

摘 要

单柱平台是一种新兴的深海轻型顺应式海洋平台，以良好的运动性能和较低的造价在深海石油资源开采中发挥着重要的作用。

本文从海洋工程流体力学的角度探讨了带有锚泊系统的轻型单柱平台在波浪作用下所遇到的二维流体力学问题。简化典型单柱平台的模型，推导三段锚泊线的方程，并对文中实例进行了锚泊线极限张力分析，在生存条件下对系索进行了强度校核。

本文重点在于波浪作用下考察锚泊系统对平台运动响应的约束作用。忽略风力和流力的作用，水平波浪力和波浪力矩采取线性化的 Morison 方程来计算，垂向计算摩擦阻力和 Morison 力的垂向分量（纵摇时）。由于运动方程的水动力系数随着时间和平台广义位移的变化而变化，因此本文采取时间域内求解运动方程的方法计算单一规则波作用下平台产生的三个自由度上的广义位移响应，以最大有义波高为 18m 的 JONSWAP 谱为输入谱进行谱分析，得到位移响应谱。

根据给定海浪谱对应的有义波高与周期，在时域中求出三个自由度运动位移的时间历程；得到三个自由度运动位移的响应函数，应用线性变化系统确定在不规则波中的运动位移的各种统计平均特征值，预报自由状态和锚泊状态平台的运动特性。

本文在分析问题和求解运动方程时采取了一些近似和假设，在实例计算中论述了这些近似和假设的可行性。

应用本文提供的方法可以分析锚泊系统对单柱平台运动的约束作用。分析表明，锚泊系统对平台的纵荡运动约束作用比较明显，而对纵摇和升沉的约束作用则不大，对这两个方向上的运动应该采取张力腿的形式加以约束。

关键词：单柱平台；运动响应；波浪荷载

Hydrodynamic performance analysis of mini-platform in deeper water

Abstract

Spar platform is a kind of light-duty platforms working in deepwater, which has good motion performance in waves and less cost in construction. It is playing an important role in exploitation of petroleum in deepwater.

In this paper, some hydrodynamic problems with 2-dimension for Spar platform with mooring system in waves are discussed from the ocean engineering point of view. Typical model of Spar platform is simplified, and the equations of three segments of the mooring line are derived. Limited tension analysis for the mooring line for given example is carried out in this paper. The verification of the hawser's strength in survival condition is also checked.

The keystone of this paper is to investigate how to restrict the motion for the platform in waves from mooring system. Wind and current loads are neglected. Horizontal wave force and the wave moment are calculated by Morison equation. Vertical forces are composed by frictions and the perpendicular component of Morison force. As the hydrodynamic coefficients in the motion equations are changed with time and the generalized displacement of the platform, generalized displacement response in 3 degrees-of-freedom of spar platform while it is in single regular wave are calculated by solving motion equation in time domain. The JONSWAP spectrum with the significant wave height of 18m is analyzed as input spectrum to get displacement response spectrum, by which the characteristics of motions and loads of spar platform both in free condition and moored condition are forecasted.

In this paper, the forces of the regular wave in each frequency segments are calculated by spectrum analysis directly. Transform spectrum are calculated later to get response spectrum. It is different from the usual method, which response spectrum is calculated by encounter spectrum that transformed from wave spectrum.

Some approximations and assumptions are applied in this paper to solve motion equations and other calculations. The feasibility of these assumptions and approximations are also discussed.

The restriction effect to the motion of spar platform by the mooring system is analyzed in this paper. The results show that the restriction by anchoring system is remarkable while spar platform in surge, and is slight while it is in pitch or heave. When spar platform is in pitch or heave, it is effective to restrict the platform by tension legs system (TLS).

Key Words: spar platform; structural response; wave load

独创性说明

作者郑重声明：本硕士学位论文是我个人在导师指导下进行的研究工作及取得研究成果。尽我所知，除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含为获得大连理工大学或其他单位的学位或证书所使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的贡献均已在论文中做了明确的说明并表示了谢意。

作者签名：_____ 日期：_____

1 绪论

1.1 引言

随着世界科学技术的发展和工业制造规模的日益扩大,陆地上的资源已经不能满足需求。浩瀚的海洋中有着无尽的财富,当人们认识到海洋是另一块未开发的领地时,便把目光投向了富含各种资源的海水以及海底,例如海洋波浪能的利用、海底石油和天然气的开发,希望从海洋和海洋覆盖下的陆地中获取人类需要的能源。

石油和天然气是不可再生的一次性能源,是现代工业的命脉,而海底蕴藏着丰富的石油和天然气资源。据 1995 年的估计世界近海已探明的石油资源储量为 379 亿吨,天然气的储量为 39 万亿立方米。据不完全统计,海底蕴藏的油气资源储量约占全球油气储量的 1/3。世界海洋石油的绝大部分存在于大陆架上。据测算,全世界大陆架面积约为 3000 万平方公里,占世界海洋面积的 8%。关于海洋石油的储藏量,由于勘探资料和计算方法的限制,得出的结论也各不相同。法国石油研究机构的一项估计是:全球石油资源的极限储量为 10000 亿吨,可采储量为 3000 亿吨。其中海洋石油储量约占 45%,即可采储量为 1350 亿吨。中东地区的波斯湾,美国、墨西哥之间的墨西哥湾,英国、挪威之间的北海,中国近海,包括南沙群岛海底,都是世界公认的蕴藏海洋石油最丰富的区域。

从 1887 年美国加利福尼亚诞生的第一座钻探海底石油的木质海洋平台至今已经有一百多年的历史了,一百年以来,人类勘探油气的能力一年比一年强大,运用的开采技术一年比一年先进。随着海洋开发技术的飞速发展,海洋平台广泛应用到石油天然气的勘测开发、海底管线铺设、建造海上机场和海上工厂等等诸方面。而且大部分产油平台的水深已从 200 米以内增加到 200~350 米并逐步向更深的海底转移,例如挪威北海斯洛瓦(SNORRE)油田的水深已达 350 米,美国墨西哥湾油田的水深超过 500 米,而巴西的海上油田更深达到了 1400 米。

海洋油气与矿产资源的开发经历了从陆地到海洋,从近岸、浅海到中、深海,从技术不完善到现今理论日趋完备的发展过程。在日后海洋油气的开发将向着高技术、智能化的方向发展。当今我国海上油气勘探开发基本上都在大陆架上,水深不超过 200 米,而中、深海的海洋油气与矿产资源的勘探开发还刚刚起步。实际上人们已经把目标瞄准在中、深海的油气与矿产的勘探开发上,勘探水深已超过 2000 米。近年来,在美国、巴西等地都有深水油气田的发现,因此 21 世纪向深水区进军是海洋油气和矿产资源开发的必然趋势,但中、深海海洋的油气和矿产勘探开发技术难度也越来越大。就海洋工程

技术来说深水工作平台的开发技术就是其中的关键问题之一。随着我国海洋工业的重点从浅海海域向深海海域转移，寻找一种新型的更为经济有效的开发技术对我国海洋资源的开发具有十分重要的战略意义。

1.2 海洋平台分类及发展

海洋平台是一种海洋工程结构物，它为开发和利用海洋资源提供作业和生活的场所。按照结构和浮动形式来划分，海洋平台大体可以分为三类：固定式、移动式和顺应式。而固定式可以分为桩柱式和重力式；移动式可以分为坐底式、自升式和半潜式；顺应式可以分为张力腿式和牵索塔式。

固定式平台靠打桩或者自身重量固定于海底。钢制导管架平台是目前海上应用最广泛的一种桩式平台。重力式平台的底部通常是巨大的浇注混凝土的沉箱，之上由几个空心的混凝土支柱支持着甲板结构。

移动式平台就是可以从一个井位移动到另一个井位的平台。坐底式平台一般应用在水深较小的水域，通常工作水深小于 60 米；自升式平台具有能垂直升降的腿柱，优点是耗材少、造价低，适用各种海况，缺点是腿柱长度有限，最大工作水深在 120 米左右；半潜式平台的甲板处于水面以上，不受波浪的影响，浮体处于水面一下一定深度，受波浪的影响也较小，连接浮体和甲板是小横截面的立柱，由于具有小水线面使得其响应也很小，因此具有优秀的钻探性能，其定位系统是锚泊定位或者动力定位，工作水深一般在 200 米至 500 米之间，应用很广泛。

顺应式平台是一种适于深海作业的海洋平台，它在波浪作用下会产生水平位移。顺应式平台又可以分为张力腿式和牵索塔式两种类型，张力腿平台的上部类似于半潜式平台，整个平台是通过钢索或者腿柱伸向海底固定平台，各个腿柱或钢索均有预张力。这是一种新开发的海洋平台，与导管架平台相比，导管架平台的造价随着水深的增加呈指数关系增加，而张力腿平台的造价随着水深的增加变化不大。此外，由于张力腿平台的每个腿柱都有很大的预张力，因此其在波浪中的运动幅度远小于半潜式平台；牵索塔式平台由甲板、塔体和牵索系统三部分组成，牵索对称分布于塔体周围，牵索系统可以吸收外力产生的能量以使平台的运动保持在允许的范围内。

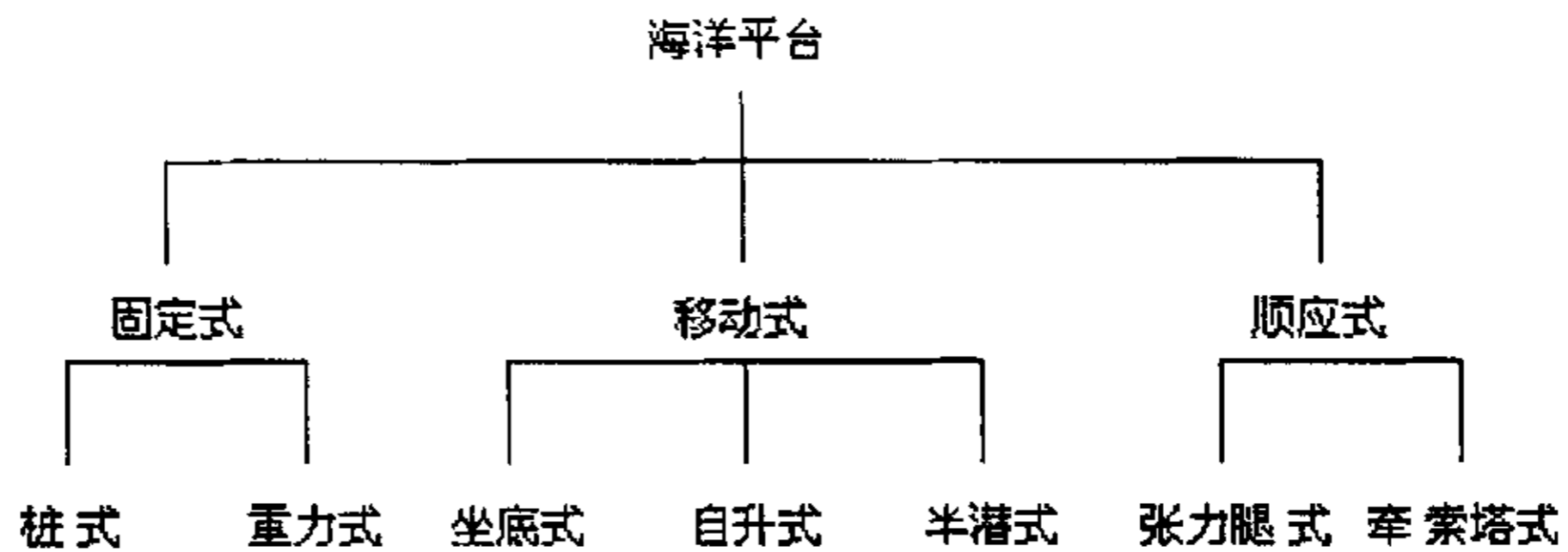


图 1.1 海洋平台分类

Fig 1.1 Types of ocean platform

为了开发海洋油气资源，海洋平台作为一种提供海洋作业和生活载体的工程结构物应运而生。第一座海洋平台诞生于 1887 年，而钢质导管架平台则是在 1947 年首次出现于墨西哥湾 6 米水深的海域，此后，海洋平台得到了迅速的发展。上世纪七十年代末，钢质导管架平台已经安装于 300 多米的海域，而到了 1990 年具有 486 米高的巨型导管架平台也已工作于墨西哥湾 400 多米的水深中。

第一座坐底式海洋平台是 1949 年在墨西哥湾钻井的“环球 40 号”。在 20 世纪 50 年代建造了近 30 座坐底式平台。20 世纪 50 年代末，坐底式平台的工作水深已经达到 90 英尺。1963 年出现了一座大型坐底式平台，其工作水深达 53.34 米。直到七十年代初，由于原油价格大幅上涨，人们对适合于水深小于 30 米的浅水区工作的坐底式平台的需求再次上涨起来，此后日趋冷落。由于我国有大片的浅水及海滩地区需要勘探开发，在所采用的钻井设备中，坐底式平台占有很重要的地位。1979 年建成并投入使用的“胜利一号”坐底式平台是我国设计制造的第一座坐底式平台。它的作业水深为 2~5 米。

为了使用在不同水深范围内钻井，1954 年第一座自升式海洋钻井平台“加利福尼亚 1 号”诞生了。到 1960 年，世界上大约有 30 座自升式海洋平台投入了使用，最大水深约为 50~60 米。20 世纪 60 年代，自升式平台不仅在数量上大为增加，而且在结构上也得到了不断的改进。到 60 年代末，自升式海洋平台的工作水深已经达到 91.44 米（300 英尺）。到了 70 年代，为了满足全球勘探的需要，自升式钻井平台的数量迅速增加。到 70 年代末期，自升式钻井平台占移动式钻井装置的总数的一半。到 1985 年，此比例已达到 60%，自升式钻井平台的最大工作水深已经达到 137.16 米（450 英尺）。

1962 年出现的第一座半潜式平台是由一带有稳定立柱的坐底式平台改建而成。20 世纪 60 年代共建造了大约 30 座半潜式平台。半潜式平台的数量在 20 世纪 70 年代迅速增加。设计重点表现在自推进、动力定位、恶劣海况、更大的工作水深（1830 米）及更大的钻井深度（9144 米）。在此期间，运动补偿装置的使用提高了钻井效率。20 世纪年代，半潜式平台的最大工作水深能力为 3048 米，已经开创了北海海域钻井的纪录。

自 1973 年北海建成第一座混凝土重力式平台 Ekofisk Tank 平台后，相继又有 20 余座混凝土重力式平台投入使用。混凝土重力式平台的安装水深也在逐渐增大，由最初的 70 米水深已经发展到 305 米水深。

张力腿平台的研究始于 1954 年，从 1954 年到 20 世纪年代末期，基本上各国学者都致力于理论与实验的概念性研究。70 年代末期以后各国学者才真正致力于工程性的研究和实施。1984 年世界上第一个由美国 CONOCO 公司建造的张力腿平台正式安装在 147 米深的 Hutton 油田。目前在水深海域投入使用和在建的张力腿平台有 20 座左右。

海上油气资源的开发在不断向深海进军的同时，浅海边际油气资源的开发利用也日益引起人们的关注。研究和开发适合于浅海边际油气资源开发的简易平台得到了广泛的重视。单柱平台作为简易平台的典型有着结构简单、安装方便、造价低等优点，目前在北海地区、墨西哥湾、意大利亚得里亚海以及我国的渤海等海域已经得到应用。

1.3 单柱海洋平台的发展历史及现状

作为运输中转装置（Spar）技术在存储和卸载浮筒上的应用已有 30 多年。1987 年 Edward E. Horton 在柱形浮标（Spar）和张力腿平台（TLP）概念的基础上提出一种用于深水的钻井生产平台，即单柱平台（spar platform）。该平台的主体为圆柱型，垂直立于水中，水下部分可用来提供浮力，上部承受甲板载荷，底部与张紧的系索相连，用来控制整个平台的运动。为保证平台的稳性可在其底部施加固定压载。1996 年 12 月，Oryx 能源公司委托 J. Ray McDermott 公司在墨西哥湾的 Neptune 油田成功建造安装了世界上第一座单柱生产平台，当地水深为 588 米（1930 英尺）。近几年以来 Chevron 公司和 Exxon 公司又相继在该地区的 Genesis 和 Diana 油田分别安装投产了两座单柱平台，当地水深分别为 789 米（2590 英尺）和 1311 米（4300 英尺）。Neptune、Genesis 和 Diana 平台是单柱平台家族中具有代表性的三座。1998 年 9 月 1 日，一种新的设计概念桁架单柱平台（truss spar platform）在墨西哥湾 1692 米（5550 英尺）的水域成功安装投产，其主体的一部分由以前的圆柱型变为桁架结构，当平台的储油能力要求不高

时这种结构型式更轻,更为经济有效。1998年9月British-Borneo公司与Atlantia公司合作在海星(Seastar)概念的基础上首次成功建造安装了用于Morpeh油田515米(1690英尺)水深海域的新型单柱平台Thomas Johnson,随后J. Ray McDermott公司于1999年8月和2001年6月分别在Allegheny油田和Typhoon油田成功安装了两座海星平台,当地水深分别为1009米(3310英尺)和640米(2100英尺)。

单柱式平台的优点是造价低,便于安装,可以重复使用,因而对边际油田比较适用。另外,它的柱体内部可以储油,它的大吃水形成对立管的良好保护,同时其运动响应对水深变化不敏感,更适宜于在深水海域应用。单柱平台被认为是除张力腿平台之外的另一种适用于深水油气开采的海洋平台。

1.4 目前研究热点及本文研究内容

深海平台结构的研究:

随着海上油气生产向着更深的海域推进,深海平台必将继续受到广泛的重视和发展。此领域研究热点主要在于:寻求更为经济有效的结构形式,以适应极深海油田或极深海边际油田开发的需要;深海平台结构的非线性动力分析,尤其是会危及平台安全的长周期慢漂运动,以及高频响应中所产生的二阶和频力和高阶脉冲力;张力腿平台的张力腿系统的研究,尤其是张力腿的极限承载能力、疲劳断裂可靠性以及维修问题;张力腿平台的锚固基础的研究,尤其是吸力基础和以压载控制的可回收基础的研究。

简易平台结构的研究:

在石油价格不断上涨以及开发海上边际油田需要的推动下,轻型简易平台的作用显得格外重要,应用的十分广泛,而且理论和建造技术的发展日益成熟。我国正在开始大规模的滩海油田开发,其中不乏分散而且小块的边际型油田。在我国油田开发正在由过去的地质储量管理转变为经济可采储量管理的形势下,引入简易平台的概念并结合我国滩海油田的开发和使更多边际性油田能够达到开发经济界限,从而使这些宝贵的储量资源得到开发和利用将具有十分现实和重要的意义。

文献[1]探讨了在单柱浮筒上不同位置安装不同数目、不同形状的列板对其稳定性和运动性能的影响,给出了不同情况下使浮筒具有良好运动性能的安装方案。

文献[2]在考虑了非线性绕射载荷的情况下对单柱平台的运动响应进行了计算,并将计算结果同模型试验结果作了比较分析。

文献[3]在时域中对流分别同规则波和不规则波的联合作用下单柱平台的非线性响应进行了分析,用 Morison 方程来计算水动力和力矩,分析表明, Morison 方程计算出的波浪力较精确,得到的响应计算结果令人满意。

文献[4]从概念、结构和安装方面给出了单柱平台的详细设计情况,为单柱平台日后的发展作出了基础性的工作。

文献[5]在三个自由度上(纵荡、升沉和纵摇)模拟单柱平台的运动,惯性力用 Morison 方程计算,惯性系数为常系数,拖曳力用非线性的 Morison 方程计算。在时域范围内进行分析。

文献[6]对典型桁架单柱平台(truss spar platform)的数值计算结果与其模型试验结果进行了比较,该研究工作的目的是对平台水动力系数进行修正,由此来为 Amoco 公司设计新的桁架单柱平台。

文献[7]研究了规则波与不规则波中系泊单柱平台的非线性响应特征。用时域耦合非线性运动分析计算程序来求解这种系泊顺应式平台的静力和动力响应,尤其是在总体坐标系中用动力有限元程序来模拟系索的非线性响应,用该程序可以得出耦合动力分析的结果并且同不考虑耦合时的分析结果进行比较,从而确定系索对平台主体运动的影响。

文献[8]用时域模型对大直径单柱平台在随机浪向长峰波以及来流的海况中的运动响应进行了分析。在计算过程中考虑自由表面力、波浪与来流之间相互作用以及运动方程本身的非线性特性,同时还研究了浪向对单柱平台纵荡和纵摇响应的影响,结果表明波浪与来流之间的相互作用以及波浪能量的传播方向对计算结果有十分显著的影响。

文献[9]讨论了一种有效的方法用来预报各种波浪模型作用下离岸细长结构物的慢漂响应,用测量得到的波浪升高的时间序列作为输入,就可以得到结构在入射波作用下的响应。

2 锚泊线分析

2.1 典型单柱平台模型

图 2.1 所示典型单柱平台主要由浮筒、上体平台和锚泊系统三部分组成。

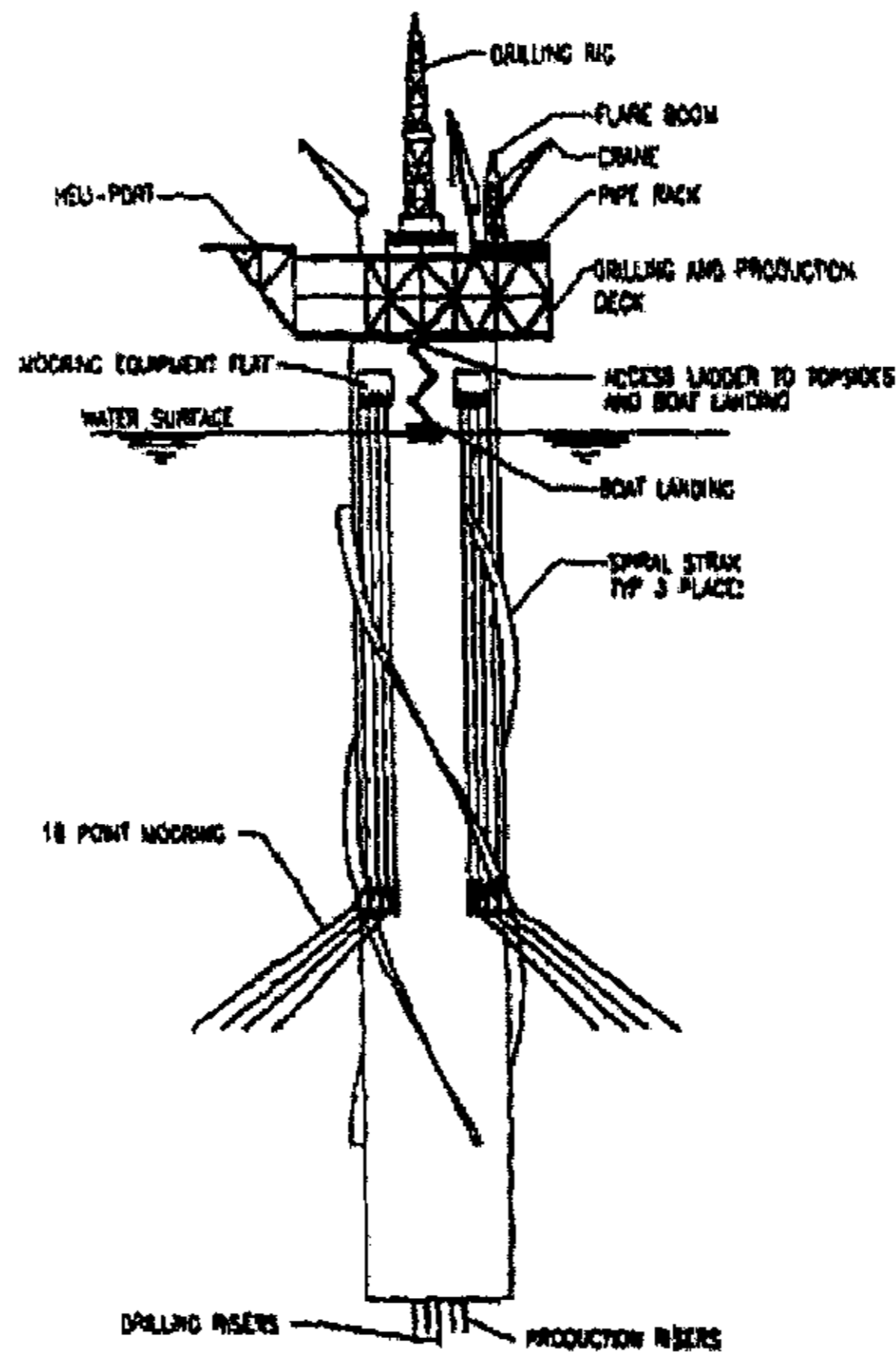


图 2.1 单柱平台示意图

Fig.2.1 Schematic elevation of spar platform

浮筒一般是钢质空心圆柱体，里面是桁架结构，浮筒内部划分舱室，既可以储油还可以用来装压载水。多条锚泊线辐射状附于浮筒外表面，螺旋型的列板附于浮筒表面，以改善平台波浪中的运动性能。浮筒和上体平台之间有楼梯和小船码头。上体平台上设有主甲板、钻井设备、停机坪、起重机、钻塔以及工作人员的生活场所和必要的设施等等。锚泊设备主要是锚泊线、重块线、锚链线和锚构成，锚泊线一般为钢质或者纤维质，如尼龙缆。关于在锚泊线上施加固体压载主要有两种方法：一是在锚泊线上加若干集中质量的固体压载，二是在锚泊线上某一段均匀施加固体压载，相当于等截面的线，

与锚泊线相比只改变它的单位长度的重量 (N/m)。锚泊设备主要是对平台提供拉力以限制平台在风浪流作用下的运动幅度。

表 2.1 平台安装状况

Table 2.1 Data of spar platform

项目	参数
平台重 G/kN	2.6×10^6
浮筒半径 r/m	20.26
浮筒高 h/m	216.4
重心至浮心距离 h_1/m	6.67
底板至重心垂直距离 h_2/m	92.4
重心至导缆孔垂直距离 h_3/m	0.2

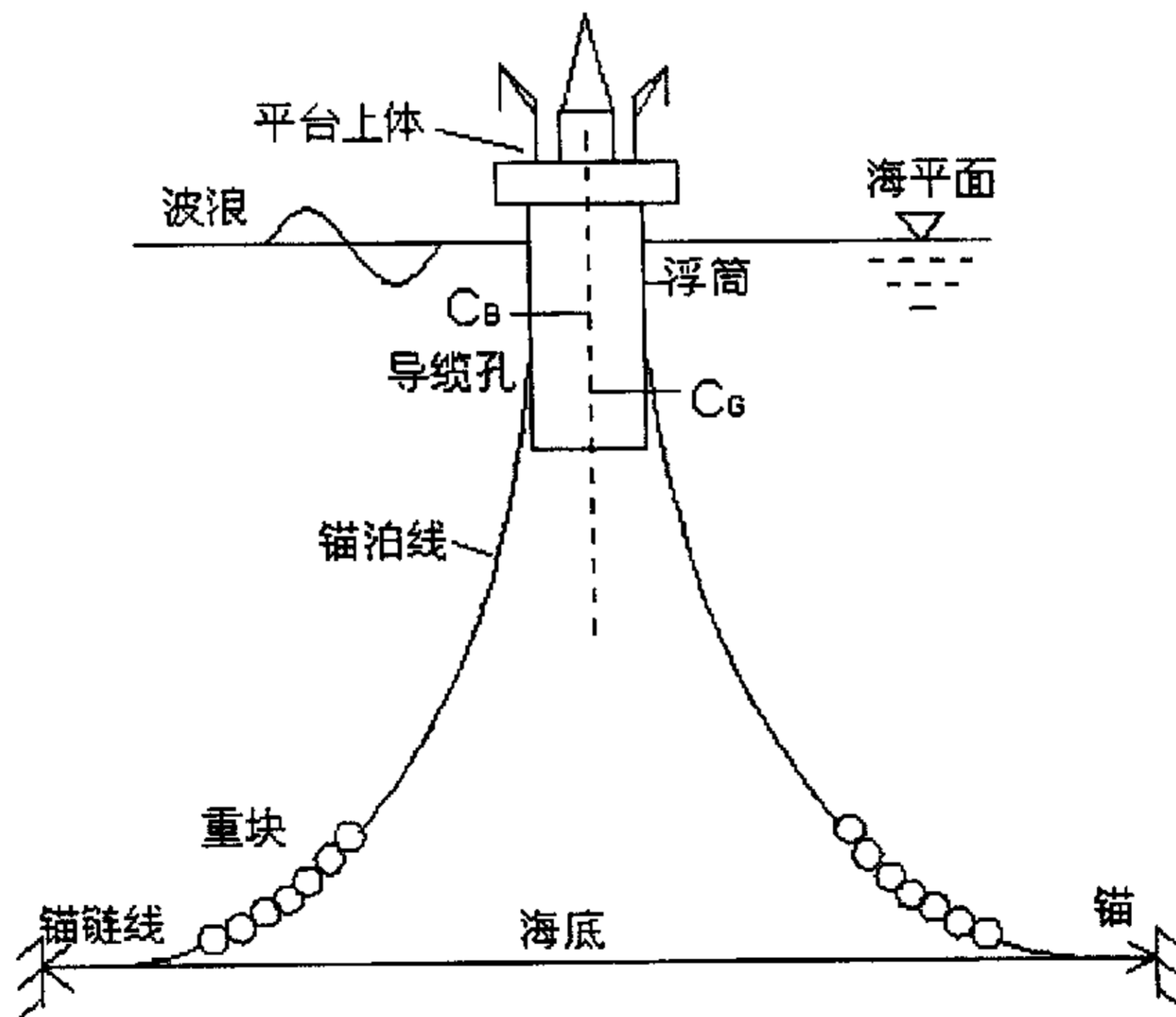


图 2.2 典型单柱平台简化模型

Fig.2.2 Model of typical spar platform

单柱平台的简化模型可以看作一个上端出水的浮筒在两条锚泊线的约束下静止于水中，平台上体完全出水，受到波浪作用的只有浮筒以及与之连接的锚泊线。

锚泊线与锚链线为质量分布均匀的柔软线，重块看作单位长度重量 (N/m) 不同的锚泊线，锚于海底锚固。上体平台对浮筒的作用可以看作均匀分布的垂直于接触表面的压力，浮筒连同平台上体的重心和浮心已知。

