

内波环境下中间仓单体收放过程中的管柱力学分析

王荣耀^{1,2}, 陈国明², 刘伟³, 郑皓⁴

(1 湖南城市学院 机械与电气工程学院, 湖南益阳 413000;

2 中国石油大学(华东) 海洋油气装备与安全技术研究中心, 山东青岛 266580;

3 长沙矿山研究院有限责任公司 海洋采矿研究所, 湖南长沙 410012;

4 长沙矿冶研究院有限责任公司 深海矿产资源开发利用技术国家重点实验室, 湖南长沙 410012)

摘 要: 海洋内波对中间仓海上收放作业的安全带来了极大挑战。基于有限元方法建立了内波和海流联合作用下中间仓单体收放过程的有限元分析模型, 并采用 Newmark 法对模型进行了数值求解, 分析了中间仓收放过程中的冲击响应以及管柱形态、张力、等效应力、上部转角和月池处偏移等因素。结果表明: 在各项因素中, 顶部张力受内波影响小, 等效应力、上部转角和月池处偏移受内波影响大; 收放作业过程中硬管等效应力最大位置发生于悬挂点附近; 上部转角和月池处偏移是影响作业安全的限制因素, 内波上层流方向与海流同向工况是实施收放作业的危险工况, 中间仓入水 0~300m 深度是收放过程的危险深度区域。

关键词: 深海采矿; 中间仓; 内波; 有限元分析

文章编号: **中图分类号:** TD857 **文献标志码:**

内波是一种发生于海洋浅层的冲击性波动, 对水下结构物的危害极大。如 2006 年, Discoverer 534 平台在南中国海钻井作业期间遭遇内波, 平台出现过大偏移, 最终导致固井失败^[1]。又如 2011 年, West Aquarius 平台在南中国海某井打油水期间遭遇 4.1 m/s 的强内波, 导致传输管线破裂^[2]。又如 2013 年 5 月, 南海 8 号平台在南中国海作业期间遭遇最大流速超过 2m/s 的内波, 致使平台伸缩节和张力绳等多处结构损坏^[3]。

广阔无垠的大洋底分布着多种矿产资源, 其储量惊人。随着陆地资源的日趋短缺以及深海工程技术的不断进步, 海底矿产资源的争夺已成为当前国际竞争的热点^[4]。水下输送管道是深海采矿系统的关键部件, 同时也是容易受海洋环境载荷影响的脆弱部件。国内外已有众多学者对水下输送管道的力学问题进行了研究。采用的分析方法主要为有限元法、有限差分法以及集中质量法。Chung 等^[5]利用有限元法建立了硬管系统的三维梁单元模型, 综合考虑硬管重力、海流力以及内部流体等的作用, 用非线性静态分析方法对

硬管的平衡构形、轴向振动、横向偏移以及采矿船加减速运动特性等进行了计算。Mustoe 等人^[6]用离散元的方法对深海采矿扬矿管道进行了非线性动力学计算,计算过程中考虑硬管的横向弯曲与轴向变形的耦合。韩国国家海洋研究院的 Hong 等人^[7]采用欧拉参数法对深海采矿扬矿管道的非线性动力学特性进行了仿真计算。中南大学李艳等^[8-9]采用多刚体离散元法建立了扬矿硬管空间离散模型,并基于多刚体动力学理论分析了水下输送系统的整体动力学性能。中南大学戴瑜^[10-12]等建立了深海采矿船-管-车系统的快速分析模型,同时考虑内流和外流对深海采矿扬矿管道进行了动力学分析。中南大学徐海良^[13]等采用虚拟样机技术建立了硬管水力输送系统模型,分析了不同避障模式和避障参数对中间仓运动特性的影响,并进行了模拟实验研究。

上述文献对水下输送管道的横向变形、布放回收及拖航作业等进行了研究,但并未考虑内波这种特殊的环境载荷,也未针对不同的布放深度进行收放作业安全性的分析,因而对深海采矿作业尤其是应对内波载荷作业的指导作用有限。在内波动力学特性研究方面,1895 年由 Korteweg 和 G.de Vries 建立了以他们姓名首字母命名的微分方程,也就是著名的 KdV 方程,来描述内波。Du 等^[14]研究了密度的不均匀性对计算立管受力的影响,发现受力物体尺寸较小时可采用 Morison 公式计算内波载荷。Cai 等^[15]对内波环境下海洋结构物的冲击载荷进行了模拟研究;高原雪^[16]对内波与深海立管的相互作用进行了数值模拟,研究结果表明在内波环境下立管会发生较大变形,在流体界面附近会出现较大应力;张莉^[17]研究了内波与其他环境载荷联合作用下立管的动力学特性及响应,结果表明在浮体运动、表面波和内波的共同作用下,内波的作用主要体现在巨大的冲击力。余承龙等^[18]对顶张力立管的非线性运动微分方程进行了推导和求解。樊洪海等^[19]对内波、海流和波浪共同作用下,悬挂状态的深水钻井隔水管的受力情况进行了分析,并开发了相关计算程序。

上述研究对内波环境下的海洋油气立管的力学特性进行了研究,但其分析模型无论在系统组成还是上下边界方面均与深海采矿水下输送管道系统存在很大差异,同时,上述研究同样未针对不同的布放深度进行收放作业过程的安全性分析。关于内波环境下海洋采矿水下输送管道收放作业安全分析与控制,国内外未见相关报导。

本文以内波环境下深海采矿水下中间仓的收放过程为研究对象,基于有限元方法求解系统平衡方程,在此基础上开展收放作业过程中的力学计算与分析,得到收放作业过程中的危险因素、危险工况和危险阶段,进而提出收放作业过程中应对内波的建议,为内波环境下深海采矿水下输送系统收放作业的安全开展提供参考。

1 分析模型

中间仓单体海试系统的组成如图 1 所示,主要结构包括中间仓、扬矿硬管和提升泵等,整个系统通过

硬管悬挂于采矿船甲板, 硬管承担整个悬挂管柱的重量。本文分析中, 对边界条件做如下考虑:

- 1) 硬管上端通过万向节与采矿船连接, 作为带转动刚度的铰接考虑。
- 2) 硬管与泵之间为刚性连接。
- 3) 硬管与中间仓之间通过十字铰连接。
- 4) 布放过程中, 中间仓底端没有约束, 为自由端。

