



海洋探井隔水导管分段控制方程及力学特性研究

杨宇翔 杨进 刘一斌

Research on Segmented Control Equations and Mechanical Properties of Riser in Offshore Exploratory Wells

YANG Yuxiang, YANG Jin, LIU Yibin

在线阅读 View online: <http://doi.org/10.11911/syztjs.2025058>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

海洋钻完井智能感知关键技术研究与现场应用

Key Technologies and Field Applications of Intelligent Perception in Offshore Drilling and Completion

石油钻探技术. 2024, 52(5): 20–25 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2024083>

拉伸载荷下非金属敷缆复合连续油管力学行为模拟研究

Simulation Study on Mechanical Behavior of a Nonmetallic Composite Coiled Tubing with Cable Laying under Tension Load

石油钻探技术. 2025, 53(1): 94–101 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2025003>

顺北油气田辉绿岩地层井壁稳定钻井液技术

Drilling Fluid Technology for Wellbore Stability of the Diabase Formation in Shunbei Oil & Gas Field

石油钻探技术. 2023, 51(2): 61–67 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2022041>

可溶性球座Fe–Mn合金力学及腐蚀性能研究

Study on Mechanical and Corrosion Properties of Fe–Mn Alloy for Soluble Ball Seats

石油钻探技术. 2022, 50(6): 133–138 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2022103>

低温环境下钻柱材料力学特性试验及强度设计

Mechanical Properties Test and Strength Design of Drill String Materials in Low-Temperature Environments

石油钻探技术. 2021, 49(3): 35–41 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2021051>

特深井钻柱动力学特性模拟与分析

Simulation and Analysis of Dynamic Characteristics of Drilling String in Extra-Deep Wells

石油钻探技术. 2024, 52(2): 108–117 <http://doi.org/10.11911/syztjs.2024029>



扫码关注公众号，获取更多信息！

doi:10.11911/syztjs.2025058

引用格式: 杨宇翔, 杨进, 刘一斌. 海洋探井隔水导管分段控制方程及力学特性研究 [J]. 石油钻探技术, 2025, 53(3): 136–145.

YANG Yuxiang, YANG Jin, LIU Yibin. Research on segmented control equations and mechanical properties of riser in offshore exploratory wells [J]. Petroleum Drilling Techniques, 2025, 53(3): 136–145.

海洋探井隔水导管分段控制方程及力学特性研究

杨宇翔¹, 杨进¹, 刘一斌²

(1. 中国石油大学(北京)安全与海洋工程学院, 北京 102249; 2. 中海油研究总院有限责任公司, 北京 100028)

摘要: 为解决海洋探井隔水导管力学特性分析将导管泥线以下部分简化为固定约束导致误差大的问题, 采用达朗贝尔原理和微元平衡方程, 结合 Morison 方程和 API 规范, 将隔水导管分为空气段、水中段和海底土嵌入段, 综合考虑风浪流载荷及管土相互作用, 构建了更精确的理论力学模型。通过线性化处理和傅里叶级数展开实现非线性项的等效转换, 最终将理论力学模型的偏微分方程组转化为一阶常微分方程组进行迭代求解。模型验证表明, 其计算结果与有限元仿真高度吻合, 最大侧向位移误差仅为 0.84 m (波高 13.8 m 时), 证实了模型的可靠性。案例分析表明, 隔水导管的力学响应呈现明显的空间特征: 最大侧向位移出现在水下 30 m 处, 最大转角位于空气段顶端, 而最大 von Mises 应力集中于泥线以下土体段 (约 260 MPa)。参数敏感性分析表明: 波高从 13.8 m 增至 20.7 m, 隔水导管侧向位移增幅达 146%; 流速从 1.58 m/s 增大至 2.32 m/s, 应力水平增大 23%; 隔水导管壁厚增加 6 mm, 可使应力降低 15%; 顶张力提高 200 kN, 可使侧向位移减小 28%; 砂土内摩擦角变化对导管力学响应的影响较弱 (内摩擦角减小 10°, 仅使侧向位移增加 5%)。研究结果表明, 通过迭代计算确定土体影响深度的方法, 替代传统的 6 倍管径固定约束假设, 不仅提高了理论力学模型的计算精度, 也为隔水导管力学响应分析提供了更合理的理论框架。

关键词: 海洋钻井; 隔水导管; 力学模型; 控制方程; 力学特性

中图分类号: TE52 文献标志码: A 文章编号: 1001-0890(2025)03-0136-10

Research on Segmented Control Equations and Mechanical Properties of Riser in Offshore Exploratory Wells

YANG Yuxiang¹, YANG Jin¹, LIU Yibin²

(1. College of Safety and Ocean Engineering, China University of Petroleum(Beijing), Beijing, 102249, China; 2. CNOOC Research Institute Co., Ltd., Beijing, 100028, China)

Abstract: In order to eliminate the error caused by the simplification of the riser below mudline to fixed constraint in the mechanical characteristic analysis of the riser in the offshore exploratory well, the D'Alembert principle and the micro-element balance equation were used, in combination with the Morison equation and API guidelines. The riser was divided into an above-water segment, an underwater segment, and a seabed soil-embedded segment. A more accurate theoretical mechanical model was constructed by considering wind/wave current load and pipe-soil interaction. Through linearization and Fourier series expansion, the equivalent transformation of nonlinear terms was realized. Finally, the partial differential equations of the theoretical mechanical model were transformed into first-order ordinary differential equations for iterative solutions. The model verification shows that the calculated results are highly consistent with the finite element simulation, and the maximum lateral displacement error is only 0.84 m (when the wave height is 13.8 m), which confirms the reliability of the model. The case study shows that the mechanical response of the riser shows obvious spatial characteristics: the maximum lateral displacement occurs at 30 m underwater; the maximum rotation angle is located at the top of the above-water segment, and the maximum von Mises stress is concentrated in the soil-embedded segment below the mudline (about 260 MPa). Parameter sensitivity

收稿日期: 2024-05-18; 改回日期: 2025-05-05。

作者简介: 杨宇翔 (1993—), 河南周口人, 2017 年毕业于河南理工大学安全工程专业, 2020 年获中国石油大学 (北京) 安全科学与工程专业硕士学位, 在读博士研究生, 主要研究方向为海洋油气工程理论与技术。E-mail: 2021310510@student.cup.edu.cn。

通信作者: 杨进, cyjin1018@vip.sina.com。

基金项目: 国家自然科学基金企业创新发展联合基金重点支持项目“深水含水合物海洋土与水下桩基耦合作用及失稳机理研究”(编号: U22B20126)、国家重点研发计划项目“深水生产系统泄漏检测及应急处置技术与装备”(编号: 2022YFC2806100) 资助。

analysis reveals that the lateral displacement of the riser increases by 146% when the wave height increases by 6.9 m (from 13.8 m to 20.7 m). When the flow velocity increases from 1.58 m/s to 2.32 m/s, the stress level increases by 23%. The stress decreases by 15% when the thickness of the riser increases by 6 mm. Raising the top tension by 200 kN reduces the lateral displacement by 28%. The change in the internal friction angle of sand has a weak effect on the mechanical response of the riser (the lateral displacement only increases by 5% when the internal friction angle decreases by 10°). The results indicate that the iterative calculation approach for determining the soil influence depth replaces the conventional fixed constraint assumption of six times the casing diameter. By this way, it improves the computational accuracy of theoretical mechanical model, providing a more rational framework for the analysis of riser mechanical response.

