◀海洋石油装备▶

深水水下井口动态稳定性分析*

张 恒 李彦伟 隋 乐 高弘坤 畅元江 刘秀全
（中国石油大学（华东）海洋油气装备与安全技术研究中心）

张恒，李彦伟，隋乐，等. 深水水下井口动态稳定性分析［J］. 石油机械，2026，54（10）：55-62.

Zhang Heng，Li Yanwei，Sui Le，et al. Dynamic stability analysis of deepwater subsea wellhead［J］. China Petroleum Machinery，2026，54（10）：55-62.

摘要：深水钻井水下井口长期承受海洋环境载荷、平台运动及隔水管振动等复杂动载，其动态稳定性是保障深水钻井安全的关键。现有研究尚未充分考虑水下井口结构参数尤其是井口倾斜对其动态稳定性的影响。为此，建立了考虑井口初始倾斜状态的钻井平台-隔水管-水下井口全耦合动力学模型，系统分析了倾斜角度、出泥高度、导管尺寸等参数对水下井口动态稳定性的影响规律。进一步采用正交试验设计，量化了各参数对水下井口稳定性关键指标的敏感性。研究结果表明：当导管壁厚一定时，增大导管直径可降低水下井口动态响应；当导管直径一定时，增大导管壁厚亦可降低动态响应；水下井口的动态响应随出泥高度的增加而增大，并随井口倾斜角度的增大而增大；固井质量对水下井口动态响应的影响较小；出泥高度是影响水下井口动态稳定性的最显著因素，其次为倾斜角度、导管直径与壁厚，而固井质量影响相对最小。研究揭示了水下井口结构参数对其动态稳定性的作用机制，可为优化井口设计和提升深水钻井安全性提供理论依据。

关键词：水下井口；全耦合模型；井口倾斜；结构参数；动态稳定性；敏感性分析
中图分类号：TE58 **文献标识码**：A DOI：10. 12473/CPM. 202507060

Dynamic Stability Analysis of Deepwater Subsea Wellhead

Zhang Heng Li Yanwei Sui Le Gao Hongkun Chang Yuanjiang Liu Xiuquan
(*Center for Offshore Equipment and Safety Technology*, *China University of Petroleum*(*East China*))

Abstract: Deepwater subsea wellheads are subjected to long-term complex dynamic loads, including marine environmental loads, platform motions, and riser vibrations. Their dynamic stability is crucial to ensuring deepwater drilling safety. However, existing research has not adequately addressed the impact of structural parameters, particularly wellhead inclination, on dynamic stability. This study establishes a fully coupled dynamic model of the drilling platform-riser-subsea wellhead system incorporating initial wellhead inclination. The influence of inclination angle, wellhead stick-up height, and conductor dimension on dynamic stability is systematically analyzed. Furthermore, orthogonal experiment is designed to quantify the sensitivity of these parameters to key stability indicators. The results demonstrate that, given the conductor wall thickness, increasing the conductor diameter mitigates the dynamic response of the subsea wellhead, and given the conductor diameter, increasing the conductor wall thickness also reduces the dynamic response. Moreover, the dynamic response of the subsea wellhead enhances with the increasing wellhead stick-up height, and also with the increasing wellhead inclination angle. The cementing quality has less impact on the dynamic response. Clearly, wellhead stick-up height is the most sig-

* 基金项目：中国海油综合科研项目“深海钻井核心装备研制与工程应用”（KJGJ-2023-0002）；国家重点研发计划子课题“超深水钻井隔水管-水下井口系统作业耦合机理及预警技术研究”（2022YFC2806501-3）。

© Editorial Office of *China Petroleum Machinery*. OA under CC BY-NC-ND 4.0

nificant factor affecting dynamic stability, followed by inclination angle, conductor diameter, and wall thickness, while cementing quality exhibits the least influence. This research reveals the mechanism by which structural parameters of the subsea wellhead govern its dynamic stability, providing a theoretical basis for optimizing wellhead design and enhancing deepwater drilling safety.