表 2.2 锚泊系统参数 (平均水深为 914.4m)

Table 2.2 Data of mooring line

项目	参数
锚链线直径 D_1 / m	0.0889
锚泊线直径 D_3 / m	1.055
重块直径 D_2 / m	0.0889
锚链线长 L_1 / m	800
重块线长 L_2 / m	40
锚泊线长 L_3 / m	800
锚泊线单位长度重量 ρ_1 / Nm^{-1}	293.2
重块线单位长度重量 ρ_2 / Nm^{-1}	25000
锚链线单位长度重量 ρ_3 / Nm^{-1}	293.2
锚泊线水平拉力 T / kN	400

关于平台自身及所处环境的基本假定：

- 1) 海底平坦、刚性且对锚泊线没有摩擦作用力；
- 2) 锚泊线在水中会产生位移，所有的锚泊线在水中移动非常缓慢，忽略其速度和加速度；
- 3) 平台主体是一个刚性浮筒并且忽略锚泊线（包括重块线）的弹性伸长；
- 4) 忽略流的作用以及波浪和流的耦合作用；

5) 忽略风力的作用。

2.2 锚泊线方程的推导

2.2.1 目前浮动式海洋结构物的锚泊定位系统的研究与设计概况

随着海洋开发事业的发展，各种海洋结构物的规模和数量与日俱增，作业范围也向着更深的水域发展。海洋调查船、水下打捞船、石油钻探装置、海上作业平台等各种浮式海洋结构物都要求能在海上定位。海上结构物作业时要求在较长一段时间内能够精确的保持其在海面上的位置，因此它的锚泊性能具有更重要的意义。

在浮动式海洋结构物的综合设计中，锚系的设计是及其重要的环节，它与其它设计工作是相互影响的。因此，在设计开始时，先要作锚系的初步设计，然后对它进行各种特性的计算，之后按照原定的设计标准来衡量锚系的安全性，再作反复的修正，以最后确定锚泊系统。图 2.3 是海上浮动结构物锚系基本设计的一般流程，从图中可以看出其主要的分析项目及设计程序。

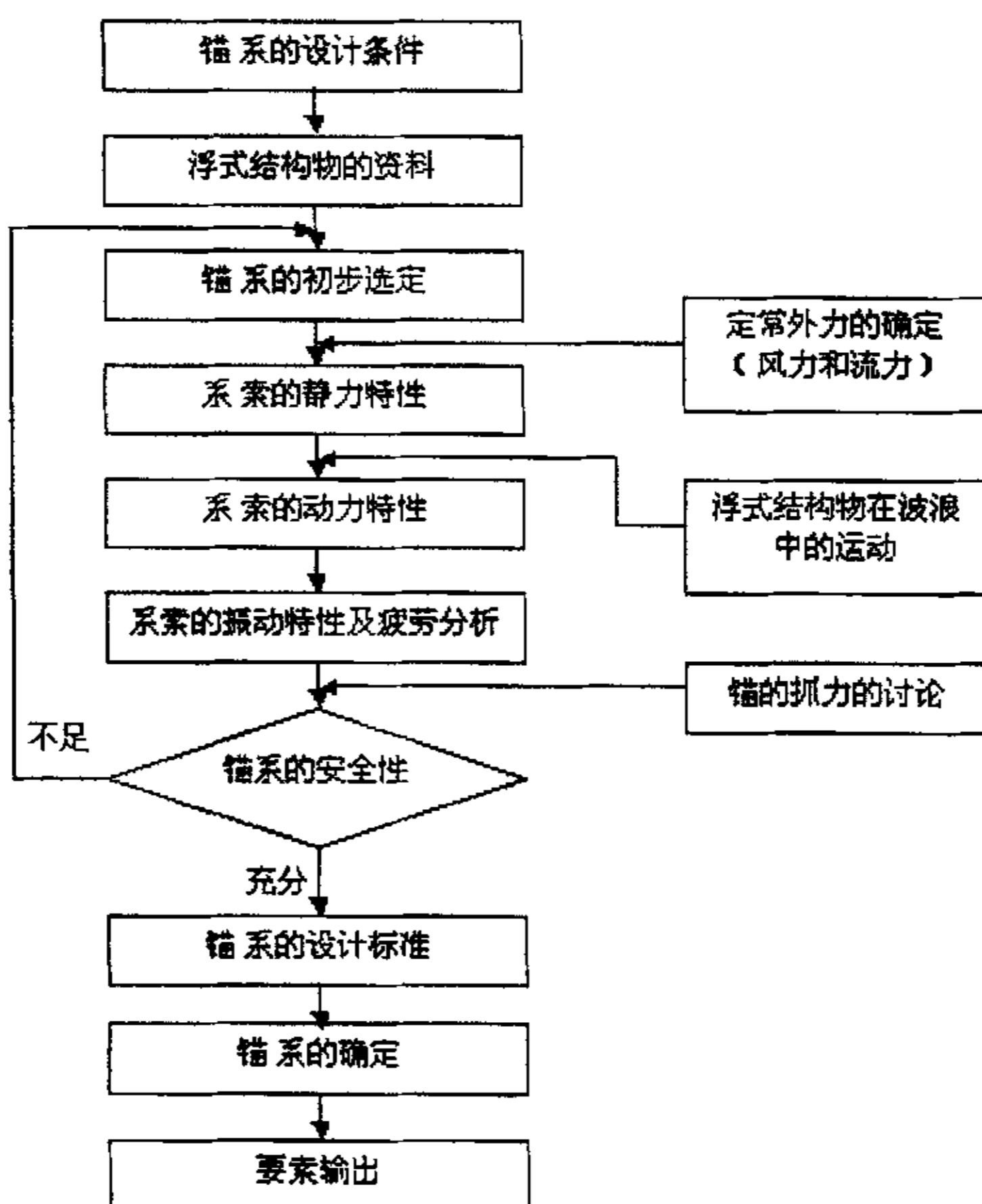


图 2.3 锚系设计

Fig.2.3 Design of mooring system

近些年来,对锚系各项特性的分析研究工作进展很快,也提出了许多计算程序。这些方法都有其自身的特点,具有不同的适应性,可以按照锚系的特点分别选用适当的方法,借助于电子计算机进行计算,它们的精度一般都能达到实际上的要求。由于锚系的设计是一个反复迭代、逐步近似的过程,因此,以往的设计经验以及已建成的实物的营运效果等都是设计中极其宝贵的资料。这些资料不仅有助于提高初步方案的接近性,也是确定恰当的设计标准(安全系数、允许位移量等)的主要依据,同时,在设计中应当合理的确定设计条件(气象、海况),使所设计的锚系既能在指定的作业海区可靠的工作,又不至于过分庞大笨重,具有现实性及良好的经济效益。

根据这些结构物的定位要求,可以分别采用两种类型的锚泊方式:单点锚泊方式和多点锚泊方式。一般的海洋调查船和输油船等对浮式结构的位移量没有严格的限制,此时可以采用单点锚泊方式;有些浮式结构物按照其作业的要求对位移量有一定的限制,如钻井船和海上采油平台等多采用多点锚泊方式。

对于大水深的情况,海洋结构物除了依靠锚泊定位以外,还应安装动力定位系统。动力定位系统时借助快速自动计算船位的技术及一系列推力器来保持船位的。它除了不受水深的限制以外,还具有机动性高,能够快速移位等特点。

文献[10]提出一种新的经济性比较好的系索系统,并从安装、建造的工艺方面来提出这一概念。文献[11]提出一种系索的分析方法,该方法首先对平台进行时域内的随机分析(其中的环境载荷利用绕射理论和Morison公式得到),然后将所得到的平台主体运动和系索顶端的拉力加到系索的时域分析中,此时所得到的系索轴向力和弯矩就作为系索的设计依据。文献[12]总结性的叙述了张力腿平台可靠性研究方面的内容,包括平台系索元件的疲劳可靠性问题、系索系统的疲劳过载可靠性问题等内容。

目前对系索的研究主要集中在系索的形式、系索的安装、系索受力分析以及系索的可靠性等方面的问题,但是对这些问题研究大多数没有考虑系索系统与平台主体的耦合作用,没有进行与平台主体的迭代。

2.2.2 锚泊线方程的导出

锚泊线如图 2.4 所示:

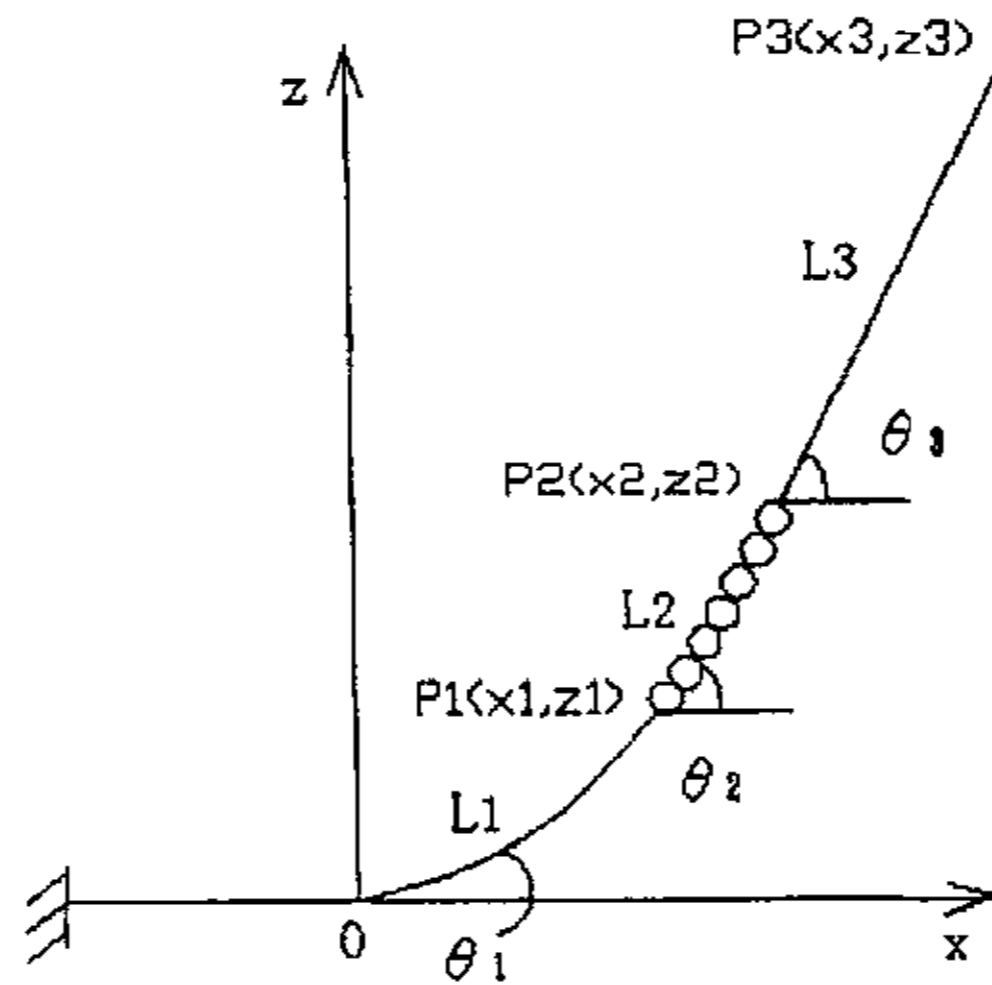


图 2.4 单条锚泊线示意图

Fig.2.4 Schematic elevation of single mooring line

锚链线上的任一微段 ds ，如图 2.5 所示：

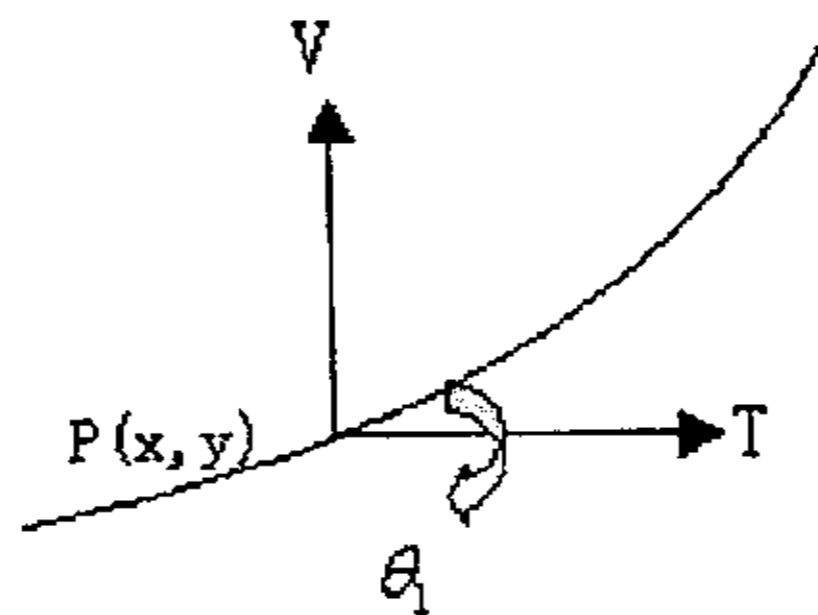


图 2.5 锚链线

Fig.2.5 Anchored line

ρ_1 为锚链线单位长度的重量 (N/m)，以锚链线与海底的切点为坐标系原点建立平面直角坐标系。取 ds 上任意一点为 $P(x_1, y_1)$ ，此点水平拉力为 T ，垂向拉力为 V ，锚链线在此点与水平方向的夹角为 θ_1 ，则：

$$\tan \theta_1 = \frac{V}{T}, \quad (2.1)$$

微段重量：

$$dw_1 = \rho_1 \cdot ds_1 \quad (2.2)$$

$$\cos \theta_1 = \frac{dx_1}{ds_1} \quad (2.3)$$

$$ds_1 = \frac{dx_1}{\cos \theta_1} \quad (2.4)$$

$$dw_1 = \rho_1 \cdot \frac{dx_1}{\cos \theta_1} \quad (2.5)$$

$$dv = \rho_1 \cdot ds_1 \quad (2.6)$$

而

$$dv = d(T \cdot \tan \theta_1) = \rho_1 \cdot \frac{dx_1}{\cos \theta_1} \quad (2.7)$$

$$T \cdot \sec^2 \theta_1 \cdot d\theta_1 = \rho_1 \cdot \frac{dx_1}{\cos \theta_1} \quad (2.8)$$

$$\frac{d\theta_1}{\cos \theta_1} = \frac{\rho_1}{T} dx_1 \quad (2.9)$$

定积分:

$$\int_0^{\theta_1} \frac{d\theta_1}{\cos \theta_1} = \int_0^{x_1} \frac{\rho_1}{T} dx_1 \quad (2.10)$$

$x \rightarrow 0$ 时 $\theta \rightarrow 0$

$$\tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = e^{\frac{\rho_1}{T} x_1} \quad (2.11)$$

$$\cot\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = e^{-\left(\frac{\rho_1}{T} x_1\right)} \quad (2.12)$$

又

$$\tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right) - \cot\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = 2 \tan \theta_1 \quad (2.13)$$

$$\tan \theta_1 = \frac{1}{2} \left(e^{\frac{\rho_1}{T} x_1} - e^{-\left(\frac{\rho_1}{T} x_1\right)} \right) \quad (2.14)$$

而

$$\tan \theta_1 = \frac{dy_1}{dx_1} \quad (2.15)$$

$$\frac{dy_1}{dx_1} = \frac{1}{2} \left(e^{\frac{\rho_1}{T} x_1} - e^{-\left(\frac{\rho_1}{T} x_1\right)} \right) \quad (2.16)$$

积分得:

$$y_1 = \frac{T}{2\rho_1} \left(e^{\frac{\rho_1}{T} x_1} - e^{-\left(\frac{\rho_1}{T} x_1\right)} \right) + c_1 \quad (2.17)$$

当 $x=0$ 时 $y=0$, 得

$$c_1 = -\frac{T}{\rho_1} \quad (2.18)$$

因此悬链线方程为:

$$y_1 = \frac{T}{2\rho_1} \left(e^{\frac{\rho_1}{T} x_1} - e^{-\left(\frac{\rho_1}{T} x_1\right)} \right) - \frac{T}{\rho_1} \quad (2.19)$$

给出锚链线长度, 用数值积分可以求出 x_1 , y_1 及 θ_1 .

2.2.3 重块线和锚泊线方程的导出

锚泊线有固体压载的部分可以看成单位长度重量 $\rho_2(N/m)$ 较大的锚泊线。考虑其上的任意一点 (x_2, y_2) , 同锚链线:

$$\frac{d\theta_2}{\cos\theta_2} = \frac{\rho_2}{T} dx_2 \quad (2.20)$$

积分:

$$\int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{d\theta_2}{\cos\theta_2} = \int_{x_1}^{x_2} \frac{\rho_2}{T} dx_2 \quad (2.21)$$

$$\int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{d\theta_2}{\cos\theta_2} = \int_{x_1}^{x_2} \frac{\rho_2}{T} dx_2 \quad (2.22)$$

$$\int_0^{\theta_2} \frac{d\theta_2}{\cos\theta_2} - \int_0^{\theta_1} \frac{d\theta_2}{\cos\theta_2} = \frac{\rho_2}{T} (x_2 - x_1) \quad (2.23)$$

$$\ln \tan\left(\frac{\theta_2}{2} + \frac{\pi}{4}\right) - \ln \tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = \frac{\rho_2}{T} (x_2 - x_1) \quad (2.24)$$

$$\tan\left(\frac{\theta_2}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = e^{\frac{\rho_2}{T}(x_2 - x_1) + \ln \tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right)} \quad (2.25)$$

$$\cot\left(\frac{\theta_2}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = e^{(-1)\left[\frac{\rho_2}{T}(x_2 - x_1) + \ln \tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right)\right]} \quad (2.26)$$

$$\tan\left(\frac{\theta}{2} + \frac{\pi}{4}\right) - \cot\left(\frac{\theta}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = 2 \tan \theta \quad (2.27)$$

$$2 \frac{dy_2}{dx_2} = e^{\frac{\rho_2}{T}(x_2 - x_1) + \ln \tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right)} - e^{(-1)\left[\frac{\rho_2}{T}(x_2 - x_1) + \ln \tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right)\right]} \quad (2.28)$$

积分得:

$$y_2 = \frac{T}{2\rho_2} e^{\frac{\rho_2}{T}(x_2 - x_1) + \ln \tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right)} + \frac{T}{2\rho_2} e^{(-1)\left[\frac{\rho_2}{T}(x_2 - x_1) + \ln \tan\left(\frac{\theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right)\right]} + c_2 \quad (2.29)$$

当 $x_2 = x_1$ 时 $y_2 = y_1$, 代入可以求出 c_2 .

式(2.29)为锚泊线有固体压载部分的方程。给出有固体压载部分的锚链线长度, 用数值积分可以求出 x_2 , y_2 及 θ_2 .

同理可得锚泊线其余部分的方程:

$$y_3 = \frac{T}{2\rho_3} e^{\frac{\rho_3}{T}(x_3-x_2)+\ln \tan(\frac{\theta_2+\pi}{4})} + \frac{T}{2\rho_3} e^{(-1)[\frac{\rho_3}{T}(x_3-x_2)+\ln \tan(\frac{\theta_2+\pi}{4})]} + c_3 \quad (2.30)$$

当 $x_3 = x_2$ 时 $y_3 = y_2$ ，代入可以求出 c_3 。给出其余部分的锚链线长度，用数值积分可以求出 x_3 ， y_3 及 θ_3 。

2.2.4 锚泊线算例

依照表 2.2 给出的锚泊系统的参数，记锚链线、重块线和锚泊线三段最高点坐标为 $P_1(X_1, Y_1)$ 、 $P_2(X_2, Y_2)$ 和 $P_3(X_3, Y_3)$ 。根据安装情况，导缆孔至海底的垂直距离为 808.178m，所以以锚链线平铺海底延伸 569m 处为坐标原点，得到锚链线、重块线和锚泊线方程分别如式(2.19)、(2.29)、(2.30)所示。计算得锚泊系统形状参数见表 2.3：

表 2.3 锚泊系统参数

Table 2.3 Data of mooring system

项目	参数	项目	参数
c_2	3.174	θ_2	1.211
c_3	-3830.278	θ_3	1.272
θ_1	0.168		

2.3 小结

锚泊线三段形状用悬链线方程来描述，由于锚链线足够长，其下端总是于海底相切，因此锚泊线形状的变化引起平台主体所受到垂向拉力的变化并不大，其变化值等于拉起锚链线的重量。由表 2.1 所示，浮筒本身尺寸较大，所以产生单位升沉量需要克服平台本身很大的回复力，因此升沉量较小。锚泊线形状改变会使水平拉力产生较大的变化，将主要约束纵荡运动，而对纵摇和升沉约束不大。

3 波浪力分析

3.1 平台初始状况的确定

本文旨在考虑锚泊系统对波浪作用下平台运动的约束作用，因此考虑平台只受锚泊线约束的情况。如图 2.1 所示，锚泊线的上端连接于平台浮筒表面，锚泊线边界条件满足：

$$\begin{cases} x_{m1} = x_{s1} & \text{锚泊线上端} \\ x_{m1} = 0 & \text{海底} \end{cases} \quad (3.1)$$

其中 x_{m1} 为锚泊线纵向位移， x_{s1} 为浮筒纵向位移。

如图 3.1 建立整体坐标系 xoz ，锚泊线上端受到一个斜向上的拉力，可以分解为水平方向的分力 T 和垂直方向的分力 V 。

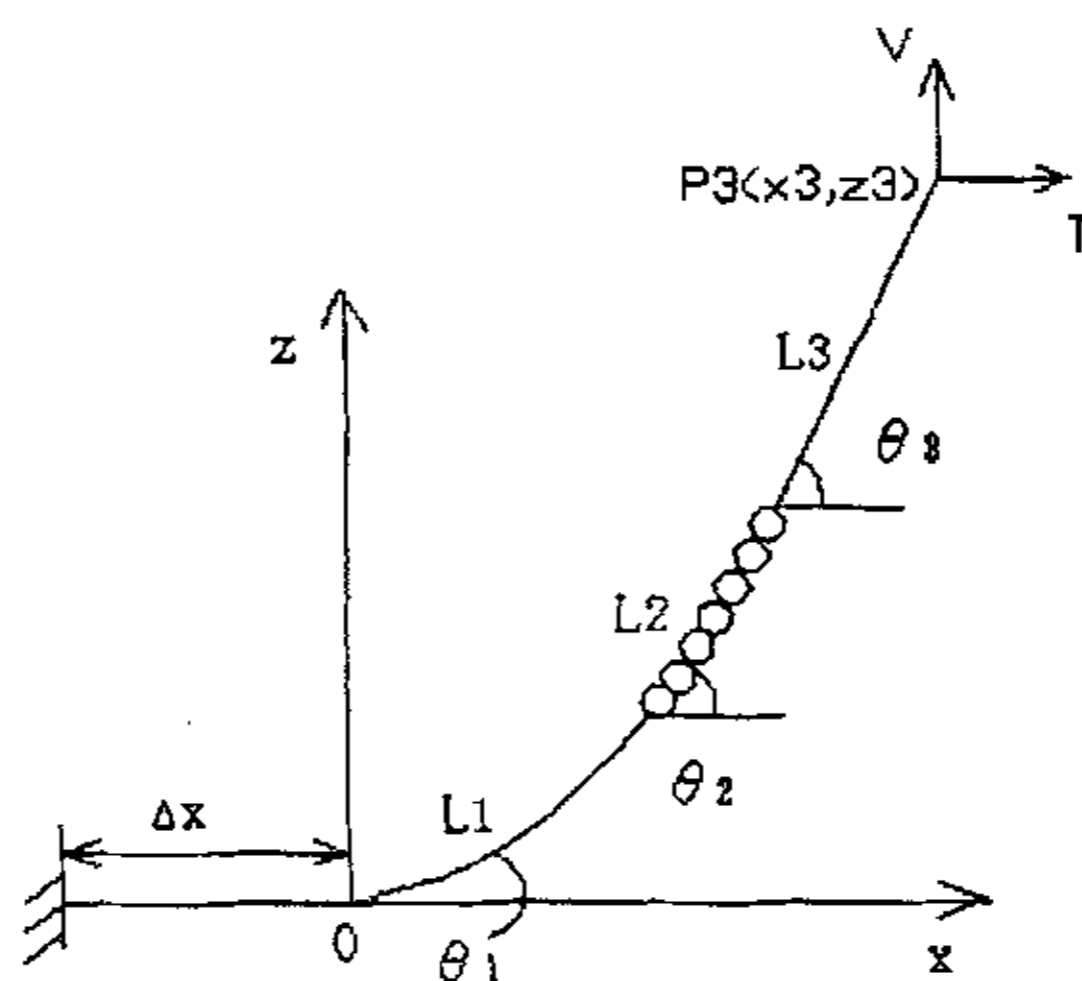


图 3.1 单一锚泊线示意图

Fig.3.1 Schematic elevation of single mooring line

锚泊线处于静止状态，与海底相切，切点距锚的水平距离为 Δx 。V 在数值上等于离开海底的锚泊线的重量，即

$$V = \rho_1 L_1 + \rho_2 L_2 + \rho_3 L_3 \quad (3.2)$$

L_1 、 L_2 、 L_3 分别为锚链线、重块线和锚泊线的长度； ρ_1 、 ρ_2 和 ρ_3 分别为三段的单位长度的重量。

给定水平拉力 T 以及 Δx ，根据 2.2 节的方法以及式(2.19)、(2.29)和(2.30)可以求出坐标系中三段线的方程，进而可以求得 z_3 。

浮筒同样受到锚泊线的拉力，如图 3.2 所示，其中 $2V'$ 与浮筒自重和浮力平衡，有如下平衡方程：

$$2V' + G = f \tag{3.3}$$

G 为结构自重， f 为浮力，而

$$\begin{aligned} f &= \rho g V \\ &= \rho g \frac{1}{4} \pi D^2 d \end{aligned} \tag{3.4}$$

