig.4-28 Semi-submersible platform mooring line shape with partial failure of mooring system

图 4-29 为此时的半潜式平台的系泊缆形状,发现在锚泊缆断裂缆同立柱上的系泊缆处于拉紧状态,与其他 9 条锚链的形状差异较大,这也解释了锚泊缆断裂缆同立柱上的系泊缆张力较大的原因。

4.3.2 分布式系泊平台在顺浪中锚泊系统局部失效数值模拟

如 4.2.2 阐述,分布式系泊的平台在此海洋环境下有多根缆绳受到的最大张力不再满足最小安全系数的要求,尤其是#12 缆,受力非常大,因此平台在运动而发生断裂的可能性非常大。下面讨论分布式系泊平台在主要受力缆(系泊缆 #12)断裂情况下的运动响应,计算域设置、网格划分、锚泊系统属性、波浪特性等其他条件保持不变。统计平台本体运动响应的各自由度运动的响应,对比锚泊系统完整性对于平台主体运动平均值的影响,如表 4-15 所示。其中,增幅为(系泊缆断裂情况的运动幅度-系泊完整结果的运动幅度)/系泊完整结果的运动幅度。

表 4-15 分布式锚泊系统部分失效情况下平台的各自由度运动响应统计值

Table 4-15 Motion response statistics of the platform under partial failure distributed mooring system

	Surge/m	Sway/m	Heave/m	Roll/deg	Pitch/deg	Yaw/deg
max	0.2	4.55	0	0.55	0.13	1.22
min	-8.67	-0.56	-3.93	-8.18	-14.84	-8.07
mean	-3.96	1.35	-1.94	-3.13	-8.98	-2.55
std	1.72	1.04	0.78	2.04	3.1	2.01
max (intact)	7.18	0.63	0	0.62	15.01	1.45
min (intact)	-1.27	-1.23	-3.68	-0.63	-1.41	-2.06
mean (intact)	1.77	-0.08	-2.11	0.02	6.8	-0.14
std (intact)	1.96	0.34	0.85	0.22	5.89	0.68
增幅	5%	175%	7%	598%	-9%	165%

分析表 4-15 可知,当锚泊系统局部失效、平台采用分布式系泊,平台顺浪时,由于环境载荷的影响平台发生漂移和摇摆,运动主要以纵荡、垂荡及纵摇运动等纵向运动为主。锚泊系统完整时平台的纵摇纵荡运动在正向幅值较大,这是由于波浪方向的原因;而平台迎浪侧系泊缆断裂后,纵摇和纵荡运动在负向上幅值较大,这是由于 12#的位置决定的。

分布式锚泊系统在一条系泊缆裂后,横向运动(平台的横荡、横摇及首摇运动)大幅增加,增幅均超过 100%。虽然系泊缆 12#在横向刚度上没有贡献,但由于断裂后锚泊系统不再对称,纵向运动将导致耦合的横向运动,由于分布式锚泊系统完整时横向运动较小,因此将会使得横向运动大幅增加,

综上,分布式系泊平台相比分组式系泊,在锚链系统局部失效将产生更大的横向运动。分析分布式锚泊系统断裂时对于锚泊系统受力的影响,此时的系泊链张力特征及每条系泊缆的最小安全系数结果如下表 4-16 和图 4-30 所示。

表 4-16 分布式系泊局部失效情况下锚泊系统各锚链张力统计值(单位 MN)
Table4-16 Force statistics of mooring system under partial failure distributed mooring system
(unit:MN)

系泊缆	max	min	mean	std	最小安全系数
ml1	6.67	0.93	2.16	0.94	1.20
ml2	6.65	1.09	2.78	1.05	1.20
ml3	4.46	1.15	2.20	0.62	1.79
ml4	3.70	1.16	2.08	0.54	2.16
ml5	6.01	0.91	2.28	0.86	1.33
ml6	9.26	0.87	3.21	1.69	0.86
ml7	7.46	0.63	1.66	0.80	1.07
ml8	6.15	0.83	2.06	0.92	1.30
ml9	4.17	1.07	1.98	0.59	1.92
ml10	4.86	1.40	2.27	0.58	1.64
ml11	7.08	1.24	3.22	1.08	1.13

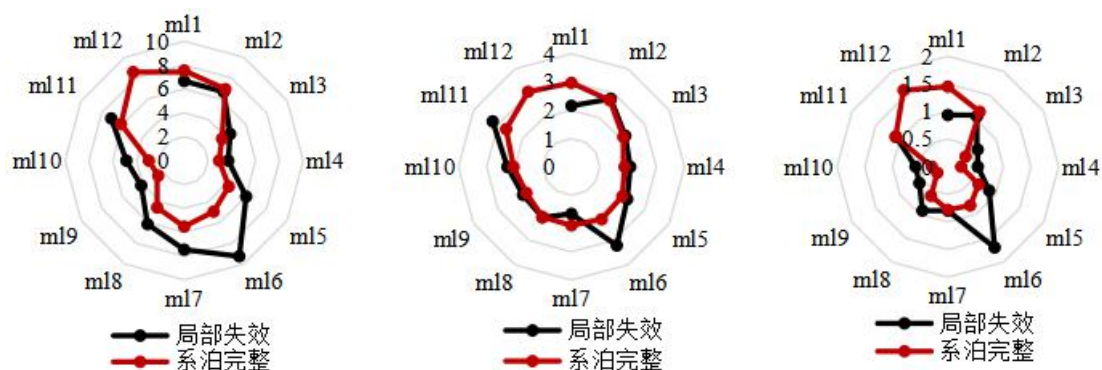


图 4-30 分布式系泊情况下系泊系统完整性对系泊缆张力最大值(左, 单位 MN)、平均值(中, 单位 MN)、标准差值(右, 单位 MN)的影响

Fig4-30 Effect of mooring system integrity on maximum (left, unit MN), mean (middle, unit MN) and standard deviation (right, unit MN) of mooring tension under distributed mooring system

断裂后, 各系泊缆张力最大值总体上仍然呈现出顺浪方向张力大, 横浪方向张力小的特点。但断裂缆对侧的系泊缆(#6)最大张力大幅增加, 只有与 x 轴夹角 180° 的相邻缆(#1)最大张力有所减小, 此外所有剩余的系泊缆张力都有不同程度的增加。由上文可知, 系泊缆#12 断裂后, 纵荡运动整体沿 x-方向, 因此 #1 张力减小, 处于对侧的#6、#7 最大张力增加程度最大。根据图 4-30, 张力平均值也有类似结论: 对侧的系泊缆(#6)平均张力大幅增加, 相邻的平行迎浪(1#)缆平均张力减小, #6 相邻的平行背浪缆(#7)平均张力减小, 而相邻的斜置缆(#11)平均张力有所增加, 其他系泊缆张力变化不大。

由表 4-16, 此工况下多根缆绳受到的最大张力不再满足最小安全系数的要求, 尤其是#6 缆, 受力非常大, 此外由图 4-30 可见#6 的张力标准差极大, 因此平台在#12 缆断裂后的运动中发生其他锚链相继断裂的可能性非常大。