Key words: offshore drilling; riser; mechanical model; control equations; mechanical properties

近年来,我国海洋油气勘探开发技术取得了显著进展^[1]。自“十三五”以来,我国海上油气产量持续增加,到2020年已经突破 6.500×10^4 t^[2]。海上油气钻探成本非常高^[3],而自升式钻井平台凭借其强大的定位能力和出色的机动性,成为近海油田开发中最具优势的钻井平台之一^[4]。作为自升式钻井平台的关键部件,隔水导管是从自升式平台甲板延伸到海床以下的一根大直径管柱,它可以隔离海水,为钻井液提供循环通道^[5]。通常情况下,海洋钻井隔水导管以桩基形式打入或钻入海底^[6],因此典型的隔水导管可分为泥线上方和泥线下方2部分。隔水导管的上部被空气和海水包围,下部则嵌入海底土壤中,深度可达近百米,导致隔水导管对外部载荷的敏感性增强^[7]。在竖直方向上,隔水导管充当水上井口的承载结构,承受较大的轴向载荷。在水平方向上,隔水导管主要承受风浪流等海洋环境载荷。在外部载荷的影响下,隔水导管可能会发生过度的变形,给海上油气作业的安全带来潜在的危害。因此,隔水导管系统的力学响应分析是学术界和工程界的一个重要课题,建立隔水导管的力学模型并评估其力学响应,对于保障海上施工作业的安全至关重要。

石油科技人员对隔水导管在外部载荷下的力学响应进行了探讨。杨进等人^[8]将隔水导管视为在海床处固定约束,以渤海油田为例,分析了风浪流等载荷对隔水导管安全性及强度的影响。龚龙祥等人^[9]将隔水导管简化为下部在泥线处固定、上部简支的梁模型,分析了海流作用下涡激效应对隔水导管疲劳和寿命的影响。黄鑫等人^[10]视隔水导管在海床以下6倍管径处为固定约束,优化了隔水导管导向孔的开孔位置。姜伟^[11]视隔水导管在海床处为固定约束,建立了隔水导管的固有频率分析模型。杨成等人^[12]视隔水导管在海床处为固定约束,采用有限元法模拟分析了隔水导管的力学特性。Wang Teng^[13]视隔水导管在泥线下6倍管径处为固定约

束,利用有限元法分析了自升式平台和导管架平台偏移作用下隔水导管挠曲变形的问题。M. Baerheim等人^[14]视隔水导管在海床处为固定约束,分析了110 m水深条件下隔水导管在恶劣环境下的力学响应。谢仁军等人^[15]假定隔水导管在泥线以下6倍管径处为固定约束,详细分析了隔水导管的抗冰能力。段宪文等人^[16]视隔水导管在入泥端位置处为固定约束,模拟分析了隔水导管在波浪和海流等载荷下的力学响应。郑运虎等人^[17]视隔水导管在泥线位置处为固定约束,利用有限元方法模拟得到了隔水导管的临界失稳载荷。罗勇^[18]视隔水导管底端在海床处为固支的梁模型,分析了延长测试过程中隔水导管的力学特性。杨仲涵等人^[19]视隔水导管在泥线以下6倍管径处为固支约束,建立了纵向力学与横向力学相结合的隔水导管稳定性分析方法。牛成成等人^[20]假设隔水导管为在泥线处固定、上端铰支的简支梁结构,利用有限元方法分析了冷海油田隔水导管的力学响应。Zhang Minghe等人^[21]将隔水导管底端视为固定约束,分析了考虑土壤扰动的隔水导管力学特性。Li Shuzhan等人^[22]考虑环境载荷、土壤阻力等因素,利用有限差分法分析了浅水海底生产系统隔水导管的稳定性。

上述研究为隔水导管的力学响应分析提供了有价值的参考。然而,在隔水导管的力学响应特性分析中,大多数研究只关注泥线以上部分,并将隔水导管在海床处或泥线以下6倍管径处视为固支约束。这样的做法虽然简化了分析过程,但也可能导致较大的误差。为此,笔者结合Morison方程和API规范,建立了隔水导管在空气段、水中段和海土段的分段控制方程。通过迭代求解,得到了隔水导管在外部环境载荷下的力学响应,避免了先前学者将隔水导管在泥线以下6倍管径处或海床处视为固定约束而导致的计算误差,提高了隔水导管理论模型的计算精度。在对理论模型进行准确性验证后,结合中国东海的现场案例,分析了波高、海流速度和

壁厚、顶张力和砂土内摩擦角等因素对隔水导管力学特性的影响。

1 力学模型

1.1 基本假设

为了缓解隔水导管的受力状况,通常会在平台上使用张紧器给隔水导管施加向上的拉力。张紧器的主要作用是提供顶张力来改善隔水导管的受力状态,减小隔水导管的横向变形。因此,在建立力学模型时,张紧器和井口设备的组合作用由井口有效顶张力代替(见图1),隔水导管与海底土的相互作用力由API规范中的非线性 $p-y$ 曲线来计算^[23]。此外,以海床处隔水导管的位置为坐标零点, x 轴正方向与重力方向相反, y 轴正方向为水平向右建立坐标系。为便于研究隔水导管的动力响应,进行了以下假设:1)隔水导管是均匀的、各向同性的线弹性等截面钢管;2)海床土为单层均质砂土;3)隔水导管的受力和变形都在垂直平面内,未变形时的初始位置是竖直的。

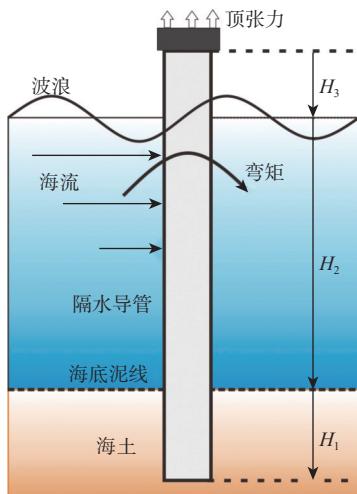


图 1 探井钻井隔水导管结构示意

Fig.1 Structure of drilling riser in exploratory well

1.2 分析方程

根据隔水导管相对于海床和海平面的位置,笔者将隔水导管分为3段:泥线以下段(H_1)、水中段(H_2)和空气中段(H_3),其中水中段和空气中段统称为泥线以上段。泥线以上段和泥线以下段隔水导管微元体的受力如图2所示。

1.2.1 泥线以上段隔水导管的力学模型

如图2(a)所示,根据微元体的平衡条件和达朗贝尔原理,泥线以上段隔水导管的控制方程为:

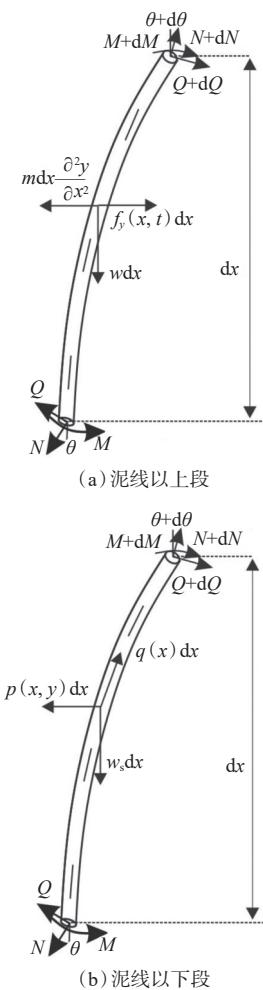


图 2 隔水导管的受力分析

Fig.2 Force analysis of riser

$$\begin{cases} \frac{dN}{dx} - w = 0 \\ EI \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} - N \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} - w \frac{\partial y}{\partial x} + m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - f_y = 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中: N 为轴向力, N ; w 为单位长度隔水导管的重量, N/m ; x 为垂直位置的坐标, m ; EI 为隔水导管抗弯刚度, $N \cdot m^2$; y 为隔水导管的侧向位移, m ; m 为单位长度的隔水导管质量, kg/m ; t 为时间, s ; f_y 为单位长度隔水导管 y 方向上的外力, N/m 。

对于海平面以上隔水导管部分, $w = w_a$, $f_y = f_a$,其中 f_a 为单位高度隔水导管所受的风载荷, N/m ; 对于水中隔水导管部分, $w = w_b$, $f_y = f_b$, 其中 f_b 为单位高度隔水导管所受波浪和海流的拖曳力, N/m ; w_a 和 w_b 分别为隔水导管在空气中和水中部分单位长度的重量, N/m 。

1.2.2 泥线以下段隔水导管的力学模型

如图2(b)所示,泥线以下段隔水导管微元段的平衡方程为:

$$\begin{cases} \frac{dN}{dx} - w_s + q = 0 \\ EI \frac{d^4y}{dx^4} - N \frac{d^2y}{dx^2} - w_s \frac{dy}{dx} + pD = 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中: w_s 为海底泥线以下段隔水导管单位长度的重量, N/m ; q 为隔水导管的表面摩擦力, N ; p 为单位面积隔水导管的侧抗力, N/m^2 ; D 为隔水导管的外径, m 。

1.3 隔水导管外载荷的计算

1.3.1 风载荷

风载荷通常被认为是不随时间变化的恒定力, 它对隔水导管的作用力主要为与风向相同的拖曳力, 其中单位高度隔水导管所受风载荷为:

$$f_a = \frac{\rho_a v_a^2}{2} C_a D \quad (3)$$

式中: ρ_a 为空气密度, kg/m^3 ; v_a 为风速, m/s ; C_a 为风载荷的拖曳力系数, 一般取 0.95。

1.3.2 波流载荷

分析波浪和海流作用下隔水导管的稳定性时, 需要使用修正的 Morsion 方程:

$$f_b = \frac{D}{2} C_D \rho_w \left(v_c + v_w - \frac{\partial y}{\partial t} \right) \left| v_c + v_w - \frac{\partial y}{\partial t} \right| + \rho_w \frac{\pi D^2}{4} \frac{\partial v_w}{\partial t} + C_m \rho_w \frac{\pi D^2}{4} \left(\frac{\partial v_w}{\partial t} - \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \right) \quad (4)$$

式中: C_D 为波浪和海流的拖曳力系数, 一般取 0.7; ρ_w 为海水密度, kg/m^3 ; v_c 为海流水平速度, m/s ; v_w 为波浪水质点水平速度, m/s ; C_m 为水动力附加质量系数, 一般取 0.5。

1.3.3 隔水导管与海土相互作用力

海底土为隔水导管提供约束, 管土之间的作用力按照最常用的 API RP 2A-WSD 2014 规范计算。

1.4 边界条件

如图 1 所示, 隔水导管通过张紧器与井口相连, 即隔水导管的顶端($x = L_t = H_2 + H_3$)承受恒定的轴向载荷, 侧向位移和弯矩均为 0; 隔水导管的底端固定, 侧向位移和弯矩也为 0。因此, 边界条件可表示为:

$$\begin{cases} y(L_t, t) = 0 \\ M(L_t, t) = 0 \\ N(L_t, t) = N_0 \\ y(-H_1, t) = 0 \\ M(-H_1, t) = 0 \end{cases} \quad (5)$$

式中: L_t 为泥线以上隔水导管的长度, m ; M 为弯矩, $N\cdot m$; N_0 为隔水导管顶端张力, N 。

2 模型求解

2.1 求解方法

自升式平台的作业水深一般在 120 m 以内, 因此需要研究隔水导管在小振幅循环波浪荷载作用下的运动状态。小振幅波理论又被称作 Airy 波理论, 是常用的线性波理论。波浪水质点的水平速度可表示为:

$$v_w = \frac{H\omega}{2} \frac{\text{ch}(kx)}{\text{sh}(kH_2)} \cos(ky - \omega t) \quad (6)$$

式中: H 为波高, m ; k 为波数; ω 为角频率, rad/s 。

对于考虑海流作用的规则波浪, 水质点的水平速度可表示为:

$$v_h(x, t) = v_w(x, t) + v_c(x) = \text{Re}[v_0(x)e^{i\omega t}] + v_c(x) \quad (7)$$

式中: v_h 为水质点水平速度, m/s ; v_c 为海流水平速度, m/s ; v_0 为水质点水平速度振幅, m 。

根据简谐载荷下的振动理论, 假设隔水导管的稳态响应为:

$$y(x, t) = y_1(x) \cos \omega t + y_2(x) \sin \omega t + y_c(x) = \text{Re}[y_0(x)e^{i\omega t}] + y_c(x) \quad (8)$$

式中: y_1 和 y_2 为实函数, 可在计算过程中得到; y_0 为隔水导管侧向位移响应振动分量的复振幅, m ; y_c 为隔水导管侧向位移的平均分量, m 。

类似地, 隔水导管单位面积侧抗力 $p(x, t)$ 可表示为:

$$p(x, t) = p_1(x) \cos \omega t + p_2(x) \sin \omega t + p_c(x) = \text{Re}[p_0(x)e^{i\omega t}] + p_c(x) \quad (9)$$

式中: p_1 和 p_2 为实函数, 可在求解过程中通过计算得到; p_0 为单位面积侧抗力振动分量的幅值, N/m^2 ; p_c 为单位面积侧抗力的静态分量, N/m^2 。

根据小变形梁的欧拉-伯努利理论, 隔水导管的弯矩为:

$$M(x, t) = EI \left(\frac{d^2 y_0}{dx^2} e^{i\omega t} + \frac{d^2 y_c}{dx^2} \right) \quad (10)$$