d 为浮筒吃水，随着 V' 的变化而变化。 z_3' 也随着 V' 的变化而变化。

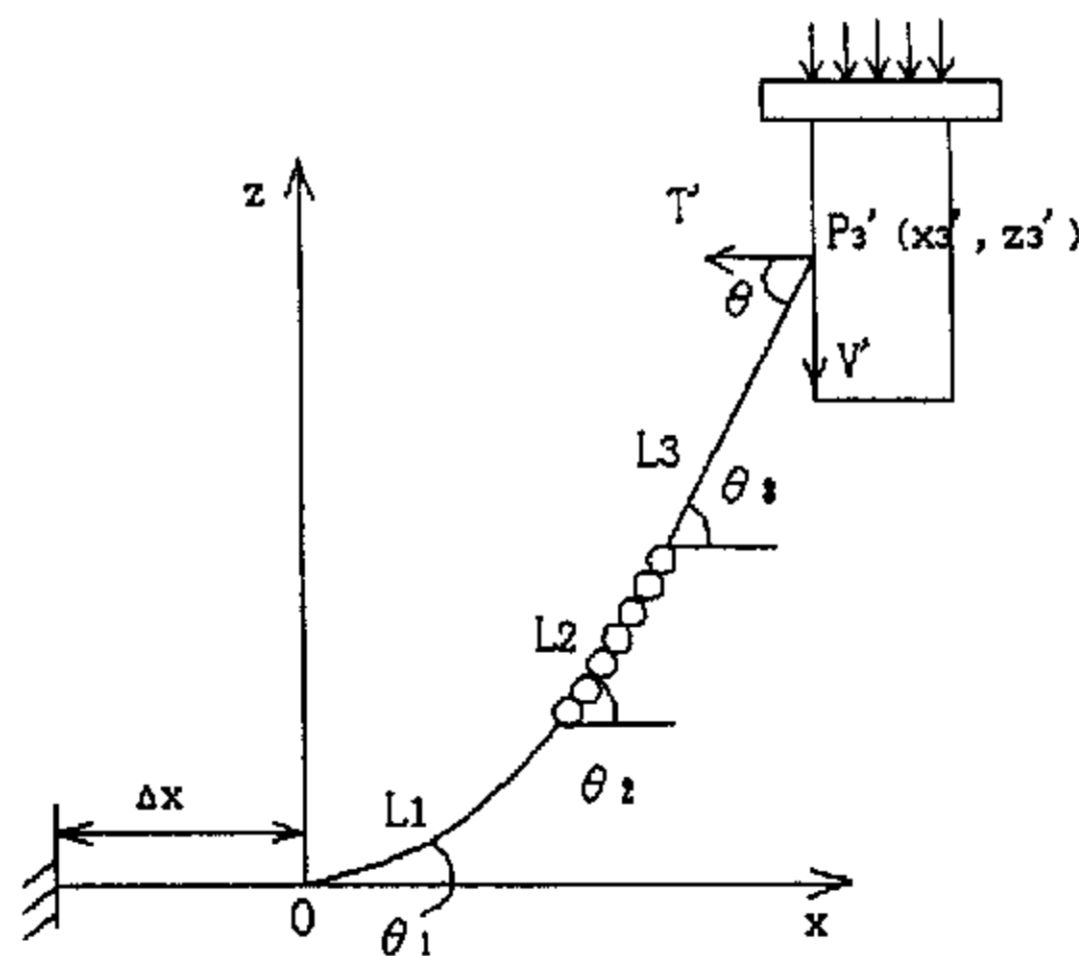


图 3.2 锚泊系统示意图

Fig.3.2 Schematic elevation of mooring system

调整 Δx ，使 z_3 和 z_3' 相等，即使 P_3 和 P_3' 点重合，此时的状态即整个平台没有波浪作用处于静止时的状态。

以上过程用流程图表示为：

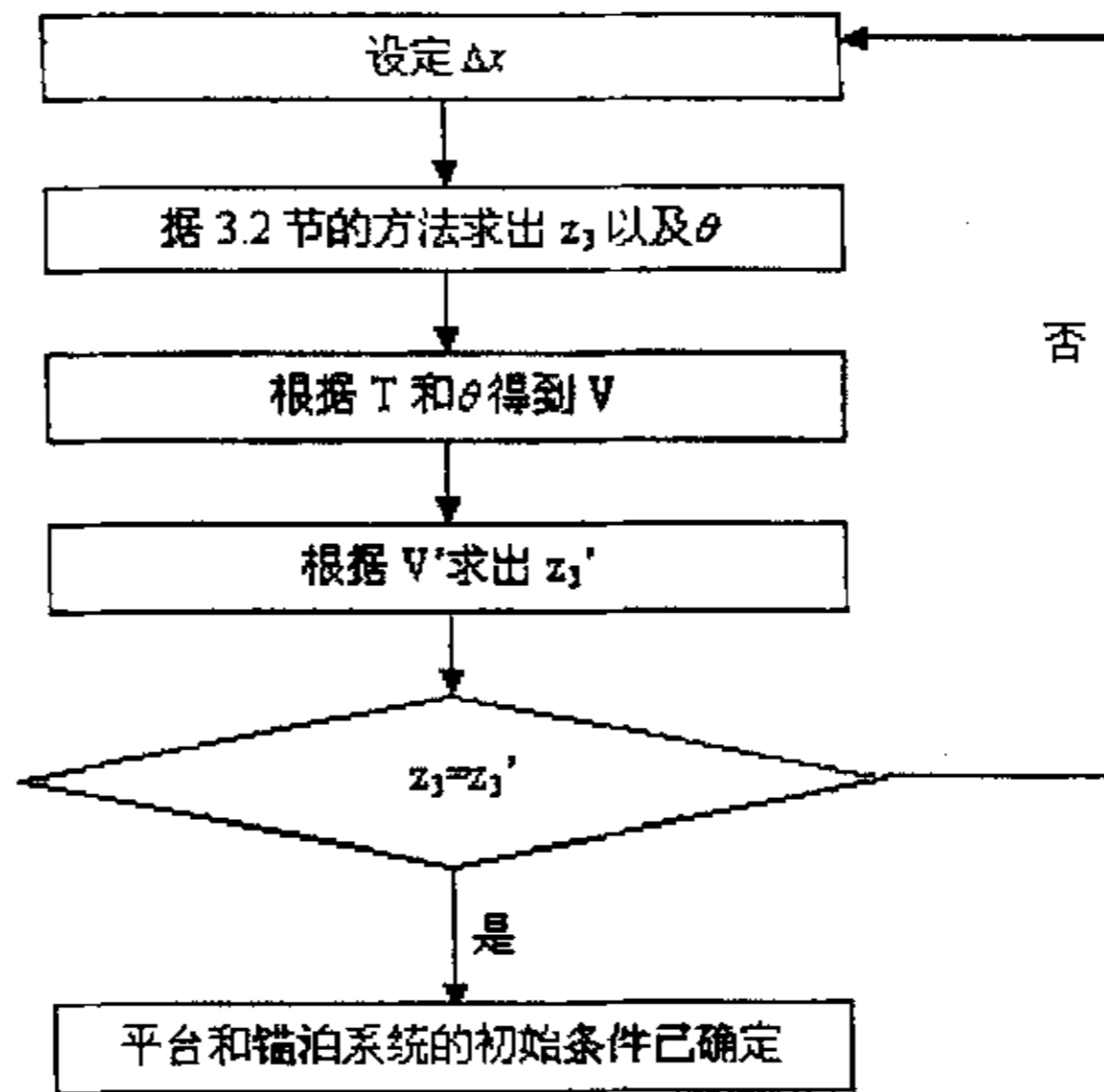


图 3.3 平台初始状态的确定

Fig. 3.3 Initialization condition of spar platform

对于如表 2.1 和表 2.2 所示的单柱平台，按照图 3.3 叙述的方法确定平台及其锚泊系统的初始状况如下：

表 3.1 平台初始状况

Table 3.1 Initialization of spar platform

项目	参数
$\Delta x / m$	569
吃水 d / m	200.822
导缆孔至海底垂直距离 h_4 / m	806.178
y_3 / m	511.040
z_3 / m	806.229
θ / rad	1.273

3.2 波浪理论及波浪力计算

在离岸工程结构设计计算中，影响其工作的环境中尤为重要的因素就是波浪因素。为了计算波浪作用在结构物上的流体动力载荷，首先必须确定设计所依据的波浪要素。在确定了波浪的基本参数，如波高、波长、波周期等之后，还要确定波浪下的整个流场，包括波浪下水分子速度、加速度的分布，以此作为计算波浪作用在离岸工程结构上的流体动力载荷的依据。

波浪理论就是用流体力学的基本规律揭示水波运动的内在本质，如波浪场中的水质点速度分布和压力分布等，为设计海洋结构物时研究作用在结构上的波浪力、波浪引起的结构运动等提供理论基础。目前应用比较广泛的波浪理论主要有线性波理论（Airy 波）、Stokes 波理论、椭圆余弦波理论、流函数理论等。以上几种波浪理论都包含着某种近似，实际上他们都不满足自由表面处的动力学边界条件，因此在一定范围内衡量波浪理论适用与否要看他们满足自由表面运动学条件和动力学条件的程度。

线性波理论提供了实际波浪运动的一阶近似描述，这一理论，由于其形式简单，应用方便，所以工程上在满足工程精度的基础上简化计算，常常采用线性波理论来确定流域内的波浪要素。

线性波理论问题主要在于确定流域内的速度势。如果仅限于讨论 xz 平面上的二维波，则完整的二维边界问题为：

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} = 0 \quad (3.5)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} = 0 \quad (3.6)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \phi}{\partial y} \right)^2 \right] + g\eta = 0 \quad (3.7)$$

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial \phi}{\partial x} \cdot \frac{\partial \eta}{\partial x} - \frac{\partial \phi}{\partial x} = 0 \quad (3.8)$$

公式 3.5~3.8 分别表示流域内速度势满足 Laplace 方程、水底边界条件、波浪表面的动力学条件以及波浪表面的运动学条件。

由于自由表面处的条件是非线性的，求解相对困难。用摄动展开方法将其线性化，并用分离变量法得到一阶速度势的表达式：

$$\Phi_1 = \frac{gH}{2kc} \frac{\cosh k(z+d)}{\cosh kd} \sin(kx - \omega t) \quad (3.9)$$

其中 H 为波高, k 为波数, z 为水深, d 为吃水, ω 为圆频率。

一阶波面表达式:

$$\xi_1 = \frac{H}{2} \cos(kx - \omega t) \quad (3.10)$$

水质点的水平方向和垂直方向速度分别为:

$$u = \frac{\partial \Phi}{\partial x} = \frac{\pi H}{T} \frac{\cosh k(z+d)}{\sinh kd} \cos(kx - \omega t) \quad (3.11)$$

$$v = \frac{\partial \Phi}{\partial z} = \frac{\pi H}{T} \frac{\sinh k(z+d)}{\sinh kd} \sin(kx - \omega t) \quad (3.12)$$

本文波浪力采用线性波理论, 水平力采用 Morrison 方程来计算, 波浪场忽略桩柱存在而对流场的影响。其水平力由波浪加速度场所产生的惯性力和由未受扰动的波浪速度场所产生的速度力组成。惯性力是由于柱体的存在, 使柱体所占空间的水体必须由原来处于波浪运动之中而变为静止不动, 因而对柱体产生一个惯性力。它等于这部分水体质量乘以它的加速度。由于这部分体积中各点的加速度并不相同, 为此可取柱体中轴线处的加速度以代表该范围的平均加速度。另外, 除了柱体本身所占据的水体外, 其附近一部分水体也将随之变速, 这部分水体的质量称为附连水质量, 则真正作用在柱体上的质量应该乘上一个质量系数, 该质量系数即等于惯性力系数 C_M , 而 $C_M = 1 + C_A$, C_A 为附连水质量系数。此时, 波浪力变成三项: 惯性力项、阻力项、附加质量力项。Morison、O'Brien、Johnson 和 Shaaf 于 1950 年提出了一个后来被成为 Morison 方程的公式, 用于表述作用在从海底直到自由表面的垂直立柱上的水平波浪力, 如图 3.4。Morison 等人建议, 未破碎表面波作用在从海底到自由水表面的垂直立柱上的力由两部分, 即惯性力和阻力。

$$f = f_M + f_D \quad (3.13)$$

$$f_M = C_m A_l \frac{du}{dt} \quad (3.14)$$

$$f_D = C_D A_D |u|u \quad (3.15)$$

$$A_I = \rho \frac{\pi}{4} D^2 \quad (3.16)$$

$$A_D = \frac{1}{2} \rho D \quad (3.17)$$

其中 f 为垂直柱体单位长度上的力, f_M 为惯性力, f_D 为阻力部分, D 为柱体直径, C_M 为惯性系数, C_D 为阻力系数。

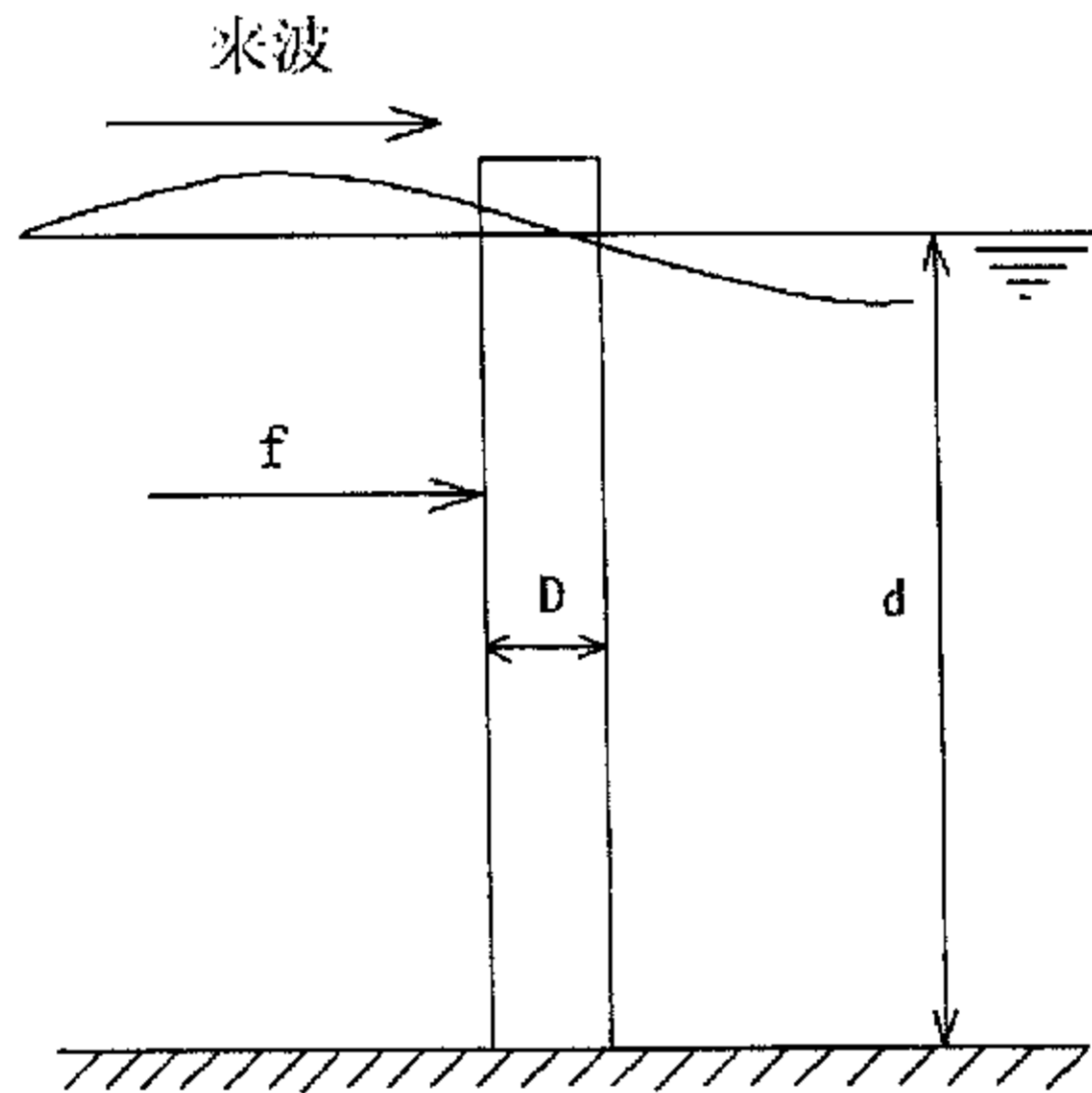


图 3.4 作用在小直径柱体上的波浪力

Fig. 3.4 Wave force on small cylinder

某深度水质点水平方向的速度由(3.11)式得到, 把(3.13)式沿水深方向积分并且应用色散关系:

$$\omega^2 = kg \tanh kd \quad (3.18)$$

可得作用在立柱上水平方向的总波浪力:

$$F = \frac{\pi \rho g D^2 H}{8} \tanh kd \left[C_M \sin \Theta + C_D \left(\frac{H}{4\pi D} \right) \frac{2kd + \sinh 2kd}{\sinh^2 kd} \right] |\cos \Theta| \cos \Theta \quad (3.19)$$

上式中阻力项正比于水质点速度的平方，因此阻力是非线性的，需要将其线性化。将阻力项用 Fourier 级数展开，又深水中色散关系为 $\omega^2 = kg$ ，则水平方向总波浪力变为：

$$F = \frac{\pi\rho g D^2 H}{8} [C_M \sin \Theta + C_D \left(\frac{2H}{3\pi^2 D}\right) \frac{2kd + \sinh 2kd}{\sinh^2 kd} \cos \Theta] \quad (3.20)$$

类似的，此波浪力产生的倾覆力矩为：

$$M = \frac{\pi\rho g D^2 H}{8} [C_M \frac{k \sinh kd - \cosh kd + 1}{\sinh kd} \sin \Theta + C_D \left(\frac{H}{2\pi D}\right) \frac{(kd)^2 + kd \sinh 2kd - \sinh^2 kd}{\sinh^2 kd} |\cos \Theta| \cos \Theta] \quad (3.21)$$

线性化后：

$$M = \frac{\pi\rho g D^2 H}{8} [C_M \frac{k \sinh kd - \cosh kd + 1}{\sinh kd} \sin \Theta + C_D \left(\frac{4H}{3\pi^2 D}\right) \frac{(kd)^2 + kd \sinh 2kd - \sinh^2 kd}{\sinh^2 kd} \cos \Theta] \quad (3.22)$$

式(3.20)和(3.22)是针对从海底伸出自由水面的细长杆件的水平力及其力矩的计算公式，对于浮于水中上端出水、下端没有接触到水底的细长杆件，如图 3.5，把作用在细长杆件上的线性化的 Morison 公式沿着水深方向积分，可得此类构件的总水平波浪力：

$$F = \int_{-h}^0 (f_M + f_D) dZ = F_M + F_D \quad (3.23)$$

$$F_M = \frac{C_M \rho \pi^3 D^2 H [\sinh kd - \sinh k(d-h)] \sin \Theta}{2kT^2 \sinh kd} \quad (3.24)$$

$$F_D = \frac{2C_D \rho D \pi H^2}{3T^2 \sinh^2 kd} \left\{ h + \frac{1}{k} [\sinh 2kd - \sinh 2k(d-h)] \right\} \cos \Theta \quad (3.25)$$

对于式(3.10)的一阶波面方程, 把(3.24)和(3.25)化为:

$$F_M = \frac{C_M \rho \pi^3 D^2 [\sinh kd - \sinh k(d-h)]}{kT^2 \sinh kd} \xi(t + \frac{T}{4}) \quad (3.26)$$

$$F_D = \frac{4C_D \rho D \pi H}{3T^2 \sinh^2 kd} \{h + \frac{1}{k} [\sinh 2kd - \sinh 2k(d-h)]\} \xi(t) \quad (3.27)$$

其中 d 为水深, h 为杆件的吃水。

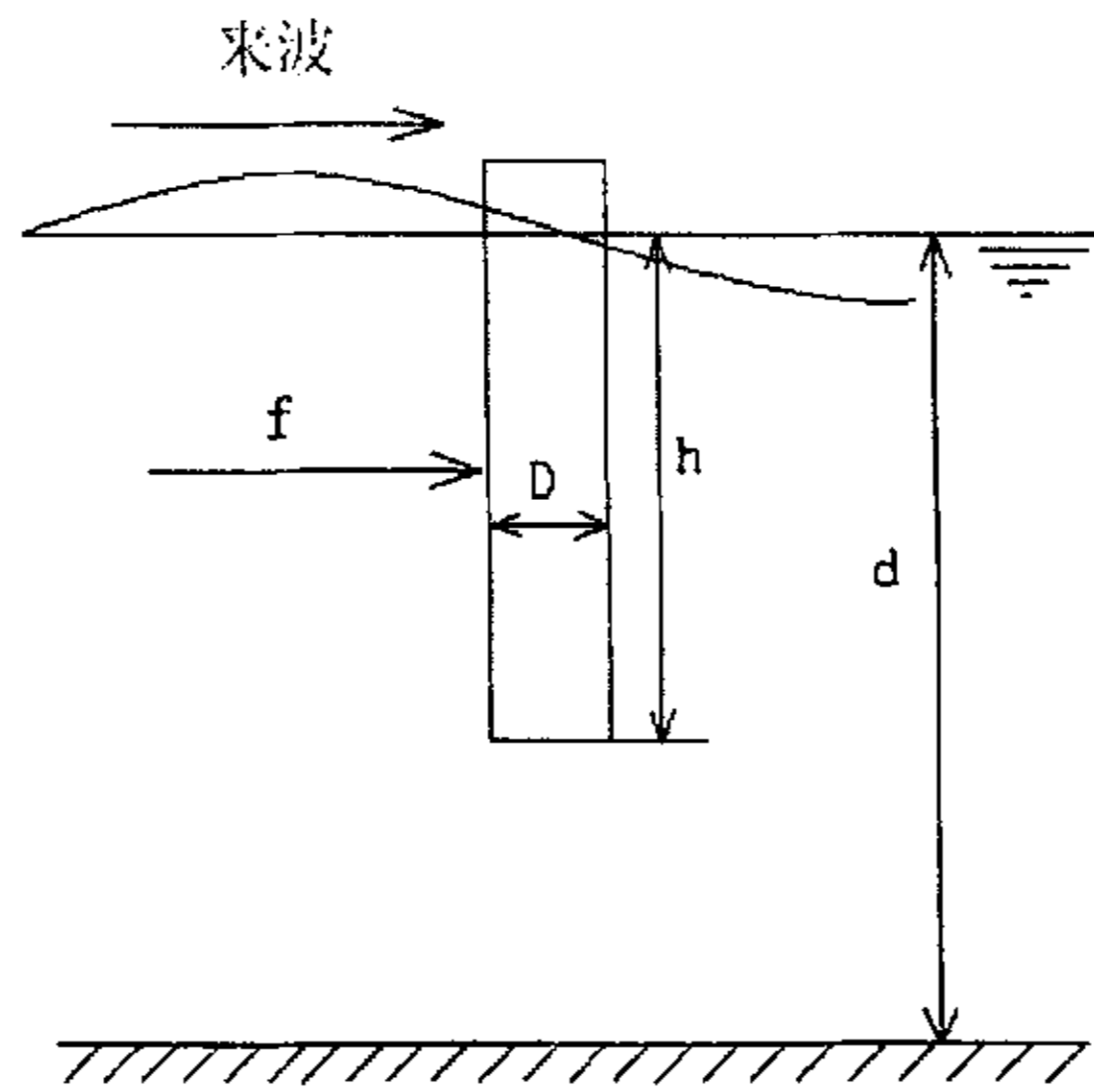


图 3.5 作用在漂浮于水面的小直径柱体的波浪力

Fig 3.5 Wave force on floating small cylinder

类似的, 可以得到此类构件水平力产生的力矩:

$$\begin{aligned} M &= \int_{-h}^0 (f_M + f_D)(z - z_G) dz \\ &= \int_{-h}^0 K_M \cosh k(z+d)(z - z_G) dz \sin \Theta \\ &\quad + \int_{-h}^0 K_D \cosh^2 k(z+d)(z - z_G) dz \frac{8}{3\pi} \cos \Theta \end{aligned} \quad (3.28)$$

z_G 为重心垂向坐标, 整理得:

$$\begin{aligned}
 M = & K_M \sin \Theta \left[\frac{h+z_G}{k} \sinh k(d-h) - \frac{1}{k^2} \cosh kd + \frac{1}{k^2} \cosh k(d-h) \right. \\
 & \left. - \frac{z_G}{k} \sinh kd \right] - K_D \frac{8}{3\pi} \cos \Theta \left[-\frac{h^2+2z_G h}{4} + \frac{h+z_G}{4k} \sinh 2k(d-h) \right. \\
 & \left. + \frac{1}{8k^2} (\cosh 2k(d-h) - \cosh 2kd) - \frac{z_G}{4k} \sinh 2kd \right]
 \end{aligned} \tag{3.29}$$

其中,

$$K_M = C_M A_l \frac{2\pi^2 H}{T^2} \frac{1}{\sinh kd} \tag{3.30}$$

$$K_D = C_D A_D \frac{\pi^2 H^2}{T^2} \frac{1}{\sinh^2 kd} \tag{3.31}$$

C_M 和 C_D 的确定只能根据试验测定, 根据已发表数据统计分析 (置信水平 98%) 的推荐值[13], C_M 取 2.0, C_D 的取值范围为 1.0~1.4.