Keywords: subsea wellhead; fully coupled model; wellhead inclination; structural parameters; dynamic stability; sensitivity analysis

0　引　言

水下井口是深水油气勘探的关键装备，其设计可靠性直接影响钻完井作业安全[1]。水下井口底部连接井筒形成密闭油气通道，顶部承受隔水管与水下防喷器载荷。在深水环境载荷与平台运动耦合作用下，隔水管非线性动力学行为产生的振动载荷传递至水下井口，引发井口及浅层井筒发生变形，变形过大将导致井口失稳事故[2]。因此，开展水下井口动态响应特性、辨识稳定性主控因素，对保障深水钻井安全具有重大工程价值。

国内外学者已对水下井口力学分析进行了广泛研究。苏堪华等[3]建立了井口稳定性的分析方法，分析了隔水管顶部张力比、平台偏移及海底浅部土层性质对管柱横向位移及弯矩的影响。关德等[4]利用 ANSYS 分析了水下井口的横向位移、转角及管身弯矩。华勇等[5]建立了隔水管–井口系统耦合模型，分析了张紧力和平台偏移量对组合管柱力学行为的影响。周荣鑫等[6]发现 1.0~1.5 倍张力比有利于提高水下井口的稳定性。刘清友等[7]建立了一种综合考虑多种因素的力学模型，分析了水下井口横向位移及应力分布的影响因素。吴晓冬等[8]针对深水钻井 BOP 下入前后的不同作业工况，开展了井口稳定性力学分析。杨进等[9]总结了水下井口稳定性的研究进展，指出了影响水下井口横向稳定性的关键参数。Wang 等[10]研究了不同导管–土壤接触类型对其横向承载力的影响。Li 等[11]建立了复合套管的力学模型，并进行了稳定性研究与敏感性分析。Zhou 等[12]研究了钻井立管系统耦合与解耦模型中井口系统的动态和准静态行为，分析了土壤特性对井口稳定性的影响。Zhu 等[13]评估了井口吸力桩的结构参数对其横向承载力的影响。Qiu 等[14]对水下井口系统进行了动态稳定性评估，发现其最大动态响应明显大于静态响应。但现有研究尚未充分考虑井口结构参数，如井口倾斜、井口出泥高度及导管尺寸等对水下井口动态稳定性的影响。特别是井口倾斜，它会显著改变钻井系统的受力和运动状态，导致传统的动力学模型无法准确描述实际工况下的动态响应。要解决这一问题，就需发展考虑井口倾斜等结构参数的新型全耦合动力学模型，探究水下井口结构参数对其动态稳定性的影响，从而提升水下井口的稳定性和安全性。

为此，笔者建立了钻井平台–隔水管–水下井口动力学全耦合模型。该模型在集成平台运动、隔水管大变形特性及系统横纵耦合效应的基础上，引入了井口初始倾斜状态关键因素。基于有限元法与 Newmark-β 积分法实现数值求解，结合正交试验方法量化结构参数的敏感性，以期为深水水下井口动态稳定性设计提供理论依据。

1　全耦合动力学模型

在平台偏移或环境载荷作用下，隔水管将向水下井口传递显著横向载荷，严重时可导致导管变形并引发井口倾斜[9]。井口的初始倾斜显著改变了载荷传递路径和结构的几何刚度。因此，笔者考虑井口倾斜状态建立了钻井平台–隔水管–水下井口全耦合模型，如图 1 所示。

图 1 中：L_1、L_2和L_3分别为海平面以上的长度、海平面至泥线的长度及泥线以下的长度，m；规定钻井平台、海平面、泥线及导管底端在z方向的坐标分别为l_1、0、l_2和l_3；令$\boldsymbol{u}$（z，t）、$\boldsymbol{v}$（z，t）和$\boldsymbol{w}$（z，t）分别为管柱质心在全局坐标系下x、y和z方向的位移，m；ϕ（z，t）为管柱质心绕z轴的旋转角度，rad；上述参数在下文中用$\boldsymbol{u}$、$\boldsymbol{v}$、$\boldsymbol{w}$、ϕ表示，且均是位置变量z和时间变量t的函数。