对于风浪流载荷下的隔水导管, 其最大轴向应力 σ_n 为拉伸应力和弯曲应力的和, 可表示为:

$$\sigma_n = \frac{N}{\pi(r_0^2 - r_i^2)} + \frac{Mr}{I} \quad (11)$$

$$r = r_0 + 0.5(r_i - r_0) \quad (12)$$

隔水导管在内外压作用下, 产生径向应力 σ_r 和环向应力 σ_θ , 可分别表示为:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= p_i(r_i^2/r_o^2 - r_i^2/r^2)/(1 - r_i^2/r_o^2) - \\ p_o(1 - r_i^2/r^2)/(1 - r_i^2/r_o^2)\end{aligned}\quad (13)$$

$$\begin{aligned}\sigma_\theta &= p_i(r_i^2/r_o^2 + r_i^2/r^2)/(1 - r_i^2/r_o^2) - \\ p_o(1 + r_i^2/r^2)/(1 - r_i^2/r_o^2)\end{aligned}\quad (14)$$

式中: σ_r 为径向应力, Pa; σ_θ 为环向应力, Pa; p_o 和 p_i 分别为隔水导管的外压和内压, Pa, r_o 和 r_i 分别为隔水导管的外半径和内半径, m。

由强度理论可得, 隔水导管各点处的 von Mises 应力为:

$$\sigma_{\text{von}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_n - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_n - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2} \quad (15)$$

2.2 求解过程

将 $y(x, t)$ 代入水中段的控制微分方程, 可得:

$$\begin{aligned}& \left[EI \frac{d^4 y_0}{dx^4} - N \frac{d^2 y_0}{dx^2} - w_b \frac{dy_0}{dx} - \omega^2 m y_0 \right] e^{i\omega t} + \\ & \left(EI \frac{d^4 y_c}{dx^4} - N \frac{d^2 y_c}{dx^2} - w_b \frac{dy_c}{dx} \right) = \\ & \left[\frac{\pi D^2}{4} \rho_w (1 + C_m) i \omega v_0 + \frac{\pi D^2}{4} \rho_w C_m \omega^2 y_0 \right] e^{i\omega t} + \\ & \frac{1}{2} \rho_w D C_D [(v_0 - i \omega y_0) e^{i\omega t} + v_c] |(v_0 - i \omega y_0) e^{i\omega t} + v_c| \end{aligned}\quad (16)$$

为了得到微分方程的简单谐波解, 需要把式 (16) 中最后一项进行线性化处理, 即:

$$\begin{aligned}& \frac{1}{2} \rho_w D C_D [(v_0 - i \omega y_0) e^{i\omega t} + v_c] |(v_0 - i \omega y_0) e^{i\omega t} + v_c| = \\ & \frac{1}{2} \rho_w D C_D [B_1 (v_0 - i \omega y_0) e^{i\omega t} + B_2 v_c] \end{aligned}\quad (17)$$

按照非线性拖曳力函数的傅里叶级数展开法, 得到等效线性化系数 B_1 和 B_2 为:

$$B_1 = \begin{cases} 2v_c & v_c \geq A \\ \frac{8A}{3\pi} \left\{ \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{v_c}{A} \right)^2 \right] \sqrt{1 - \left(\frac{v_c}{A} \right)^2} + \frac{3v_c}{2A} \sin^{-1} \left(\frac{v_c}{A} \right) \right\} & v_c < A \end{cases} \quad (18)$$

$$B_2 = \begin{cases} \frac{A^2}{2v_c} + v_c & v_c \geq A \\ \frac{A^2}{\pi v_c} \left\{ \left[1 + 2 \left(\frac{v_c}{A} \right)^2 \right] \sin^{-1} \left(\frac{v_c}{A} \right) + \frac{3v_c}{A} \sqrt{1 - \left(\frac{v_c}{A} \right)^2} \right\} & v_c < A \end{cases} \quad (19)$$

其中

$$A = |v_0 - i \omega y_0| = \left(v_0^2 + \omega^2 y_1^2 + \omega^2 y_2^2 - 2v_0 \omega y_2 \right)^{1/2} \quad (20)$$

将式(17)代入式(16)后, 令方程两边与时间相关和与时间无关的项分别相等, 得到 2 个常微分方程:

$$\begin{aligned}EI \frac{d^4 y_0}{dx^4} - N \frac{d^2 y_0}{dx^2} - w_b \frac{dy_0}{dx} - \omega^2 m y_0 &= \\ \frac{\pi D^2}{4} \rho_w (1 + C_m) i \omega v_0 + \frac{\pi D^2}{4} \rho_w C_m \omega^2 y_0 + \\ \frac{1}{2} \rho_w D C_D B_1 (v_0 - i \omega y_0) &\end{aligned}\quad (21)$$

$$EI \frac{d^4 y_c}{dx^4} - N \frac{d^2 y_c}{dx^2} - w_b \frac{dy_c}{dx} = \frac{1}{2} \rho_w D C_D B_2 v_c \quad (22)$$

由于隔水导管横截面与垂直轴的夹角 θ 较小, 因此可用下式替换:

$$\frac{dy}{dx} = \tan \theta, \quad \frac{d\theta}{dx} = \frac{M}{EI} \cos^2 \theta \quad (23)$$

此时, 隔水导管系统 3 个分段的控制方程分别转化为相应的一阶微分方程组。

对于海平面以上的隔水导管 ($H_2 \leq x \leq H_2 + H_3$):

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dy_0}{dx} = \tan \theta_0 \\ \frac{d\theta_0}{dx} = \frac{M_0}{EI} \cos^2 \theta_0 \\ \frac{dM_0}{dx} = -Q_0 \\ \frac{dQ_0}{dx} = g_{0s} \\ \frac{dy_c}{dx} = \tan \theta_c \\ \frac{d\theta_c}{dx} = \frac{M_c}{EI} \cos^2 \theta_c \\ \frac{dM_c}{dx} = -Q_c \\ \frac{dQ_c}{dx} = g_{cs} \\ \frac{dN}{dx} = w_a \end{array} \right. \quad (24)$$

对于水中部分的隔水导管 ($0 \leq x \leq H_2$):

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dy_0}{dx} = \tan \theta_0 \\ \frac{d\theta_0}{dx} = \frac{M_0}{EI} \cos^2 \theta_0 \\ \frac{dM_0}{dx} = -Q_0 \\ \frac{dQ_0}{dx} = g_{0z} \\ \frac{dy_c}{dx} = \tan \theta_c \\ \frac{d\theta_c}{dx} = \frac{M_c}{EI} \cos^2 \theta_c \\ \frac{dM_c}{dx} = -Q_c \\ \frac{dQ_c}{dx} = g_{cz} \\ \frac{dN}{dx} = w_b \end{array} \right. \quad (25)$$

对于海底泥线以下的隔水导管 ($-H_1 \leq x \leq 0$):

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dy_0}{dx} = \tan \theta_0 \\ \frac{d\theta_0}{dx} = \frac{M_0}{EI} \cos^2 \theta_0 \\ \frac{dM_0}{dx} = -Q_0 \\ \frac{dQ_0}{dx} = g_{0x} \\ \frac{dy_c}{dx} = \tan \theta_c \\ \frac{d\theta_c}{dx} = \frac{M_c}{EI} \cos^2 \theta_c \\ \frac{dM_c}{dx} = -Q_c \\ \frac{dQ_c}{dx} = g_{cx} \\ \frac{dN}{dx} = w_s - q \end{array} \right. \quad (26)$$