垂向力考虑摩擦阻力, 其摩擦系数采用国际船模试验水池会议(ITTC)1957 年推荐的公式, 摩擦阻力为:

$$R_F = C_F \cdot \left(\frac{1}{2} \rho v^2 s \right) \tag{3.32}$$

$$C_F = \frac{0.075}{(\log R_n - 2)^2} \tag{3.33}$$

其中 ρ 为海水密度, v 为浮筒表面水质点垂向速度, s 为浮筒垂向湿表面积。另外 Morison 力是垂直于浮筒表面的, 在浮筒有纵倾角的时候 Morison 力在垂直自由表面方向有一分力, 其量级与摩擦阻力相当, 因此垂向力要考虑摩擦阻力和 Morison 力垂向分力两项。

对于倾斜柱体上, 如图 3.6 所示:

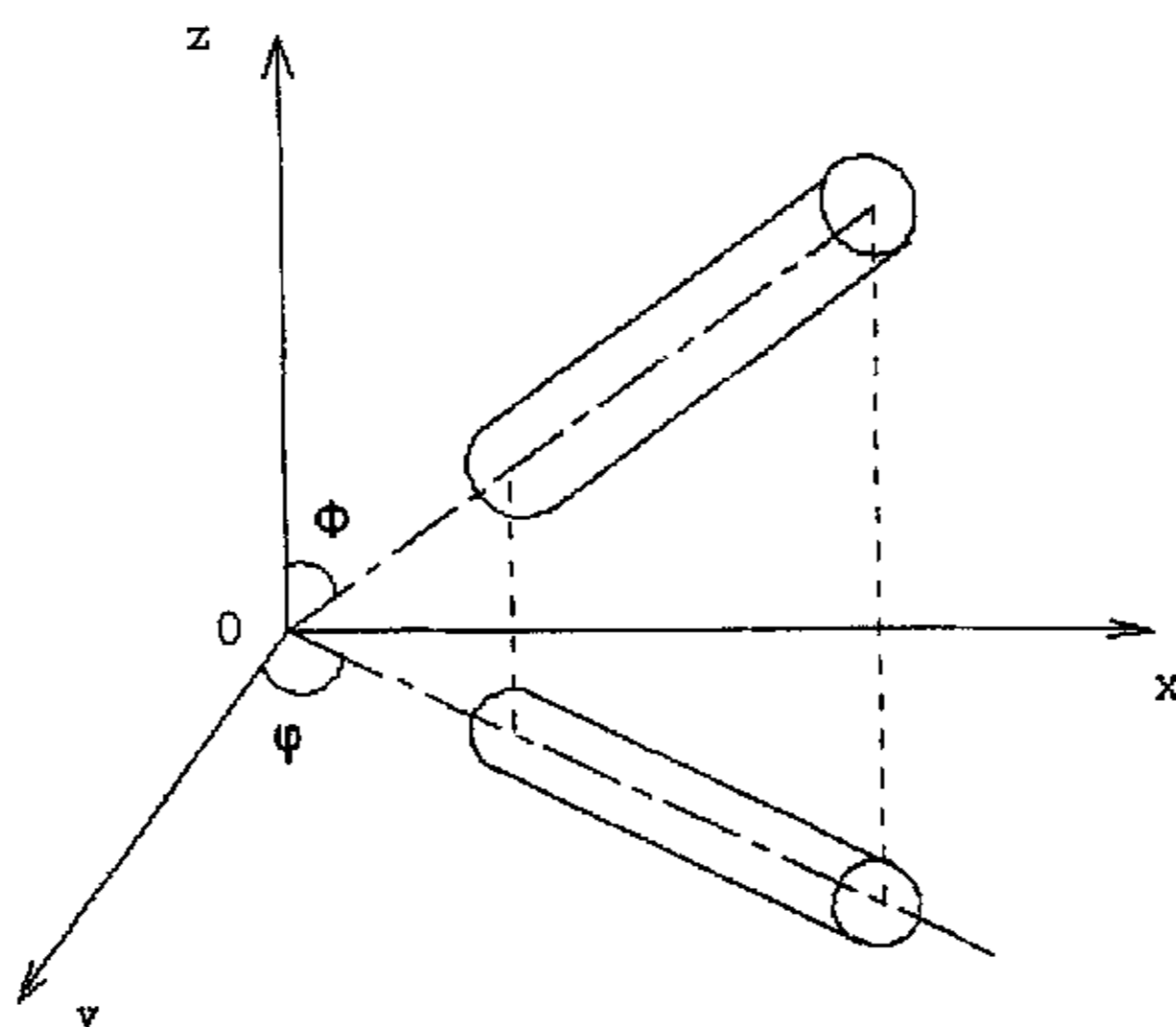


图 3.6 倾斜柱体示意图

Fig 3.6 Schematic elevation of slope cylinder

设 e 为沿柱体轴线的单位矢量，表示为：

$$e = e_y \cdot i + e_z \cdot j + e_x \cdot k \quad (3.34)$$

i, j, k 为沿 y, z, x 轴的单位矢量，其中：

$$e_y = \sin \varphi \cos \phi \quad (3.35)$$

$$e_z = \cos \varphi \quad (3.36)$$

$$e_x = \sin \varphi \sin \phi \quad (3.37)$$

其中 φ 为柱体轴线与 z 轴的夹角， ϕ 为通过轴线的垂直面与 yz 面的夹角。

如果 u 和 v 分别为水平及垂直的水分子速度，则垂直于柱体的速度为：

$$W_n = iu_y + ju_z + ku_x = e \times [(iu + jv) \times e] \quad (3.38)$$

由此可得：

$$u_y = u - e_y(e_y u + e_z v) \quad (3.39)$$

$$u_z = v - e_z(e_y u + e_z v) \quad (3.40)$$

$$u_x = -e_x(e_y u + e_z v) \quad (3.41)$$

W_n 的绝对值为:

$$|W_n| = [W \cdot W]^{\frac{1}{2}} = [u^2 + v^2 - (e_y u + e_z v)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (3.42)$$

则用于倾斜柱体的 Morison 方程改成:

$$f_x = \frac{1}{2} \rho C_D D |W_n| u_x + \frac{1}{4} \pi \rho D^2 C_M \dot{u}_x \quad (3.43)$$

$$f_y = \frac{1}{2} \rho C_D D |W_n| u_y + \frac{1}{4} \pi \rho D^2 C_M \dot{u}_y \quad (3.44)$$

$$f_z = \frac{1}{2} \rho C_D D |W_n| u_z + \frac{1}{4} \pi \rho D^2 C_M \dot{u}_z \quad (3.45)$$

本文浮筒所处位置如图 3.6 中 $\varphi = 90^\circ$, 因此 $F_y = 0$, Morison 力总是垂直于柱体表面的, F_z 和 F_x 实际上为垂直于柱体表面的 Morison 力在水平方向和垂直方向上的分力。只要垂直于柱体表面的波浪力可求, 则他相对于柱体重心的力矩就可以用积分的方法得到, 由此可以得到倾覆力矩。

3.3 平台遭遇载荷分析

在本文中, 受波浪力作用的只有浮筒和锚泊系统, 对于浮体结构的低频运动, 系泊系统的波频振荡将没有重大的影响。所以一般在计算浮式结构的低频振荡时, 可以假定锚泊线只作低频振荡, 在波浪作用下结构物处于自由表面约半个波长的深度处, 其波浪力就很小了, 可以忽略不计。而且由于本文中锚泊系统本身质量相对于整个平台系统来说质量非常小, 又位于自由表面下很深处, 相对于平台主体受到的波浪力很小, 受力主要是平台主体对它的拉力, 所以对于锚泊线可以应用静力学的方法, 也就是所谓的准静定假设进行分析, 即在每一个时刻根据计算得到的浮式结构的位置确定系泊线的形状, 用静平衡的方法计算系泊线的受力。

对于平台主体的遭遇荷载, 第 j 个时间步所得 x_j , 微分可得 \dot{x}_j , 此时入射波相对平台波速

$$v_w = \frac{\omega}{k} \quad (3.46)$$

变为:

$$v_w' = \frac{\omega}{k} - \dot{x}_j \quad (3.47)$$

其中 \dot{x}_{ij} 表示第 j 个时间步第 i 个自由度上平台运动广义速度。把式(3.47)化为:

$$v_w' = \frac{\omega}{k + \frac{k^2 x_j}{\omega - k \dot{x}_j}} \quad (3.48)$$

令

$$k' = k + \frac{k^2 x_{ij}}{\omega - k \dot{x}_{ij}} \quad (3.49)$$

则作用在平台上的总水平力变为:

$$F_x' = \frac{C_M \rho \pi^3 D^2 [\sinh k' d - \sinh k' (d-h)]}{k' T^2 \sinh k' d} \xi(t + \frac{T}{4}) + \frac{4C_D \rho D \pi H}{3T^2 \sinh^2 k' d} \{h + \frac{1}{k'} [\sinh 2k' d - \sinh 2k' (d-h)]\} \xi(t) \quad (3.50)$$

相应的, 倾覆力矩也随之改变:

$$\begin{aligned}
M = & K_M \left[\frac{h+z_G}{k} \sinh k'(d-h) - \frac{1}{k^2} \cosh k'd + \frac{1}{k^2} \cosh k'(d-h) - \right. \\
& \left. \frac{z_G}{k} \sinh k'd \right] \xi \left(t + \frac{T}{4} \right) - K_D \frac{8}{3\pi} \left[-\frac{h^2 + 2z_G h}{4} + \frac{h+z_G}{4k} \sinh 2k'(d-h) + \right. \\
& \left. \frac{1}{8k^2} (\cosh 2k'(d-h) - \cosh 2k'd) - \frac{z_G}{4k} \sinh 2k'd \right] \xi(t)
\end{aligned} \tag{3.51}$$

对于线性系统，公式 $S_{yy}(\omega) = |H(\omega)|^2 S_{xx}(\omega)$ 中，存在着扰动及系统的动态特性已知，预测系统响应的问题，海洋工程、船舶工程用于预报海洋结构物在不规则波中的响应就属于此类问题。

3.4 小结

应用线性波（Airy 波）理论对单一规则波作用在平台上三个自由度方向上的广义波浪力进行了计算，Morison 力是垂直于柱体表面的，其应用条件为结构特征尺寸不大于 5 倍波长，垂向力为摩擦阻力和 Morison 力的垂直分量之和。由于本文中锚泊线距离自由表面下较大深度处，而在自由表面以下半个波长的深度处水质点受到表面波的扰动已经非常小，结构物在此深度处所受波浪力可以忽略不计，只有少数情况波浪会波及到锚泊线所处深度（如极端海况），但是此时锚泊线所受波浪力与受平台主体的拉力相比很小，因此忽略锚泊线所受波浪力的作用是合理的。

4 单柱平台在规则波作用下的动力分析

4.1 运动方程系数的确定

以平台主体为研究对象，其在波浪作用下运动方程为：

$$[M] \cdot \ddot{\{x\}} + [C] \cdot \dot{\{x\}} + [K] \cdot \{x\} = \{F\} \quad (4.1)$$

其中 $[M]$ 为平台主体的质量阵， $[C]$ 为阻尼阵， $[K]$ 为刚度阵， $\{F\}$ 为波浪激振力， $\{x\}$ 、 $\dot{\{x\}}$ 和 $\ddot{\{x\}}$ 分别为平台主体广义位移、广义速度和广义加速度。

刚度阵 $[K]$ 包括平台产生 $\{x\}$ 的广义位移时平台自身的回复力的刚度 $[K_a]$ 以及锚泊系统提供给平台回复力的刚度 $[K_b]$ ，二者都随着 $\{x\}$ 的变化而变化。

锚泊系统拉力的确定：

3.1 节已经讨论过锚泊线的方程了，它是三段悬链线方程，锚泊线对于平台运动所提供的刚度的确定采用插值方法得到，已知如表 3.1 所示平台的初始状况，如图 4.1 建立坐标系 xoz 。

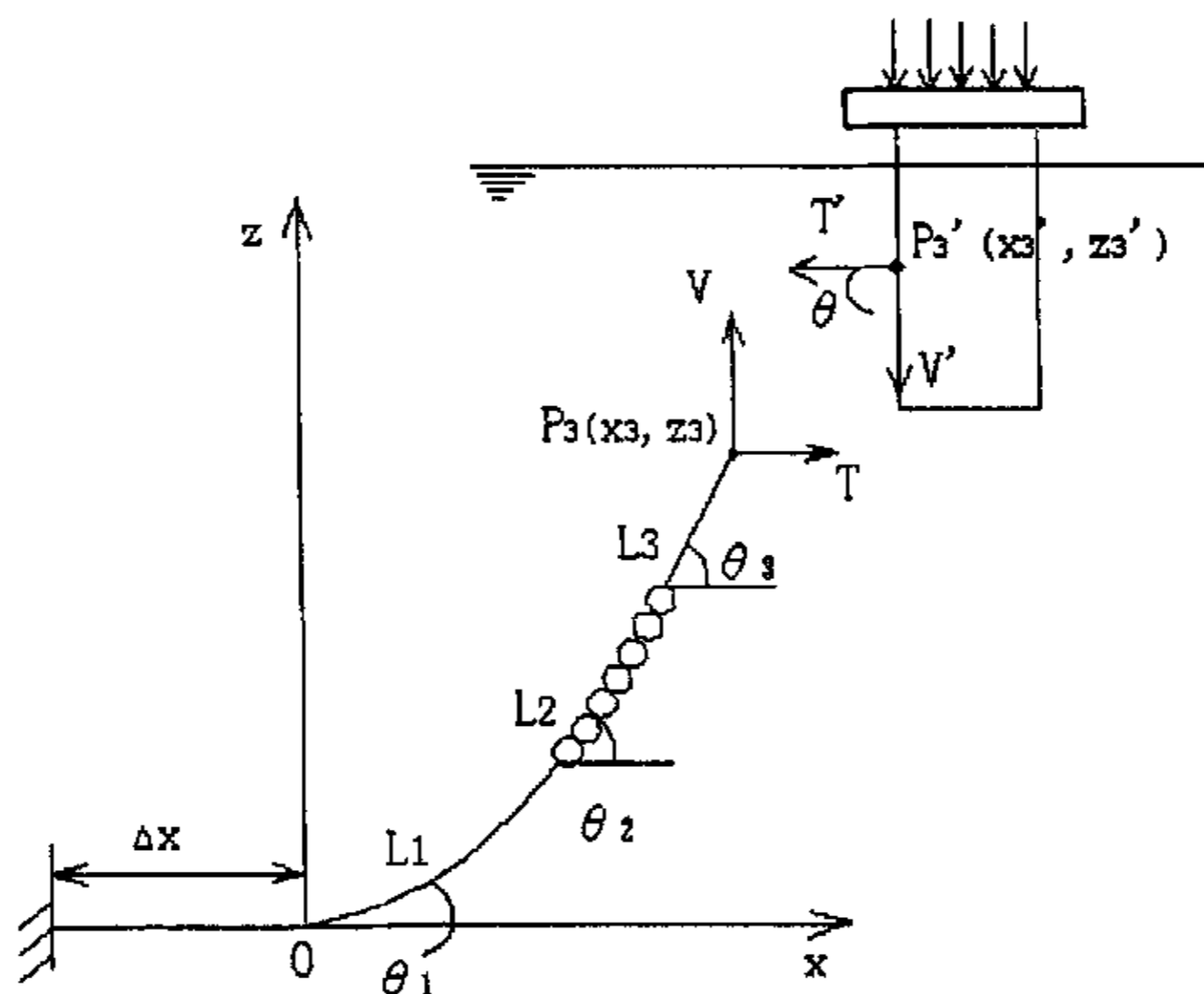


图 4.1 锚泊系统

Fig.4.1 Mooring system

具体做法如下流程图所示:

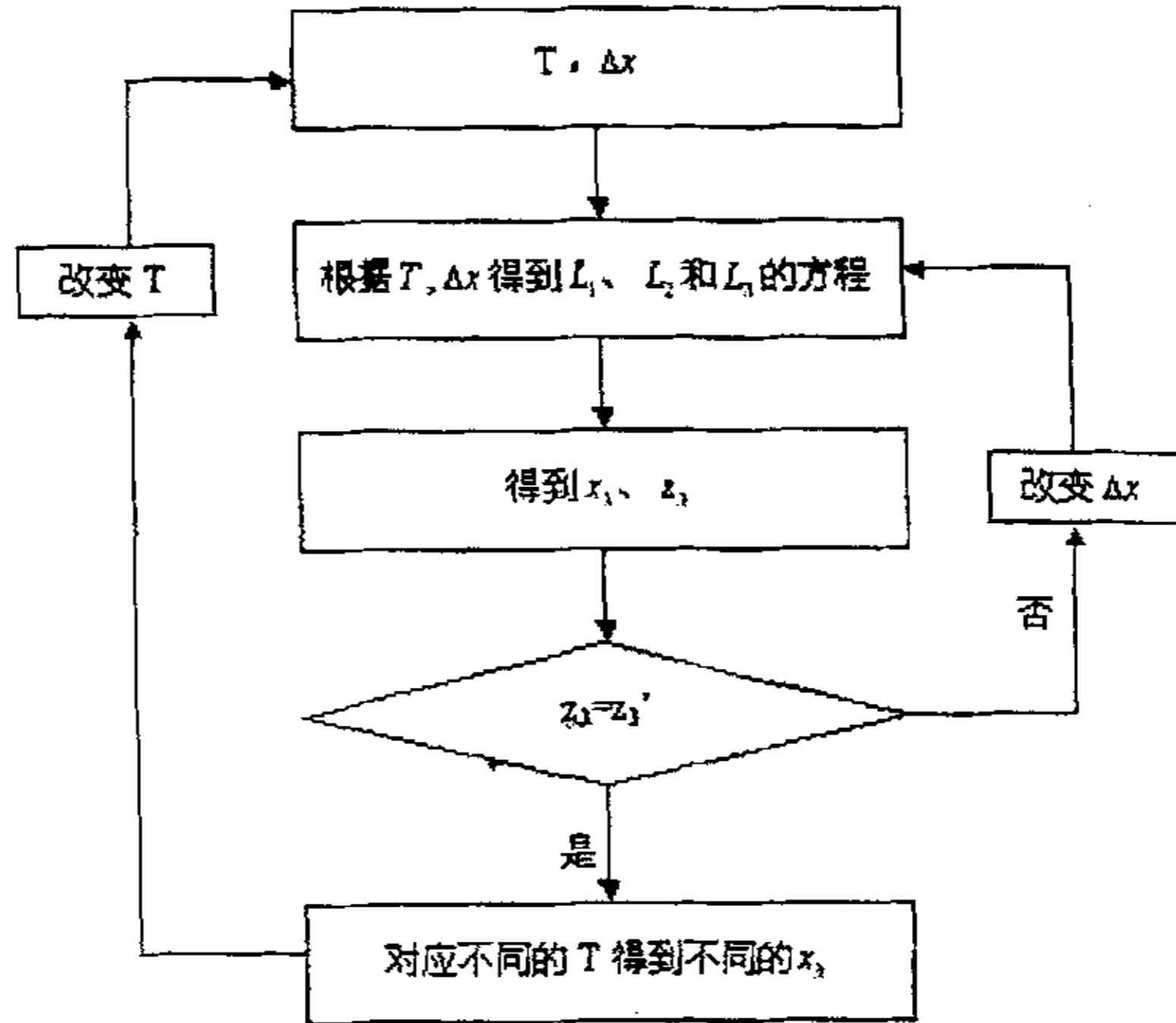


图 4.2 锚泊线的拉力

Fig.4.2 Tension of mooring line

对应于不同的 T 可以得到锚泊线上端点处于不同位置的纵向座标值,因此可以插值得到锚泊线上端点处于不同位置时相应的拉力 T 。

插值采取一元三点不等距插值的方法,主要功能是根据给定结点上的函数值,用抛物线插值计算指定插值点处的函数值。

方法说明:

给定 n 个不等距结点,

$$x_1 < x_2 < \dots < x_{n-1} < x_n \quad (4.2)$$

以及相应的函数值:

$$T_1, T_2, \dots, T_{n-1}, T_n \quad (4.3)$$

为了计算指定插值点 y 处的函数值，选取最靠近插值点 y 的三个结点，用抛物线插值公式计算 y 点的函数值。

如表 2.1 和 2.2 所示平台和锚泊系统的初始情况，以锚所在点为坐标原点得到插值曲线如图 4.3 所示：

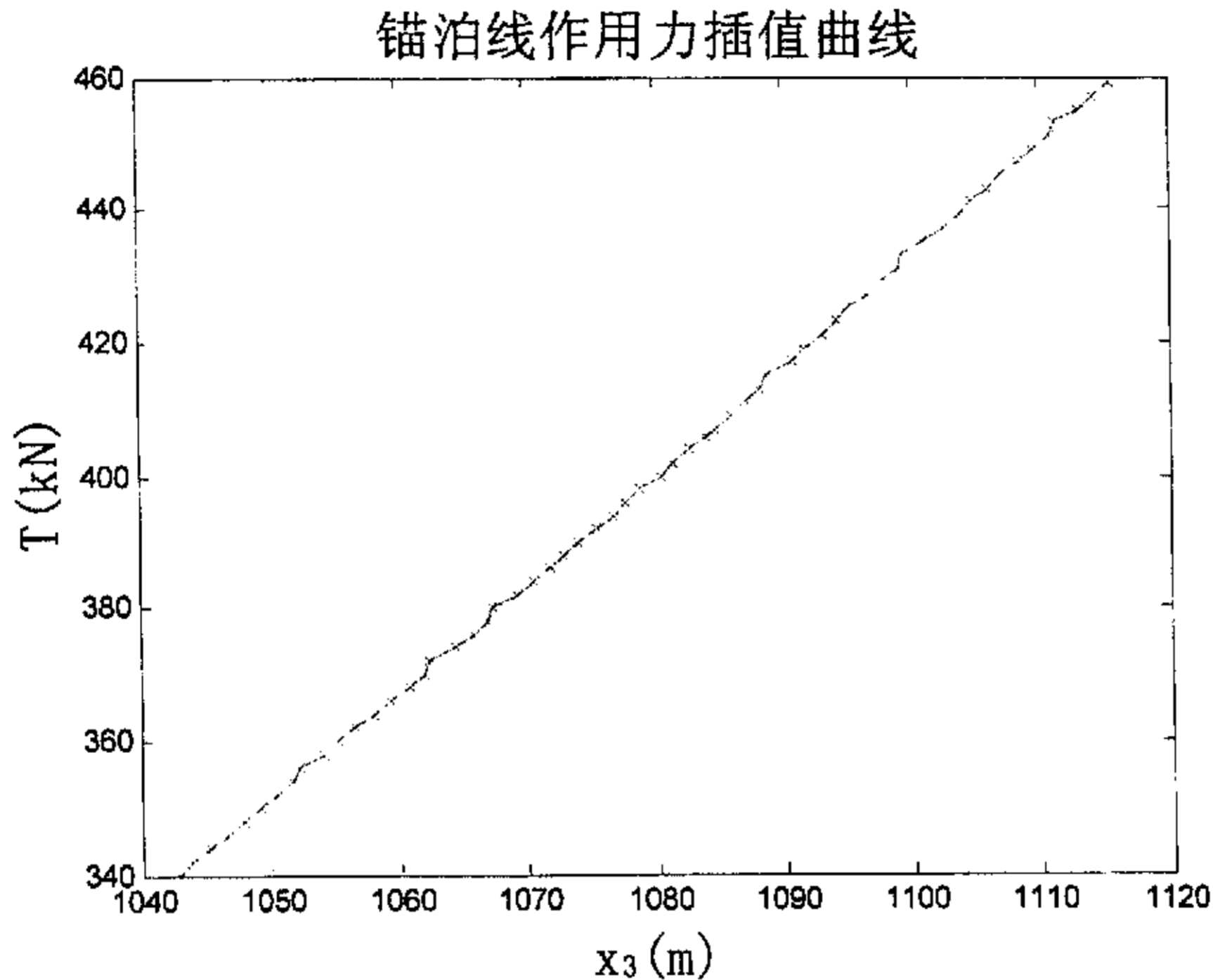


图 4.3 锚泊线作用力插值曲线

Fig.4.3 Interpolation curve of force on the mooring line

平台自身回复力的确定：

由于本文考虑的是单柱平台在波浪中响应的二维问题，其只有纵荡、纵摇和升沉三个方向上的广义位移。因此当平台纵荡时， $K_o = 0$ ，当平台升沉时，其刚度为浮筒产生垂向单位位移时浮力的变化，由(4.2)式确定：

$$K_o = \rho g \frac{1}{4} \pi D^2 \quad (4.4)$$

当平台纵摇时，如图 4.4 所示，回复力矩为

$$M = G \times C_G k' \quad (4.5)$$

由于浮筒的高相对于直径来说较大，因此小角度纵摇的时候平台水线下形状的改变不大，也就是浮心位置改变较小，因此在不计算初稳性高度的情况下可以用 $C_G k$ 代替 $C_G k'$ 。实际上在计算的时候用 $C_G k$ 代替 $C_G k'$ 会使回复力矩变小，对于结构将偏于安全。而

$$C_G k = C_G C_B \cdot \sin \theta \quad (4.6)$$

得纵倾角为 θ 时的回复力矩：

$$M = G \times C_G C_B \sin \theta \quad (4.7)$$

则刚度为

$$K_a = \frac{M}{\theta} = \frac{G \cdot C_G C_B \cdot \sin \theta}{\theta} \quad (4.8)$$

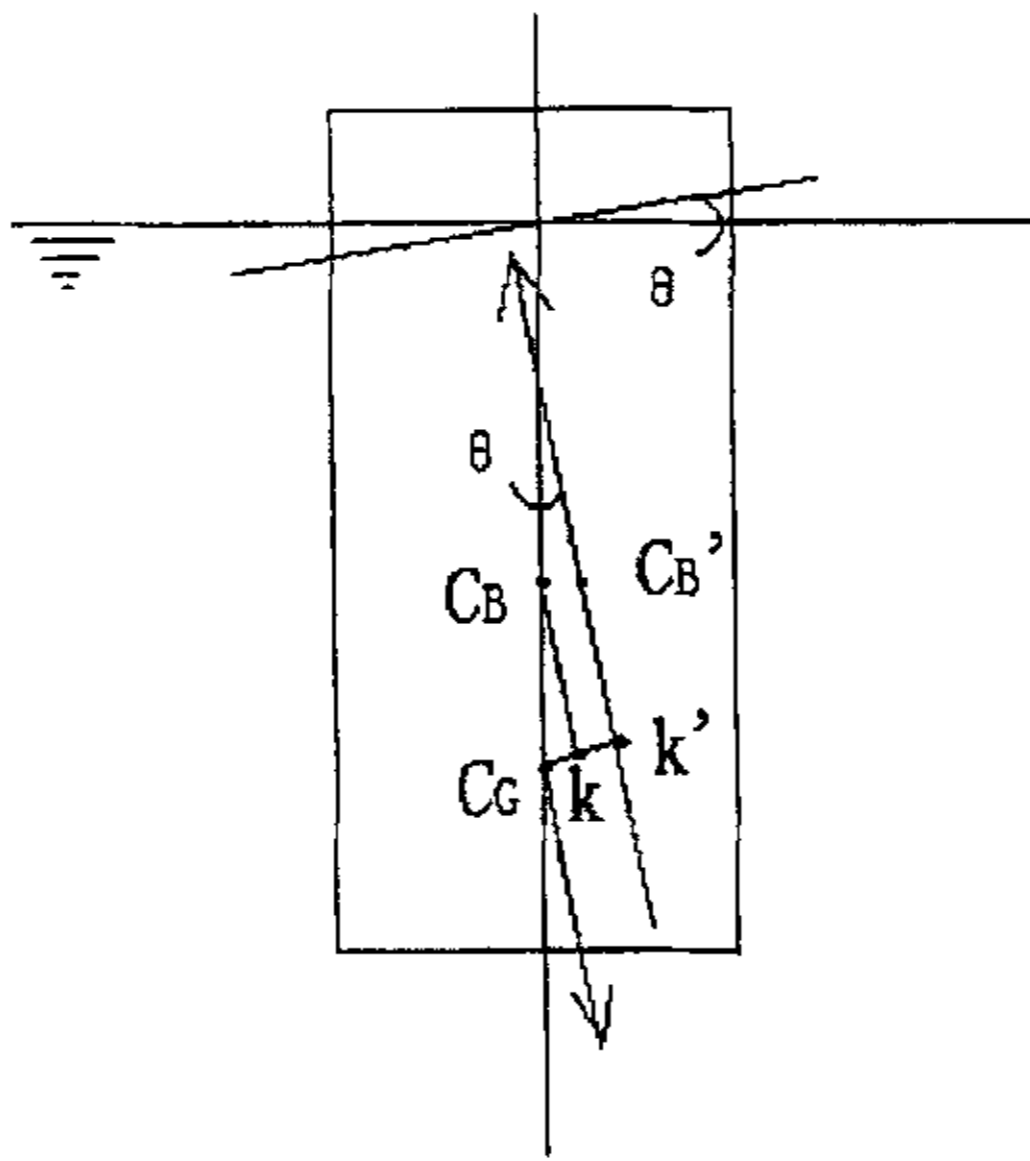


图 4.4 平台纵摇示意图

Fig.4.4 Pitch motion of spar platform

对于结构的阻尼，文献[45]中对细长杆件的阻尼采用瑞雷阻尼，即 $[C] = a[M] + b[K]$ ， a ， b 均取 0.01，事实表明，对于刚度较大的细长杆件，取系数 $a = 0.01$ ， $b = 0.01$ 的瑞雷阻尼是合适的。

4.2 计算原理及基本假定

4.1 节确定了运动方程的系数，共有三个自由度上的运动方程，三者之间不是相互独立而是互相耦合的。文献[14]中相同的平台在波高为 7m，周期为 12.5s 的规则波作用下计算平台产生的最大垂向位移为 0.0256m，而最大纵摇角为 0.0385rad (2.206°)。

在某一时刻，对于纵荡的运动方程：

$$M\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F_x \quad (4.9)$$

M 为不变，当平台有一微小升降时，下式中的 h 变为 $h - \Delta h$ ， h 为 200.822m。

$$F_x = F_M + F_D = \frac{C_M \rho \pi^3 D^2 H [\sinh(kd) - \sinh(k(d-h))] \sin \Theta}{2kT^2 \sinh(kd)} + \frac{2C_D \rho D \pi H^2}{3T^2 \sinh^2(kd)} \left\{ h + \frac{1}{k} [\sinh(2kd) - \sinh(2k(d-h))] \right\} \cos \Theta \quad (4.10)$$

根据式(4.1)的运动方程，质量阵为：

$$M = \begin{bmatrix} M_{11} & 0 & 0 \\ 0 & M_{33} & 0 \\ 0 & 0 & M_{55} \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

则运动方程化为：

$$\begin{cases} m_{11}\ddot{x}_1 + c_{11}\dot{x}_1 + c_{13}\dot{x}_3 + c_{15}\dot{x}_5 + k_{11}x_1 + k_{13}x_3 + k_{15}x_5 = f_1 \\ m_{33}\ddot{x}_3 + c_{31}\dot{x}_1 + c_{33}\dot{x}_3 + c_{35}\dot{x}_5 + k_{31}x_1 + k_{33}x_3 + k_{35}x_5 = f_3 \\ m_{55}\ddot{x}_5 + c_{51}\dot{x}_1 + c_{53}\dot{x}_3 + c_{55}\dot{x}_5 + k_{51}x_1 + k_{53}x_3 + k_{55}x_5 = f_5 \end{cases} \quad (4.12)$$

又因为:

$$c_{ij} = a \cdot m_{ij} + b \cdot k_{ij} \quad (4.13)$$

因此求解方程只需要确定刚度 k_{ij} 即可。

文献[14]中的最大 Δh 为 0.0256m, 变化微小。当产生单位升沉量时, k_{13} 的变化量将与 $\frac{\rho \cdot \Delta h}{\rho_w g V}$ 相当, 其中 ρ 为锚泊线的单位长度重量(N/m), ρ_w 为海水密度, V 为单位升沉量浮筒产生的排水体积。

k_{13} 的量级为 1.0×10^{-5} , 与产生单位升沉量锚泊线拉力的变化相比甚小, 因此可以忽略由于升沉的变化对纵荡的影响, 所以取 $k_{13} = 0$ 。