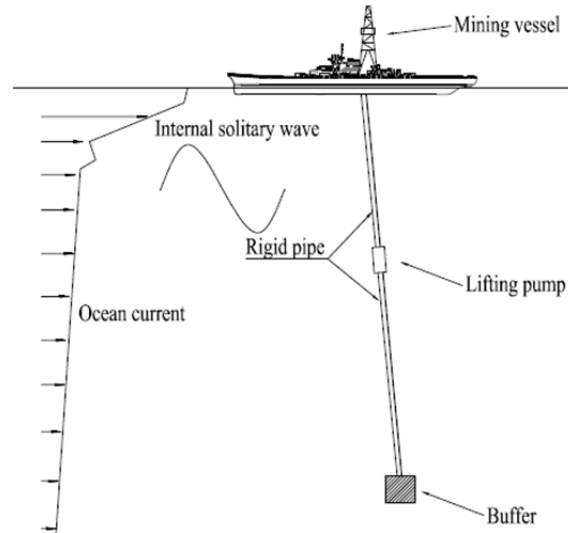


图 1 中间仓收放系统组成示意图

Fig. 1 Composition of the buffer retrieve/deployment system

1.1 系统有限元平衡方程

对于由扬矿硬管、提升泵和中间仓组成的管柱系统, 其在收放过程中的动态特性可用如下有限元动平衡方程求解^[20]:

$$M\ddot{\delta} + C\dot{\delta} + K_T\delta = F \quad (1)$$

式中: M 为管柱的整体质量矩阵, C 为管柱的整体阻尼矩阵, K_T 为管柱的整体切线刚度矩阵, δ 为管柱的整体位移矩阵(向量), F 为管柱的整体载荷矩阵(向量)。

扬矿硬管是细长结构, 且在收放过程中承受较大的轴向张力, 因此在分析过程中需要考虑几何非线性。梁单元的几何非线性问题需要用到切线刚度矩阵, 它由线弹性刚度矩阵和几何刚度矩阵组成:

$$K_T = K_E + K_G \quad (2)$$

式中: K_E 表示单元的线弹性刚度矩阵, K_G 表示单元的几何刚度矩阵。

$$K_G = \frac{T}{L} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{6}{5} & \frac{L}{10} & 0 & -\frac{6}{5} & \frac{L}{10} \\ & & \frac{2L^2}{15} & 0 & -\frac{L}{10} & -\frac{L^2}{30} \\ \text{对} & & & 0 & 0 & 0 \\ & & & & \frac{6}{5} & -\frac{L}{10} \\ \text{称} & & & & & \frac{2L^2}{15} \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$K_E = \begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & 0 & 0 & -\frac{EA}{L} & 0 & 0 \\ & \frac{12EI}{L^3} & \frac{6EI}{L^2} & 0 & -\frac{12EI}{L^3} & \frac{6EI}{L^2} \\ & & \frac{4EI}{L} & 0 & -\frac{6EI}{L^2} & \frac{2EI}{L} \\ \text{对} & & & \frac{EA}{L} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{12EI}{L^3} & -\frac{6EI}{L^2} \\ \text{称} & & & & & \frac{4EI}{L} \end{bmatrix} \quad (4)$$

单元的质量矩阵常采用一致质量矩阵，它将单元的惯性力和加速度集中体现在各节点上。对于平面梁单元而言，其一致质量矩阵可表示为：

$$M^e = \frac{mL}{420} \begin{bmatrix} 140 & & & & & \\ 0 & 156 & & & & \\ & 0 & 22L & 4L^2 & & \\ & 70 & 0 & 0 & 140 & \\ 0 & 54 & 13L & 0 & 156 & \\ 0 & -13L & -3L^2 & 0 & -22L & 4L^2 \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中： m 为单元的线质量， L 为单元长度。

阻尼矩阵常采用 Rayleigh 阻尼，它可以表示为质量矩阵和刚度矩阵的线性式：

$$C = \alpha M + \beta K \quad (6)$$

式中： α 和 β 为与频率无关的常数。

1.2 载荷模型

KdV 方程是描述海洋内波最常用的理论模型，对于沿 x 轴正向传播的内波，其控制方程为^[15]：

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + c_0 \frac{\partial \eta}{\partial x} + \alpha \eta \frac{\partial \eta}{\partial x} + \gamma \frac{\partial^3 \eta}{\partial x^3} = 0 \quad (7)$$

式中： η 为等密度面的垂向位移， c_0 为线性相速度， α 为非线性系数， γ 为频散系数。在考虑背景流和海水连续层结假定的情况下，内波引起的水平流可以用下式估算：

$$u(x, z, t) = c_0 \eta_0 \frac{d\phi}{dz} \operatorname{sech}^2 \frac{x - ct}{L} \quad (8)$$

式中： η_0 为最大振幅， ϕ 为垂向模态， L 为半波宽度。

$$L = \sqrt{\frac{12\gamma}{\alpha\eta_0}} \quad (9)$$

计算作用于结构物上的水动力载荷常用的方法有 Morrison 方程和绕射理论。可根据结构物直径和波长之比 D/λ 来确定适合的理论, 当 $D/\lambda < 0.2$ 时适用 Morrison 方程。本文分析的扬矿硬管外径 D 为 219mm, 而海洋内波常见波长为几十米至几十千米, 因此 D/λ 远小于 0.2, 故可采用 Morison 方程进行计算。根据 Morison 方程, 对于曳力直径为 D 的管柱, 其单位长度上的流体载荷为^[21]:

$$F = \frac{1}{2} \rho D C_d u_w |u_w| + \frac{\pi}{4} \rho D^2 \dot{u}_w + \frac{\pi}{4} \rho C_m D^2 \ddot{u}_w \quad (10)$$

式中: ρ 为海水密度, C_d 为曳力系数, u_w 为水质点的速度, C_m 为惯性力系数, $\dot{u}_w$ 为水质点的加速度。 C_d 和 C_m 的取值与结构物的 Re 数和 Kc 数有关, 一般需要实验测得, 在不具备实验条件的前提下, 也可采用相关标准和规范中的推荐值。这里参考 GB/T 30217.2-2016, 取 $C_d = 1.2$ 和 $C_m = 2.0$ 。

1.3 平衡方程的求解与验证

本文采用 Newmark 法进行管柱系统动力有限元方程的求解。Newmark 方法先设定计算所需的初始值, 然后通过反复迭代计算得到下一步的初始值。Newmark 积分的整体算法如图 2 所示:

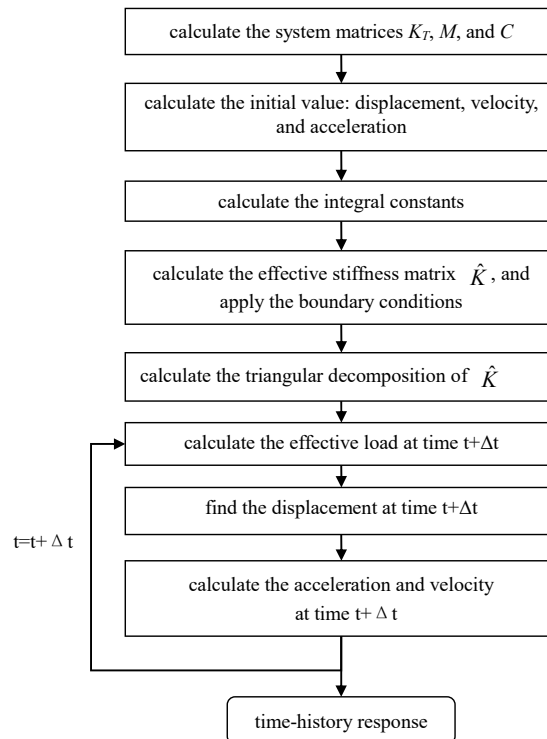


图 2 Newmark 积分算法流程

Fig. 2 Algorithm flow chart of Newmark- β method

为了验证分析方法的准确性, 采用单一管截面简支梁作为验证模型, 模型长度方向中间位置加载一方向垂直于管道轴线, 大小为 $P\sin\omega t$ 的集中激励载荷。根据机械振动理论, 在上述载荷激励下, 梁中点横向

位移响应为:

$$y(t)_{x=\frac{l}{2}} = \frac{2Pl^3}{EI\pi^4} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^4} \sin \frac{n\pi}{2} \left[\frac{1}{1-\omega^2/\omega_n^2} \sin \omega t - \frac{\omega/\omega_n}{1-\omega^2/\omega_n^2} \sin \omega_n t \right] \quad (11)$$

式中: t 表示时间; P , ω 分别表示激励的幅值和频率; l , E , I 分别表示管截面梁的长度、材料弹性模量和截面惯性矩; ω_n 表示第 n 阶模态频率, n 为模态阶次。模态频率可通过下式计算得出:

$$\omega_n = \frac{n^2\pi^2}{l^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} \quad (12)$$

式中: ρ , A 分别表示管截面梁的材料密度和截面积。

验证模型的管截面采用与扬矿硬管单根相近的参数, 截面外径 0.219 m, 壁厚 0.0127 m, 长度 10 m, 材料弹性模量为 206 GPa, 密度为 7850 kg/m³。采用的集中激励载荷幅值为 1000 N, 周期 0.257 s。分别采用本文方法与解析法对上述模型进行求解。计算得到的中点横向位移结果对比情况如图 3 所示。从图中可以看出本文有限元求解结果与解析法求解结果曲线形状一致, 仅在极值位置出现少许偏差, 整体吻合较好, 说明本文方法具有较高的求解精度。

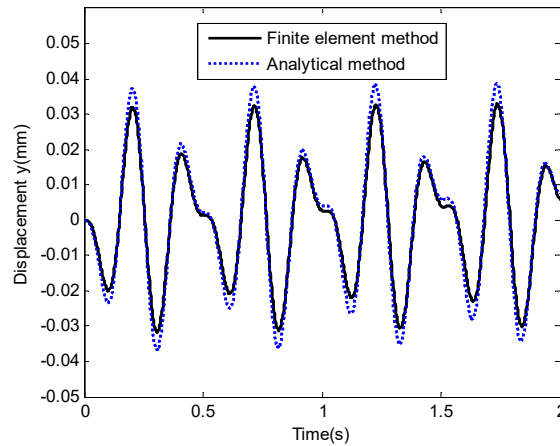


图 3 本文算法与解析法求解结果对比

Fig. 3 Comparison between finite element method and analytical method

2 基础数据与作业限制条件

2.1 基础数据

深海采矿系统作业水深 1000 m, 硬管段 (包含扬矿泵) 总长度 900 m, 扬矿泵布置于水面以下 500 m 深度位置, 上部悬挂装置的转动刚度取为 1030 kN·m/deg。扬矿硬管的外径、壁厚、重量、材料特性参数, 以及中间仓和扬矿泵的重量、尺寸参数^[22]见表 1、表 2:

表 1 硬管主要参数

Table 1 Main parameters of rigid pipe

Outer diameter /mm	Wall thickness/mm	Line weight /kg•m ⁻¹		Weight of connector /kg	
		In air	Underwater	In air	Underwater
219	12.7	65.56	56.9	233	202.2

表 2 扬矿泵及中间仓主要参数

Table 2 Main parameters of lifting pump and buffer

Components	Outer diameter /m	Height /m	Weight /kg	
			In air	Underwater
Lifting pump	0.75	6.4	7500	6509
Buffer	4	6	25000	22700

