

深海钻井立管系统紧急脱离反冲耦合效应研究

苏伟, 孟帅, 王俊雄, 王震

(上海交通大学 海洋工程国家重点实验室, 上海 200240)

摘要: **目的** 探究顶端平台激励和泄流效应对深海钻井立管紧急脱离反冲动态响应的耦合作用。**方法** 采用集中质量法, 据外力矩阵和内流液柱加速度计算方法的不同来构造钻井立管紧急脱离反冲响应四种分析模型, 利用 Newmark- β 方法探究大长径比深海钻井立管在紧急脱离时, 顶端浮式平台和管内泄流柱(钻井液泄流和海水注入过程)对立管反冲响应的耦合效应。**结果** 顶端平台激励和泄流效应对钻井立管紧急脱离反冲过程, 尤其是断开初始阶段立管低端总成和油井口的距离有重要影响。**结论** 在深海立管紧急脱离动态特性分析以及优化设计控制系统时, 必须考虑顶端平台和管内泄流柱对反冲立管的共同耦合作用。

关键词: 钻井立管; 紧急脱离反冲; 平台激励; 泄流效应; 耦合效应

DOI: 10.7643/issn.1672-9242.2018.12.007

中图分类号: TE924

文献标识码: A

文章编号: 1672-9242(2018)12-0040-05

Coupling Effect of Deep-water Drilling Riser in Recoil after Emergency Disconnection

SU Wei, MENG Shuai, WANG Jun-xiong, WANG Zhen

(State Key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

ABSTRACT: Objective To explore the coupling effect of top platform incentive and discharge flow effect on dynamic recoil response of deepwater drilling riser after emergency disconnection. **Methods** The coupling effects of the top platform and the discharging flow column (in the mud discharge and seawater refilling process) on the recoil response of a drilling riser after an emergency disconnection were researched with four different mathematical model based on lumped mass method and different formulas for the external force matrix and the internal flow column acceleration, which can be solved by use of Newmark- β method. **Results** The top platform excitation and the discharging flow effect could significantly affect the recoil after emergency disconnection, especially the distance between the lower end assembly of the raise and the well head in the initial stage. **Conclusion** The combined coupling effect of the top platform and the discharging flow raise should be taken into consideration in dynamic recoil analysis and control system design for emergency recoil of deepwater drilling riser.

KEY WORDS: drilling riser; emergency disconnection recoil; platform excitation; discharging flow effect; coupling effect

海洋钻井作业中, 一旦遭遇恶劣海况, 或因机械设备故障、人为操作失误等导致浮式平台定位失效发生超出安全界限的漫漂或快速驱离, 必须紧急断开立管底部总成(LMRP, Lower Marine Riser Package)和防喷器(BOP, Blow-Out Preventer)^[1-5]。钻井立管一

般参考 API RP 16Q 标准进行设计, 最低端有效预紧力至少 100 kips, 立管正常作业时在预紧力作用下被拉伸^[5]。一旦紧急脱离, 预紧力储存在立管内部的潜能瞬间释放, 立管会加速向上反冲, 必须立即启动反冲控制系统以防止立管低端损坏油井口以及顶端撞

收稿日期: 2018-07-19; 修订日期: 2018-08-19

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目(51509153)