其中

$$\left\{ \begin{array}{l} g_{0s} = -N \frac{M_0}{EI} - w_a \tan \theta_0 - \omega^2 m y_0 \\ g_{cs} = -N \frac{M_c}{EI} - w_a \tan \theta_c - f_a \\ g_{0z} = -N \frac{M_0}{EI} - w_b \tan \theta_0 - \left(m + \frac{\pi D^2}{4} \rho_w C_m \right) \omega^2 y_0 - \frac{\pi D^2}{4} \rho_w (1 + C_m) i \omega v_0 - \frac{1}{2} \rho_w D C_D B_1 (v_0 - i \omega y_0) \\ g_{cz} = -N \frac{M_c}{EI} - w_b \tan \theta_c - \frac{1}{2} \rho_w D C_D B_2 v_c \\ g_{0x} = -N \frac{M_0}{EI} - w_s \tan \theta_0 + p_0 D \\ g_{cx} = -N \frac{M_c}{EI} - w_s \tan \theta_c + p_c D \end{array} \right. \quad (27)$$

式中: Q 为剪力, N ; 下标 0 和 c 分别表示振幅和静态分量。

此时, 隔水导管顶部和底部的边界条件变为:

$$\left\{ \begin{array}{l} y(L_t) = 0 \\ M(L_t) = 0 \\ N(L_t) = N_0 \\ y(-H_1) = 0 \\ M(-H_1) = 0 \\ y(L_t) = 0 \\ M(L_t) = 0 \\ y(-H_1) = 0 \\ M(-H_1) = 0 \end{array} \right. \quad (28)$$

隔水导管在泥线处 ($x=0$) 和水面处 ($x=H_2$) 的连续性条件为:

$$\left\{ \begin{array}{l} y_0(x^-) = y_0(x^+) \\ y'_0(x^-) = y'_0(x^+) \\ M_0(x^-) = M_0(x^+) \\ Q_0(x^-) = Q_0(x^+) \\ N(x^-) = N(x^+) \\ y_{H_2}(x^-) = y_{H_2}(x^+) \\ y'_{H_2}(x^-) = y'_{H_2}(x^+) \\ M_{H_2}(x^-) = M_{H_2}(x^+) \\ Q_{H_2}(x^-) = Q_{H_2}(x^+) \end{array} \right. \quad (29)$$

整个求解区域包含 3 个子区域, 每个子区域包括 9 个一阶微分方程, 因此共需要 27 个已知条件。通过利用隔水导管顶部和底部的边界条件以及中间 2 点的连续性条件, 可以满足条件要求, 从而使问题得以求解。为此, 利用 MATLAB 开发了求解程序, 求得了隔水导管系统的解。在解中搜索出泥线以下部分侧向位移小于 0.001 mm 的位置, 此位置就是隔水导管在海土段发生侧向位移的终止点, 此位置到泥线的垂直距离就是影响隔水导管在海土段侧向位移的深度。

3 实例分析

3.1 基本参数

隔水导管长期处于风浪流的持续作用下, 因此必须考虑极端海况的影响^[24]。利用上文建立的力学分析方程, 结合海上典型探井钻井隔水导管基本参数, 以东海某作业区块海况为例^[18], 分析影响钻井隔水导管力学性能的因素。分析所用的参数: 海水深度 90 m; 导管泥线以上长度 112 m, 泥线以下长度 60 m; 顶张力 1 000 kN; 导管外径 762.0 mm, 壁厚 25.4 mm, 密度 7 850 kg/m³, 弹性模量 206 GPa; 环境空气密度 1.225 kg/m³; 海水密度 1 025 kg/m³; 钻井液密度 1 200 kg/m³; 地层中砂土的内摩擦角取 30°, 砂土水下容重 10 kN/m²。作业区块的环境参数见表 1。

表 1 环境参数

Table 1 Environmental parameters

重现期/年	风速/(m·s ⁻¹)	波高/m	波周期/s	海面流速/(m·s ⁻¹)
1	31.6	13.8	10.8	1.58
10	38.1	18.7	13.4	2.07
25	42.7	20.7	14.3	2.32

3.2 模型正确性验证

有限元仿真是研究隔水导管力学响应的经典方

法^[25]。为验证上文建立模型的正确性,在相同工况条件下,利用上文建立模型和有限元软件 Abaqus 计算了隔水导管的侧向位移,结果如图 3 所示。从图 3 可以看出,上文所建模型计算出的隔水导管侧向位移与有限元软件的计算结果高度吻合,验证了上文所建模型的正确性。

3.3 波高对隔水导管力学响应特征的影响

为探究波高对隔水导管力学响应特征的影响,利用上文建立的理论模型,分析了不同波高条件下隔水导管的侧向位移、转角、弯矩和 von Mises 应力响应特征,结果如图 4 所示。从图 4 可以看出:随着波高增高,隔水导管的侧向位移、转角和弯矩及 von Mises 应力都随之增大;当波高为 13.8 m 时,隔水导管的最大侧向位移出现在海平面以下约 30 m 处,即水中段,最大侧向位移为 0.84 m;当波高为 13.8 m 时,隔水导管弯矩的绝对值很小;隔水导管的最小 Mises 应力约在泥线以上 25 m 处。由式(11)可以推断出泥线以上 25 m 处的轴向应力也较小,结合式

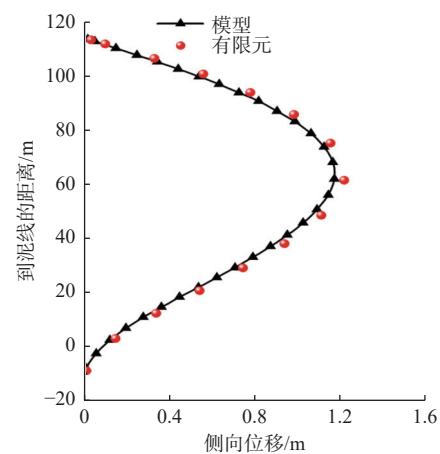


图 3 求解结果的对比

Fig.3 Comparison of calculation results

(13)和式(14)可知,该位置的径向应力和环向应力仅与内外压差及内外半径有关。结合式(15)可知,由于此处的轴向应力较小,所以该位置处的 von Mises 应力也最小。