内波流速剖面参考文献[15]中的观测数据（缺失部分采用文献中考虑剪切的拟合数据），其流速剖面如图 4 所示：

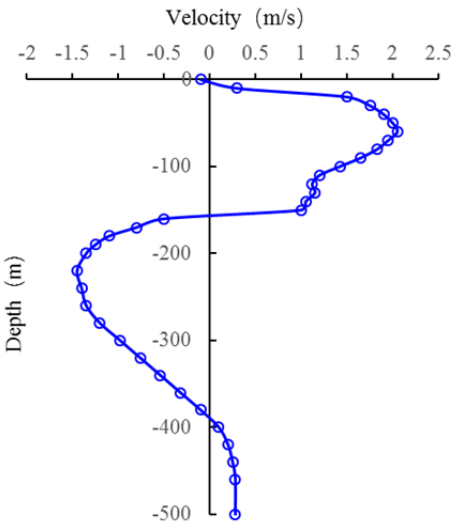


图 4 内波流速剖面

Fig. 4 Internal wave velocity profile

内波上层和下层流速随时间的变化分别如图 5、图 6 所示：

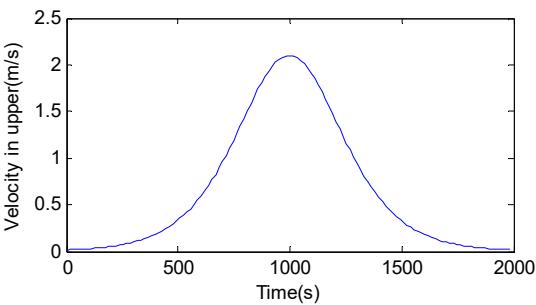


图 5 内波上层流速随时间的变化

Fig. 5 Time history of internal wave velocity in upper layer

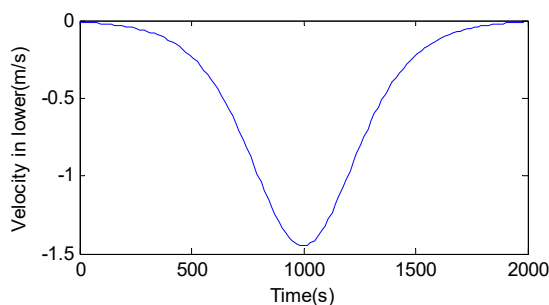


图6 内波下层流速随时间的变化

Fig. 6 Time history of internal wave velocity in lower layer

采用的海流流速剖面参数如表3所示:

表3 海流流速剖面参数

Table 3 Ocean current velocity profile

Depth below sea level /m	Velocity /m•s ⁻¹
0	0.77
-2	0.75
-167	0.54
-331	0.53
-496	0.31
-1000	0.29

2.2 作业限制条件

收放作业过程的主要限制条件如下:

- 1) 为保证万向节的安全,硬管上部连接端转角须小于万向节许可的最大转角,本文选取的万向节许可转角为 $\pm 6^\circ$ 。
- 2) 为保证硬管结构安全,其Von Mises等效应力须小于材料屈服强度的0.8倍^[23],硬管材料采用P110钢,屈服强度758 MPa,布放过程中硬管允许承受的最大等效应力为 606 MPa。
- 3) 为保证硬管悬挂装置的安全,硬管顶部张力须小于悬挂装置的承载极限,这里取悬挂装置的承载极限为200 t。
- 4) 为保证硬管和船体结构安全,硬管和月池及船体结构间不能发生碰撞,本文选取的月池半宽为4m,硬管与月池之间的最大单边间隙为3.89 m。

3 结果与讨论

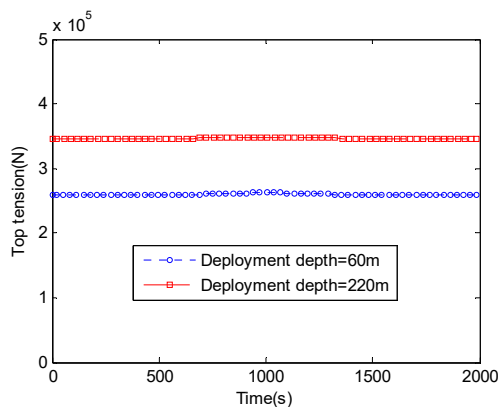
3.1 瞬态响应

内波的瞬时能量会对水下输送系统产生冲击,因此有必要对内波瞬态能量作用下中间仓收放过程的瞬

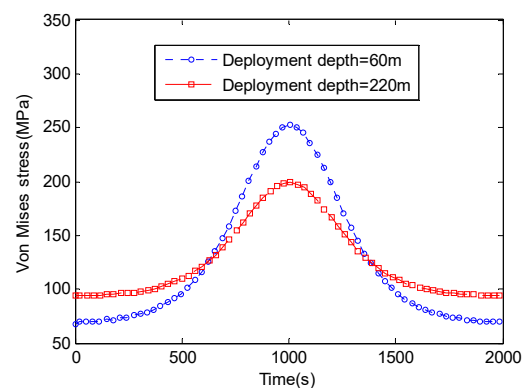
态响应进行分析, 以评估内波对水下输送系统收放作业的影响。管柱的张力、等效应力、上部转角和月池处偏移是限制海上收放作业安全的关键因素, 考虑内波上层流方向与海流同向以及内波上层流方向与海流反向两种情况, 对上述因素分别进行计算。根据图 5、图 6, 取 60m 布放深度 (内波最大正向流速对应的深度) 和 220m 布放深度 (内波最大负向流速对应的深度) 两个流速极值深度进行分析。分析结果分别如图 7、图 8 所示。

从图 7 可以看出, 内波上层流方向与海流同向情况下, 在各项因素中, 顶部张力随时间变化不大, 受内波影响小。Von Mises 应力、上部转角和月池处偏移受内波影响大, 其随时间的变化与内波能量的变化相一致, 在 1000s 附近达到最大值。同时, 通过对 60m 布放深度和 220m 布放深度的对比可以发现, 各项因素中, 顶部张力在 60m 布放深度工况的值小于 220m 布放深度的值, 但 Von Mises 应力、上部转角和月池处偏移在 60m 布放深度工况的峰值绝对值均大于 220m 布放深度。通过上述值与许可值 (见 2.2 节) 的对比还可以发现, 上述各要素中顶部张力和 Von Mises 应力明显小于许可值, 而上部转角和月池处偏移的峰值已经接近或超出许可值。因此上部转角和月池处偏移是限制作业安全的主要因素, 且在内波上层流方向与海流同向情况下, 60m 布放深度比 220m 布放深度的风险要更高。

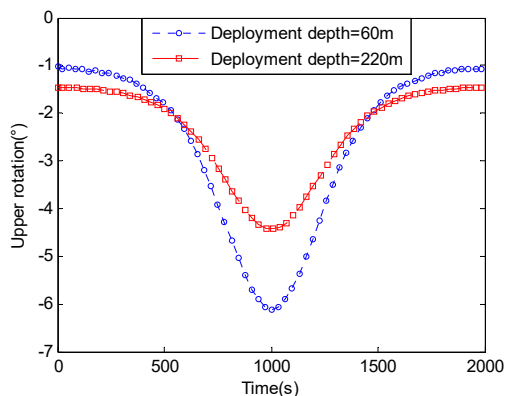
从图 8 可以看出, 内波上层流方向与海流反向情况下, 在各项因素中, 顶部张力同样随时间变化不大。Von Mises 应力、上部转角和月池处偏移同样受内波影响大, 但只有上部转角和月池处偏移随时间的变化与内波能量的变化相一致, Von Mises 应力则只有在峰值附近呈现与内波流速相同的变化, 在两侧则呈现与内波流速相反的变化。通过对 60m 布放深度和 220m 布放深度的对比可以发现, 各项因素中, 上部转角和月池处偏移依然是限制作业安全的主要因素, 同样 60m 布放深度比 220m 布放深度的风险要更高。通过图 7 和图 8 的对比还可以发现, 内波上层流方向与海流同向工况的风险要高于内波上层流方向与海流反向工况。