作者简介: 苏伟(1993—), 男, 新疆人, 硕士研究生, 主要研究方向为深远海大长径比海洋立管内外流耦合机制研究以及控制系统设计。

通讯作者: 孟帅(1985—), 男, 山东人, 博士, 主要研究方向为深远海大长径比海洋立管内外流耦合机制研究以及控制系统设计。

击月池, 避免上下挠性接头角度与伸缩节冲程等超出安全限制以及预防立管出现屈曲失稳^[6-9]。

BP 公司 Sonat's Discoverer 534 号钻井船在 1989 年改造升级时就安装了立管反冲控制系统。国外对钻井立管的紧急脱离反冲响应以及反冲控制系统设计已经做了广泛研究, 但相关成果尚未公开。我国这方面研究起步较晚, 近年来我国加大南海深水开发力度, 该区域海洋环境十分恶劣, 频繁发生台风等灾害性天气促使研究者加快钻井立管紧急脱离相关技术的研究, 并取得了丰硕的成果, 但与国际研究前沿仍有很大差距^[6-10]。深海的特点是离岸远、水深、地质条件复杂、环境恶劣且多变, 这对钻井立管系统的设计和操作提出了巨大挑战^[11], 确保作业安全是深海钻探作业要解决的首要命题。一方面, 海洋立管由于长径比增加和柔性增强开始突显新动态响应特性, 同时钻井系统各单元的耦合作用开始显著。另一方面, 恶劣的海况以及频发的台风等灾害性天气使钻井立管紧急脱离的几率大幅上升。在海洋开发步入深海区过程中, 紧急脱离事故屡见不鲜。例如, 2015 年 10 月钻探船在 Nova Scotia 海域紧急脱离操作过程中, 立管和 LMRP 坠入海底^[12]。因此, 在深海区钻井立管紧急脱离反冲响应分析中, 亟待寻找新的关键影响因素, 优化改进数学模型, 促进对反冲动态特性的准确预测, 优化设计反冲控制系统, 并对现行海钻井立管标准提出改进意见, 以更适用于深海区。例如, Ma 等^[5]研究发现, 钻井液密度和立管作业深度对紧急断开反冲响应有重要影响, 提出钻井立管 API RP 16Q 标准需要依照作业深度进行修改。

钻井立管紧急脱离反冲必然涉及钻井平台的运动和张紧器的作用。同时研究发现, 立管在紧急脱离时, 如果保留钻井液会增加自重, 导致系统固有频率可能落入波浪频率范围内。由于操作人员在紧急脱离时没有足够时间来回收钻井液, 因此钻井液必须下泄入海。钻井液密度通常比海水的密度大很多, 管内外之间存在很大压力差, 在钻井液下泄过程中, 海水必须通过填充阀注入管内, 以防止立管损坏^[4,13-14]。因此, 钻井立管紧急脱离反冲响应涉及平台-张紧器-立管-内流-海洋环境等之间的复杂耦合作用。值得注意的是, 现有钻井立管紧急脱离反冲仿真计算中, 一般将内流效应只是通过作用力来体现(包括内流液柱和管内壁间的摩擦力等), 然后将立管动态响应与钻井船升沉运动进行简单合并^[7], 忽略了立管在反冲过程中与浮式平台以及管内泄流的耦合作用。Meng 等^[13]已经证明, 在构建内流液柱(钻井液下泄和海水注入过程)模型时, 必须及时反馈立管结构反冲的耦合作用。基于此, 文中将探究顶端平台激励和泄流效应对深海钻井立管紧急脱离反冲动态响应的耦合作用。

1 数学模型

图 1a 为钻井立管紧急脱离反冲示意图。假设立管为均匀等截面, 只研究立管一维纵向动态响应而忽略立管横向形变, 且只考虑浮式平台升沉运动。钻井立管紧急脱离反冲分析模型以及所采用的坐标系见图 1b。研究采用欧拉坐标 (x, t) 和拉格朗日坐标 (s, t) , 其坐标原点都设定在水平面, t 为时间坐标。

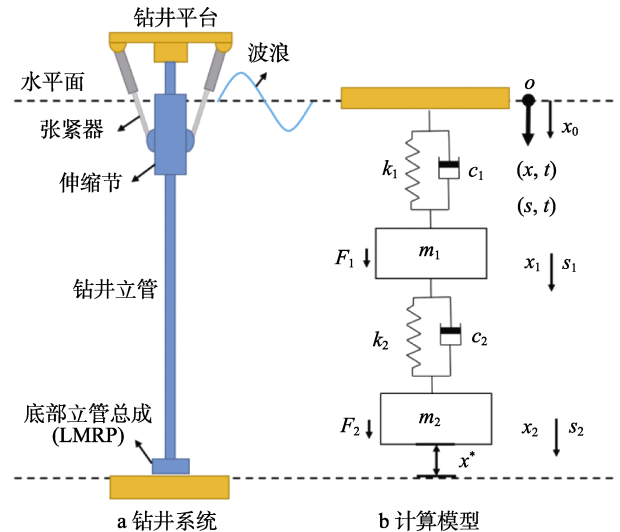


图 1 深海钻井立管紧急脱离反冲

钻井平台升沉运动简化为简谐运动, 因平台惯性大而忽略立管对平台的影响, 平台升沉位移 $x_0(t)$ 在欧拉坐标系下可表示为:

$$x_0(t) = A_p \sin(2\pi t / T_p + \phi) \quad (1)$$

式中: A_p 为升沉运动幅值; T_p 为升沉运动周期; ϕ 为脱离时刻相位角。平台激励通过张紧器施加于立管顶部, 张紧器系统等效弹簧刚度 k_1 和等效阻尼 c_1 。钻井立管为细长无限多个自由度的连续系统, 在紧急脱离时, 由于立管刚度 k_2 远大于 k_1 , 故可采用集中质量法将立管和底部总成离散为具有两个自由度的一维质量-弹簧-阻尼单元, 如图 1b 所示。根据集中质量法, 立管上部质量块 m_1 , 等效刚度 k_2 , 下部质量块 m_2 的计算式为:

$$m_1 = (m_p L + m_w L_w + m_m L_m) / 2 \quad (2)$$

$$m_2 = m_1 + m_{\text{LMRP}} \quad (3)$$

$$k_2 = EA / L \quad (4)$$

式中: E 为立管弹性模量; A 为立管截面积; L 为立管长度; m_p 为单位长度立管质量; m_{LMRP} 为 LMRP 质量; L_w 和 m_w 分别为管内海水柱长度和质量; L_m 和 m_m 分别为管内钻井液柱长度和质量。在图 1b 中, x_1 和 x_2 分别为 m_1 和 m_2 质量块在欧拉坐标系下的坐标; x^* 为立管低端与油井口的距离; s_1 和 s_2 分别为 m_1 和 m_2 质量块在拉格朗日坐标系下的坐标; $u_1(t)$ 和

$u_2(t)$ 分别为立管顶端和低端的形变量,则 $u_1=x_1-s_1$, $u_2=x_2-s_2$ 。 F_1 和 F_2 分别为施加在 m_1 和 m_2 上的外部作用力,两质量块湿重 G_1 和 G_2 为:

$$G_1 = m_1 g - \rho_w A_{ex} g L / 2 \quad (5)$$

$$G_2 = m_2 g - \rho_w A_{ex} g L / 2 \quad (6)$$

钻井液下泄和海水注入过程是一种非牛顿流体不稳定瞬态流动过程,很难通过实验得到可靠测试数据。挪威科技大学提出了“段塞液柱模型”^[4],中国石油大学提出了“整体液柱模型”^[14],但两模型均未反馈与立管反冲运动的耦合作用^[13]。文中采用“段塞液柱模型”:

$$(m_w L_w + m_m L_m) a_f = (p_a - p_b) A_{in} + G_e - f_w - f_m - f_{end} \quad (7)$$

式中: a_f 为内流液柱在欧拉坐标系下泄加速度; p_a 和 p_b 分别为钻井液柱顶端和低端压强,且 $p_a - p_b = (\rho_m - \rho_w) g L_m$; ρ_m 和 ρ_w 分别为钻井液和海水密度; A_{in} 为管内横截面积; g 为重力加速度; G_e 为钻井液柱湿重, $G_e = (\rho_m - \rho_w) g A_{in} L_m$; f_{end} 为水锤效应作用力, $f_{end} = 1/2 \rho_m A_{in} U^2$ (U 为内流液柱与管内壁之间的相对速度); f_w 和 f_m 为钻井液下泄和海水注入过程中施加在管内壁上的摩擦力,可结合 Darcy-Weisbach 公式和 Haaland 公式来计算,具体求解方法可参考文献[4, 13]。本研究假设海水为牛顿流体,海水与立管外壁摩擦阻 f_1 为:

$$f_1 = \mu_e g \dot{x}_1 \pi D_{ex} L \quad (8)$$

式中: μ_e 为海水黏度系数; D_{ex} 为立管外径。

经过力学分析,最终可得到钻井立管系统紧急脱离响应控制方程为:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{F} \quad (9)$$

式中: $\mathbf{M}$ 为质量矩阵; $\mathbf{C}$ 为阻尼矩阵; $\mathbf{K}$ 为刚度矩阵; $\mathbf{u}$ 为形变量。表达式分别为:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C} = \begin{bmatrix} c_1 + c_2 & -c_2 \\ -c_2 & c_2 \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_1 + k_2 & -k_2 \\ -k_2 & k_2 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{u} = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix}$$