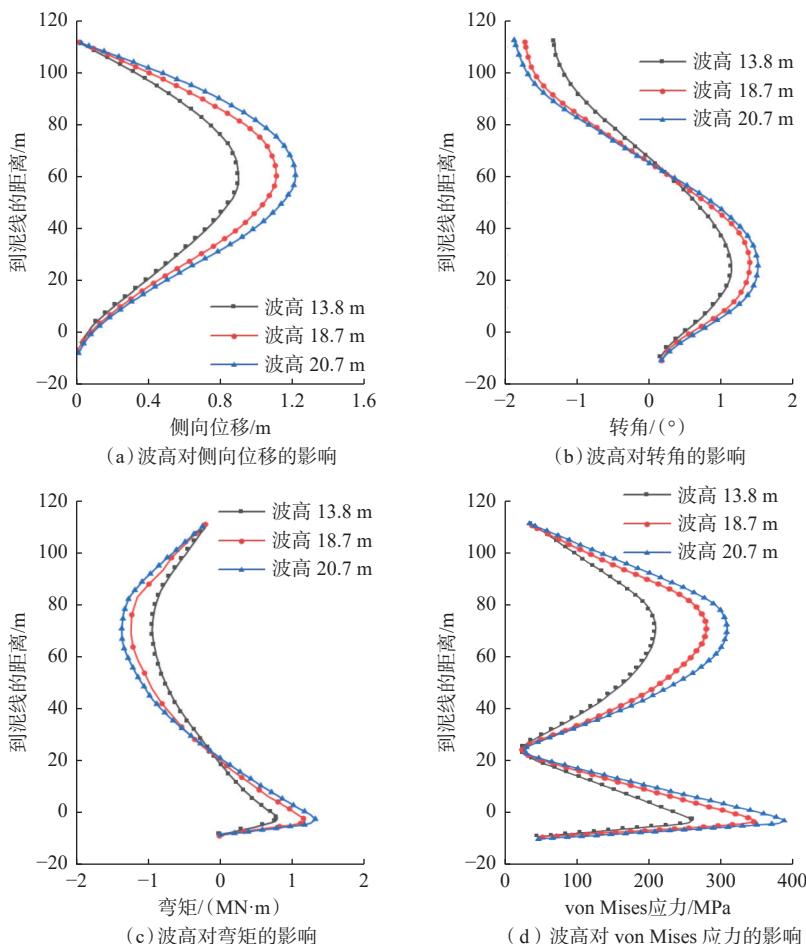


图 4 波高对隔水导管力学响应特征的影响

Fig.4 Effect of wave height on mechanical response characteristics of riser

3.4 流速对隔水导管力学响应特征性的影响

为探究流速对隔水导管力学响应特征的影响, 利用上文建立的理论模型, 分析了不同流速条件下隔水导管的侧向位移、转角和 von Mises 应力响应特征, 结果如图 5 所示。从图 5 可以看出: 随着流速增大, 隔水导管的侧向位移、转角和 von Mises 应力随之迅速增大, 说明流速对隔水导管的力学响应具有较大影响; 当流速为 1.58 m/s 时, 隔水导管的最大 von Mises 应力出现在泥线以下段, 约为 260 MPa。

3.5 壁厚对隔水导管力学响应特征的影响

为探究壁厚对隔水导管力学响应特征的影响, 利用上文建立的理论模型, 分析了不同壁厚隔水导管的侧向位移、转角和 von Mises 应力响应特征, 结果如图 6 所示。从图 6 可以看出: 隔水导管的侧向位移沿高度方向逐渐增大, 在泥线以上 62 m 处增至最大后, 沿着高度方向再次逐渐减小为零; 随着壁

厚增加, 隔水导管的转角和应力也随之减小; 壁厚为 25.4 mm 时, 隔水导管的最大 von Mises 应力约为 252 MPa。这是因为, 随着壁厚增加, 隔水导管的抗弯能力也增强。

3.6 顶张力对隔水导管力学响应特征的影响

为探究顶张力对隔水导管力学响应特征的影响, 利用上文建立的理论模型, 分析了不同顶张力条件下隔水导管的侧向位移、转角和 von Mises 应力响应特征, 结果如图 7 所示。从图 7 可以看出, 随着顶张力增大, 隔水导管的侧向位移明显减小, 隔水导管的转角和 von Mises 应力也随之减小。这说明顶张力对隔水导管力学响应特征的影响较大, 设置合理的顶张力能够缓解隔水导管的受力状态, 保证隔水导管的安全。