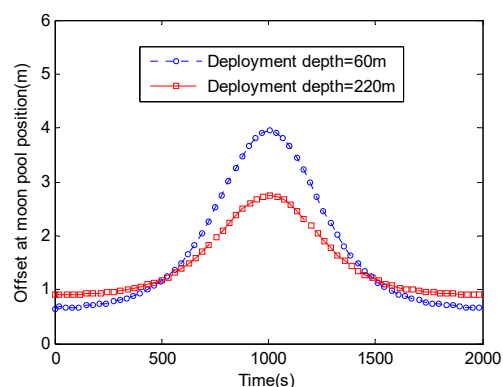
(a) Top tension



(b) Von Mises stress

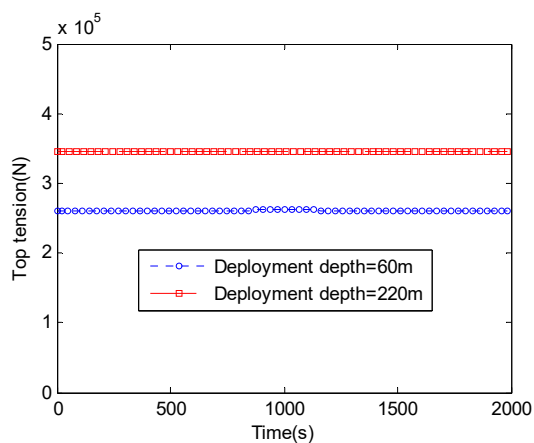


(c) Upper rotation

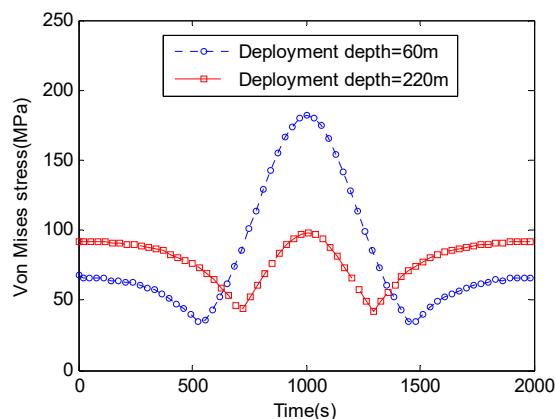


(d) Offset at moon pool position

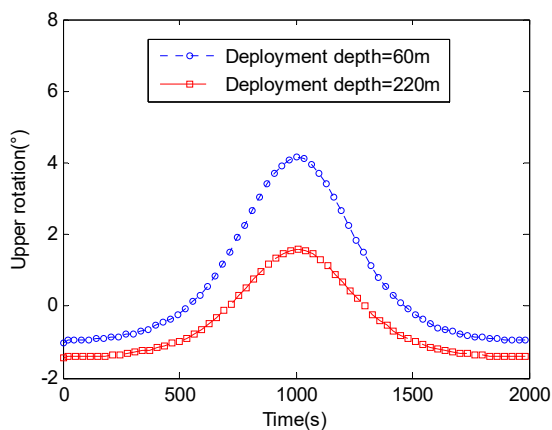
图 7 内波上层流方向与海流同向工况的冲击响应

Fig. 7 Transient response of the pipeline when the direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current is 0° 

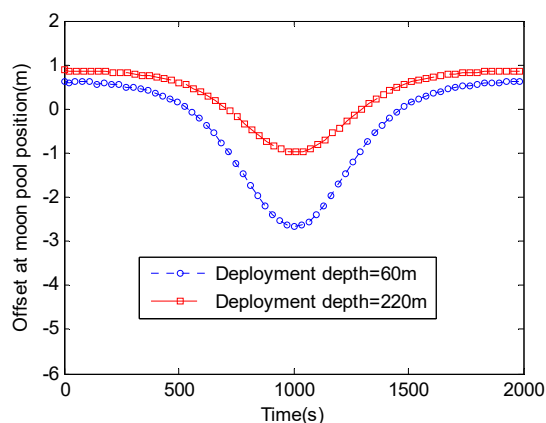
(a) Top tension



(b) Von Mises stress



(c) Upper rotation



(d) Offset at moon pool position

图 8 内波上层流方向与海流反向工况的冲击响应

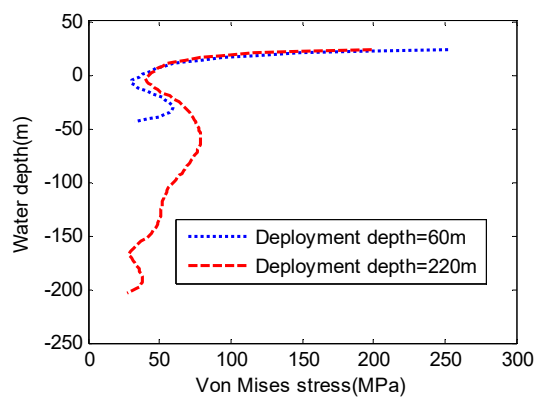
Fig. 8 Transient response of the pipeline when the direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current is 180°

3.2 管柱受力与形态

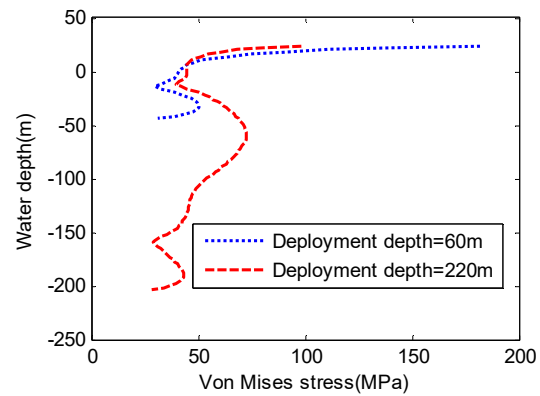
中间仓收放过程中硬管的等效力分布如图 9 所示。从图中可以看出,硬管等效力最大位置发生于