根据外力矩阵 $\mathbf{F}$ 和内流液柱加速度 a_f 计算方法的不同,可将模型分为四类。

1) 不考虑钻井立管与顶端浮式平台以及管内泄流柱的耦合作用。泄流效应通过施加在管内壁的作用力来体现,在计算得出立管纵向形变 $\mathbf{u}(t)$ 后,通过直接叠加平台升沉运动得到反冲立管在欧拉坐标系下的动态响应。外力矩阵 $\mathbf{F}$ 和内流柱加速度 a_f 可通过下式计算:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} f_w + f_m + G_1 - f_1 \\ f_{end} + G_2 \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$a_f = \dot{U} \quad (11)$$

2) 只考虑钻井立管与管内泄流柱的耦合作用,在计算出立管纵向形变 $\mathbf{u}(t)$ 后,通过直接叠加平台升

沉运动便得到反冲立管在欧拉坐标系下的动态响应。在此模型中,外力矩阵 $\mathbf{F}$ 见式(10),内流柱加速度 a_f 可通过式(12)计算:

$$a_f = \dot{U} - \dot{u}_1 \quad (12)$$

3) 只考虑钻井立管与顶端浮式平台的耦合作用,泄流效应仅通过施加在管内壁的作用力来体现。此模型可直接求解得到反冲立管在欧拉坐标系下的动态响应,内流柱加速度 a_f 见式(11),外力矩阵 $\mathbf{F}$ 可通过式(13)计算:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} k_1 x_0(t) + c_1 \dot{x}_0(t) + f_w + f_m + G_1 - f_1 \\ f_{end} + G_2 \end{bmatrix} \quad (13)$$

4) 同时考虑钻井立管与平台激励以及管内泄流柱的耦合作用,并且可直接求到反冲钻井立管在欧拉坐标系下的时域响应,外力矩阵 $\mathbf{F}$ 见公式(13),内流柱加速度 a_f 的计算式为:

$$a_f = \dot{U} - \dot{x}_1 \quad (14)$$

2 仿真计算

参考文献[4,13],为简化计算,不考虑底部总成影响且忽略结构阻尼效应即: $c_1=c_2=0$,采用表1中立管参数用于仿真计算。目前立管张紧力的基本设计方法主要包括 API 算法、基于底部残余张力算法以及基于下放最大钩载算法^[15]。参考文献[16],海洋立管正常作业时顶端补偿器预紧力 T_0 一般为立管湿重的1.3倍,即:

$$T_0 = 1.3 (m_p + m_m - \rho_e A_{ex}) g L \quad (15)$$

补偿器的等效弹簧刚度可以通过式(16)来计算:

$$k_1 = (m_p + m_m - \rho_e A_{ex}) g L / a_c \quad (16)$$

式中: a_c 为平台临界振幅,通常设 $a_c=10$ m。本研究旨在探究顶端浮式平台和管内泄流柱(钻井液泄流和海水注入过程)对立管反冲响应的耦合效应,将采用式(15)来计算平台在 $x_0=0$ 时的预紧力 T_0 ,采用式(16)来计算等效刚度 k_1 。

表1 某深海钻井立管参数

参数	数值	参数	数值
L	500 m	E	$2.1 \times 10^{11} \text{ N} \cdot \text{m}^2$
D_e	0.583 m	D_i	0.489 m
ρ_e	1025 kg/m ³	ρ_m	1600 kg/m ³
ρ_r	7850 kg/m ³	μ_e	$1.1 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$

仿真计算的第一步是采用有限元法对钻井立管在紧急脱离前进行静态分析,得出的立管初始形变将作为动态分析的初始条件,然后基于不同模型采用 Newmark- β 法计算出钻井立管在紧急脱离后的反冲响应。本研究通过 MATLAB 进行编程,程序在前期研究中已经通过内流效应分析等完成了验证,具体可

参考文献[13]。

通过计算发现, 深海钻井立管在紧急脱离后的初始阶段 LMRP 最易和油井口碰撞, 立管在该初始阶段的反冲响应动态特性分析以及控制系统设计最为关键, 这与文献中结果一致^[1-2,4-5,9,12-13]。下面将通过分析脱离初始阶段 LMRP 与油井口的距离 x^* 来研究钻井立管与顶端浮式平台以及内流液柱的耦合效应。