3.7 砂土内摩擦角对隔水导管力学响应特征的影响

为探究砂土内摩擦角对隔水导管力学响应特征

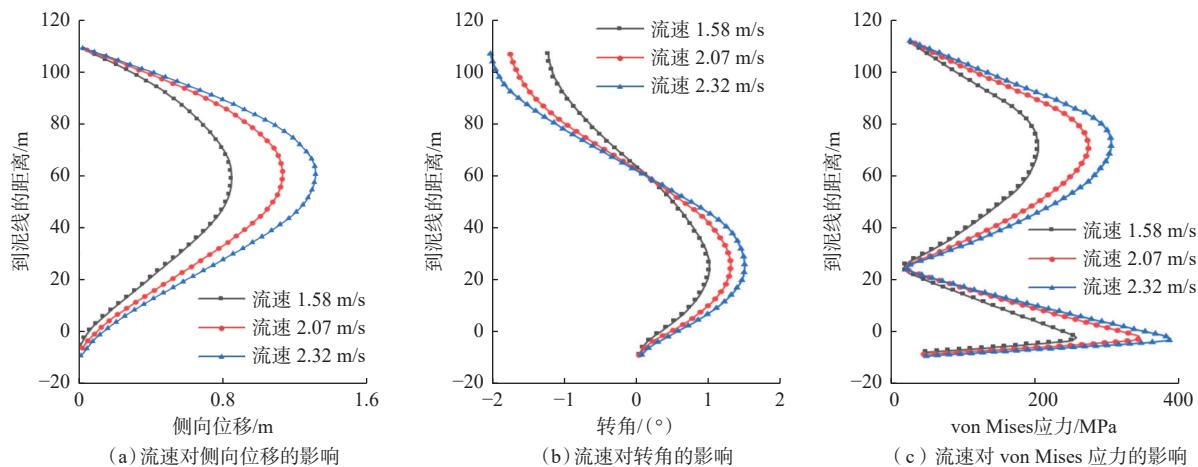


图 5 流速对隔水导管力学响应特征的影响

Fig.5 Effect of flow velocity on mechanical response characteristics of riser

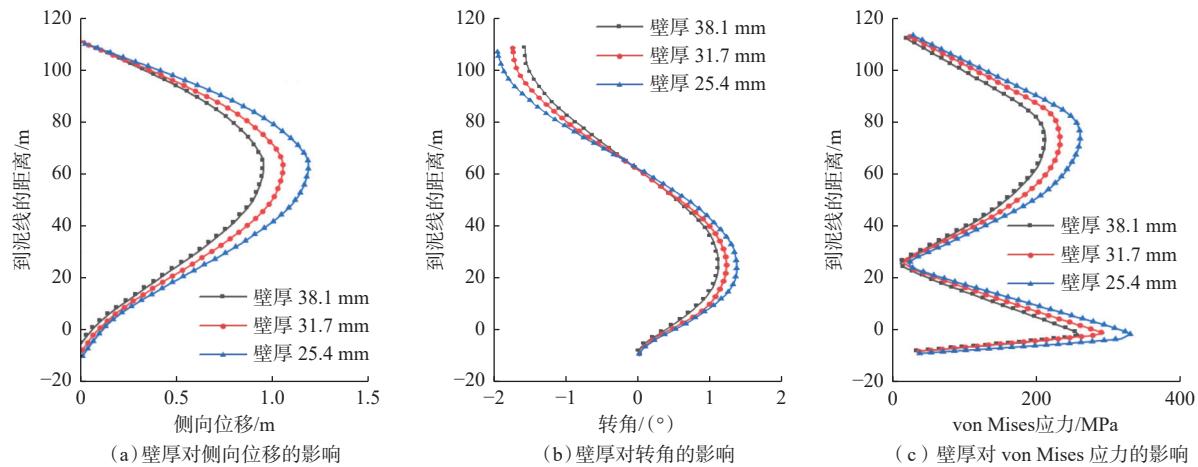


图 6 壁厚对隔水导管力学响应特征的影响

Fig.6 Effect of wall thickness on mechanical response characteristics of riser

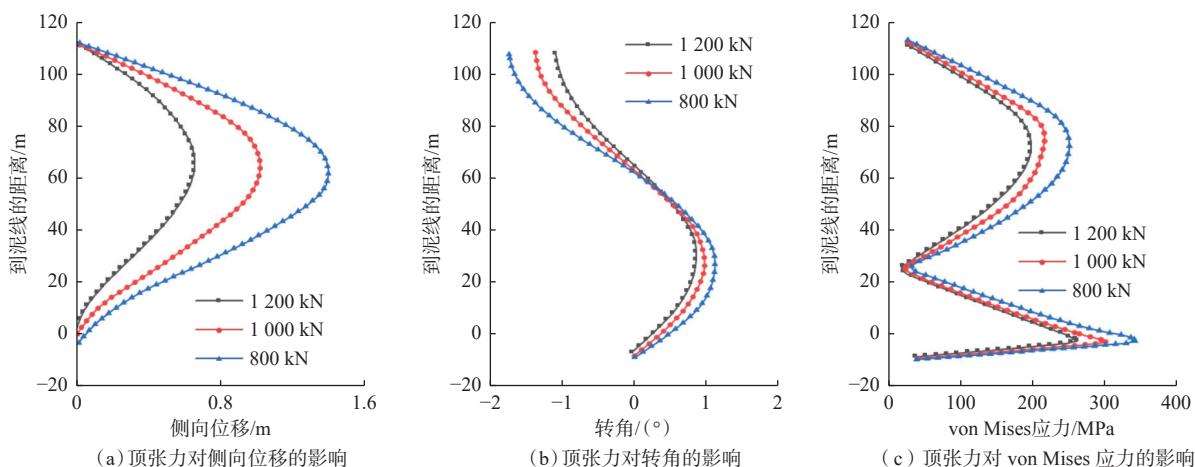


图 7 顶张力对隔水导管力学响应特征的影响

Fig.7 Effect of top tension on mechanical response characteristics of riser

的影响,利用上文建立的理论模型,分析了不同砂土内摩擦角条件下隔水导管的侧向位移、转角和 von Mises 应力响应特征,结果如图 8 所示。从图 8 可以看出,随着内摩擦角减小,隔水导管的侧向位

移、转角和 von Mises 应力增大。这是因为,随着内摩擦角减小,周围土体对隔水导管的侧摩阻力也减小,从而加剧了隔水导管的力学响应,但也可以看出,砂土内摩擦角对隔水导管的影响较为微弱。

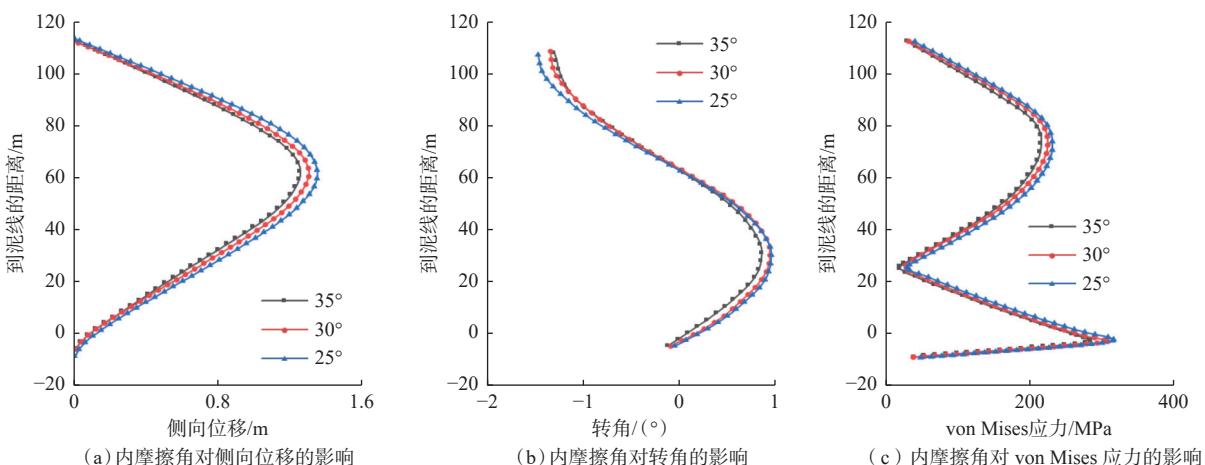


图 8 内摩擦角对隔水导管力学响应特征的影响

Fig.8 Effect of internal friction angle on mechanical response characteristics of riser

4 结论与建议

1)建立了隔水导管的分段分析模型,将隔水导管的控制方程转化为一阶微分方程组,为隔水导管的理论分析提供了一种新的方法。采用迭代法求解所建模型确定泥线以下隔水导管横向变形的影响深度,避免了前人将隔水导管入泥端或泥线以下 6 倍管径处视为固定约束而引起的计算误差,提高了理论模型的计算精度。

2)案例分析结果表明,波高、流速和壁厚、顶张

力等因素对隔水导管的力学响应特征有着很大影响。随着波高增大,隔水导管的侧向位移、转角和应力随之增大;随着流速增大,隔水导管的侧向位移、转角和应力随之迅速增大;增大隔水导管的壁厚或增大顶张力,可以缓解隔水导管的力学响应,从而确保海上施工中隔水导管系统的作业安全。砂土内摩擦角对隔水导管力学响应的影响较小。

3)笔者主要研究了隔水导管在具有均匀性质单层土中的力学特性。然而,实际海洋环境条件下,隔水导管作业海域的海土可能是由双层土或多层土共同组成的,建议开展更加深入的研究。