浮筒产生单位升沉量时, F_x 变化很小, 其产生的倾覆力矩的变化也将十分微小。同浮筒本身的回复力矩相比可以忽略, 因此忽略升沉对于纵摇的影响, 所以取 $k_{53} = 0$ 。

当平台有 2.206° 的纵摇角时, F_x 变为 $0.9993F_x$, 纵荡刚度的变化只等于锚泊线水平拉力的变化。虽然纵倾角较小, 但是由于浮筒直径较大, 平台纵倾的时候锚泊线上端点位置将产生变化。有最大纵倾角的时候, 锚泊线上端点产生的纵向位移最大约为1m, 根据图 4.3 的锚泊线作用力插值曲线, 1m 的纵向位移将使锚泊线的水平拉力产生约 2kN 的变化, 但是同锚泊线产生的 $360kN \sim 440kN$ 的水平拉力相比, 变化仅为 $0.455\% \sim 0.556\%$, 可以忽略纵摇对纵荡的影响, 所以取 $k_{15} = 0$ 。

纵摇时运动方程中的刚度主要是回复力刚度部分 K_ϕ 和锚泊线对平台约束力产生的刚度 K_b , 后者的作用较小。纵荡对纵摇的影响主要表现在锚泊线产生纵向位移而使 K_b 发生变化。对于平台有 2.206° 最大纵倾角, 而且纵向位移最大(极限情况左边锚泊线全部被拉起)的情况下, 锚泊线刚度 K_b 为 $3021.171 kN \cdot m$, 此时浮筒回复力产生的刚度为(如图 4.4):

$$K_a = G \cdot C_B C_G \cdot \sin \theta \quad (4.14)$$

解得 $K_a = 667536.093 \text{ kN} \cdot \text{m}$ ，则 $\frac{K_a}{K_b} = 0.453\%$ ，纵荡对纵摇的影响也可以忽略，

所以 $k_{31} = 0$ 。

由于锚泊线重量相对于平台主体来说很小，而平台半径较大，因此产生单位纵荡和纵摇时抬起锚泊线的重量使平台产生的升沉位移很小，可以忽略，所以 $k_{31} = 0$ ， $k_{35} = 0$ 。

综上所述，由于锚泊系统对浮动式平台特殊的约束作用和本文选取实例的特点，并鉴于本文所考虑的二维问题，采用求解非耦合运动方程在本文中是合适的，并且可以简化计算、减少不必要的工作量。

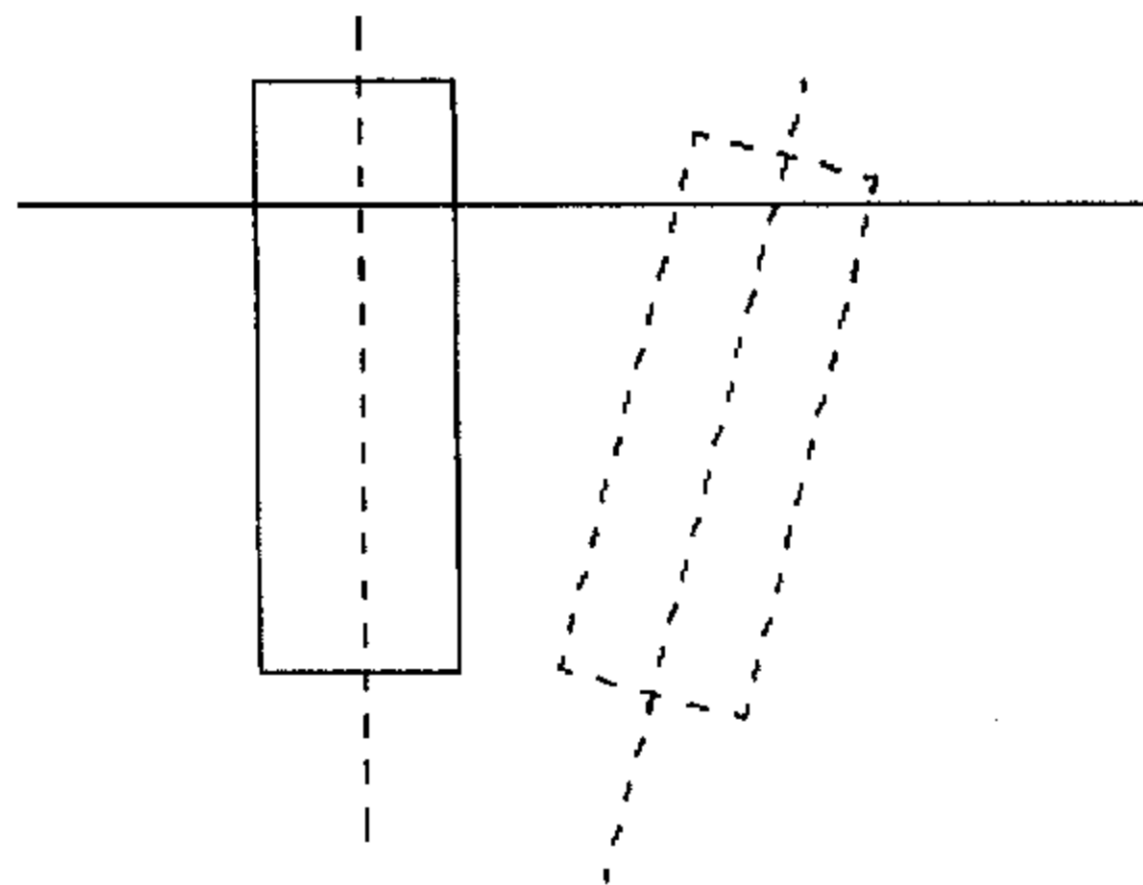


图 4.5 平台的运动

Fig 4.5 Motion of spar platform

某个自由度上的运动方程为：

$$M_i \cdot \ddot{x}_i + C_i \cdot \dot{x}_i + K_i \cdot x_i = F_i \quad (4.15)$$

$i=1, 2, 3$ 时，即 x_1 、 x_3 、 x_5 分别代表 x 轴、 z 轴和绕 y 轴的广义位移，类似的， M_i 、 C_i 、 K_i 和 F_i 分别代表 i 方向上的广义质量、广义阻尼、广义刚度和广义波浪激振力。

x_{ij} 代表在 i 方向上第 j 个时间步上的广义位移, K_{ij} 代表在 i 方向上第 j 个时间步上的刚度, 同样 C_{ij} 表示 i 方向上第 j 个时间步上的阻尼, F_{ij} 代表 i 方向上第 j 个时间步上的广义波浪激振力, M_i 表示 i 方向上的广义质量, 是不变的。

波浪力作用于平台上的时间历程中, M_i 是不变的; K_{ij} 随着 x_{ij} 而变化; C_{ij} 依靠 K_{ij} 而变化; 波浪力 F_{ij} 则是 F_{ij} 和时间 t 的函数。认为某个时间间隔中上述运动方程系数不变化, 在某时间间隔内, 根据广义位移 x_{ij} 计算得回复力刚度 K_{aij} , 并据 x_{ij} 插值得到锚泊线部分的刚度 K_{bij} , 求和得到 K_{ij} 。已知 M_i 和 K_{ij} , 瑞雷阻尼 C_{ij} (见 4.1 节) 可以得到。根据 x_{ij} 和时间 t 可以算出波浪激振力 F_{ij} 。解此微分方程可以得到下一时刻的广义位移, 依次迭代, 迭代结束的判断条件是最大响应的幅值周期性的出现, 记录响应的幅值即为波浪力 F_{ij} 作用下平台在 i 方向上的响应。具体作法如下图 4.6 所示:

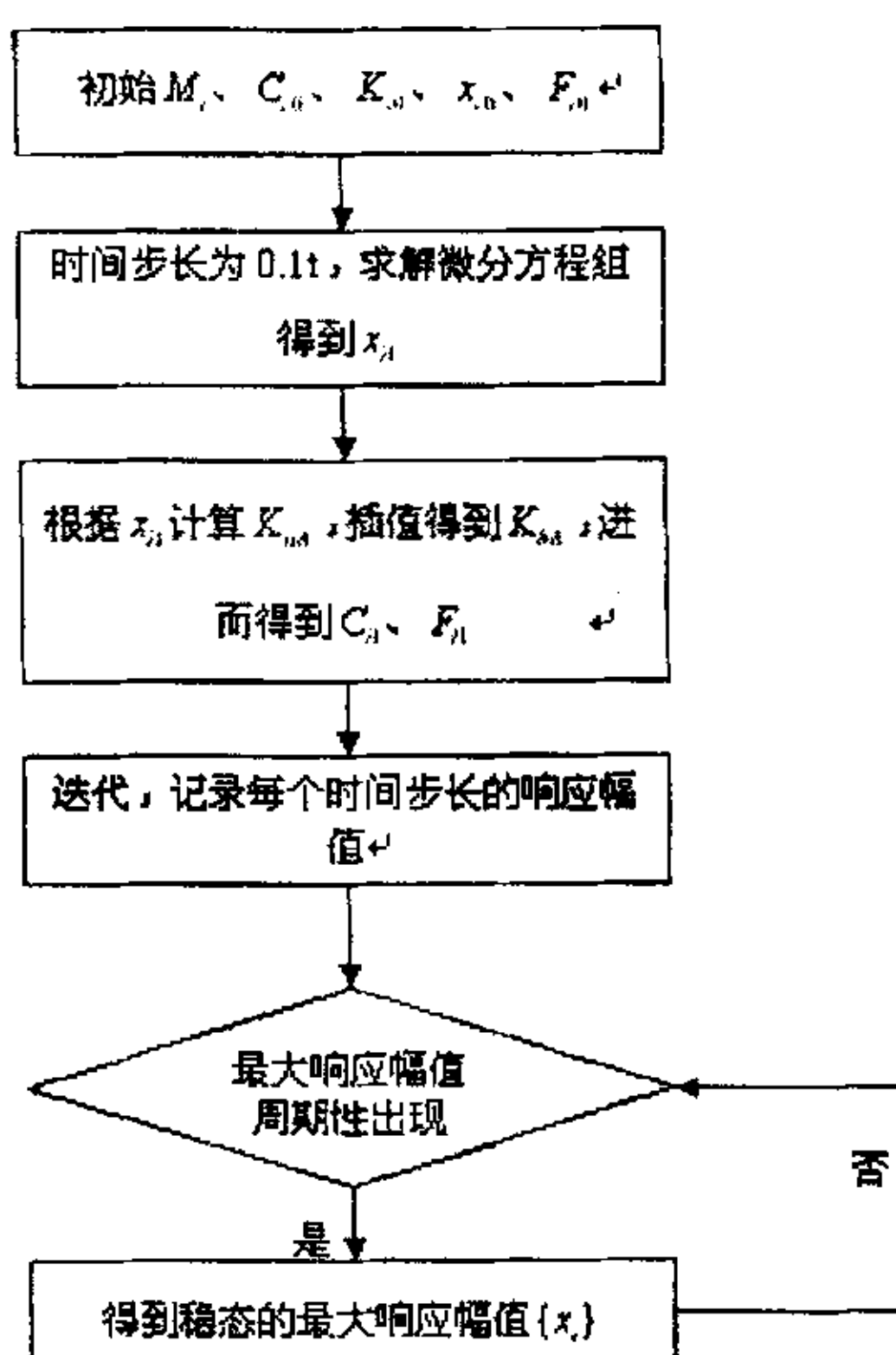


图 4.6 计算流程图

Fig.4.6 Flow chart for computation

计算原理和方法的基本假定:

- 1) 单柱平台在某瞬时平衡位置其波浪力计算采用 Airy 线性波理论依照 Morison 方程来计算，忽略波浪的绕射作用；
- 2) 忽略由于平台的存在对波浪流场的改变；
- 3) 波浪力系数 C_u 和 C_m 是与波频和水深无关的常数；
- 4) 在很短的时间内（如 0.1t）平台的广义质量、刚度、阻尼和广义波浪激振力为常量；
- 5) 系统的阻尼与质量和刚度成比例[14].

4.3 平台在单一规则波作用下的稳态响应

对于北海海域波高 $h=18m$ ，周期 $t=28s$ 的规则波，纵向波浪力的计算采取 Morison 方程来计算。由于 Morison 方程的应用条件是：

$$D/L < 0.2 \quad (4.16)$$

D 为小尺寸结构的特征尺度，这里为浮筒直径； L 为波长。这里 $D/L < 0.2$ ，因此可以应用 Morison 方程。纵向波浪力用式(3.23)~式(3.25)来计算，纵向力矩用式(3.29)来确定，按照 3.2 节的论述求垂向力的方法来计算。

平台有锚泊线和无锚泊线情况下纵荡和纵摇响应的历程为：

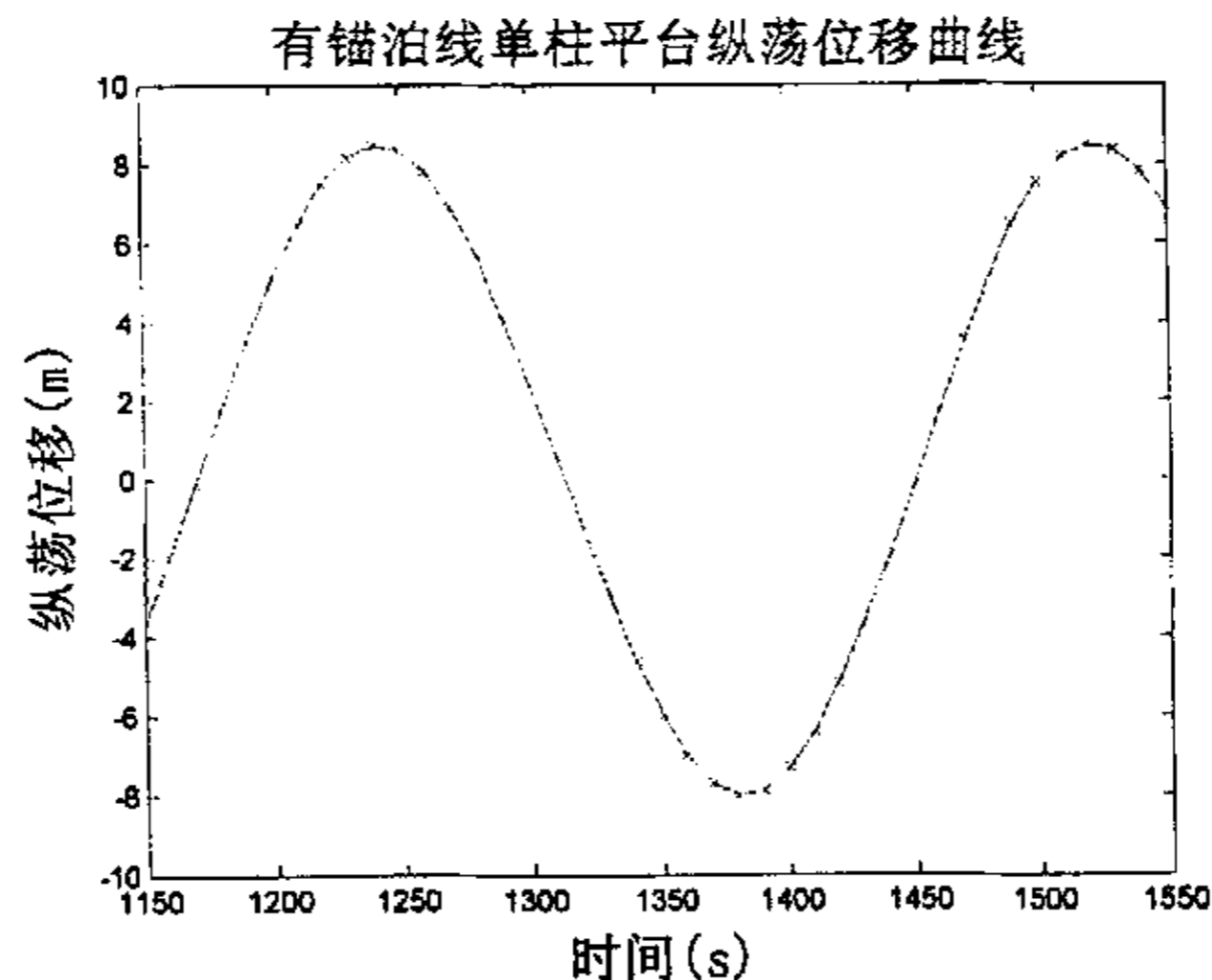


图 4.7 极端海况下平台锚泊状态纵荡时间历程

Fig.4.7 Surge response motions of spar platform with mooring system under extreme sea-state

如图 4.7，锚泊状态平台纵荡稳态响应幅值为 8.242m.

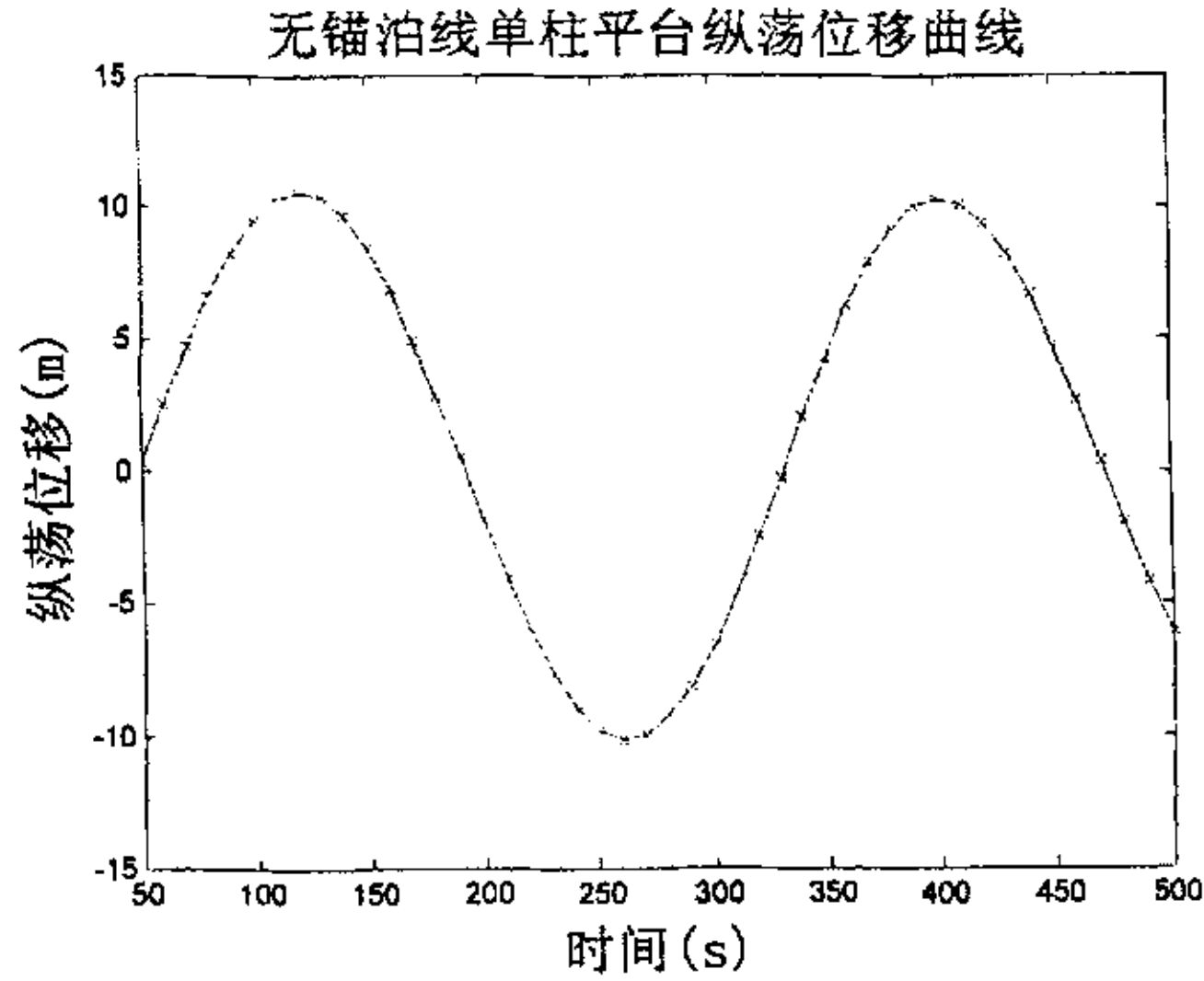


图 4.8 极端海况下平台非锚泊状态纵荡时间历程

Fig.4.8 Surge response motions of spar platform without mooring system under extreme sea-state

如图 4.8，非锚泊状态平台纵荡稳态响应幅值为 10.289m.

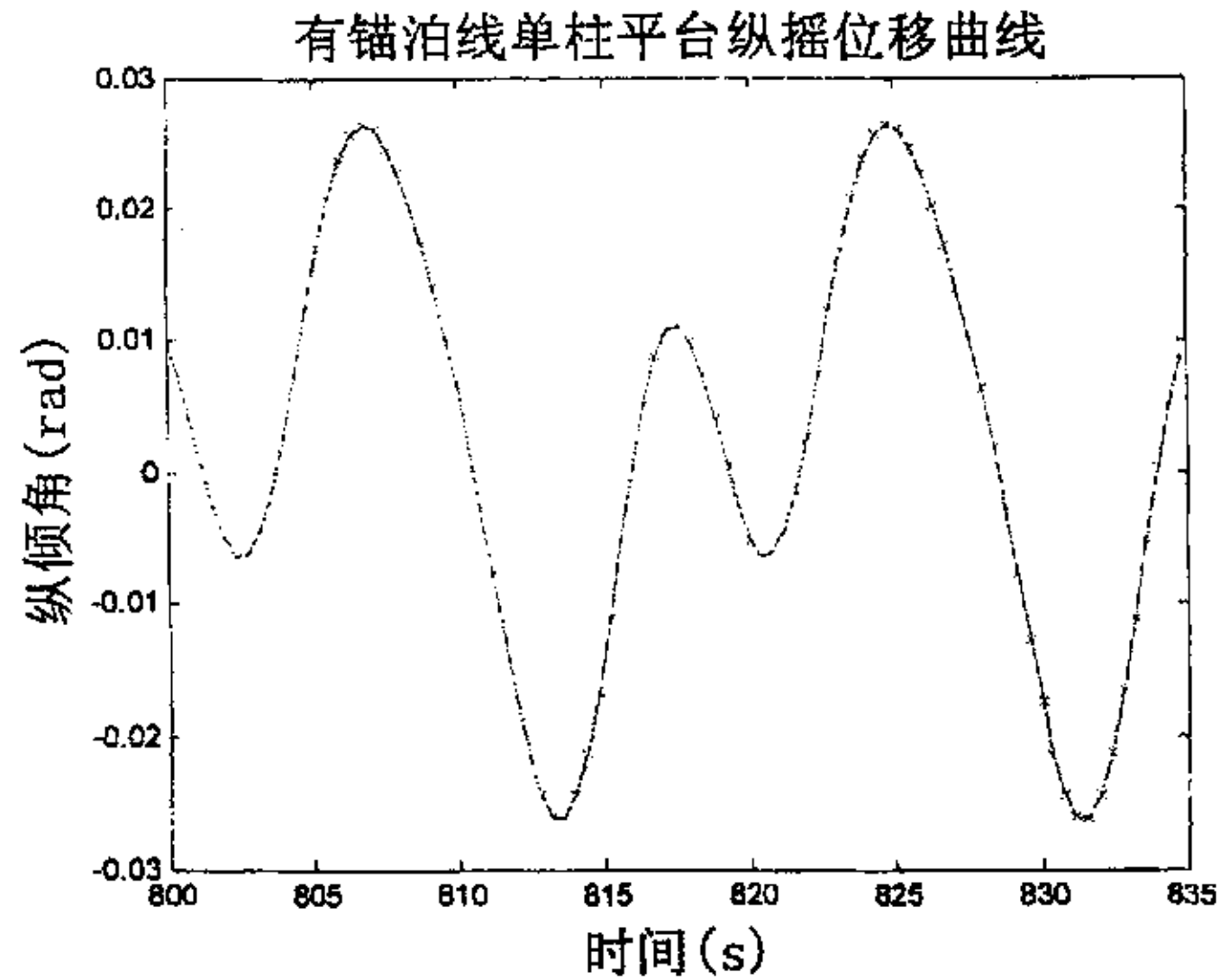


图 4.9 极端海况下平台锚泊状态纵摇时间历程

Fig.4.9 Pitch response motions of spar platform with mooring system under extreme sea-state

如图 4.9，锚泊状态平台纵摇稳态响应幅值为 0.0263rad.

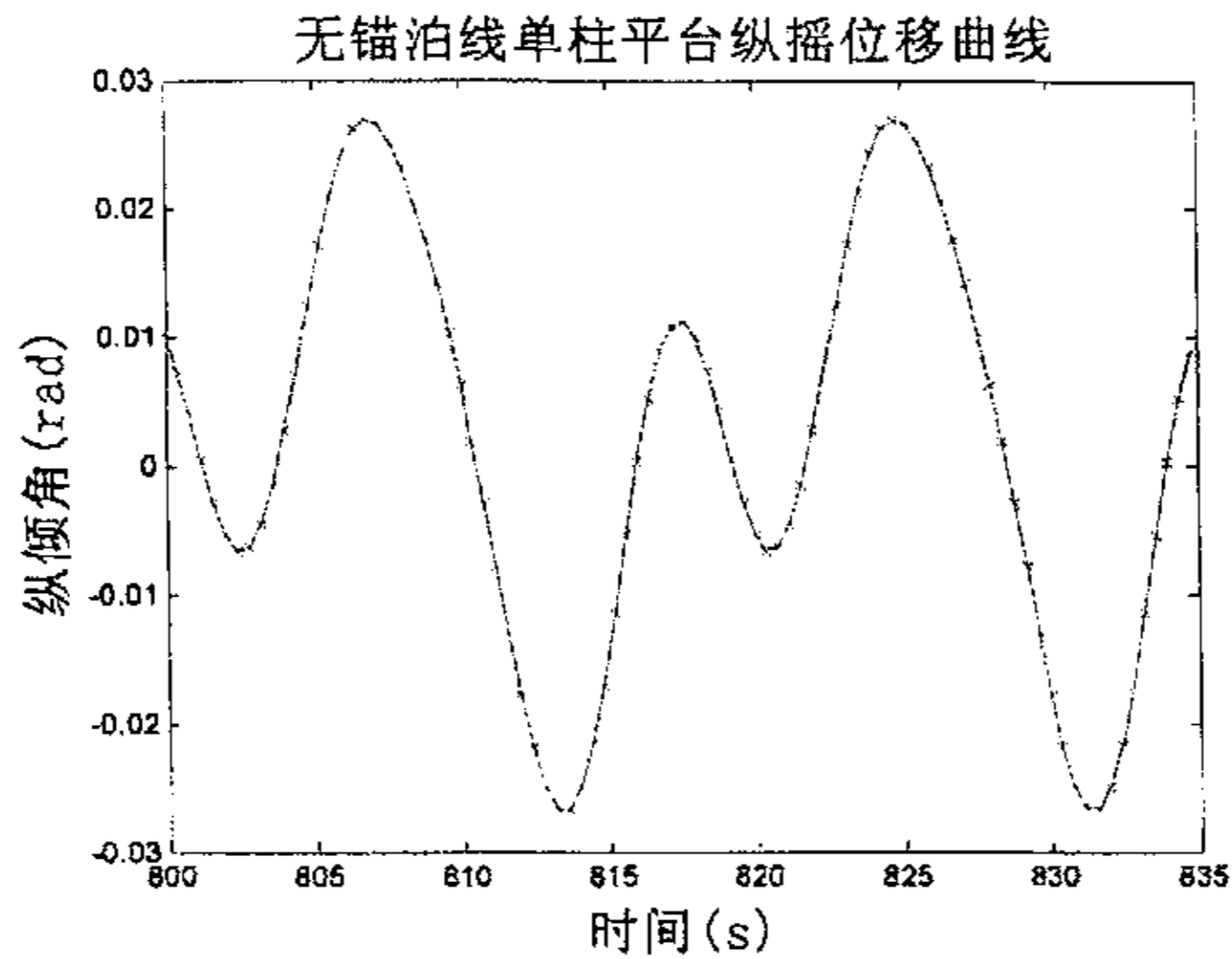


图 4.10 极端海况下平台非锚泊状态纵摇时间历程

Fig.4.10 Pitch response motions of spar platform without mooring system under extreme sea-state

如图 4.10, 非锚泊状态平台纵摇稳态响应幅值为 0.0269rad.