4.4 本章小结

本章对于一座使用悬链线系泊方式的半潜式平台在不同海洋环境下的运动响应进行了模拟。分别计算了该平台在锚泊系统完整及锚泊系统局部失效情况下的运动响应和系泊系统表现, 分别讨论了不同入射角度、不同系泊方式和不同系泊缆长度的影响, 并使用能量谱分析方法分析了现象机理, 通过不同工况之间的对比, 得到以下结论:

1、平台运动中, 受力最大的系泊缆是位于环境载荷迎面方向的, 处于环境载荷背面的系泊缆受力最小; 系泊缆张力与横荡、纵荡、垂荡运动关系较大。

2、在其他条件不改变的情况下, 锚泊系统的设置方式对锚泊系统受力有明显影响。相比于分组式系泊, 分布式系泊对于限制横向运动更有利(横荡运动减小了 73%);

3、相同水深情况下，系泊缆长的系泊方式对于平台运动影响不大，但可以有效减小系泊缆上的张力（减小 45%）、减少张力的波动值，在实际工程中应当平衡经济性和安全性；

4、锚泊系统的完整性对于平台运动有较大影响。锚泊系统局部失效后系泊缆断裂后，锚泊系统不再对称，锚泊系统的刚度减弱，各方向运动幅度增加（以系泊缆，纵荡增加了 28%，横摇增加了 124%，纵摇增加了 14%）；

5、系泊缆断裂将会改变系泊张力的分布方式。系泊缆断裂后，同组相邻缆上的张力明显增大，容易造成系泊缆相继失效；

6、分布式系泊平台在锚泊系统局部失效时相比分组式系泊，将导致更大的横向运动（横荡、横摇运动增大 100%以上）。

第五章 锚泊系统局部失效后措施探究

实际生产过程中,在锚泊系统已经发生失效的情况下,为避免其他锚链相继断裂,导致更严重的后果,此时应对剩余完整的锚链的张力情况进行分析。在第四章中,发现同样情况下长系泊缆的系泊方式可以在几乎不影响运动响应的情况下有效减小系泊张力。下面以此思路探究延长系泊缆长度对于锚泊系统局部失效后的张力影响。

5.1 延长 50m 对锚泊系统局部失效后系统响应的影响

对于已经发生了锚泊系统局部失效(第 4 章中系泊缆#12 发生断裂)的锚泊系统,延长所有剩余 11 条锚泊缆的上部锚链 50m,系泊缆总长 4350m。最后使用的锚泊系统主要特性见表 5-1 所示。保持其他条件不变(波浪 0° 入射,计算域设置如 4.2.1.1 中所示,锚泊缆 12#发生断裂),计算域设置、网格划分、锚泊系统属性、波浪特性等其他条件保持不变,平台自静止释放,开放所有自由度,统计运动统计值如表 5-2 所示,统计锚泊系统剩余的完好锚链的张力统计值,如表 5-3 所示,与原锚泊系统部分失效结果进行比较,如图 5-1 所示。

表 5-1 锚泊系统主要参数

Table 5-1 The main parameters of the mooring system

部分	所属部分及材料	长度 (m)	直径 (mm)	杨氏模量 (Pa)	水中单位长度重量 (N/m)	破断强度 (kN)
上部	R4S 锚链	200	84	4.47756×10^{11}	1313.2	7989
中部	聚酯纤维缆	2650	160	4.67916×10^{10}	41.2	8114
下部	R4S 锚链	1500	84	4.47756×10^{11}	1313.2	7989

表 5-2 锚泊系统部分失效、系泊缆延长 50m 情况下平台的各自由度运动响应统计值

Table 5-2 The motion response statistics of the platform under partial failure mooring system and 50m extended

	surge/m	sway/m	heave/m	roll/deg	pitch/deg	yaw/deg
max	7.53	2.68	-0.35	4.04	15.74	4.10
min	-2.45	-3.28	-5.00	-1.90	6.86	-12.04
mean	1.98	-0.56	-2.46	1.66	11.82	-2.72
std	1.79	1.15	1.01	1.28	1.68	3.87

表 5-3 锚泊系统部分失效、系泊缆延长 50m 情况下各锚链张力统计值 (单位 MN)

Table 5-3 Force statistics of mooring system under partial failure mooring system and 50m extended (unit:MN)

	max	min	mean	std	张力最大值降幅*
ml1	6.21	0.98	2.35	0.99	19.66%
ml2	6.04	0.99	2.36	0.95	20.94%
ml3	5.75	1.02	2.37	0.87	22.72%
ml4	4.46	1.05	2.34	0.70	26.64%
ml5	4.88	1.06	2.44	0.80	27.49%
ml6	5.12	1.06	2.51	0.87	27.99%
ml7	5.48	1.05	1.81	0.62	-26.85%
ml8	5.39	1.06	1.84	0.61	-23.91%
ml9	5.21	1.07	1.90	0.60	-18.68%
ml10	7.43	1.22	2.95	1.36	6.42%
ml11	7.97	1.18	3.18	1.56	10.05%

*张力最大值降幅是指延长 50m 后的张力最大值相比于 4.3.1 节中的张力最大值的降幅, 计算公式为 (4.3.1 节中张力最大值-延长 50m 后张力最大值)/4.3.1 节中张力最大值。

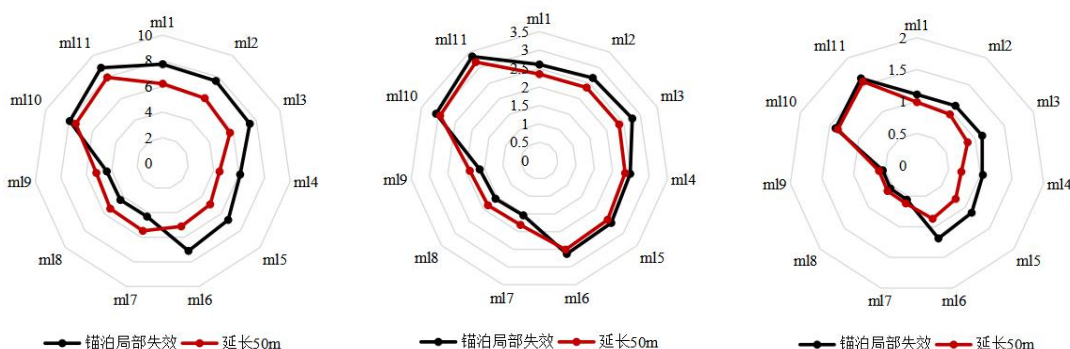


图 5-1 锚泊局部失效及延长 50m 系泊缆情况下系泊缆张力最大值(左, 单位 MN)、平均值 (中, 单位 MN)、标准差值(右, 单位 MN)

Fig.5-1 Effect of mooring system integrity on maximum (left, unit MN), mean (middle, unit MN) and standard deviation (right, unit MN) of mooring tension under 4350m mooring system

对比表 5-2 及表 4-13, 发现在锚泊系统局部失效情况下延长剩余系泊缆 50m, 对于平台运动影响不大。由表 5-3 和图 5-1 可知, 释放了 50m 长度的锚泊系统, 就可以达到减小最主要受力缆最大张力接近 20% 的效果。除了系泊缆#7~#9 以外, 其他系泊缆最大张力均减小了 20% 左右, 虽然#7~#9 的平均最大张力有所增加, 但增加的结果是整体的最大张力更加均衡, 对锚泊系统的安全性和稳定性有益。