1) 立管与泄流柱间的耦合作用可改变 LMRP 最易和油井口距离 x^* 的最小值 $x^*_{\min}$ 以及立管反冲震荡幅值。例如, 利用模型 1 和模型 2 计算得到 x^* 的轨迹如图 2 所示, 两模型计算得到 $x^*_{\min}$ 分别为 -5.0 m 和 -3.6 m, 且模型 2 预测的立管反冲响应振幅偏小。

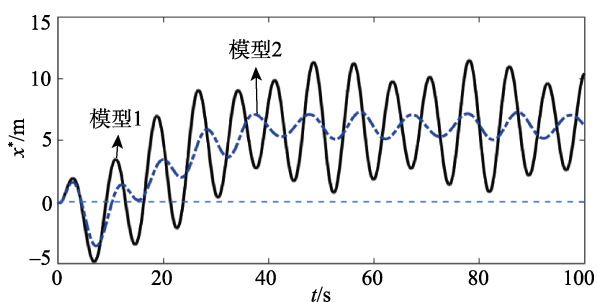


图 2 钻井立管与泄流柱间的耦合作用

2) 顶端平台的振幅、周期以及脱离时刻的相位均可影响反冲立管响应特性。例如, 利用模型 3 计算钻井立管在平台在不同垂荡振幅、周期和脱离时刻相位工况下得到的 x^* 时间轨迹如图 3 所示。当 $A_p=2$ m, $T_p=5$ s, $\phi=0$ 时, x^* 最小值发生在 $t=7$ s, 且 $x^*_{\min}=-4.8$ m, 当 $t>17$ s 时 x^* 将不会出现负值。当 $A_p=1$ m, $T_p=10$ s, $\phi=0$ 时, x^* 最小值发生在 $t>14$ s, 且 $x^*_{\min}=-6.7$ m。值得注意的是, 当 $t=44$ s 时, x^* 仍出现负值。当 $A_p=1$ m, $T_p=10$ s, $\phi=\pi/6$ 时, x^* 最小值发生在 $t=22$ s, 且 $x^*_{\min}=-5.0$ m。当 $t>31$ s 时, x^* 将不会出现负值。

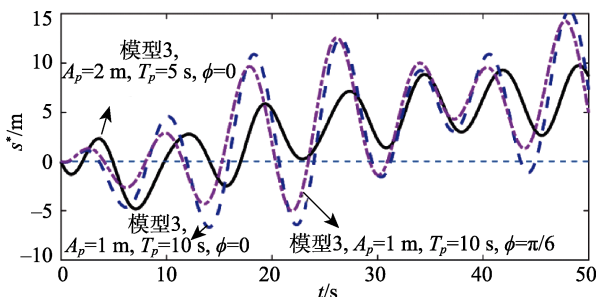


图 3 钻井立管与顶端浮式平台间的耦合作用

4) 为研究平台激励、泄流柱对反冲立管的共同耦合作用, 利用模型 4 在 $A_p=2$ m, $T_p=5$ s, $\phi=0, \pi/6$ 工况下计算的 x^* 时间轨迹如图 4 所示。当 $A_p=2$ m, $T_p=5$ s, $\phi=0$ 时, x^* 最小值发生在 $t=7$ s, 且 $x^*_{\min}=-5.4$ m。当 $t>18$ s 时, x^* 将不会出现负值。这与只考虑平台耦

合效应对比, x^* 最小值发生时刻基本相同, 但 $x^*_{\min}$ 值不同, 从而再次证明管内泄流柱对反冲立管的耦合作用。当 $A_p=2$ m, $T_p=5$ s, $\phi=\pi/6$ 时, x^* 最小值发生在 $t=6$ s, 且 $x^*_{\min}=-7.5$ m。当 $t>18$ s 时, x^* 将不会出现负值。