由于浮筒受到垂向的摩擦阻力较小, 在平台纵摇的时候, 由于 Morison 力垂直于浮筒表面, 在垂直方向有一个分力, 其量级与摩擦阻力的量级相当, 二者之和也较小。事实上, 由于浮筒尺寸较大, 使其产生 1cm 垂向位移要对平台施加 129.53kN 的垂向力。如图 4.10 所示, 在条件 1、2、3.满足的情况下, 得到的可能最大升沉为 0.0218m, 可见升沉响应是很小的。

- 1) 纵倾角最大
 - 2) Morison力最大
 - 3) 摩擦阻力最大 (即水质点垂向速度最大)
- 可能的最大升沉

图 4.11 升沉计算条件

Fig. 4.11 Conditions to solve heave motion

4.4 锚泊线极限张力分析

系索是顺应式平台最关键的组成部分，平台在海上作业其受风、浪、流作用产生的运动主要靠系索来约束。如果系索发生问题将会使整个平台失去功能，甚至发生严重的平台损毁事故。通常海洋平台长期在某一固定海域作业会受到各种不断变化的环境载荷的作用，由此引起的交变应力对系索结构的影响非常严重，因此系索疲劳问题的研究正日益成为海洋工程领域的热点。另外由于系索的维修以及更换都比较困难往往需要大量的人力财力，所以为了避免发生前述情况通常在设计系索时考虑较高的安全裕度。

本文中单柱平台的锚泊线锚固于海底，有固体压载部分使锚泊线张紧，提供预张力。一方面，单柱平台受到波浪的作用，需要对锚泊线的极限应力进行分析，校核其强度是否符合要求；另一方面，周期变化的波浪载荷可能对锚泊系统产生周期变化的应力，这将会使锚泊线产生疲劳损伤，应进行疲劳分析。本文只进行锚泊线的极限应力分析。并且响应的分析是建立在单柱平台总体响应的基础上进行的。

由于本文分析平台在外部载荷作用下的响应的时候只考虑波浪的作用，而忽略流和风的作用，在自由表面处波浪的作用最大，水深越深，波浪的作用就越小，水深为半个波长处其波浪作用力可以忽略。本文中平台在没有波浪作用的平衡状态下，锚泊线的上端点处于自由表面下 108.222m 处。对于波高 18m，周期 28m 的大波，自由表面处水质点最大水平速度为 2.020m/s，而处于 108.222m 水深处水质点最大水平速度为 0.124m/s，是海平面处的 6.139%，根据波浪作用在细长杆件上的作用力公式（Morison 公式）：

$$f = \rho \frac{\pi}{4} D^2 C_M \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{1}{2} \rho D C_D |u| u \quad (4.17)$$

锚泊线所受到的波浪力将小于处于自由表面处所受波浪力的 6.139%，因此本文只分析浮筒对锚泊线的拉力作用。2.1 节关于平台自身和所处环境的基本假定中有，锚泊线在水中会产生位移，所有的锚泊线在水中移动非常缓慢，忽略其速度和加速度。因此本文对系索的极限张力分析采用静力分析的方法。如图 2.6， L_1 和 L_3 材料和横截面积都是相同的， L_2 的横截面积很大，将具有巨大的破断应力， L_3 所受垂向拉力即为拉起 L_1 、 L_2 和 L_3 的重量。锚泊线参数见表 4.1：

表 4.1 锚泊线参数

Table 4.1 Data of mooring line

项目	参数
直径 D_3 / m	0.0889
横截面积 $A_3 / \times 10^{-3} m^2$	6.207
长度 L_3 / m	800
破断强度 $[T] / MN$	12.278
预张力 F / kN	1362.335

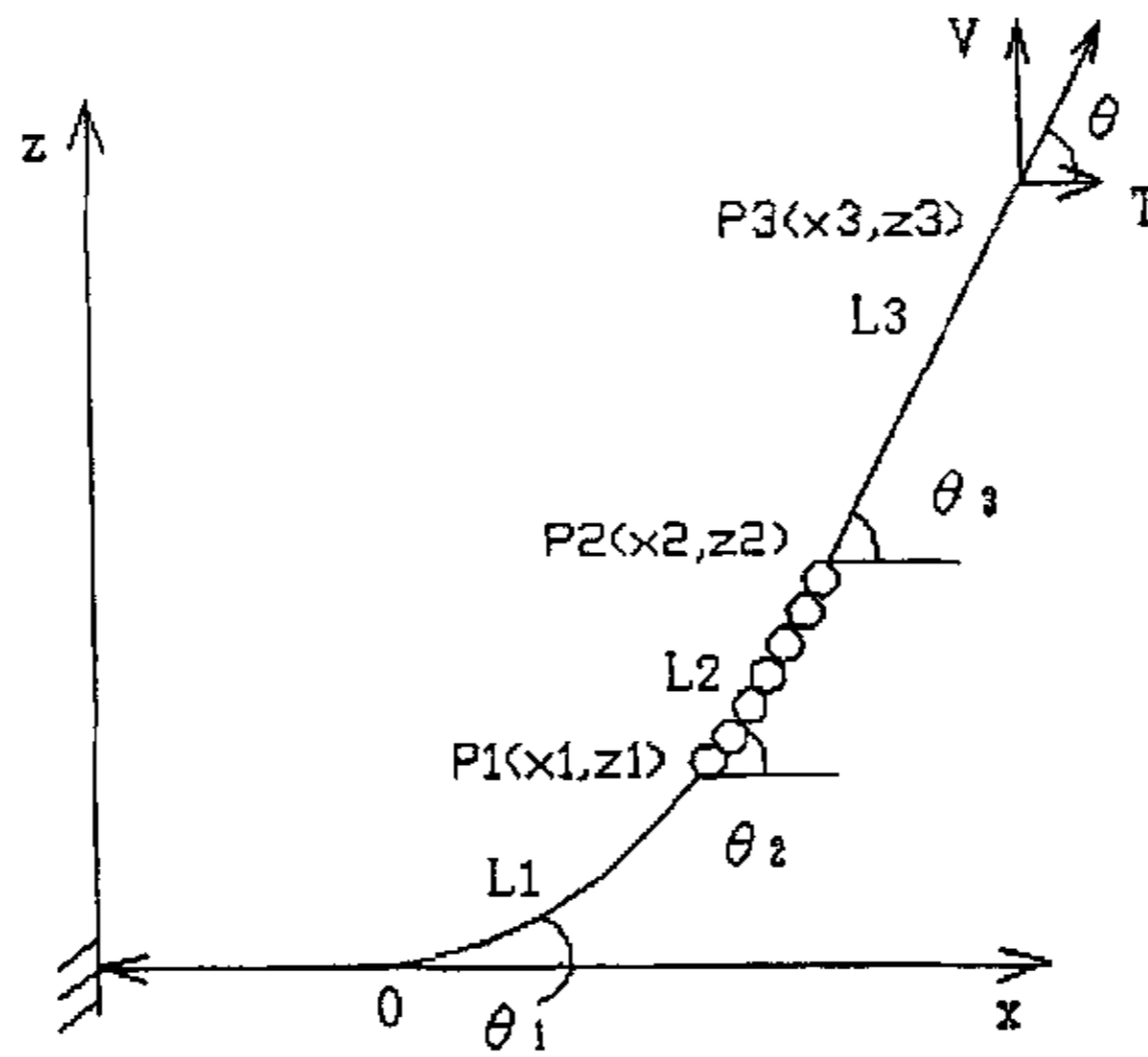


图 4.12 锚泊线初始状态

Fig.4.12 Initial condition of mooring line

考虑极限状况，如图 4.13 所示，平台的纵坐标为 1110m，即产生纵向 19.96m 的位移，经计算，将使锚泊线与海底的切点左移 $\Delta x = 24.360m$ 。则：

$$\Delta V = \rho_3 \cdot \Delta x \tag{4.18}$$

ρ_3 为 L_3 单位长度的重量。则 V 由 1302.289kN 变为 1309.432kN, T 由图 4.3 插值得到, $T=450\text{kN}$, 则 $F = \sqrt{T^2 + V^2} = 1384.598\text{kN}$.

本文采用纤维质锚缆, 其破断强度 $[T]=12.278\text{MN}$, 对于一般的安全系数 $k=2\sim 3$, $[T]/F=8.868$, 远远大于 k , 所以本文中锚泊线将满足强度上的要求。

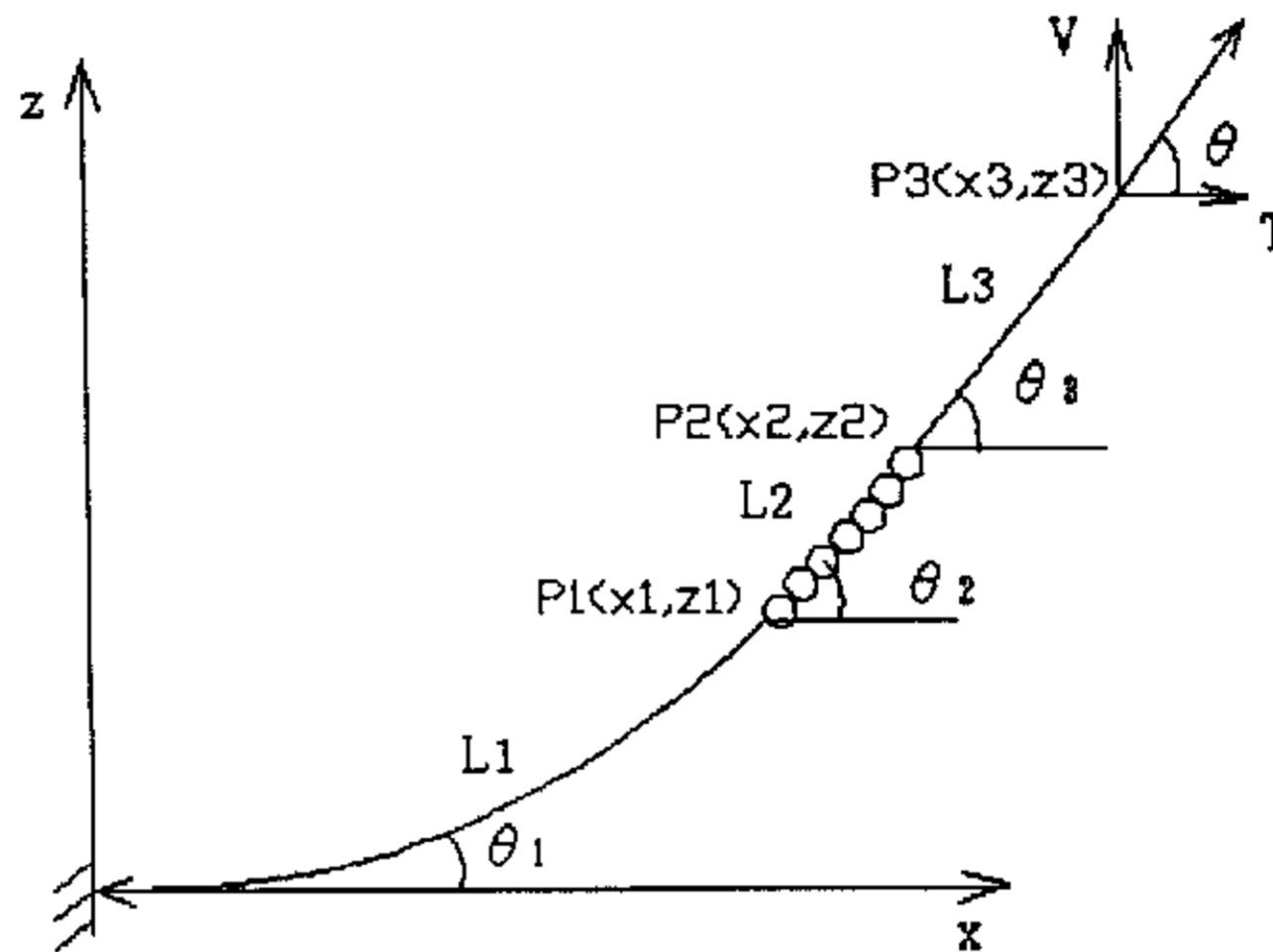


图 4.13 锚泊线极限状态

Fig.4.13 Extreme condition of mooring line

4.5 小结

计算了极端海况下纵荡、纵摇稳态响应的时间历程以及此规则波作用下最大可能升沉值。由于平台在升沉和纵摇两个方向上刚度都比较大, 加之垂向力和倾覆力矩都比较小, 因此有着较小的纵摇和升沉量, 锚泊系统的作用并不明显。对于纵荡, 平台刚度较小, 产生了较大的位移响应, 锚泊系统有着一定的约束效果。由于本文只考虑平面内两条锚泊线的作用, 因此如果对称分布多条锚泊线, 将会对平台的纵荡产生较大的约束作用。

5 单柱平台在不规则波作用下的动力分析

5.1 不规则波的统计特性

在规则波中，描述波浪的主要参数是波高和波周期。对于不规则波，人们仍希望用波高和波周期来描述其特性。然而，对于波浪的不规则性和随机性，无法简单的给出确定的值。如图 5.1 所示，波高和波周期都是随机变量，因此在研究海洋波时，主要集中在研究波浪的统计特性，包括波高、波周期的概率分布和特征值。如果有一个充分长的实测波浪记录，一些重要的特征量就可以进行统计计算。

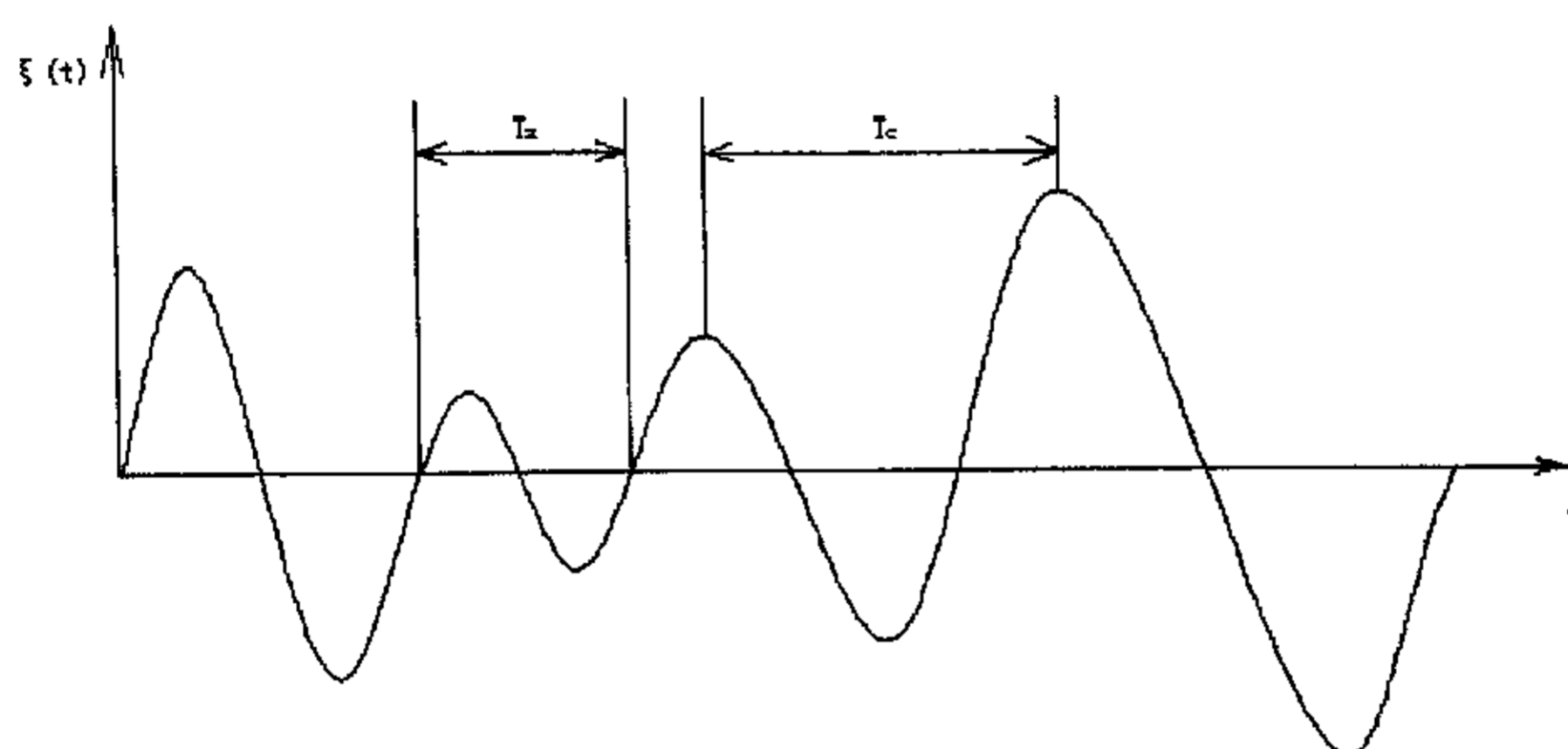


图 5.1 波面升高记录

Fig.5.1 Recordation of elevates of wave surface

有义波高 $H_{1/3}$ 是近海结构设计计算中最关心的海洋环境参数之一。其意义是，所有波高测量值按照大小排列，取其最大的三分之一来进行平均，所得的值即称有义波高。大约有 14% 的波高会超过 $H_{1/3}$ 。谱宽系数为：

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{m_0 m_4 - m_2^2}{m_0 m_4}} \quad (5.1)$$

其中 m_0 、 m_2 、 m_4 分别为波能谱的 0 阶矩、2 阶矩和 4 阶矩：

$$m_n = \int_0^{\infty} \omega^n S(\omega) d\omega \quad (5.2)$$

当谱宽系数很小的时候，波幅将服从雷利分布：

$$p(\xi_a) = \frac{\xi_a}{\sigma^2} \exp\left(-\frac{\xi_a^2}{2\sigma^2}\right) \quad (5.3)$$

应用统计学上的知识可得 $1/n$ 有义波幅和 n 的关系，如表 5.1 所示：

表 5.1 窄带条件下最高 $1/n$ 平均值

Table 5.1 Mean of maximum value with $1/n$

项目	数值							
n	100	20	10	5	4	3	2	1
$\bar{\xi}_{a1/n}/\sigma$	3.336	2.809	2.546	2.250	2.145	2.003	1.776	1.253

从中可以看出，最高 $1/n$ 平均值 $\bar{\xi}_{a1/n}$ 表示了那些波幅值大于 $\xi_{a1/n}$ 的波幅个数占总波幅数的 $1/n$ 的所有波幅值的平均。则有义波高为：

$$H_{1/3} = 2.0\bar{\xi}_{a1/3} \quad (5.4)$$

$$H_{1/3} = 4.006\sigma \quad (5.5)$$

其余类似。目测波高 H_γ 与有义波高存在如下近似关系：

$$H_{1/3} = 0.775H_\gamma + 2.134(m) \quad (5.6)$$

而

$$\bar{\xi}_{a1/10} = 2.55\sigma \quad (5.7)$$

$$H_{1/10} = 5.1\sigma \quad (5.8)$$

5.2 波浪谱分析

前面探讨了由余弦规则波引起的平台运动。实际上海洋并没有规则的波形表面，在一个时刻的波形永远不会在另一个时刻重现，相当复杂。虽然某海浪在一段时间内波形永不重复，但是海况的统计特性将保持不变，这就需要用谱分析的方法来解决。

任一给定的海浪都能够用相对于各种波浪成分的不同频率（波长或者周期）的能量分布加以描述，能量谱就是表示波浪能量在频率上的分布。

我们对波浪谱方面的兴趣，是由于需要选择一个合适的或者有代表性的作用在结构物上的设计载荷历程而引起的。波浪谱密度函数的性质与表面波的波面高度有关，显然要求选择能够尽可能接近地代表结构将承受的最大载荷或可能的最不利载荷组合的波浪载荷历程。复杂的是，用实质上是同样的谱可以表征许多个不同的表面水波波面高度历程，也就是说，在表面水波波面高度记录和谱之间不存在对应关系。但是所有那些能够给出相同谱的记录却有相同的统计学性质，尽管其记录中的细节不大相同。

所描述的波浪谱是建立在叠加原理的基础上，因此只对于线性海况才适用，就结构而言，线性模式一般已经为海浪提供了充分的描述。用来描述海洋表面的数学模型应该尽可能地同实际海浪相一致，可以用完全确定的方法，即通过将足够多数量的表面水波记录同一个简谐波或傅立叶级数相拟合来实现；另一种方法是用一个谱来描述一些相同的波浪记录，谱表示法优点就是频域内描述谱函数需要的数据较时域内傅立叶级数描述波浪记录所需的数据要少，但是受非线性的影响，傅立叶级数描述法则不受非线性的影响。

不规则海浪可以用有效波高和有效周期两个参数，以一种简单的形式来描述。谱方法的基本前提之一是，不规则波是由无限个具有连续频率分布的小振幅简单正弦波叠加的结果，这个过程可以用有限个具有离散频率的小振幅正弦波近似地表示。波浪谱的表示了能量是按照各组成波频率分布的。波浪记录可以由有限个规则波形叠加来得到。由这样叠加得到的振幅谱和根据实际海浪记录推导出的振幅谱没有多大区别。在很多情况下，这种合成记录就工程意义来说足以满足需要。

如果知道了波谱，则波浪的各种统计特性就可以求出。人们经过长期的实际观测研究，已经提出了多个得到普遍应用的波谱公式，通常是用有义波高、波周期表示的单参数谱、双参数谱或者多参数谱。

1) Bretechneider 谱

Bretechneider (1969) 在窄谱和波高、波周期服从 Rayleigh 分布的假定下, 导出了此谱公式:

$$S(\omega) = 0.1678 H_{1/3}^2 \frac{\omega_s^4}{\omega^5} \exp[-0.675(\omega_s / \omega)^4] \quad (5.9)$$

其中 $H_{1/3}$ 为有义波高; $\omega_s = 2\pi / T_s$; T_s 为有义波周期。这是充分发展海况的公式, 而充分发展海况波高、波周期和风速存在对应关系, 知道了等价的平均风速就可以导出相应的有义波高和波周期。

2) ISSC 谱

国际船舶结构会议 (1964) 推荐如下形式的谱公式:

$$S(\omega) = 0.1107 H_{1/3}^2 \frac{\bar{\omega}^{-4}}{\omega^5} \exp[-0.4427(\bar{\omega} / \omega)^4] \quad (5.10)$$

$$\bar{\omega} = 1.296 \omega_p \quad (5.11)$$

ω_p 为谱峰频率。

3) PM 谱

Pierson-Moskowitz (1964) 根据大西洋充分发展海浪资料的分析, 提出了一个半经验的波谱公式:

$$S(\omega) = \frac{0.78}{\omega^5} \exp\left[-\frac{0.74 g^4}{U_w^4 \omega^4}\right] \quad (5.12)$$

U_w 为在 19.5m 高处的风速。当波浪给的是有义波高 $H_{1/3}$ 时, 近似风速按下式确定:

$$U_w = 6.85 \sqrt{H_{1/3}} \quad (5.13)$$

4) ITTC 谱

国际船模试验水池会议（1966, 1969, 1972）推荐了如下两种形式的波谱，都是根据 PM 谱修正而来的：

a) ITTC 单参数谱：

$$S(\omega) = \frac{A}{\omega^5} \exp(-B/\omega^4) \quad (5.14)$$

其中

$$A = 8.10 \cdot 10^{-3} g^2 \quad (5.15)$$

$$B = 3.11/H_{1/3}^2 \quad (5.16)$$

b) ITTC 双参数谱：

$$S(\omega) = \frac{A}{\omega^5} \exp[-B/\omega^4], \text{ 其中 } A = 173H_{1/3}^2/T_z, B = 691/T_z^4 \quad (5.17)$$

采用不同波谱模型时对波浪载荷的短期预报存在一定影响。不过，对长期预报来说，一般认为只有 PM 谱才能给出比较可靠的结果。而对于沿海区域，通常推荐采用 JONSWAP 谱。

5) JONSWAP 谱[16]

JONSWAP 谱是 Hasselman 等人（1973）在北海海浪联合课题下研制的，实际也是从 PM 谱修改而来，其峰值陡峭得多：

$$S(\omega) = 1558.55 \alpha \left(\frac{H_{1/3}}{T_p} \right)^2 \omega^{-5} \exp[-1948.18(T_p \omega)^{-4}] \gamma^\alpha \quad (5.18)$$

其中，

$$\alpha = \frac{0.0624}{0.23 + 0.0336\gamma - 0.185/(1.9 + \gamma)} \quad (5.19)$$

$$a = \exp\left[-\left(\frac{\omega}{\omega_p} - 1\right)^2 / 2\sigma^2\right] \quad (5.20)$$

$$\sigma = \begin{cases} 0.07 & \omega \leq \omega_p \\ 0.09 & \omega > \omega_p \end{cases} \quad (5.21)$$

$$\gamma = 3.3 \quad (5.22)$$

$$T_p = 1.28T_z \quad (5.23)$$

6) 文圣常谱

波兰 Basinski 和 Massel (1973) 通过对波罗的海 Lubialowo 海岸处波浪的系列观测, 发现波谱与水深有关, 并据此提出了一种浅水波谱的理论表达形式:

$$\frac{\bar{\omega} S(\omega)}{\bar{H}^2} = 0.345 \exp\left[-42\left(\frac{\omega}{\bar{\omega}} - 0.52\right)^2\right] + 0.157 \left(\frac{\omega}{\bar{\omega}}\right)^{-5} \exp\left[-0.652\left(\frac{\omega}{\bar{\omega}}\right)^4\right] \quad (5.24)$$

式中, \bar{H} 为平均波高; $\bar{\omega}$ 为平均频率。

文圣常 (1990) 综合考虑风速、风区、风时以及水深的影响, 提出了一个极具特色的理论谱:

$$S(\omega) = \begin{cases} \frac{m_0}{\omega_0} p \exp\left\{-95\left[\ln \frac{p(5.813 - 5.137\eta)}{(6.77 - 1.088p + 0.013p^3)(1.307 - 1.426\eta)}\right]\right. \\ \quad \left. \cdot \left(\frac{\omega}{\omega_0} - 1\right)^{\frac{12}{5}}\right\}, 0 \leq \frac{\omega}{\omega_0} \leq 1.15 \\ \frac{m_0}{\omega_0} \frac{(6.77 - 1.088p + 0.013p^3)(1.307 - 1.426\eta)}{5.813 - 5.137\eta} \left(1.15 \frac{\omega_0}{\omega}\right)^m, \\ \quad \frac{\omega}{\omega_0} \geq 1.15 \end{cases} \quad (5.25)$$

其中, m_0 为零阶矩; ω_0 为谱峰频率; $p = \frac{\omega_0}{m_0} S(\omega_0)$ 为谱尖度因子; $\eta = \bar{H}/d$ 为深度参

数; \bar{H} 为平均波高; d 为水深; $m = 2(2 - \eta)$.

当知道风速 U ，风程 X 时，各参数可以表示为：

$$\begin{cases} m_0 = 1.89 \times 10^{-6} \frac{U^4}{g^2} \left(\frac{gX}{U^2}\right)^{0.7} \\ \omega_0 = 10.4 \frac{g}{U} \left(\frac{gX}{U^2}\right)^{-0.233} \\ p = 17.6 \left(\frac{gX}{U^2}\right)^{-0.233} \end{cases} \quad (5.26)$$

而当知道风速 U 和风时时，式 (5.25) 中参数可以表示成：

$$\begin{cases} m_0 = 8.55 \times 10^{-6} \frac{U^4}{g^2} \left(\frac{gX}{U^2}\right)^{0.91} \\ \omega_0 = 29.2 \frac{g}{U} \left(\frac{gX}{U^2}\right)^{-0.303} \\ p = 49.2 \left(\frac{gX}{U^2}\right)^{-0.303} \end{cases} \quad (5.27)$$

由于文圣常谱形式复杂，因而影响其在工程领域的广泛应用。

从波谱中可以获得下述有用的资料[15]：

- 1) 海浪能量的主要频率范围；
- 2) 提供最大能量的频率；
- 3) 在不同频带上的能量；
- 4) 在低频处涌浪的存在情况。

波谱表示波浪能量在频域上的分布，根据波谱的定义有式(5.28)：

$$S_{\xi}(\omega)\delta\omega = \frac{1}{2}(\xi_{a1}^2 + \xi_{a2}^2 + \dots) \quad (5.28)$$

波谱下的面积（即零阶矩）为：

$$\int_0^{\infty} S_{\xi}(\omega)d\omega = m_0 \quad (5.29)$$

雷利分布与波浪双幅值即波高拟合得很好。类似的，对于海洋结构物响应的双幅值，例如对于横摇或者纵摇运动的双幅值，或者对于波浪弯矩的双幅值，雷利分布也拟合得很好。有义幅值与其它平均值的计算公式中的常数是以雷利分布的均方根为基础的[15].