由上图可知, 在锚泊系统局部失效情况下延长 50m 系泊缆, 对于平均张力的

影响不大，但可以有效减小锚链上的张力的标准差值，最高可以减小 28.8% (#6 系泊缆)，因此延长系泊缆可以减小锚泊系统失效情况下由于疲劳导致系泊缆进一步断裂的可能性。

5.2 延长 1000m 对锚泊系统局部失效后系统响应的影响

在上一节的基础上，继续延长锚链，探究减小张力效果与延长锚链的长度之间的关系。对于已经发生了锚泊系统局部失效（第 4 章中系泊缆 #12 发生断裂）的锚泊系统，延长所有剩余 11 条锚泊缆的上部锚链 1000m，系泊缆总长 5300m。保持其他条件不变（波浪 0° 入射，计算域设置如 4.2.1.1 中所示，锚泊缆 12# 发生断裂），计算域设置、网格划分、锚泊系统属性、波浪特性等其他条件保持不变，平台自静止释放，开放所有自由度，统计运动统计值如表 5-4 所示，统计锚泊系统剩余锚链的张力统计值如表 5-5 所示，与原锚泊系统结果比较及上节结果进行比较，如图 5-2 所示。

表 5-4 锚泊系统部分失效、延长锚链情况下平台的各自由度运动响应统计值
Table 5-4 The motion response statistics of the platform under partial failure mooring system and mooring line extended

	surge/m	sway/m	heave/m	roll/deg	pitch/deg	yaw/deg
max	7.46	9.31	0	3.72	0	10.79
min	-11.36	-6.35	-4.92	-6.49	-15.58	-18.18
mean	-2.67	3.44	-2.58	-1.35	-10.66	-3.33
std	3.56	3.6	0.91	2.02	3.57	6.38
锚链长 4300m 运动范围	12.2	7.91	4.57	21.51	20.7	12.9
锚链长 4350m 运动范围	9.98	5.96	4.65	5.94	8.88	16.14
锚链长 5300m 运动范围	18.82	15.66	4.92	10.21	15.58	28.97

表 5-4 中列出了锚泊系统局部失效，不同系泊长度下运动响应的统计值及运动范围比较，运动范围为运动的最大值-最小值。可见垂荡运动对于系泊缆长度不敏感。对于纵荡、横荡、纵摇、横摇运动，适当增加系泊缆长度可以减小运动范围，但如果系泊缆长度增加过大，也会导致运动幅度反而增加。首摇运动随着系泊缆长度的增加而增加。与 4.2.2 中的结果相比，锚泊系统完整时躺底段的长度对于运动响应影响不大，但当锚泊系统局部失效时，长躺底段将导致运动响应增加。

纵摇运动在锚泊系统完整情况下以正方向运动为主（范围 $-1.22\text{deg} \sim 15.88\text{deg}$ ），由于 12# 的位置，导致系泊缆断裂后纵摇运动在锚泊系统完整情况下以负方向运动为主（ $-15.58\text{deg} \sim 0$ ）。系泊缆裂后横荡运动偏向正轴（均值 -2.07m 变为 3.44m ）。

分析分布式锚泊系统断裂时，延长 1000m 系泊缆对于锚泊系统受力的影响，此时的系泊链张力特征及每条系泊缆的最小安全系数结果如下表 5-5 和图 5-2、图 5-3 所示。

表 5-5 锚泊系统部分失效、延长 1000m 情况下各锚链张力统计值（单位 MN）
Table 5-5 Force statistics of mooring system under partial failure mooring system and 1000m extended (unit:MN)

	max	min	mean	std	最小安全系数	最大张力降幅*
ml1	3.05	1.31	1.87	0.34	2.62	60.54%
ml2	3	1.34	1.87	0.33	2.67	60.73%
ml3	2.91	1.4	1.87	0.32	2.74	60.89%
ml4	2.63	1.2	1.74	0.32	3.04	56.74%
ml5	2.57	1.2	1.78	0.33	3.11	61.81%
ml6	2.7	1.21	1.81	0.34	2.96	62.03%
ml7	3.4	1.25	2.01	0.36	2.35	21.30%
ml8	3.31	1.29	2.03	0.36	2.41	23.91%
ml9	3.16	1.35	2.07	0.36	2.53	28.02%
ml10	3.47	1.53	2.48	0.49	2.31	56.30%
ml11	3.59	1.52	2.49	0.52	2.23	59.48%

*张力最大值降幅是指延长 1000m 后的张力最大值相比于 4.3.1 节中的张力最大值的降幅，计算公式为（4.3.1 节中张力最大值-延长 1000m 后张力最大值）/4.3.1 节中张力最大值。

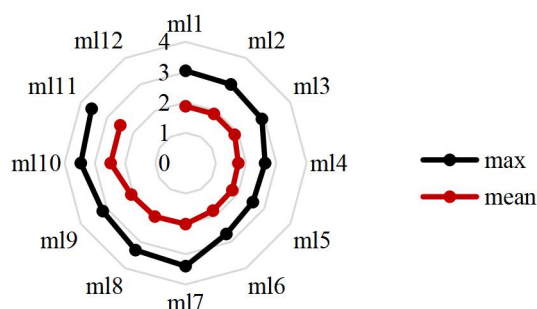


图 5-2 系泊缆长度 5300m 时系泊失效情况下锚泊系统各锚链张力最大值、平均值（单位 MN）

Fig5-2 Maximum value and mean value (unit MN) of mooring tension of mooring system under partial failure condition of 5300m mooring line length

对比表 5-5，释放了 1000m 长度的锚泊系统，可以使得最主要受力缆最大张力减小 60%。锚泊系统剩余的 11 条锚链最大张力均明显减小。由图 5-2，各系泊缆张力最大值和平均值相对比较均衡，各系泊缆上的张力分布差异不大。12# 缆断裂后，相邻缆张力较大，特别是#11 号，对侧缆张力较小。由表 x 可知，此时所有系泊缆都满足最小安全系数要求，因此系泊缆在长度 5300m 时，系泊缆

#12 断裂情况下, 该平台可保证安全, 不会导致系泊缆进一步相继断裂, 引起更严重事故。

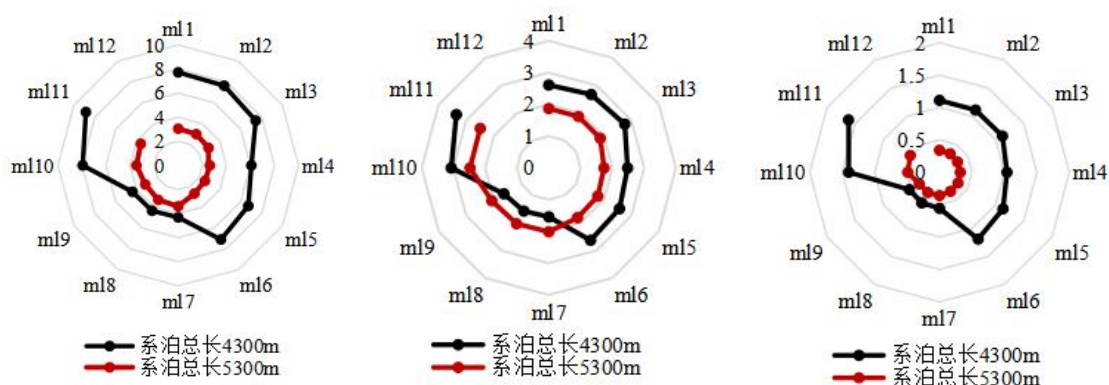


图 5-3 锚泊局部失效及延长 1000m 系泊缆情况下系泊缆张力最大值(左, 单位 MN)、平均值(中, 单位 MN)、标准差值(右, 单位 MN)