1.1　振动控制方程

为简化力学模型，采用以下假设：管柱的横截面为圆环，材料为各向同性，变形时呈现线弹性，在平台运动和动态环境载荷作用下发生振动。考虑有效轴向力、阻尼力和环境载荷，根据哈密顿原理建立局部坐标系下的全耦合系统的振动控制方程[15]：

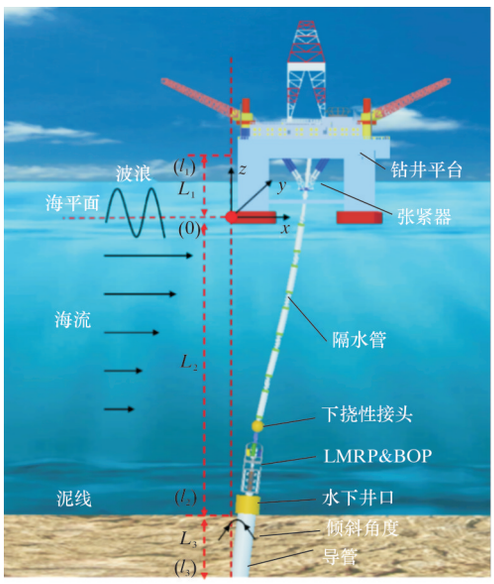


图 1　钻井平台–隔水管–水下井口全耦合系统模型

Fig. 1　Fully coupled model of the drilling platform–riser–subsea wellhead system

$$EI\frac{\partial^4\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial z^4}-EA\left(\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial z^2}\frac{\partial\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z}+\frac{\partial\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial z}\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^2}\right)+EI\left(3\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial z^2}\frac{\partial^3\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^3}+6\frac{\partial^3\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial z^3}\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^2}+3\frac{\partial^4\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial z^4}\frac{\partial\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z}\right)+m\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial t^2}+c_x\frac{\partial\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial t}-\rho_{\mathrm{r}}I\frac{\partial^2}{\partial z^2}\left(\frac{\partial^2\bar{u}}{\partial^2 t}\right)=\boldsymbol{F}_x \tag{1}$$

$$EI\frac{\partial^4\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial z^4}-EA\left(\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial z^2}\frac{\partial\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z}+\frac{\partial\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial z}\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^2}\right)+EI\left(3\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial z^2}\frac{\partial^3\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^3}+6\frac{\partial^3\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial z^3}\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^2}+3\frac{\partial^4\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial z^4}\frac{\partial\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z}\right)+m\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial t^2}+c_y\frac{\partial\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial t}-\rho_{\mathrm{r}}I\frac{\partial^2}{\partial z^2}\left(\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial^2 t}\right)=\boldsymbol{F}_y \tag{2}$$

$$-EA\left(\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^2}+3\frac{\partial\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z}\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^2}\right)-2EI\frac{\partial\phi}{\partial z}\frac{\partial^2\phi}{\partial z^2}+m\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial t^2}+c_z\frac{\partial\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial t}+m\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}_0}{\partial t^2}=\boldsymbol{F}_z \tag{3}$$

$$-2EI\left(\frac{\partial^2\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z^2}\frac{\partial\phi}{\partial z}+\frac{\partial\bar{\boldsymbol{w}}}{\partial z}\frac{\partial^2\phi}{\partial z^2}\right)-GI_{\mathrm{p}}\frac{\partial^2\phi}{\partial z^2}+2\rho_{\mathrm{r}}I\frac{\partial^2\phi}{\partial t^2}+c_\phi\frac{\partial\phi}{\partial t}=\boldsymbol{M} \tag{4}$$

$$\begin{bmatrix}\boldsymbol{u}\\ \boldsymbol{v}\\ \boldsymbol{w}\end{bmatrix}=\boldsymbol{T}_{\mathrm{n}}\begin{bmatrix}\bar{\boldsymbol{u}}\\ \bar{\boldsymbol{v}}\\ \bar{\boldsymbol{w}}\end{bmatrix} \tag{5}$$