式中， m_0 是不规则海浪中波面升高平方的平均值，即 $\sqrt{m_0}$ 为均方根值。有义值或者其他平均值是均方根值的倍数（即常数 $\times \sqrt{m_0}$ ）。这些乘数取决于所假设的概率分布。例如，对于雷利分布，波幅与波高的总体平均值、1/3 最大波的平均值、1/10 最大波的平均值和 1/100 最大波的平均值列于表 5.2 中：

表 5.2 波浪统计特性

Table 5.2 Statistical data of wave

统计平均值	波幅	波高
平均值	$1.25\sqrt{m_0}$	$2.50\sqrt{m_0}$
1/3 最大波的平均值	$2.00\sqrt{m_0}$	$4.00\sqrt{m_0}$
1/10 最大波的平均值	$2.55\sqrt{m_0}$	$5.09\sqrt{m_0}$
1/100 最大波的平均值	$3.34\sqrt{m_0}$	$6.67\sqrt{m_0}$

就浪涌而言，高频不是很主要的，波高分布接近理论的雷利分布律[15]. 另一方面，在风生浪（宽带谱）里，高频相当重要，波高分布接近高斯分布律。因此，应该使用修正因子去求风生浪的波幅或波高的统计平均值。

一般来说，有以下因素决定波谱形状：风速（最重要的参数）、风时、风程和可能会有涌浪从那里传来的其它风暴区的位置。

每秒钟向上经过零点的平均次数 N_0 的表达式可以用谱矩给出：

$$N_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2}{m_0}} \quad (5.30)$$

平均跨零周期 \bar{T}_z 代表连续两次向上或者向下穿过平均水平线间的平均时间间隔:

$$\bar{T}_z = \frac{1}{N_0} = 2\pi \sqrt{\frac{m_0}{m_2}} \quad (5.31)$$

同样, 峰峰周期 \bar{T}_c 为记录中连续的峰或连续的谷之间的平均时间:

$$\bar{T}_c = 2\pi \sqrt{\frac{m_2}{m_4}} \quad (5.32)$$

在不规则海浪中, 峰有时出现在平均水平线以下, 而谷有时出现在平均水平线以上, 所以峰峰周期 \bar{T}_c 的值小于跨零周期 \bar{T}_z 的值。

不规则海浪的另一个重要的特征量是平均表观波长, 用谱矩如下定义:

$$\bar{L}_z = 2\pi g \sqrt{\frac{m_0}{m_4}} \quad (5.33)$$

5.3 平台在不规则波中运动响应的短期预报

海洋结构物在不规则海浪中的响应服从与波浪同样的统计规律, 其响应记录的方式类似于波浪记录。在波谱中, 把某频率规则波波幅的平方换成此成分波浪使海洋结构物产生的纵摇(或者任何其它运动)幅值的平方, 就得到响应谱。当要应用到适当的统计要素时, 响应谱的统计性质与海浪谱相类似。

Morison 力的适用范围是:

$$D/L < 0.2 \quad (5.34)$$

其中 D 为浮筒直径, L 为波长。由于处于深水当中, 有色散关系:

$$\omega^2 = kg \quad (5.35)$$

k 为波数:

$$k = \frac{2\pi}{L} \quad (5.36)$$

ω 为圆频率:

$$\omega = \frac{2\pi}{T} \quad (5.37)$$

则式(5.30)化为:

$$T > \sqrt{\frac{10\pi D}{g}} \quad (5.38)$$

对于直径为 40.52m 的浮筒, 适用 Morison 方程的条件为:

$$T > 11.397s \quad (5.39)$$

相应的,

$$\omega < 0.551 \quad (5.40)$$

一般地, 船舶与漂浮海洋结构物在不规则波浪中的运动由下列步骤确定:

- 1) 对于海洋结构物所处的海域要选取适当的波浪谱;
- 2) 考虑用遭遇频率代替绝对的波浪谱, 将波谱转换成遭遇谱, 但是总能量保持相同, 故遭遇谱下面的面积与原来谱下面的面积相同;
- 3) 以遭遇频率为横坐标, 以某个自由度上(如纵荡)的运动幅值为纵坐标画出一张图表, 运动幅值的确定可以用分析方法或者在水池中作模型试验的方法。
- 4) 将第 3 步的图表加以修改, 使纵坐标表示运动幅值与波幅之比, 得到转换谱。
- 5) 将波谱的纵坐标乘以转换谱相应频率下的纵坐标, 得到响应谱。
- 6) 确定响应谱曲线下的面积, 以求得必需得运动特性(如运动幅值的平均值、1/3 最大平均值或 1/10 最大平均值), 公式与波浪谱的类似。

对于上述方法中把波浪谱转化成遭遇谱是因为海洋结构物有速度的情况下，波浪相对于结构物的遭遇频率与结构物不动的情况下的不同，导致这两种情况下作用于海洋结构物上的波浪力不同。

本文确定单柱平台在不规则波浪中的运动不采用上面叙述的把波浪谱转换成遭遇谱的方法，而是在计算波浪载荷的时候，考虑结构物有速度的情况波浪力的变化。具体步骤如下：

- 1) 对于海洋结构物所处的海域要选取适当的波浪谱；
- 2) 考虑水质点和海洋结构物的相对速度，计算波高为 1、不同频率的规则波使平台在某个自由度（如纵荡）上产生的位移响应幅值；
- 3) 根据第 2 步的计算结果得到转换谱；
- 4) 将波谱的纵坐标乘以转换谱相应频率下的纵坐标，得到响应谱；
- 5) 确定响应谱曲线下的面积，以求得必需得运动特性（如运动幅值的平均值、1/3 最大平均值或 1/10 最大平均值），公式与波浪谱的类似。

波谱乘以传递函数得到响应谱，由于波谱已经完全描述了平稳的各态历经的不规则波的特性（主要指波高和周期），因此所谓短期预报是指确定波谱相应的响应谱的统计预报值。一般认为，短期预报是指响应属平稳的期间，其时间间隔在几个小时的数量级上。凡是指定了波高和周期，不管采用什么样的波谱得到的统计值都是短期的[15]。

依照式(5.19)~式(5.23)，有义波高为 18m 的 JONSWAP 谱密度函数如图 5.2 所示：

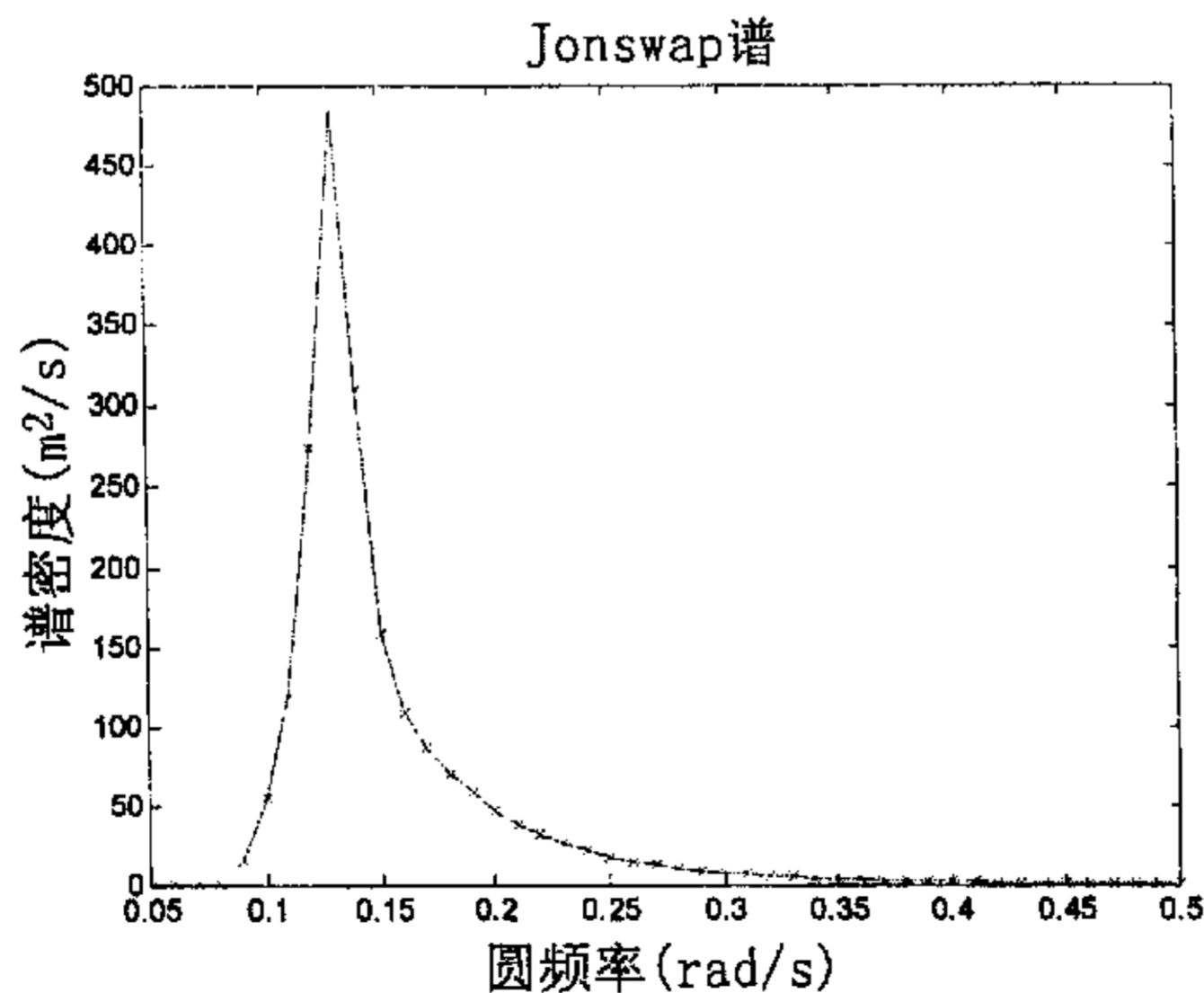


图 5.2 JONSWAP 能量谱密度函数

Fig.5.2 JONSWAP spectral energy density function

根据图 5.2, 可以看出波浪能量主要集中在 $0.075 < \omega < 0.45$ 的范围内, 这也符合式 (5.40) 的范围, 说明在本文中计算水平方向的波浪力用 Morison 方程是合适的。

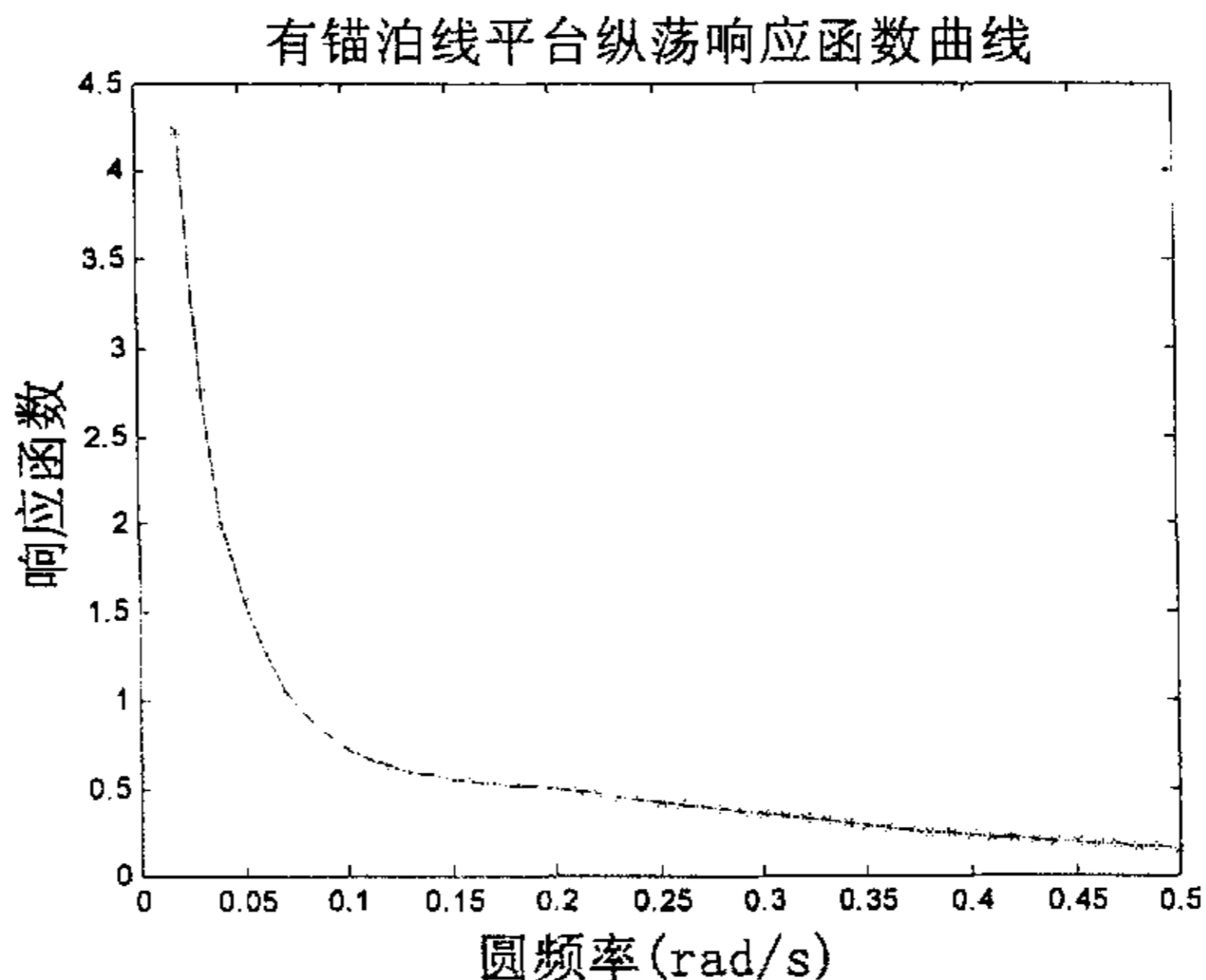


图 5.3 有锚泊线平台纵荡响应函数曲线

Fig.5.3 Surge response function of spar platform with mooring system

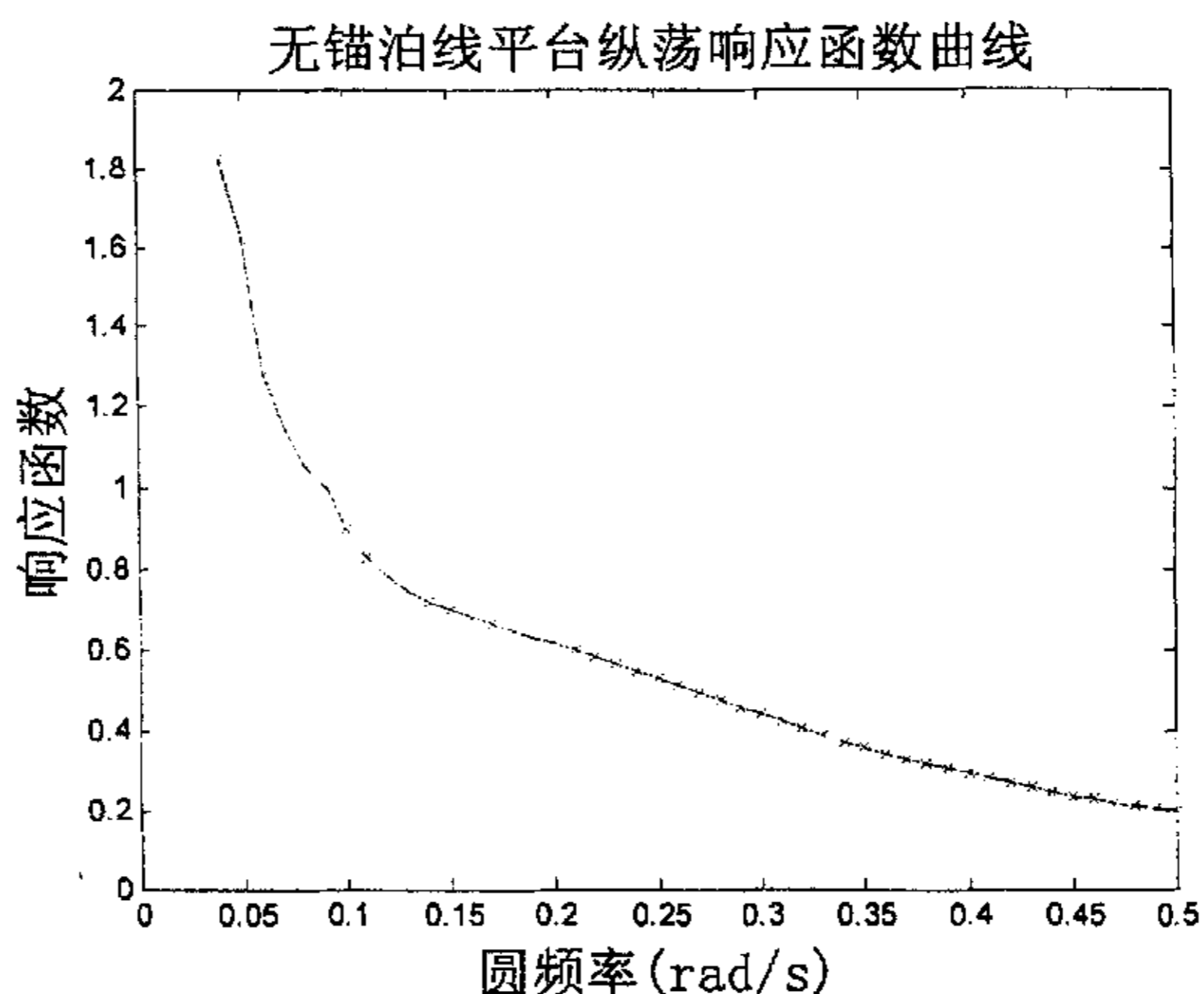


图 5.4 无锚泊线平台纵荡响应函数曲线

Fig.5.4 Surge response function of spar platform without mooring system

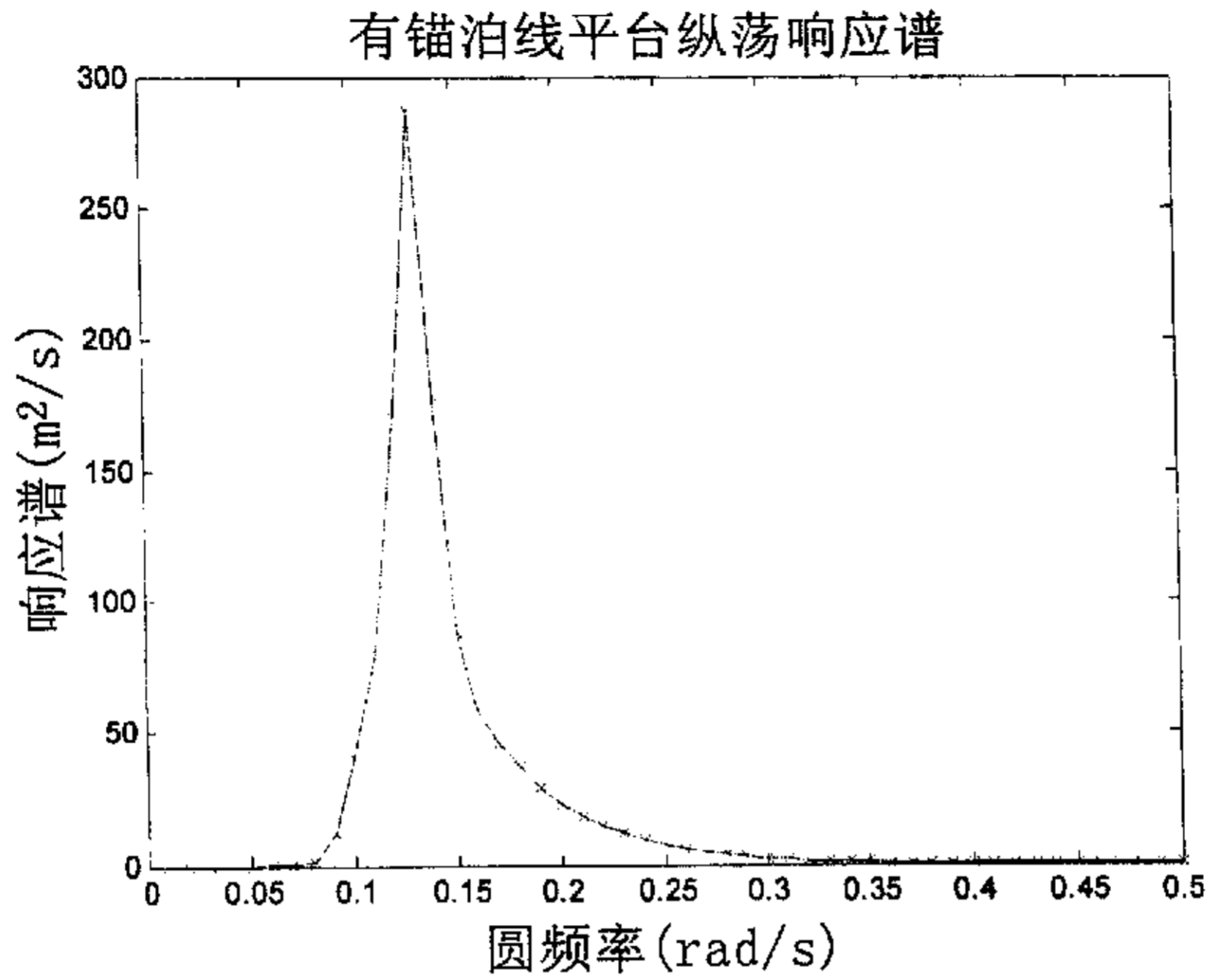


图 5.5 有锚泊线平台纵荡响应谱

Fig.5.5 Surge response spectrum of spar platform with mooring system

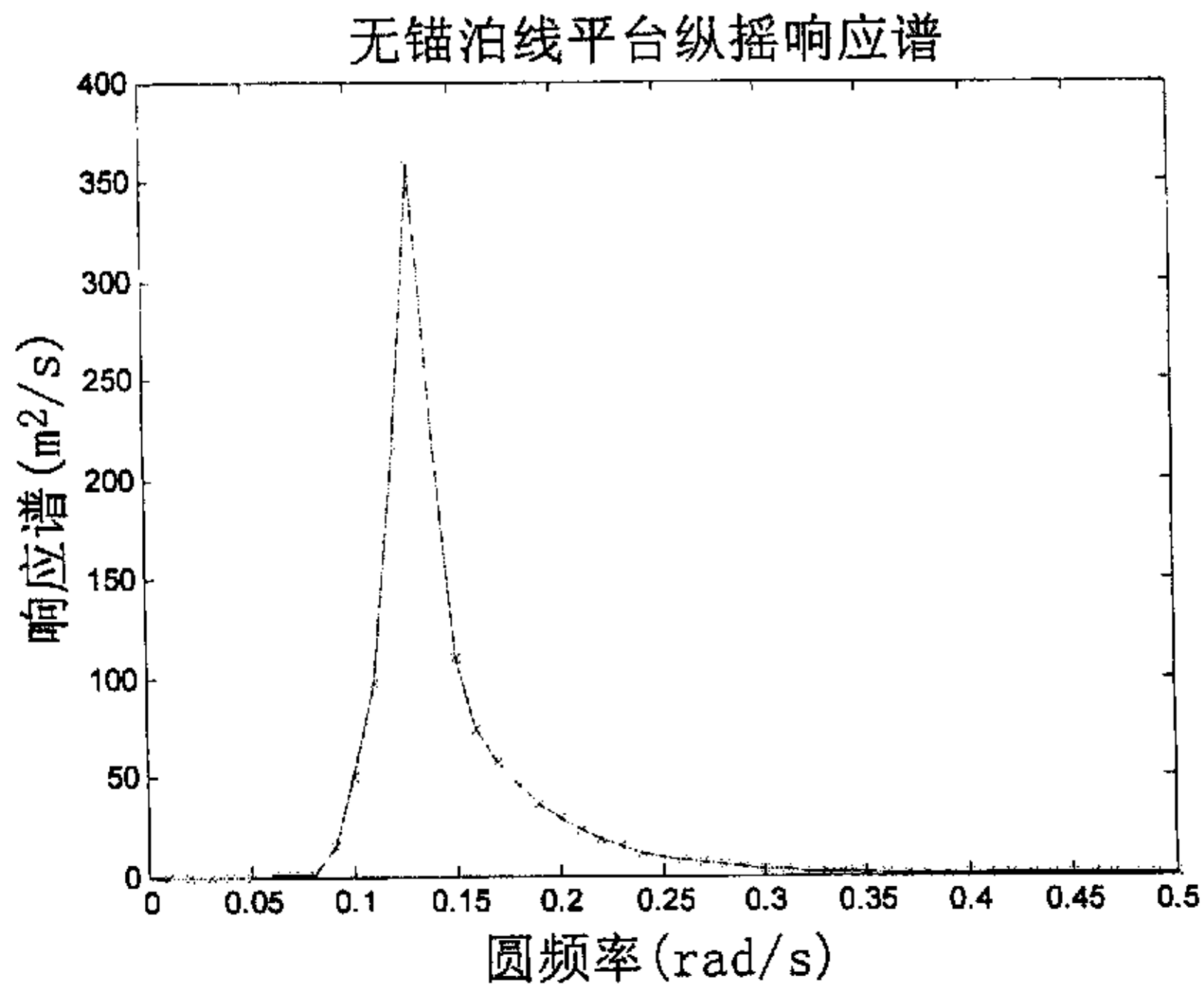


图 5.6 无锚泊线平台纵荡响应谱

Fig.5.6 Surge response spectrum of spar platform without mooring system

表 5.3 平台纵荡统计特性

Table 5.3 Statistical data for surge of spar platform

统计平均值	有锚泊线	无锚泊线
平均值 $1.25\sqrt{m_0}$ (单幅) /m	4.22	4.71
平均值 $2.50\sqrt{m_0}$ (双幅) /m	8.44	9.42
1/3 最大纵荡平均值(单幅) $2.00\sqrt{m_0}$ /m	4.85	7.54
1/3 最大纵荡平均值(双幅) $4.00\sqrt{m_0}$ /m	9.70	15.07
1/10 最大纵荡平均值(单幅) $2.55\sqrt{m_0}$ /m	8.61	9.61
1/10 最大纵荡平均值(双幅) $5.09\sqrt{m_0}$ /m	17.22	19.18
1/100 最大纵荡平均值(单幅) $3.34\sqrt{m_0}$ /m	11.28	12.59
1/100 最大纵荡平均值(双幅) $6.67\sqrt{m_0}$ /m	22.52	25.13