Fig5-3 Effect of mooring system integrity on maximum (left, unit MN), mean (middle, unit MN) and standard deviation (right, unit MN) of mooring tension under 5300m mooring system

图 5-3 为锚泊系统局部失效后, 延长系泊缆 1000m 之后与之前的各锚链张力的统计值。由图可见, 系泊缆最大值将大幅减小, 标准差值也明显减小, 说明 5300m 系泊缆断裂相比 4300m, 更安全, 疲劳损伤可能性低。此外, 除了背浪侧 (#7~#9) 锚链, 其他情况下, 5300m 系泊方案各系泊锚链的平均张力都明显减小。说明此情况下较长的系泊锚链对于锚泊系统安全更有利。

合理延长锚泊链长度既可以减小平台运动又可以减小剩余锚泊缆受力。虽然延长系泊缆不失为减小锚泊系统受力、防止局部失效进一步破坏的一种方式, 但过度延长系泊缆将大大增加锚泊半径, 影响其他平台和船只, 影响海洋平台作业; 增加了平台的假设成本和系泊系统重量, 经济性上不佳; 同时还会导致平台运动幅度增加, 因此在使用延长系泊缆控制锚泊系统局部失效后果时, 需要同时考虑到经济性与安全性。

图 5-4 为锚泊局部失效, 延长 1000m 系泊缆情况下的流场图, 由于此时平台运动较为缓和, 对于流场的影响也比较小, 因此没有出现非常明显的波浪破碎情况。

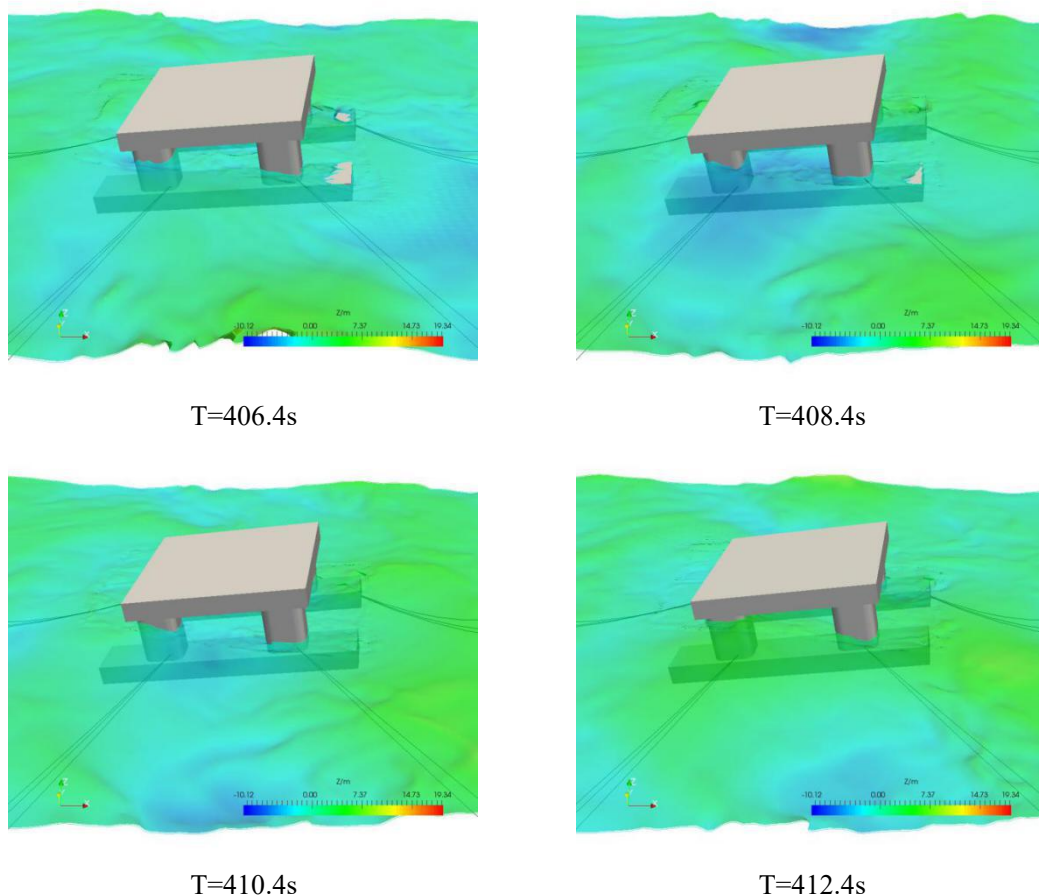


图 5-4 锚泊局部失效及延长 1000m 系泊缆情况下流场图

Fig5-4 Diagram of flow field under 5300m-partial failure mooring system

5.3 本章小结

本章在第四章结论的基础上，研究了已经产生锚泊系统局部失效的锚泊系统中，延长锚泊缆长度后平台的运动和系泊受力性能。发现释放了 50m 长度的锚泊系统，就可以达到减小最主要受力缆最大张力接近 20% 的效果。整体的最大张力更加均衡，对锚泊系统的安全性和稳定性有益；可以有效减小锚链上的张力的标准差值，最高可以减小 28.8%。

在此基础上，研究了锚泊系统局部失效情况下延长的系泊缆的长度与效果之间的关系。发现对于运动来说，垂荡运动对于系泊缆长度不敏感；对于纵荡、横荡、纵摇、横摇运动，适当增加系泊缆长度可以减小运动范围，但如果系泊缆长度增加过大，也会导致运动幅度反而增加。首摇运动随着系泊缆长度的增加而增加；锚泊系统完整时躺底段的长度对于运动响应影响不大，但当锚泊系统局部失效时，长躺底段将导致运动响应增加。

合理延长锚泊链长度既可以减小平台运动又可以减小剩余锚泊缆受力。但过

度延长系泊缆将大大增加锚泊半径、增加了平台的架设成本和系泊系统重量、导致平台运动幅度增加，因此在使用延长系泊缆控制锚泊系统局部失效后果时，需要同时考虑到经济性与安全性。

第六章 结论与展望

6.1 本文结论

当前我国对海洋新能源的开发仍处于起步阶段，深海海洋逐渐成为人们获取能源和开展活动的新场所，深海平台需要系泊系统来限制运动、保证工作正常进行。对于处在灾害环境中或疲劳导致系泊缆断裂的情况，有必要研究锚泊系统失效后的平台表现，研究平台响应的作用机理，为平台设计提供基础。