悬挂点附近, 布放深度 60m 在悬挂点附近的等效应力要显著大于布放深度 220m。通过图 9(a)与 9(b)的对比还可以发现, 对于内波上层流方向与海流同向工况, 其等效应力整体要大于内波上层流方向与海流反向工况。

中间仓收放过程中的管柱形态如图10所示。从图中可以看出, 对于60m布放深度, 管柱的形态呈近似斜直线, 最大偏移发生在管柱底部(中间仓位置); 对于220m布放深度, 管柱的形态呈近似“C”字型, 内波上层流方向与海流同向工况最大偏移发生92m水深位置, 内波上层流方向与海流反向工况最大偏移发生在管柱底部(中间仓位置)。



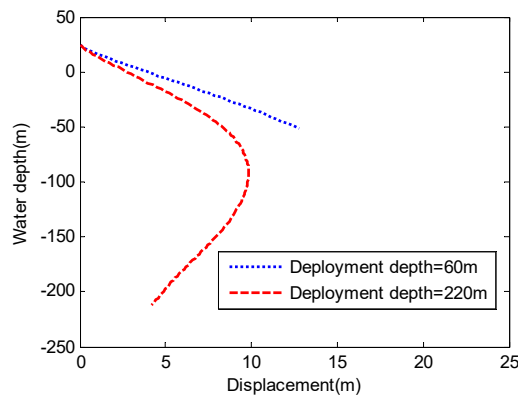
(a) Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current= 0°



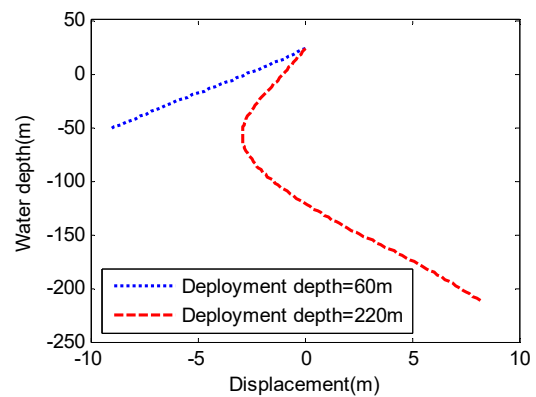
(b) Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current= 180°

图 9 Von Mises 等效应力分布

Fig. 9 Distribution of Von Mises stress



(a) Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current= 0°



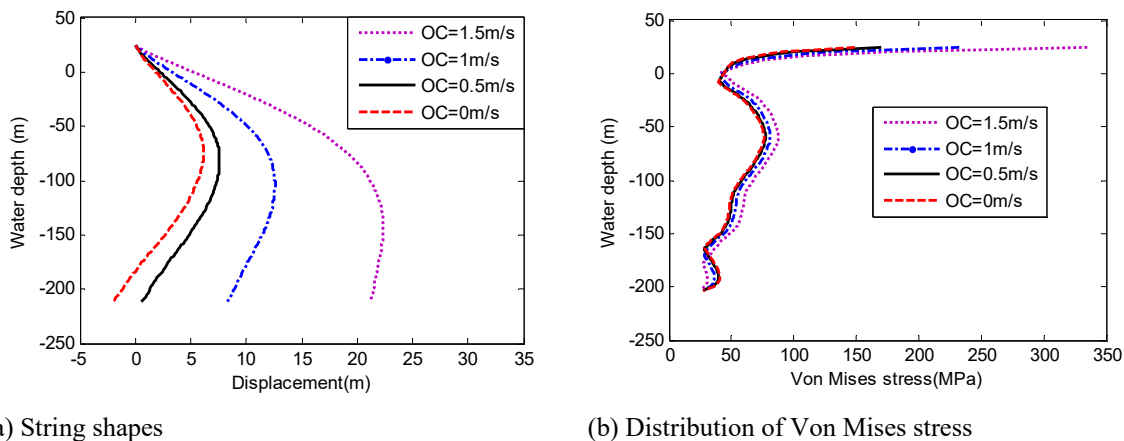
(b) Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current= 180°

图 10 管柱形态

Fig. 10 String shapes

图 11 为内波环境下同向叠加不同强度海流后的管柱形态与等效应力对比情况。从图中可以看出: 叠加的海流强度越大, 其管柱变形和等效应力整体上也越大; 相对于内波, 海流主要影响管柱的横向偏移和

水面附近位置的等效应力, 对其他位置处的等效应力影响较小。



(a) String shapes

(b) Distribution of Von Mises stress

图 11 叠加不同强度海流的管柱形态与等效应力对比

Fig. 11 Comparison of pipe string shapes and Von Mises stress superimposed with different currents strength

3.3 收放过程安全分析

针对整个布放过程, 计算不同布放深度下, 管柱各项关键因素的变化情况, 并与许可值进行比较, 进而分析收放作业过程中的危险阶段和危险因素。

图 12 所示为硬管的最大 Von Mises 等效应力随布放深度的变化情况, 从图中可以看出, 收放过程中, 硬管最大 Von Mises 等效应力出现在布放入水 80m 深度附近, 不同布放入水深度下等效应力均未超过许用值, 且内波上层流方向与海流同向工况 (图中标注为工况 1) 的最大等效应力均大于内波上层流方向与海流反向工况 (图中标注为工况 2)。

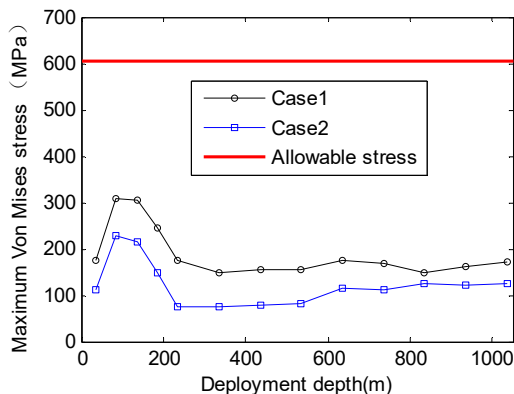


图 12 硬管最大 Von Mises 应力随布放深度的变化

Fig. 12 Maximum Von Mises stress of rigid pipe under different deployment depths. (Case1: Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current=0°; Case2: Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current=180°)