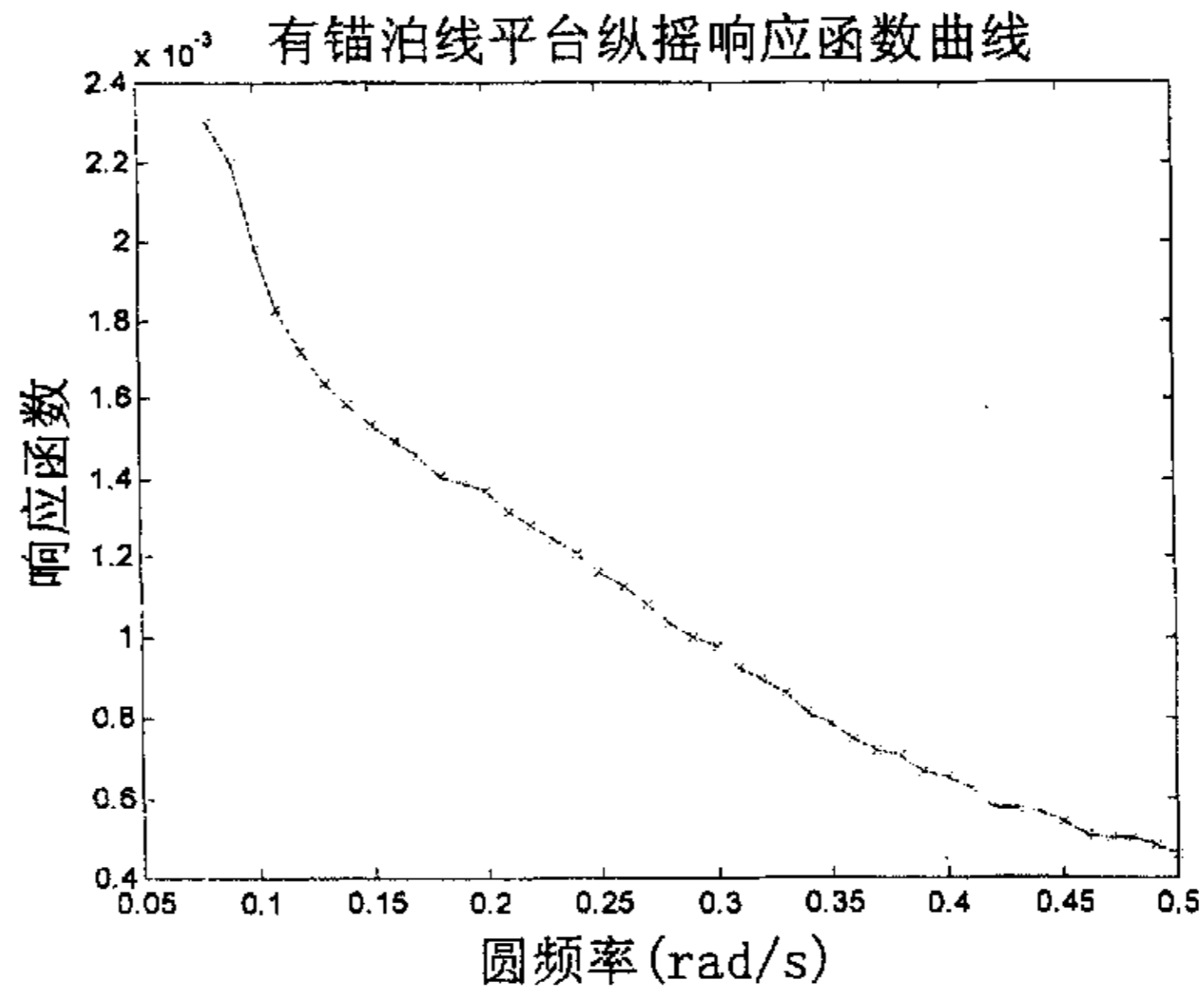


图 5.7 有锚泊线平台纵摇响应函数曲线

Fig.5.7 Pitch response function of spar platform with mooring system

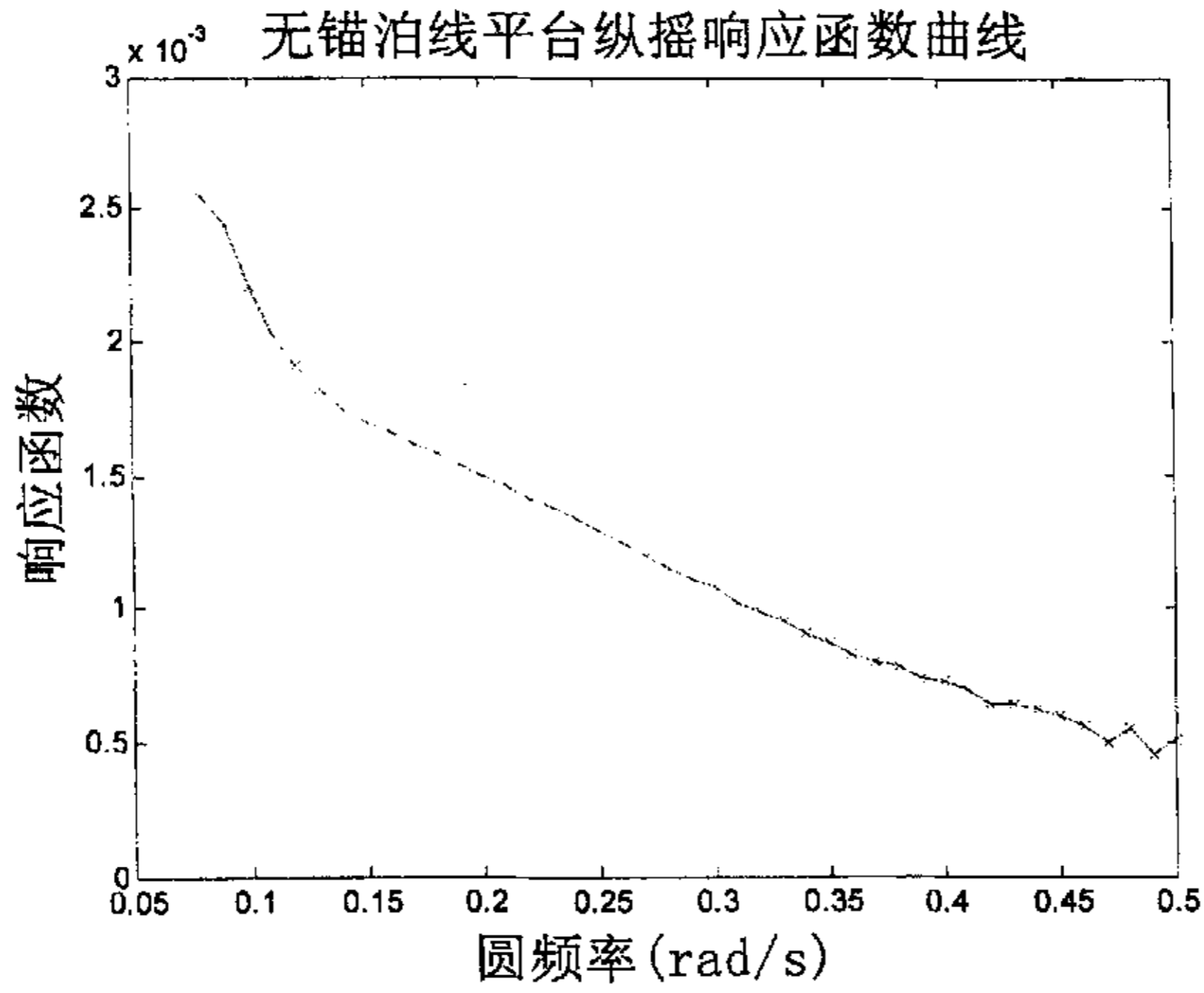


图 5.8 无锚泊线平台纵摇响应函数曲线

Fig.5.8 Pitch response function of spar platform without mooring system

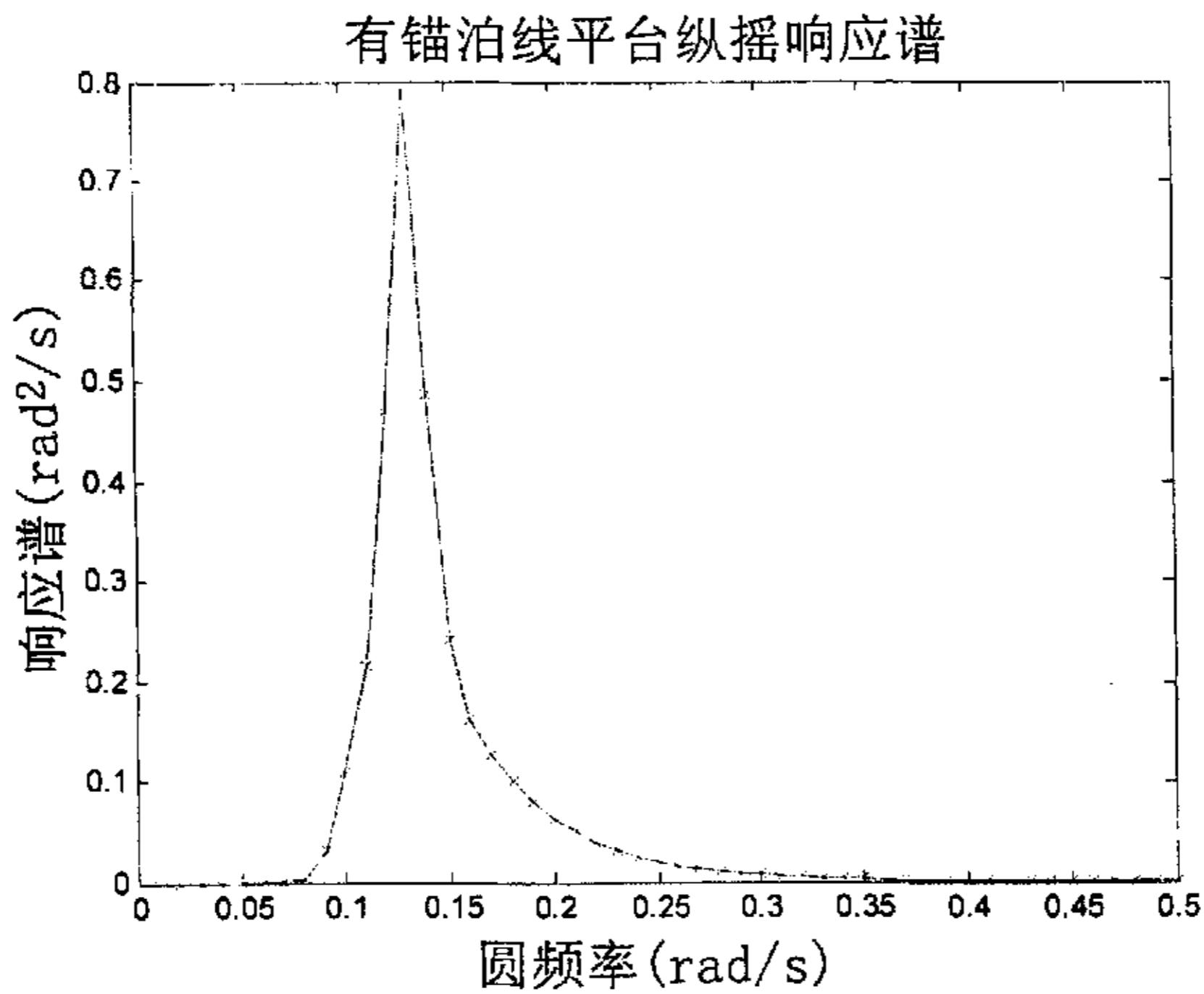


图 5.9 有锚泊线平台纵摇响应谱

Fig.5.9 Pitch response spectrum of spar platform with mooring system

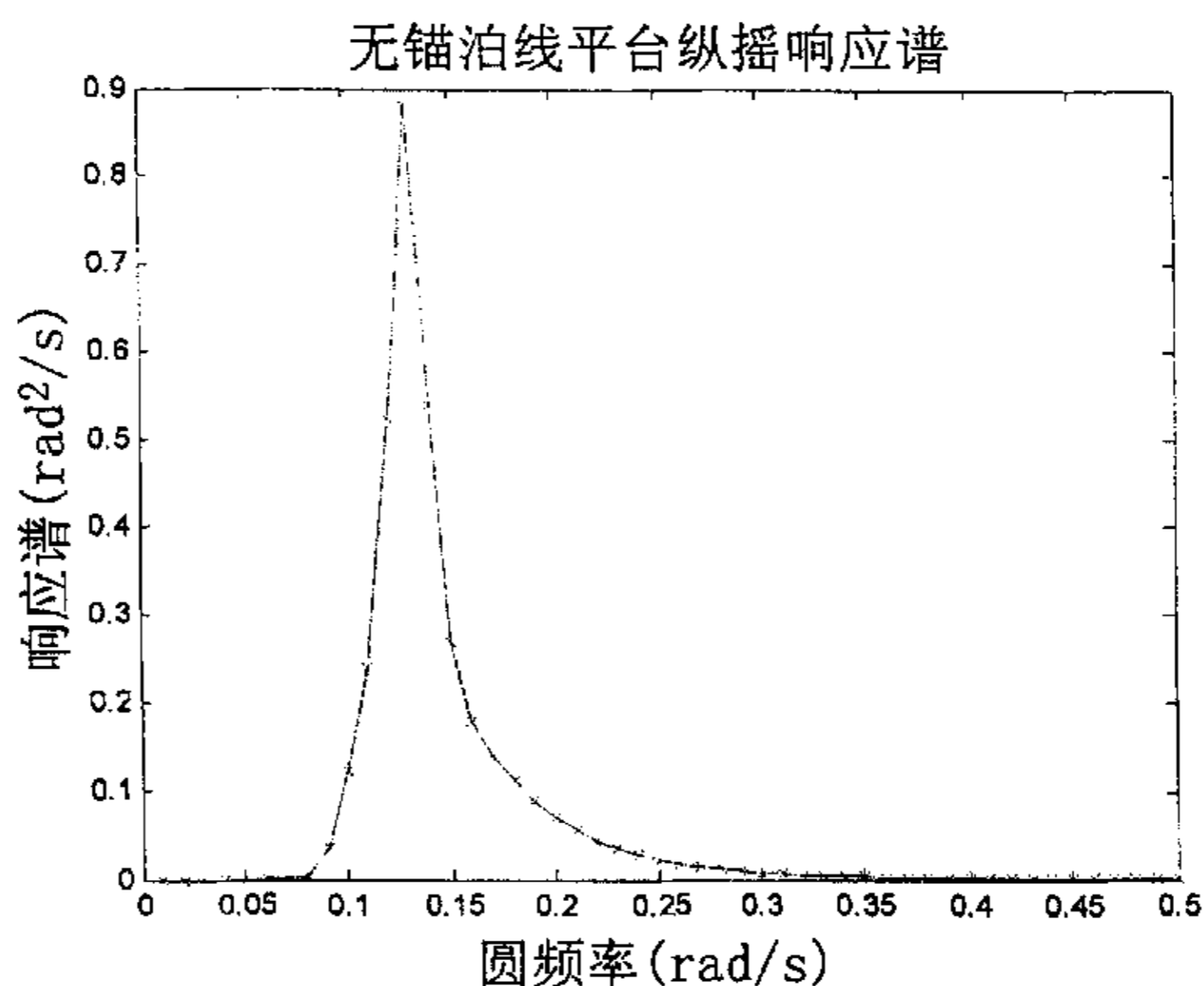


图 5.10 无锚泊线平台纵摇响应谱

Fig.5.10 Pitch response spectrum of spar platform without mooring system

表 5.4 平台纵摇统计特性

Table 5.4 Statistical data for pitch of spar platform

统计平均值	有锚泊线	无锚泊线
平均值 $1.25\sqrt{m_0}$ (单幅) / rad	0.0310	0.0327
平均值 $2.50\sqrt{m_0}$ (双幅) / rad	0.0621	0.0654
1/3 最大纵荡平均值(单幅) $2.00\sqrt{m_0}$ / rad	0.0498	0.0524
1/3 最大纵荡平均值(双幅) $4.00\sqrt{m_0}$ / rad	0.0956	0.1048
1/10 最大纵荡平均值(单幅) $2.55\sqrt{m_0}$ / rad	0.0705	0.0742
1/10 最大纵荡平均值(双幅) $5.09\sqrt{m_0}$ / rad	0.141	0.1484
1/100 最大纵荡平均值(单幅) $3.34\sqrt{m_0}$ / rad	0.0923	0.0972
1/100 最大纵荡平均值(双幅) $6.67\sqrt{m_0}$ / rad	0.184	0.194

5.4 小结

分别计算出有锚泊系统和无锚泊系统两种状态下平台纵荡和纵摇的响应谱，并计算出分别的统计特性。对比有两种情况下响应谱的统计值，可以看出，锚泊系统对纵荡约束较大，对纵摇约束较小。

6 总结与展望

6.1 总结

深海海洋资源的开采具有无限广阔的前景，其运载和开采工具当然的被投以众多的目光，集海上石油开采和存储功能于一身的单柱海洋平台具有良好的运动性能，并且造价较低，具有广阔的应用前景。国外学者对深水海洋平台的研究已经有很长一段历史了，主要集中在顺应式海洋平台（主要有张力腿平台和单柱平台）的研究上，深水轻型海洋平台尤其是轻型单柱海洋平台的研究工作进行的并不多。我国在此领域的研究也属于起步阶段，相关的资料和经验都很缺乏，急需在这个领域内加大研究力度。

本文以北海海域内一单柱平台为背景，对单一规则波作用下平台的运动进行分析，确定运动方程，在时间域内离散运动方程并求解，得到了平台纵荡和纵摇运动的时间历程，并计算了锚泊线的极限张力，进一步求解运动方程，得到运动位移的响应函数，采用谱分析（波浪谱采取适用于北海海域的 JONSWAP 谱）的方法确定对纵荡和纵摇运动的响应谱，进而确定了纵荡和纵摇响应的各种统计平均值。把平台在自由状态下和锚泊状态下受波浪作用产生的运动响应和各种统计平均值作了对比，分析锚泊系统在约束平台运动方面的作用。

经过以上的计算和分析，可以看出，锚泊系统在一定程度上约束了平台在波浪中的运动幅值，单条锚泊线在纵荡方面限制平台运动幅值的作用表现的比较明显，多条锚泊线联合作用将会约束平台纵荡运动在很小的幅度范围内，而对于纵摇和升沉运动的约束作用则不甚显著，此时需要张力腿或者拉力系索来约束纵摇和升沉的运动。

本文所开展的工作是对深海顺应式海洋平台研究的一种探索，以期得出的结论对于深水轻型单柱平台的设计研究工作具有一定的参考价值，为深海油气开发事业作出一点贡献。

6.2 展望

深海轻型海洋平台的设计是一项很复杂、涉及方面很广泛的工程，其在深海油气开采上的应用前景将十分乐观。由于时间和试验条件的限制，本文只讨论了深水轻型单柱海洋平台在波浪中的运动的二维问题，环境载荷只有波浪，忽略了风和流的作用，运动响应只考虑了纵荡、纵摇和升沉，运用谱分析的方法对这三个方向上运动进行短期预报。有如下的后续问题期待着进一步的研究：

- 1) 问题扩展到三维空间中，考虑平台空间六个自由度的运动；
- 2) 环境载荷考虑风力和流力的作用；考虑波浪的浪向；
- 3) 采用多点锚泊对平台运动进行约束；
- 4) 锚泊系统的疲劳可靠性分析、非线性动力特性的分析；
- 5) 采用绕射理论计算波浪力，考虑单柱平台的非线性动力响应问题，特别是使平台产生低频慢漂运动的慢漂力；

参 考 文 献

- [1] Ro-Sik.Park, Sang-Dong Kim.A Study on Kinematical Stabilities of the Cylinder Type Spar Buoy, Proceedings of ISOPE, 2002, Vol. 1, pp.202-208.
- [2] Jha.A.K, de Jong, P.R., et al., Motion of spar buoy in random seas: comparing predictions and model test results, Proceedings of the Behaviour of offshore Structures, 1997, pp.333-347.
- [3] Chitrapu, A.S., Saha, S., Salpekar, V.Y., Time domain simulation of spar platform response in random waves and current, 17th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE98-0380), 1998, pp.1-8
- [4] Glanville, R.S., Paulling, et al, Analysis of the spar floating drilling production and storage structure. Offshore Technology Conference, (OTC-6701), 1991,pp. 57-68.
- [5] Mekha, B.B., Johnson, et al, Nonlinear response of a spar in deep water: different hydrodynamic and structural models. Proceedings of the Fifth International Offshore and Polar Engineering Conference, 1995,Vol. 3, pp. 462-469.
- [6] Datta, Prislín, Halkyard, et al, Comparison of truss spar model test results with numerical predictions, 18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE99/OFT-4231), 1999, pp.1-14.
- [7] Ran, Z., Kim, et al, Nonlinear coupled response of a tethered spar platform in waves. Proceedings of the Sixth International Offshore and Polar Engineering Conference, 1996,Vol. 3, pp. 281-288.
- [8] Chitrapu, A.S., Saha, et al, Motion response of spar platform in directional waves and current. 18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE99-OFT4237), 1999, pp. 1-9.
- [9] Cao, P., Zhang, J., Slow motion response of compliant offshore structure. Proceedings of the Sixth International Offshore and Polar Engineering Conference, 1996, Vol. 1, pp. 296-303.
- [10] Rasmussen J, Karlsson P, Arenda G, A New and Cost-Beneficial Approach to TLP Tethering. In: OTC 5722, Houston, Texas, 1988,pp. 357-366.
- [11] Alves L.H.M. and Jacob B.P. et al., An Analysis Procedure for the Tendons of a Tension Leg Platform. In: Proceedings of the Seventh (1997) International Offshore and Polar Engineering Conference, Honolulu, USA. 1997.
- [12] Hovde G.O., Fatigue and Overload Reliability of Offshore Structural Systems, Considering The Effect of Inspection and Repair, The University of Trondheim, Norway, 1995.
- [13] Chakrabarti S K. Hydrodynamics of offshore Structures.London,1987

- [14] A.K.Agarwal, A.K.Jain. Dynamic behavior of offshore spar platforms under regular sea waves, *Ocean Engineering*, 2003,30:487-516
- [15] R.巴塔查雅. 海洋运载工具动力学. 北京: 海洋出版社, 1982
- [16] 李远林.近海结构水动力学.广州:华南理工大学出版社,1999, pp.181-182
- [17] Cao, P.M., Slow motion responses of compliant offshore structures. MS Thesis, Ocean Engineering Program, Civil Engineering Department, Texas A&M University, 1996.
- [18] Cao, P.M., Zhang, J., Slow motion responses of compliant offshore structures. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 1997, 7 (2), 119–126.
- [19] Capanoglu, C.C., Comparative assessment of new generation deep water marginal field structures, Japan National Oil Corpn (JNOC), Workshop on Challenging offshore field development, Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conf (OMAE '97), 1997, 207–215.
- [20] Chitrapu, A.S., Saha, et al, Time domain simulation of spar platform response in random waves and current. In: 17th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE98-0380), 1998, pp. 1–8.
- [21] Chitrapu, A.S., Saha, et al, Motion response of spar platform in directional waves and current. In: 18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE99/OFT-4237), 1999
- [22] Datta, I., Prislun, I., Halkyard, J.E., Greiner, W.L., Bhat, S., Perryman, S., Beynat, P.A., Comparison of truss spar model test results with numerical predictions. In: 18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE99/OFT-4231), 1999, pp. 1–14.
- [23] Fischer, F.J., Gopalkrishnan, et al, Some observations on the heave behaviour of spar platforms. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 1998, 120, pp. 221–225.
- [24] Halkyard, J.E., Status of spar platforms for deepwater production systems. In: Proceedings of the Sixth International Offshore and Polar Engineering Conference, 1996,vol. 1, pp. 262–272.
- [25] Hudson, W.L., Vasseur, et al, A small tension leg platform for marginal deepwater fields. In: Proceedings 1996 OTC, 1996, pp. 149–158.
- [26] Jha, A. K., de Jong, et al, Motion of spar buoy in random seas: comparing predictions and model test results. In: Proceedings of the Behaviour of Offshore Structures, 1997, pp.333–347.
- [27] Kim, M.H., Ran, et al, Hull/mooring coupled dynamic analysis of a truss spar in time domain. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 2001,11, pp. 42–54.

- [28] Lake, M., He, H., Troesch, A. W., Perlin, M., Thiagarajan, K. P., Hydrodynamic coefficient estimation for TLP and spar structures. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering* 122, 2000, 118–124.
- [29] Mekha, B. B., Johnson, et al, Nonlinear response of a spar in deep water: different hydrodynamic and structural models. In: *Proceedings of the Fifth International Offshore and Polar Engineering Conference*, 1995, vol. 3, pp. 462–469.
- [30] Mekha, B. B., Weggel, D. C., Johnson, C. P., Roesset, J. M., 1996. In: *Effect of second order diffraction forces on the global response of spars. Proceedings of the Sixth International Offshore and Polar Engineering Conference* vol. 1, pp. 273–280.
- [31] Mercier, R. S., Schott III, et al, Mars tension leg platform—use of scale model testing in the global design. In: *Proceedings OTC*, 1997, pp. 8354.
- [32] Ormberg, H., Larsen, K., Coupled analysis of floating motion and mooring dynamics for a turret moored tanker. *BOSS 2*, 1997, pp. 469–483.
- [33] Ormberg, H., Sodahl, N., Steinkjer, et al, Efficient analysis of mooring systems using de-couple and coupled analysis. In: *Proceedings of the 17th OMAE Conference*, OMAE-0351. 1998.
- [34] Ran, Z., Kim, et al, Nonlinear coupled responses of a tethered spar platform in waves. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 1997, 7 (2), 111–118.
- [35] Ran, Z., Kim, M. H., Zheng, W., 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*, 1999, 121, 194–200.
- [36] Rijken, O. R., Niedzwecki, et al, Dynamic response and runup on spar platforms. In: *6th International Offshore and Polar Engineering Conference*, May 1996, vol. 1, pp. 289–295.
- [37] Sreekumar, S., Bhattacharyya, et al, Coupled dynamics of SeaStar mini tension leg platform using linear diffraction-radiation theory. *Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conf (OMAE '01)*, 2001, 1074.
- [38] Sreekumar, S., Idichandy, et al, Studies on the dynamics of SeaStar mini TLP. *International Conference in Ocean Engineering (ICOE 2001)*, IIT Madras 1, 2001, 41–48.
- [39] Wichers J E W, Huijsmans R H M. The contribution of hydrodynamic damping induced by mooring chains on low frequency vessel motions[R]. *OTC 6218*, 1990
- [40] Teigen, P. S., Niedzwecki, et al, Experimental and numerical assessment of mini TLP for benign environments. *ISOPE 98*, 1998
- [41] Thiagarajan, K. P., Troesch, et al, Effects of appendages and small currents on the hydrodynamic heave damping of TLP columns. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 1998, 120, 37–42.

- [42] Vendhan, C.P., Srinivasan, et al, Dynamic analysis of buoyant elastic framed structures. Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conf (OMAE '98), 1998, 0342.
- [43] Ye, Wei., Anam, et al, Effect of wave directionality on wave loads and dynamic response of a spar. In: 17th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE98-0601), 1998, pp.1-6.
- [44] Zhang, J., Prislun, I., Yang, J., Wen, J., Deterministic decomposition and prediction of irregular ocean waves. COE Report, 1997, No. 358.
- [45] 何雷. 海洋平台波浪载荷计算及瞬态动力响应灵敏度分析的伴随法:(硕士学位论文). 大连: 大连理工大学, 2001.
- [46] 黄祥鹿, 陆鑫森. 海洋工程流体力学及结构动力响应. 上海: 上海交通大学出版社, 1992.
- [47] 刘应中, 缪国平. 船舶在波浪上的运动理论. 上海: 上海交通大学出版社, 1987.
- [48] 望月重, 小林浩. 海洋建筑物的设计与实例. 北京: 海洋出版社, 1983.
- [49] 曾少凡. 海上移动式平台检验. 北京: 人民交通出版社, 1994.
- [50] 季春群. 转塔式锚泊系统的动力分析. 上海交通大学学报, 1998.
- [51] 陈孝全, 潘斌, 亓和平. 可移动自升式单柱平台的初步设计. 中国海洋平台, 2002, 17(1)
- [52] 范菊, 黄祥鹿. 锚泊线的动力分析. 中国造船, 1999, 第 1 期
- [53] 季春群. 自升式平台上外载荷的分析计算. 海洋工程, 1995, 13(3)
- [54] 季春群. 各种参数对单点系泊运动及载荷的影响. 中国海洋平台, 1999, 15(1): 19-23.
- [55] 要瑞璞. 浮式海洋平台运动实时预报. 海洋预报, 1997, 14(3)
- [56] 段梦兰, 陈永福, 李林斌等. 海洋平台结构的最新研究进展第9届ISOPE大会报告综述, 海洋工程, 2000, 18(1)
- [57] 陈小红, 黄祥鹿. 单点系泊海洋资料浮标的动力分析, 中国造船, 1995, 第 3 期

攻读硕士学位期间发表学术论文情况

孙群, 单柱平台在波浪中的运动响应, 大连理工大学网络学刊

致 谢

光阴如梭，转眼之间研究生生活就要结束了，两年半的时光让我有了很多的感悟和认知。在毕业论文即将完成的时候，我首先要向我的导师王言英教授表示由衷的谢意。王老师严谨的治学、渊博的知识、高尚的品德都深深的教育着我，鼓励着我，我将永远珍惜在导师身边学习的时光。

感谢各位师兄对我的帮助，他们是：钱昆博士、肖越博士、张利军博士。他们渊博的学识、优秀的品格都是我学习的榜样。

感谢我的父母、哥哥，辛勤劳作，供我读书。

感谢所有一切在学业上和生活上帮助过我的人！

大连理工大学学位论文版权使用授权书

本学位论文作者及指导教师完全了解“大连理工大学硕士、博士学位论文版权使用规定”，同意大连理工大学保留并向国家有关部门或机构送交学位论文的复印件和电子版，允许论文被查阅和借阅。本人授权大连理工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，也可采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编学位论文。

作者签名： 孙群

导师签名： 王言英

2005年3月23日