本文主要划分为五个章节，第一章主要介绍了本文研究背景和国内外研究现状。内容包括各种平台及锚泊系统简介，介绍了系泊系统与结构物耦合求解问题、锚泊系统求解问题的产生与目前研究方法；阐述了系泊系统破断的研究意义及当前研究进展等，详细介绍了当前国内外对上述问题的研究现状与研究方法。

第二章主要介绍了本文数值模拟中所涉及知识，详细介绍了各种锚泊系统求解方法的原理。

第三章的主要内容为极端海况及中等海况下使用张紧式系泊的平台运动响应、弯矩及锚链张力的 CFD 模拟，考虑了不同波浪和风向夹角的影响，并对结果进行了分析。在此基础上考虑了锚泊系统部分失效情况对于平台运动的影响，并分析了现象机理，得到以下结论：

1. 该 STLP 在波浪环境下的运动、y 向弯矩及锚链张力的主要成分是波浪频率响应及共振响应，同时在能量谱中也含有其他自由度运动的耦合运动；极端海况下高阶波浪荷载对于纵荡运动的影响很小，纵摇运动易受高阶波浪载荷影响；中等海况下高阶波浪载荷对垂荡运动的影响明显；极端海况下风机处于关闭状态，风场对于 STLP 纵摇运动影响较大，对纵荡、纵摇影响很小；中等海况下风机的工作很大程度上决定了 STLP 的各自由度运动响应，考虑到风机的作用影响则风机基础平台的运动更加复杂，对风机和基础平台的强度、抗疲劳性等性能的要求更高；

2. 中等海况由于有义波高较小，因此相比于极端海况条件，波浪频率成分偏小，共振运动成分更显著；海洋环境的变化对 STLP 平台的运动响应幅值有显著影响，但对于平台的自振响应频率几乎没有影响；

3. 通过分析能量谱结果可知，相对部分势流理论结果，CFD 结果更加细致，可显示高阶波浪成分，同时可以显示出流场图像。由于结构物的存在产生了波浪的辐射、绕射现象，极端海况下流场非线性更强；

4. STLP 能有效避免波浪频率上的共振，并具有平面外运动近似于刚性，平面内运动近似于顺应式的特点，运动性能良好，作为风机发电基础平台可以达到

稳定输出的目的。STLP 平面外刚性，平面内顺应式的特点在锚泊系统部分失效的情况下也得到了体现，在考虑系泊缆断裂的情况，锚泊系统刚度变小，平台定位能力差，将会沿着波浪方向漂移，但对于平面外运动影响不大；

5. 系锚链断裂对于垂荡、横摇和纵摇运动固有频率影响非常大，对于其他三个自由度的运动固有频率影响不大。在极端海况和中等海况中，锚泊系统部分失效对纵荡、横荡、首摇运动影响很大，对平面外运动（垂荡运动、横摇运动、纵荡运动）的影响不大；

6. 在一根系泊缆断裂后，同一浮筒上的系泊缆上的张力大幅增加，相邻浮筒上的系泊缆上的张力也均有增加，在对侧的浮筒上的系泊缆张力反而减小。一根系泊缆断裂后，距离最近的系泊缆可能因为受力增大，可能使系泊缆相继断裂，引起较大危险。距离最近的系泊缆的张力震荡也将大幅增加，增加了系泊缆疲劳断裂的可能性。

第四章研究了一座悬链线式系泊平台在波浪中的运动，探究了不同波浪入射角、不同系泊方式、不同系泊缆长度设置对平台水动力性能的影响，在此基础上模拟了锚泊系统局部失效的平台运动，并对结果进行了总结：

1. 平台运动受外界波浪入射方向影响较大，沿波浪方向的运动幅度大；
2. 位于环境载荷迎面方向的系泊链受力较大，处于背浪面的系泊缆受力最小；系泊缆张力与横荡、纵荡、垂荡运动关系较大；
3. 在其他条件不改变的情况下，锚泊系统的设置方式对锚泊系统受力也有明显影响。相比于分组式系泊，分布式系泊对于限制横向运动更有利（横荡运动减小了 73%）；
4. 长躺底段的系泊方式对于平台运动影响不大，但是可以有效减小系泊缆上的张力（减小 45%）、减少张力的波动值，但在实际工程中应当平衡经济性和安全性；
5. 锚泊系统的完整性对于平台运动有较大影响。锚泊系统局部失效后系泊缆断裂后，锚泊系统不再对称，另外锚泊系统的刚度减弱，各方向运动增加（纵荡增加了 28%，横摇增加了 124%，纵摇增加了 14%）；
6. 系泊缆断裂将会改变系泊张力的分布方式。系泊缆断裂后，同组相邻缆上的张力明显增大，容易造成系泊缆相继失效；
7. 分布式系泊平台在锚泊系统局部失效时相比分组式系泊，将导致更大的横向运动（横荡、横摇运动增大 100%以上）；
8. 从系泊缆形状上看，在锚泊缆断裂缆同立柱上的系泊缆处于拉紧状态。

第五章在第四章结论的基础上，探究了锚泊系统局部失效情况下的补救措施。研究了在锚泊系统失效情况下，延长了剩余系泊缆对于平台的响应影响。得到的主要结论如下：

1. 锚泊系统局部失效情况下, 释放 50m 长度的锚泊系统, 就可以达到减小最主要受力缆最大张力接近 20% 的效果; 可以有效减小锚链上的张力的标准差值, 最高可以减小 28.8%。

2. 垂荡运动对于系泊缆长度不敏感; 对于纵荡、横荡、纵摇、横摇运动, 适当增加系泊缆长度可以减小运动范围, 但如果系泊缆长度增加过大, 也会导致运动幅度反而增加; 首摇运动随着系泊缆长度的增加而增加;

3. 合理延长锚泊链长度既可以减小平台运动又可以减小剩余锚泊缆受力。但过度延长系泊缆将大大增加锚泊半径、增加了平台的架设成本和系泊系统重量、导致平台运动幅度增加, 因此在使用延长系泊缆控制锚泊系统局部失效后果时, 需要同时考虑到经济性与安全性。

6.2 未来展望

本文工作对两种不同系泊方式的平台在锚泊系统局部失效情况下的运动响应进行了摸索与基础性工作, 验证了数值模拟的准确性与可靠性, 取得了一定成果。由于此问题国内外的研究学者较少, 并且硕士科研时间有限, 在研究过程中, 对更多有意义, 并值得深入研究的课题暂未开展相关研究。在此对未来可以做进一步研究的方向进行梳理与展望。

1. 锚泊系统局部失效后, 其他系泊缆相继失效的过程。本文只考虑了最多一条系泊缆断裂的情况, 实际在模拟中也可看到, 在一条系泊缆断裂的情况下, 也有可能剩余的系泊缆仍然达不到最小安全系数的要求, 且断裂缆的相邻缆张力将增加, 因此非常有可能导致系泊缆相继失效。对于其他缆相继失效的顺序、作用机理、及对于平台运动的影响都值得继续研究。

2. 锚泊系统失效对平台产生的瞬时效应。锚泊系统的断裂发生在一瞬间, 本文的模拟考虑的都是静态影响, 即认为在模拟之前该系泊缆已经断裂, 不考虑锚泊缆在某一时刻突然断裂产生的影响, 实际瞬时断裂可能在短时间内产生较大的张力, 可能造成其他系泊缆上更大的不安全性, 未来可以针对系泊缆某一时刻突然断裂进行研究, 探究此时刻平台运动及系泊张力的变化特点, 与静态结果进行对比。