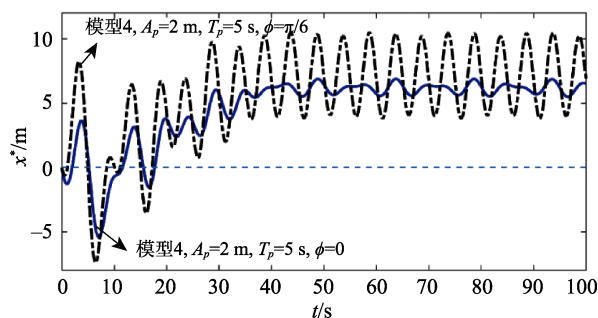


图 4 顶端平台与泄流柱对反冲钻井立管的共同耦合作用

3 结论

1) 在深海钻井紧急脱离反冲响应分析以及控制系统设计中, 必须同时考虑立管与顶端平台和管内泄流柱的共同耦合作用。

2) 顶端平台与紧急脱离反冲钻井立管的耦合作用因素体现在平台的升沉振幅、周期以及脱离时刻的相位。

3) 在钻井立管紧急脱离泄流效应研究中, 除了引入内流液柱与管内壁的摩擦力外, 必须考虑液柱在反冲过程中随着立管一起做纵向运动所引入的惯性加速度。

4) 该研究只是完成了钻井立管一维纵向分析, 在实际工程中必须考虑顶端平台的横荡运动以及立管的弯曲变形因素等, 因此亟待通过构造三维模型来探究钻井立管在紧急脱离反冲中与平台以及泄流柱的耦合作用。

参考文献:

- [1] STAHL M J, WISHAHY M W, BREKKE J N. Riser Recoil Analysis at a Harsh Environment, Deepwater Site[C]// Proceedings of the 23rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. British Columbia, Canada: [s.n.], 2004.
- [2] LANG D W, REAL J, LANE M. Recent Developments in Drilling Riser Disconnect and Recoil Analysis for Deepwater Applications[C]// Proceedings of the 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Hawaii, USA: [s.n.], 2009.
- [3] 陈黎明. 深水钻井隔水管系统作业风险控制与评价[D]. 青岛: 中国石油大学, 2012.
- [4] GRØNEVIK A. Simulation of Drilling Riser Disconnect

- tion-recoil Analysis[D]. Norway: Norwegian University of Science and Technology, 2013.
- [5] MA P, VHOOLEY A. Ensuring Safe Riser Emergency disconnect in Harsh Environments: Experience and Design Requirement[C]// Proceedings of the 12th International Offshore and Polar Engineering Conference. Alaska, USA: [s.n.], 2013.
- [6] 田秀娟. 深水钻井隔水管张紧系统反冲控制研究[D]. 青岛: 中国石油大学, 2014.
- [7] 张芳芬. 深水钻井隔水管装置防反冲控制对策及应用研究[D]. 青岛: 中国石油大学, 2015.
- [8] 李朝玮. 深水钻井隔水管-进口-导管系统整体力学性能研究[D]. 青岛: 中国石油大学, 2016.
- [9] 李朝玮, 樊洪海, 汪志明, 等. 深水钻井隔水管紧急脱离后的反冲响应[J]. 海洋工程, 2015, 33(4): 121-127.
- [10] CAPETO J, STAHL M J, BHALLA K, et al., Challenges of Drilling Operations in Extreme Deepwater[C]// Offshore Technology Conference. [s.l.]: [s.n.], 2017.
- [11] DUPAL K, CURTISS J P, NOORT R H, et al. LMRP Disconnect in Deepwater, Harsh Environment Condition[C]// Drilling Conference and Exhibition. [s.l.]: [s.n.], 2018.
- [12] MENG S, CHE C D, ZHANG W J. Discharging Flow Effect on the Recoil Response of a Deep-water Drilling Riser after an Emergency Disconnect[J]. Ocean Engineering, 2018, 151: 199-205.
- [13] LI C W, FAN H H, WANG Z M, et al. Two Methods for Simulating Mud Discharge after Emergency Disconnection of a Drilling Riser[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2016, 28: 142-152.
- [14] 刘秀全, 李家仪, 任克忍, 等. 基于反冲响应的深水钻井隔水管张紧力计算方法[J], 石油钻探技术, 2016, 44(4):47-51.
- [15] KUIPER G L, BRUGMANS J, METRIKINE A V. Destabilization of Deep-water Risers by a Heaving Platform[J]. Journal of Sound and Vibration, 2008, 310: 541-557.