参 考 文 献

References

- [1] 童传新, 张海荣, 徐璧华, 等. 深水井精细控压下套管研究 [J]. 西南石油大学报(自然科学版), 2021, 43(4): 175–182.
TONG Chuanxin, ZHANG Hairong, XU Bihua, et al. A study of precisely managed pressure during casing running in deep water wells[J]. Journal of Southwest Petroleum University(Science & Technology Edition), 2021, 43(4): 175–182.
- [2] 李中. 中国海油气井工程数字化和智能化新进展与展望 [J]. 石油钻探技术, 2022, 50(2): 1–8.
LI Zhong. Progress and prospects of digitization and intelligentization of CNOOC's oil and gas well engineering[J]. Petroleum Drilling Techniques, 2022, 50(2): 1–8.
- [3] 谢玉洪. 南海北部陆缘盆地深水区油气勘探新认识及攻关方向 [J]. 天然气工业, 2024, 44(1): 13–25.
XIE Yuhong. New insights and future research focuses on oil and gas exploration in the continental margin deepwater area of the northern South China Sea[J]. Natural Gas Industry, 2024, 44(1): 13–25.
- [4] 杨进, 徐国贤, 刘书杰, 等. 自升式钻井平台桩腿入泥深度计算研究 [J]. 中国海上油气, 2012, 24(6): 58–60.
YANG Jin, XU Guoxian, LIU Shujie, et al. Research on leg penetration depth calculation of jack-up drilling platform[J]. China Offshore Oil and Gas, 2012, 24(6): 58–60.
- [5] 吴景健, 庞洪林, 肖辉, 等. 利用隔水导管提高平台承载力的方法 [J]. 船海工程, 2023, 52(2): 121–125.
WU Jingjian, PANG Honglin, XIAO Hui, et al. The method of improving the bearing capacity of platform by conductors[J]. Ship & Ocean Engineering, 2023, 52(2): 121–125.
- [6] 傅超, 杨进, 刘华清, 等. 多维度深水浅层建井方式优选方法研究 [J]. 石油钻探技术, 2024, 52(3): 40–46.
FU Chao, YANG Jin, LIU Huaqing, et al. Multi-dimensional selection method for well construction in shallow formations of deepwater[J]. Petroleum Drilling Techniques, 2024, 52(3): 40–46.
- [7] ABDELAZIZ A Y, EL NAGGAR M H, OUDA M. Determination of depth-of-fixity point for laterally loaded vertical offshore piles: a new approach[J]. Ocean Engineering, 2021, 232: 109113.
- [8] 杨进, 刘书杰, 周建良, 等. 风浪流作用下隔水导管强度及安全性计算 [J]. 中国海上油气, 2006, 18(3): 198–200.
YANG Jin, LIU Shujie, ZHOU Jianliang, et al. Strength and security calculation on riser with the effect of wind, wave and current[J]. China Offshore Oil and Gas, 2006, 18(3): 198–200.
- [9] 龚龙祥, 付建红, 林元华, 等. 海流涡激效应对钻井隔水导管疲劳强度的影响 [J]. 石油钻采工艺, 2006, 28(4): 5–6.
GONG Longxiang, FU Jianhong, LIN Yuanhua, et al. Current vortex-induced effect to drilling riser fatigue strength[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2006, 28(4): 5–6.
- [10] 黄鑫, 谢玉洪, 杨进, 等. 海上钻井隔水导管导向孔位置优化研究 [J]. 石油钻采工艺, 2009, 31(3): 10–13.
HUANG Xin, XIE Yuhong, YANG Jin, et al. Optimization study of drilling riser guiding holes[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2009, 31(3): 10–13.
- [11] 姜伟. 深水钻井隔水导管挠曲方程及固有频率研究 [J]. 中国海上油气, 2011, 23(3): 179–184.
JIANG Wei. Calculation and study on the flexure equation and natural frequency of deepwater drilling riser[J]. China Offshore Oil and Gas, 2011, 23(3): 179–184.
- [12] 杨成, 刘小刚, 刘亚军, 等. 渤海油田探井隔水导管整体力学特性分析 [J]. 断块油气田, 2011, 18(5): 666–668.
YANG Cheng, LIU Xiaogang, LIU Yajun, et al. Analysis on overall mechanical properties of drilling riser for exploratory well in Bo-
- hai Oilfield[J]. Fault-Block Oil & Gas Field, 2011, 18(5): 666–668.
- [13] WANG Teng. Response of conductor pipe induced by motions of jackup in cantilever mode[J]. Applied Mechanics and Materials, 2011, 94/96: 1447–1450.
- [14] BAERHEIM M, NORTH A, STEINKJER O. Analyses and measurements of conductor response for jack-up drilled wells in 110 m water depth in harsh environments[R]. OTC 19534, 2012.
- [15] 谢仁军, 刘书杰, 杨进, 等. 海上新型组合隔水导管抗冰极限承载力分析 [J]. 船海工程, 2013, 42(5): 176–179.
XIE Renjun, LIU Shujie, YANG Jin, et al. The ultimate load capacity analysis of ice-resistant for offshore new combination riser[J]. Ship & Ocean Engineering, 2013, 42(5): 176–179.
- [16] 段宪文, 朱宏武, 胡飚, 等. 基于 ABAQUS 的隔水导管横向变形与弯矩分析 [J]. 石油矿场机械, 2015, 44(4): 36–39.
DUAN Xianwen, ZHU Hongwu, HU Biao, et al. Analysis of lateral deformation and bending moment of drilling riser by ABAQUS[J]. Oil Field Equipment, 2015, 44(4): 36–39.
- [17] 郑运虎, 姜峰. 风波流联合作用下的浅海域隔水导管屈曲仿真 [J]. 西华大学学报(自然科学版), 2015, 34(2): 103–107.
ZHENG Yunhu, JIANG Feng. The buckling simulation of drilling riser in shallow waters under the combined effects of wind, waves and currents[J]. Journal of Xihua University(Natural Science Edition), 2015, 34(2): 103–107.
- [18] 罗勇. 海上延长测试过程钻井隔水导管力学特性 [J]. 石油钻采工艺, 2018, 40(6): 690–694.
LUO Yong. A mechanical characteristics of drilling riser in the process of offshore extended well testing[J]. Oil Drilling & Production Technology, 2018, 40(6): 690–694.
- [19] 杨仲涵, 许发宾, 韦龙贵, 等. 南海西部油田表层隔水导管稳定性分析技术 [J]. 钻采工艺, 2019, 42(6): 13–16.
YANG Zhonghan, XU Fabin, WEI Longgui, et al. Technology used to analyze stability of conductor riser at western South China Sea oilfield[J]. Drilling & Production Technology, 2019, 42(6): 13–16.
- [20] 牛成成, 李梦刚, 郑德帅, 等. 基于有限元的浅冷隔水导管强度校核新方法 [J]. 石油机械, 2017, 45(1): 38–42.
NIU Chengcheng, LI Menggang, ZHENG Deshuai, et al. The new riser strength check technology for shallow cold sea oilfield based on finite element method[J]. China Petroleum Machinery, 2017, 45(1): 38–42.
- [21] ZHANG Minghe, YANG Jin, WANG Yuanming, et al. Survivability study of marine drilling conductor considering soil disturbance [R]. ISOPE I-22-108, 2022.
- [22] LI Shuzhan, YANG Jin, JIANG Kun, et al. Stability analysis of drilling risers in shallow-water subsea production system[R]. ISOPE I-24-190, 2024.
- [23] 管志川, 苏堪华, 苏义脑. 深水钻井导管和表层套管横向承载能力分析 [J]. 石油学报, 2009, 30(2): 285–290.
GUAN Zhichuan, SU Kanhua, SU Yinao. Analysis on lateral load-bearing capacity of conductor and surface casing for deepwater drilling[J]. Acta Petrolei Sinica, 2009, 30(2): 285–290.
- [24] 杨进, 路保平. 极地冷海钻井技术挑战及关键技术 [J]. 石油钻探技术, 2017, 45(5): 1–7.
YANG Jin, LU Baoping. The challenges and key technologies of drilling in the cold water area of the Arctic[J]. Petroleum Drilling Techniques, 2017, 45(5): 1–7.
- [25] LIU Xiuquan, SUN Hexiang, LI Yanwei, et al. Theoretical modeling and analysis for mechanical properties of deepwater workover riser system[J]. Ocean Engineering, 2022, 257: 111701.