3. 作用在锚泊系统的水动力对于失效的影响。本文使用的求解系泊系统的方法是分段外推法, 实际未考虑系泊缆自身运动, 及作用在系泊缆上的水动力(附加质量力、阻尼力和 Froude-Krylov 力等), 如把水动力也计入计算, 则系泊缆受到的张力将比目前计算的结果还要大。对于系泊系统来说, 本文计算的结果偏于保守。

4. 寻求锚链系统失效的临界状态。本文中只研究了某几个特定海况的平台运动, 并发现结果是“系泊缆断裂”还是“安全”, 但是实际情况中, 并不是到了极端海况才“刚好”断裂, 之后可以考虑研究锚链系统失效的临界状态, 探究

开始断裂的海况信息，这样可以更好地指导工程，更有实际参考意义。

参考文献

- [1] 吴国强, 周岱, 雷航, et al. 风浪流作用下漂浮式 DeepCWind 浮式平台动力性能和锚泊系统的影响[J]. 科学技术与工程, 2018, 18(11): 176-183.
- [2] 史丹, 刘佳骏. 我国海洋能源开发现状与政策建议[J]. 中国能源, 2013, 35(09): 6-11.
- [3] <https://baike.so.com/doc/5856005-6068847.html>
- [4] 刘远传. 浮式结构物锚泊系统数值分析模块 naoeFOAM-ms 开发[D]. 上海交通大学, 2014.
- [5] 赵晶瑞, 唐友刚, 刘利琴. 传统 Spar 平台和型组合共振运动响应研究[J]. 海洋工程, 2009(4).
- [6] 于海龙. 基于 ANSYS 软件实现 Spar 平台的波浪载荷动力分析[D]. 哈尔滨工程大学, 2008.
- [7] 孙金伟, 王树青. 系泊模式对深水 Spar 平台运动性能的影响[J]. 中国海洋大学学报(自然科学版), 2010, 40(9):147-153.
- [8] 张辉, 王慧琴, 王宝毅. 国外 SPAR 平台现状与发展趋势[J]. 石油工程建设, 2011(S1):1-7.
- [9] Yang C K , Kim M H . Transient effects of tendon disconnection of a TLP by hull-tendon-riser coupled dynamic analysis[J]. Ocean Engineering, 2010, 37(8-9):667-677.
- [10] Faltinsen, O. Sea loads on ships and offshore structures. Vol. 1. Cambridge:Cambridge University Press. 1993: 257-265
- [11] 林风梅. 海洋石油平台系泊索研究及应用[J]. 金属制品, 2014(2):1-4.
- [12] 石红珊, 柳存根. Spar 平台及其总体设计中的考虑[J]. 中国海洋平台, 2007(02):5-8.
- [13] 赵战华, 黄维平, 丁曼. 自升式钻井平台锚泊系统优化分析[J]. 中国水运(下半月), 2011, 11(3):83-85+87.
- [14] 张智. Spar 平台锚泊系统计算及波浪载荷研究[D]. 天津大学, 2005.
- [15] 张智, 董艳秋, 芮光六. 一种新型的深海采油平台 Spar[J]. 中国海洋平台, 2004(6).
- [16] R. S. Glanville, J. R. Paulling, J. E. Halkyard, T. J. Lehmen. Analysis of the Spar Floating Drilling Production and Storage Structure. Offshore Technology Conference Papers, 91. 6701, P57-68, 1991.
- [17] B. B. Mekha, D. C. Weggel, C. P. Johnson, J. M. Roesset. Effect of Second

- Order Diffraction Forces on the Global Response of Spars. Proceedings of the Sixth International Offshore and Polar Engineering Conference , V01 . 1 , P273-280, 1996
- [18]Z. Ran, M. H. Kim. Nonlinear Coupled Response of a tethered Spar Platform in Waves. Proceedings of the Sixth International Offshore and Polar Engineering Conference, Vol. 1, P281-288, 1996.
- [19]Ran, Z. M.H Kim, W. Zheng. Coupled Dynamic Analysis of a Moored Spar in Random Waves and Currents (Time-domain vs. Frequency-domain Analysis). Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 121, P194—200, 1999
- [20]Chen X, Zhang J, Johnson P, et al. Dynamic analysis of mooring lines with inserted springs[J]. Applied Ocean Research, 2001, 23(5):277-284.
- [21]Bae Y H , Kim M H , Kim H C . Performance changes of a floating offshore wind turbine with broken mooring line[J]. Renewable Energy, 2017, 101:364-375.
- [22]H. Stiesdal, Hywind: the World's First Floating MW-scale Wind Turbine, 2009, pp. 52e53. Wind Directions.
- [23]P. Valverde, The WindFloat ProjecteWindFloat 2 MW floating offshore wind, in: 10th Deep Sea Offshore Wind R&D Conference, 2013.
- [24]Fukushima Offshore Wind Consortium, Fukushima Floating Offshore Wind Farm Demonstration Project (Fukushima FORWARD), 2014. fukushima-forward.jp/pdf/pamphlet3.pdf.
- [25]Ren N , Li Y , Ou J . The wind-wave tunnel test of a tension-leg platform type floating offshore wind turbine[J]. Journal of Renewable and Sustainable Energy, 2012, 4(6):063117.
- [26]Bachynski E E, Moan T. Design considerations for tension leg platform wind turbines ☆[J]. Marine Structures, 2012, 29(1):89-114.
- [27]Adam F , Myland T , Dahlhaus F , et al. Scale Tests of the GICON®-TLP for Wind Turbines[C]// Omae. 2014.
- [28]Gao Y W , Li C , Cheng X . Performance Research on Tension Leg Platform of Floating Offshore Wind Turbine[J]. Advanced Materials Research, 2013, 724-725:645-648.
- [29]Bilgili M, Yasar A, Simsek E. Offshore wind power development in Europe and its comparison with onshore counterpart[J]. Renewable & Sustainable Energy Reviews, 2011, 15(2):905-915.
- [30]Han Y, Le C, Ding H, et al. Stability and dynamic response analysis of a submerged tension leg platform for offshore wind turbines[J]. Ocean Engineering,