图 13、图 14 所示分别为管柱的上部转角和月池处偏移随布放入水深度的变化情况。从图中可以看出, 布放过程中上部转角和月池处偏移绝对值先是随着布放深度的增加急剧增大, 随后急剧减小, 在入水 80 m 深度附近出现最大值, 高峰区域发生大约 0~300 m 深度范围。内波上层流方向与海流同向工况 (图中标注为工况 1) 的上部转角和月池处偏移的绝对值要大于内波上层流方向与海流反向工况 (图中标注为工况 2)。布放过程中, 内波上层流方向与海流同向工况的上部转角和月池处偏移的绝对值最大值均超出了许用值, 说明上部转角和月池处偏移是影响作业安全的限制因素, 内波上层流方向与海流同向工况是实施收放作业的危险工况, 布放入水 0~300 m 深度的阶段是收放过程的危险阶段。

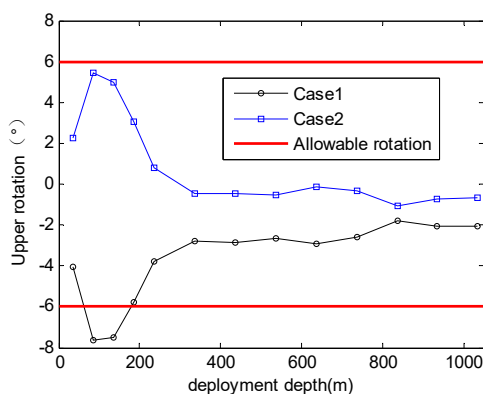


图 13 上部转角随布放深度的变化情况

Fig. 13 Upper rotation under different deployment depths. (Case1: Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current=0°; Case2: Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current=180°)

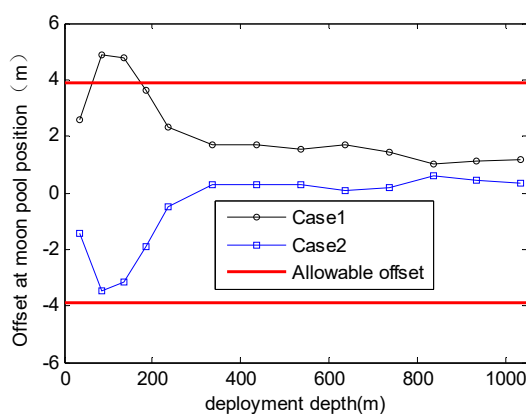


图 14 月池处偏移随布放深度的变化情况

Fig. 14 Offset at moon pool position under different deployment depths. (Case1: Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current=0°; Case2: Direction angle between the upper layer of the internal wave and the ocean current=180°)

相对硬管而言, 中间仓具有很大的迎流面积, 因此在其进入海流和内波的高流速区域时, 势必将受到高流速带来的冲击, 尤其是 0~300m 的深度范围, 该范围内海流和内波均有着很高的流速, 内波上层流方向与海流同向工况下这两部分流速正向叠加, 因此水下管柱受到的冲击最大, 巨大的冲击力导致管柱上部

转角和月池处偏移超出许用范围。从保障作业安全考虑,中间仓收放作业过程中建议在内波可能的来流方向加强监控,尽量避免在收放作业过程中遭遇内波,当遭遇内波无法避免时,应警惕中间仓处于 0~300m 深度的危险区域,当中间仓刚好处于该危险区域时,可以通过收回或布放适量的单根以使中间仓避开该区域。

4 结论

1) 建立了内波环境下中间仓单体收放过程的有限元分析模型,采用 Newmark 法对模型进行了求解,在此基础上分析了内波作用下管柱系统的冲击响应。结果表明:在各项因素中,顶部张力受内波冲击影响小,Von Mises 等效应力、上部转角和月池处偏移受内波冲击影响大,其峰值出现的时间与内波能量峰值出现的时间一致。60 m 布放深度比 220 m 布放深度的风险要更高。

2) 分析了中间仓收放过程中硬管的等效应力分布及管柱形态。结果表明:收放过程中硬管等效应力最大位置发生于悬挂点附近,布放深度 60 m 工况悬挂点附近的等效应力要显著大于布放深度 220 m 的工况。对于 60 m 布放深度,管柱的形态呈近似斜直线,最大偏移发生在管柱底部;对于 220 m 布放深度,管柱的形态呈近似“C”字型,内波上层流方向与海流同向工况最大偏移发生在管柱中上部,内波上层流方向与海流反向工况最大偏移发生在管柱底部。

3) 计算了收放过程中管柱各项关键因素随深度的变化情况,并与许可值进行比较。结果表明:中间仓入水 0~300 m 深度的阶段是收放过程的危险阶段,该阶段硬管的最大等效应力、上部转角和月池处偏移的均保持高水平,其中上部转角和月池处偏移是影响作业安全的限制因素。内波上层流方向与海流同向工况收放作业的风险要大于内波上层流方向与海流反向的工况。

REFERENCES

- [1] 王荣耀,刘正礼,许亮斌,等.内波作用下深水钻井隔水管系统作业安全评估[J].中国海上油气,2015,27(03):119-125.
WANG Rongyao, LIU Zhengli, XU Liangbin, et al. Assessment on operation safety of deep water drilling risers in soliton environment[J]. China Offshore Oil and Gas, 2015, 27(3): 119-125.
- [2] 胡伟杰,刘正礼,陈彬.南海内波流对深水钻井的影响及对策[J].石油钻采工艺,2015,37(01):160-162.
HU Weijie, LIU Zhengli, CHEN Bin. Impacts of internal waves in the South China Sea on deepwater drilling safety and corresponding countermeasures[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2015, 37(01): 160-162.
- [3] 刘正礼,胡伟杰.南海深水钻完井技术挑战及对策[J].石油钻采工艺,2015,37(01):8-12.
LIU Zhengli, HU Weijie. Countermeasures and challenges of deepwater drilling and completion technology in South China