- 2017, 129:68-82.
- [31]Niedzwecki J M, Casarella M J. ON THE DESIGN OF MOORING LINES FOR DEEP WATER APPLICATIONS[J]. Journal of Manufacturing Science & Engineering, 1976, 98(2):514-522.)
- [32]Ogawa, Y. Fundamental analysis of deep sea mooring line in static equilibrium[J]. Applied Ocean Research. 1984, 6(3): 140-147.
- [33]Smith, R.J., Colin, J. Statics of a three component mooring line[J]. Ocean Engineering. 2001,28(7):899-914.
- [34]繆泉明, 顾民, 杨占明,等. 极限海况下浮标运动及锚链受力估算[J]. 船舶力学, 2003, 7(5):21-27.
- [35]余龙, 谭家华. 深水多成分悬链线锚泊系统优化设计及应用研究. 华东船舶工业学院学报(自然科学版), 2004,18(5):8-13.
- [36]滕斌,郝春玲,韩凌.Chebyshev 多项式在锚链分析中的应用.中国工程科学,2005,7(1):21-26.
- [37]石建峰, 陈红卫, 王莉, et al. 半潜式钻井平台锚泊定位锚链张力优化[J]. 计算机测量与控制, 2016, 24(7):183-186.
- [38]王建平, 张旭, 李强. 浮桥运动与锚索张力耦合影响的非线性分析[J]. 兵器装备工程学报, 2009, 30(7):1-3.
- [39]乔东生. 深水平平台锚泊定位系统动力特性与响应分析[D]. 哈尔滨工业大学, 2011.
- [40]闫俊, 乔东生, 欧进萍. 深水悬链锚泊线串联浮筒系统静力特性分析[C]//中国海洋. 2013.
- [41]郑艳娜. 波浪与浮式结构物相互作用的研究[D]. 大连理工大学, 2006.
- [42]Walton, T.S., Polachek, H., Calculation of nonlinear transient motion of cables. 1959, DTIC Document.
- [43]Van den Boom, H. Dynamic behaviour of mooring lines. In BOSS Conference, Delft. 1985: 359-368.
- [44]Huang, S. Dynamic analysis of three-dimensional marine cables[J]. Ocean Engineering. 1994, 21(6): 587-605.
- [45]于定勇. 水下锚泊系统计算——一种单链分析的数值方法. 青岛海洋大学学报, 1995, 12: 100—106.
- [46]王飞, 黄国, 刘天威. 规则波作用下水下拖缆数值分析研究. 海洋工程, 2006, 24(1): 92. 97.
- [47]程楠. 集中质量法在深海系泊冲击张力计算中的应用研究[D]. 天津: 天津大学. 2008.

- [48]唐友刚, 张若瑜, 程楠,等. 集中质量法计算深海系泊冲击张力[J]. 天津大学学报:自然科学与工程技术版, 2009, 42(8):695-701.
- [49]Leonard, J.W., Nath, J.H. Comparison of finite element and lumped parameter methods for oceanic cables[J]. Engineering Structures. 1981, 3(3): 153-167.
- [50]Garrett D L. Dynamic Analysis of Slender Rods[J]. Journal of Energy Resources Technology, 1982, 104(4):302.
- [51]Paulling J R, Webster W C. A consistent large-amplitude analysis of the coupled response of a TLP and tendon system[C].Proceedings of Offshore Mechanics and Arctic Engineering(OMAE),Tokyo,1986:126~133.
- [52]Ma W, Webster W C. Analytical approach to cable dynamics: Theory and user manual[J]. Petroleum, 1994.
- [53]Leonard J, Recker W. Nonlinear dynamics of cables with low initial tension[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1972, 98:293-309.
- [54]Leonard J. Curved Finite Element Approximation To Nonlinear Cables[C]// 1972.
- [55]S.Aliabadi; J.Abedi, B.Zellars. Parallel finite element simulation of mooring forces on floating objects. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 2003, 41: 809. 822.
- [56]Johansson P I. A finite element model for dynamic analysis of mooring cables[J]. Mooring Cables, 1976.
- [57]Arcandra. Hull/mooring/riser coupled dynamic analysis of a deepwater floating platform with polyester lines / [J].
- [58]齐磊. Spar 平台锚泊系统特性研究[D]. 天津大学, 2007.
- [59]马刚. 基于弹性细杆理论的深海立管和系泊线动力学模型研究[D]. 哈尔滨工程大学, 2009.
- [60]袁梦. 深海浮式结构物系泊系统的非线性时域分析[D]. 上海交通大学, 2011.
- [61]Kim M H, Tahar A, Kim Y B. Variability of spar motion analysis against various design methodologies / parameters[C] // Proceedings of the Twentieth Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference, OMAE. 2001.
- [62]Kim M H, Tahar A, Kim Y B. Variability of TLP motion analysis against various design methodologies / parameters[C] // Proceedings of the International Offshore and Polar Engineering Conference, ISOPE. 2001.
- [63]刘应中, 缪国平, 李谊乐, 刘滋源, 刘和东, 黄庆玉, 马庆久. 系泊系统动力分析的时域方法[J]. 上海交通大学学报. 1997(11): 9-14.
- [64]樊天慧, 乔东生, 闫俊,等. 锚泊静回复力刚度和阻尼水平对深水浮式平台运动响应的影响[J]. 中国造船, 2015(4):8-16.

- [65]LEE M Y, DEVLIN P. Development of API RP 2SM for synthetic fiber rope moorings[C]// OTC, 12178. 2000.
- [66]MA W, LEE M Y, ZOU J, HUANG E W. Deepwater nonlinear coupled analysis tool[C]// OTC, 12085. 2000.
- [67]陈建民, 张萍, 孙艳, et al. 抑制半潜式平台垂荡响应的方法研究[J]. 船海工程, 2012(04):159-161.
- [68]陈小红, 黄祥鹿. 锚泊线的时域及频域动力分析[J]. 中国造船, 1993(4):39-46.
- [69]Ran, Z. Coupled Dynamic Analysis of Floating Structures in Waves and Currents. Texas A&M University. 2000.
- [70]Chen, X., Zhang, J., Ma, W. On dynamic coupling effects between a spar and its mooring lines[J]. Ocean engineering. 2001, 28(7): 863-887.
- [71]韩旭亮, 段文洋, 谢彬. 深水浮式结构物系统时域耦合动力方法比较分析[J]. 中国造船, 2016, 57(1):149-159.
- [72]Z. Zhang, M.H. Kim, E.G. Ward, Progressive mooring-line failure of a deepwater MODU in hurricane conditions, in: ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, American Society of Mechanical Engineers, 2009, pp. 711e716.
- [73]Tahchiev G V , Zhang J . Numerical prediction of MODUs drift during Hurricane Katrina[J]. Ocean Engineering, 2008, 35(10):995-1005.
- [74]Sharples, M., 2004. Post mortem failure assessment of MODUs during Hurricane Ivan. /www.mms.gov/tarprojects/548/Ivan_FinalReport.pdfS.
- [75]Smith, E., 2006. Recovery and rebuilding following hurricanes Katrina and Rita. /www.trb.org/webmedia/2006am/553Smith.pdfS.
- [76]刘正礼, 张浩, 阳文学, et al. 台风作用下锚泊定位半潜式钻井平台动力特性研究[J]. 石油钻探技术, 2015(4).
- [77]张健, 连建鲁, 袁洪涛, et al. 台风条件下自升式平台码头系泊缆绳破断分析[J]. 江苏科技大学学报(自然科学版), 2018, 32(3).
- [78]冯加果[1], 刘小燕[2], 谢文会[1], et al. 半潜式平台系泊断裂瞬态漂移过程的稳性分析与探讨[J]. 中国海洋平台, 2015, 30(3):81-88.
- [79]冯爱春, 尤云祥, 范菊. 不规则波中半潜式平台及其锚泊系统动力响应分析[J]. 海洋工程, 2010(3).
- [80]J.S. Han, Y.J. Son, H.S. Choi, J.B. Rho, The transient behavior of mooring systems in line-broken condition, in: The Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference, International Society of Offshore and Polar Engineers, 2011.

- [81]袁杨, 汪学锋, 张嫦利. 半潜式平台锚泊系统失效模式下动力响应分析[J]. 中国海洋平台, 2015, 30(2):36-41.
- [82]Jasak, H. Error Analysis and Estimation for the Finite Volume Method with Applications to Fluid Flows[D]. Imperial College, 1996.
- [83]Rusche, H. Computational fluid dynamics of dispersed two-phase flows at high phase fractions[D]. Imperial College, 2002.
- [84]Berberović, E., van Hinsberg, N., Jakirlić, S., et al. Drop impact onto a liquid layer of finite thickness: Dynamics of the cavity evolution[J]. Physical Review E (Statistical, Nonlinear, and Soft Matter Physics), 2009, 79(3):36306-0.
- [85]Issa R I . Solution of the implicitly discretised fluid flow equations by operator-splitting[J]. Journal of Computational Physics, 1986, 62(1):40-65.
- [86]Jacobsen N G, Fuhrman D R, Fredsøe J. A wave generation toolbox for the open-source CFD library: OpenFoam®;[J]. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 2012, 70(9):1073–1088.
- [87]Faltinsen O M . 船舶与海洋工程环境载荷[M]. 上海交通大学出版社, 2008.
- [88]Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., Scott, G., 2009. Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development. National Renewable Energy Laboratory (NREL), Golden, CO
- [89]Galvani, Pedro S, Fei T, Kamranani, 2016. Aerodynamic Modeling of NREL 5-MW Wind Turbine for Nonlinear Control System Design: A Case Study Based on Real-Time Nonlinear Receding Horizon Control. Aerospace. 3. 27.
- [90]Shen Z R, Cao H J, Ye H X, et al. Manual of CFD solver for ship and ocean engineering flows : naoe-FOAM-SJTU [R], Shanghai, China : ShanghaiJiaoTongUniversity, 2012.
- [91]OpenFOAM. Mesh generation with the snappyHexMesh utility,2013. Available from:<http://www.openfoam.org/docs/user/snappyHexMesh.php#x26-1510005.4>
- [92]李辉. 张力腿平台水动力响应与总体强度研究[D]. 哈尔滨工程大学, 2012.
- [93]史琪琪. 深水锚泊半潜式钻井平台运动及动力特性研究[D]. 上海交通大学, 2011.
- [94]Qiao, D., Ou, J., Wu, F. Design Selection Analysis for Mooring Positioning System of Deepwater Semi-submersible Platform. In Proceedings of the Twenty-second International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE). Rhodes, Greece. 2012: 1099-1106.
- [95]API, 2007a. Planning, Designing, and Constructing Tension Leg Platforms. Draft RP2T Rev.3.

- [96]API, 2005. Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures. API Recommended Practice 2SK, 3rd ed.
- [97]API, 2005. Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures. API Recommended Practice 2SK, 3rd ed.

致 谢

时光飞逝，两年半求学生涯即将结束。在论文落笔的这一刻，心中百感交集。在上海交通大学这座美丽校园中的学习生活即将告一段落，短短的两年半时间里我有了显著的成长，这都要感谢我求学生涯中的良师益友。

首先要感谢的是我的导师万德成教授。万老师身兼数职，却从未忽视过我们的学业，万老师学术能力强，做学问严谨求实，无论自己多么忙碌都准时参加每周的组会，对每个同学的工作进展进行耐心指导；万老师还鼓励我们积极参加学术会议，大力支持我们外出参会，开阔视野，锻炼自身的能力，我曾有幸在参会途中与万老师深入交流，万老师对于学术以外的人生体会也让我受益匪浅；万老师还十分关心同学们的身心健康，鼓励大家健身、参与体育运动，定期组织大家进行团建活动；万老师自己也无论何时总是精力充沛、思路清晰。没有万老师的悉心指导，就不会有如今 CMHL 小组辉煌的成就，万老师始终是我学习、工作的榜样，衷心祝愿万老师身体健康，工作顺利。

感谢我的父母。从小到大我一直被爸爸妈妈鼓励着长大，不但给我物质基础，更给了我充足的信任和自由，20 多年以来我从来没有和爸爸妈妈有过矛盾。研究生最后这一年没有回家，是妈妈奔波在上海和大连之间看望我。爸爸去世之后妈妈一个人支撑起了这个家，我会好好努力，早日成为你的依靠。

感谢男朋友的陪伴。在一起五年多的时间里我们一起成熟。不管是学习上还是生活上，需要你的时候你永远我身边。感情上出现了小摩擦我们始终都能冷静地坐下来、跳出来讨论，平时你总能逗我开心。你是我的前进的动力。

感谢和我一同开始研究生生活的亲人们，你们是我学习上的强大战友，生活中是我的好朋友、我的好伙伴。两年半前和我一起写本科毕业论文现在和我一起写研究生毕业论文的大糊涂宁旭、特别合得来的 QQW 王秋雯、互相种草的萌萌冠宇、本科以来一直同学的晋楷、减肥效果显著的周彬、我的室友郭浩、402 的好伙伴晓嵩、政哥、旻晟、勇哥、章哥，还有安正和武磊。感谢你们的陪伴，期待我们下一次相逢。

感谢课题组中陪伴我一路走来的兄弟姐妹。要特别感谢夏可师兄、庄园师姐、

刘正浩师兄和李奇师兄对我科研上的指导和帮助。还要一并感谢实验室的王建华老师、赵伟文老师、刘成老师、陈翔师兄、聪博、喵喵师姐、邓迪师兄、旺哥、黄扬师兄、文潇师兄、佳伟师兄、任振师兄、马春卉、胡一丁、梁尚、韩勃、魏德志、谢路毅、杨晓彤、杨晓彬、于连杰等在我硕士期间给予我的帮助与陪伴。

感谢 kanjani8 和 johnnyswest，感谢村上信五和桐山照史，你们是我疲惫生活中的英雄梦想，是我憧憬的温柔而强大的模样，和你们相遇是一生的幸运。

最后感谢自己一直以来的努力，感谢所有让自己焦虑、抑郁、烦躁、深夜痛哭的考验，感谢所有让自己快乐、兴奋、感动、开怀大笑的瞬间。最后这段时间始终保持着白天工作晚上学习的早出晚归的生活状态，感谢在实习和工作中给予我理解和帮助的前辈和同事。在今后的工作中，我将牢记“饮水思源，爱国荣校”的校训，积极进取，拼搏向前。

攻读硕士学位期间已发表或录用的论文

- [1] 安筱婷, 万德成, 风机基础 TLP 平台在波浪中运动性能的 CFD 数值分析, 海洋工程, 已录用
- [2] Xiaoting An, Gaoshuai Wang, Yue Ding, Decheng Wan, CFD Study of Coupled Heave-Roll Motion Effect on Flooding Process of a Cruise Ship, Proceedings of the Twenty-ninth (2019) International Ocean and Polar Engineering Conference, Honolulu, Hawaii, USA, June 16-21, 2019, PP.2864-2870
- [3] 安筱婷, 李奇, 万德成, STLP 平台水动力与运动性能 CFD 分析, 第二十九届全国水动力学研讨会论文集, 2018 年 8 月 24-27 日, 江苏镇江, pp.573-585