- Sea[J]. Oil Drilling & Production Technology , 2015, 37(01): 8-12.
- [4] 许锋,饶秋华,马雯波.深海底质流变特性对履带式集矿机转弯牵引力的影响[J].中国有色金属学报(英文版), 2018, 28(06): 1233-1240.
- Feng XU , Qiu-hua RAO, Wen-bo MA. Turning traction force of tracked mining vehicle based on rheological property of deep-sea sediment[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2018, 28(06): 1233-1240.
- [5] Chung J S, CHENG Baorong, Huttelmaier H P. Three-dimensional coupled responses of a vertical deep-ocean pipe [J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 1994, Vol.4 (4): 320-339.
- [6] Mustoe, Hettelmaier H P, Chung J S. Assessment of dynamic coupled bending-axial effects for two-dimensional deep-ocean pipes by the discrete element method[J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 1992, 2(4): 289-296.
- [7] Hong Sup, Kim H W, Choi J S. A New Method Using Euler Parameters for 3D Nonlinear Analysis of Marine Risers/Pipelines[C]. Proceedings of the 5th Ocean Mining Symposium, Tsukuba, Japan, ISOPE, 2003: 83-90.
- [8] LI Yan, LIU Shaojun, YU Hongyun. Dynamic analysis of deep-ocean mining system based on multi-rigid-body discrete element model[J]. Journal of Central South University, 2006, 37(4): 742-747.
- [9] LI Yan, Liu Shaojun, LI Li. Dynamic Analysis of Deep-Ocean Mining Pipe System by Discrete Element Method[J]. China Ocean Engineering, 2007, 21(1): 175-185.
- [10] DAI Yu, LIU Shaojun. An Integrated Dynamic Model of Ocean Mining System and Fast Simulation of its Longitudinal Reciprocating Motion. China Ocean Engineering[J]. 2013, 27 (2): 231-244.
- [11] DAI Yu, YIN Wanwu, MA Feiyue. Nonlinear Multi-Body Dynamic Modeling and Coordinated Motion Control Simulation of Deep-Sea Mining System[J]. IEEE Access, 2019, 99: 1-9.
- [12] DAI Yu, LI Xuyang, YIN Wanwu, et al. Dynamics analysis of deep-sea mining pipeline system considering both internal and external flow[J]. Marine Georesources and Geotechnology, 2019(1): 1-11.
- [13] 徐海良, 彭能, 杨放琼. 避障模式下深海采矿系统动力学分析[J].中南大学学报(自然科学版), 2020, 51(03): 641-649.
- XU Hailiang, PENG Neng, YANG Fangqiong. Dynamic analysis of deep sea mining system in obstacle avoidance mode[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2020, 51(03): 641-649.
- [14] DU Tao, SUN Li, ZHANG Yijun, et al. An estimation of internal solution forces on a pipe in the ocean[J]. Journal of Ocean University of China. 2007, 16(2): 101-106.
- [15] CAI Shuqun, LONG Xiaomin, WANG Shengan. Forces and torques exerted by internal solitons in shear flows on cylindrical piles[J].Applied Ocean Reserch, 2008, 30(1): 72-77.
- [16] 高原雪. 海洋内孤立波与深海立管的相互作用数值模拟研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2012: 47-61.
- GAO Yuanxue. Numerical investigation on the interaction of internal solitary wave and deepwater riser [D]. Shanghai:Shanghai

Jiao Tong University, 2012: 47-61.

- [17] 张莉. 深海立管内孤立波作用的动力特性及动力响应研究[D]. 青岛: 中国海洋大学, 2013: 107-126.

ZHANG Li. Study on dynamic characteristics and dynamic response of solitary waves in deep sea risers[D]. Qingdao: Ocean University of China, 2013: 107-126.

- [18] LOU Min, YU Chenglong, CHEN Peng. Dynamic Response of a Riser Under Excitation of Internal Waves[J]. Journal of Ocean University of China, 2015, 14(06):982-988.

- [19] FAN Honghai, LI Chaowei, WANG Zhiming, et al. Dynamic analysis of a hang-off drilling riser considering internal solitary wave and vessel motion[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2017, 37: 512-522.

- [20] LIU A K, CHANG Y S, HSU M, et al. Evolution of nonlinear internal waves in the East and South China Seas[J]. J.Geophys. Res., 1998, 103: 7995-8008.

- [21] Kirk C L, Etok E U. Dynamic and static analysis of a marine riser[J]. Applied Ocean Research. 1979, 1(3): 125-135.

- [22] 李艳. 基于三维离散元管线模型的深海采矿 1000m 海试系统整体联动动力学研究[D]. 长沙: 中南大学, 2009: 24.

LI Yan. Research on global linkage dynamics of 1000m deep sea mining system based on 3D discrete element pipeline model[D] Changsha: Central South University, 2009: 24.

- [23] Lim F, Mcgrail J. Bottom weighted riser - a novel design for relocation and disconnection:Proceedings of the Nineteenth International Offshore and Polar Engineering Conference [C]// International offshore and polar engineering conference 2009. Osaka: ISOPE, 2009.

Mechanical analysis of buffer retrieve/deployment operations considering internal solitary waves

Wang Rongyao^{1,2*}, Chen Guoming², Liu Wei³, Zheng Hao⁴

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, Hunan City University, Yiyang China;

2. Centre for Offshore Engineering and Safety Technology, China University of Petroleum, Qingdao, China;

3. Changsha Institute of Mining Research Co. Ltd., Changsha, China;

4. Changsha Research Institute of mining and metallurgy Co. Ltd., Changsha, China)

Abstract: Marine internal waves have brought great challenges to the safety of deep-sea mining buffer retrieve/deployment operations. Based on the finite element method, a finite element model of the buffer retrieve/deployment operations under the combined action of internal waves and currents is established, and the Newmark method is used to solve the model. The transient response and factors such as string shape, tension, equivalent stress, upper rotation and offset at the moon pool position in the retrieve/deployment

process of the buffer are analyzed. The results show that among the factors, the equivalent stress, upper rotation and offset at the moon pool position are greatly affected by internal waves while the top tension is less affected by internal waves; the maximum equivalent stress of hard pipe occurs near the suspension point; the upper rotation and offset at the moon pool position are the limiting factors affecting operation safety; the condition that the direction of internal wave upper current is the same as that of ocean current is the dangerous condition for the buffer retrieve/deployment operations, and the stage that the buffer stayed in the water depth range of 0~300 m is the dangerous stage.

Key words: Deep-sea mining; buffer; internal solitary wave; finite element analysis

基金项目: 国家重点研发计划子课题“水下输送管道空间形态分析及台风和内波环境下作业安全评估”(课题编号: 2016YFC0304103-02)

收稿日期: 2018-12-10; **修订日期:** 2019-05-06

通信作者: 王荣耀, 高级工程师, 硕士; 电话: 0737-6111865; E-mail: rongyao.wang@163.com

Foundation item: Supported by National Key Research and Development Project of China (2016YFC0304103-02).

Received date: 2018-12-10; **Accepted date:** 2019-05-06

Corresponding author: Wang Rongyao; Tel: +86-0737-6111865; E-mail: rongyao.wang@163.com

(编辑 某某某)