式中：E 为弹性模量，Pa；I 为管柱截面惯性矩，m^4；A 为管柱横截面积，m^2；$\bar{\boldsymbol{u}}$、$\bar{\boldsymbol{v}}$和$\bar{\boldsymbol{w}}$分别为管柱质心在局部坐标系下 x、y和z方向的位移，m；c_x、c_y、c_z分别为单位长度管柱在x、y、z方向的阻尼系数，$\mathrm{N\cdot s/m^2}$；c_ϕ为单位长度管柱在扭转方向的阻尼系数，N·s；ρ_{r}为管柱的密度，$\mathrm{kg/m^3}$；$\boldsymbol{F}_x$、$\boldsymbol{F}_y$和$\boldsymbol{F}_z$分别为单位长度管柱在x、y和z方向的载荷，N/m；m为单位长度管柱和内部流体总质量，kg/m；$\bar{\boldsymbol{w}}_0$为z方向非应变位移，m；I_{p}为管柱截面极惯性矩，m^4；G为管柱剪切模量，Pa；$\boldsymbol{M}$为单位长度管柱所受弯矩，kN；$\boldsymbol{T}_{\mathrm{n}}$为局部到全局坐标系的转换矩阵。

当管柱存在较大横向位移时，需要修正z方向的非应变位移，则管柱在z方向的非应变位移为：

$$\bar{\boldsymbol{w}}_0=\int_{l_3}^{z}\frac{1}{\sqrt{\left(1+\tan^2\dfrac{\partial\bar{\boldsymbol{u}}}{\partial z}+\tan^2\dfrac{\partial\bar{\boldsymbol{v}}}{\partial z}\right)}}\mathrm{d}z-z \tag{6}$$

这里选取的浅层管柱组合为“导管–水泥环–表层套管”结构。假设三者之间处于理想化完全固结接触状态，则该组合结构的等效抗弯刚度K可表示为[14]：

$$K=E_{\mathrm{stl}}(I_{\mathrm{so}}+I_{\mathrm{si}})+0.6E_{\mathrm{ce}}I_{\mathrm{cei}} \tag{7}$$

式中：E_{stl}为导管和套管的弹性模量，Pa；E_{ce}为水泥环弹性模量，Pa；I_{so}、I_{si}和I_{cei}分别为导管、套管和水泥环的截面惯性矩，m^4。

1.2　载荷模型

平台运动驱动隔水管顶部运动，张紧器提供动态顶张力，隔水管在环境载荷和顶张力作用下产生复杂的动力响应，其底部的动态载荷通过LMRP/BOP传递至水下井口顶部，水下井口在承受动态载荷的同时，其底部通过管–土相互作用受到土壤约束。

管柱系统的顶张力由张紧器系统提供，液压系统所能提供的张紧力可表示为[15]：

$$\begin{cases}\boldsymbol{T}_{\mathrm{r},x}=\displaystyle\sum_{i=1}^{N_{\mathrm{t}}}\left(\frac{\boldsymbol{T}_j\tan\theta_{x,i}}{\sqrt{1+\tan^2\theta_{x,i}+\tan^2\theta_{y,i}}}\right)\\ \boldsymbol{T}_{\mathrm{r},y}=\displaystyle\sum_{i=1}^{N_{\mathrm{t}}}\left(\frac{\boldsymbol{T}_j\tan\theta_{y,i}}{\sqrt{1+\tan^2\theta_{x,i}+\tan^2\theta_{y,i}}}\right)\\ \boldsymbol{T}_{\mathrm{r},z}=\displaystyle\sum_{i=1}^{N_{\mathrm{t}}}\left(\frac{\boldsymbol{T}_j}{\sqrt{1+\tan^2\theta_{x,i}+\tan^2\theta_{y,i}}}\right)\end{cases} \tag{8}$$

$$\boldsymbol{T}_j=p_{\mathrm{h},j}A_{\mathrm{h}}-p_{\mathrm{L}}A_{\mathrm{L}}-m_{\mathrm{p}}\boldsymbol{a}_{\mathrm{p},j}-m_{\mathrm{p}}\boldsymbol{g}\sqrt{1+\tan^2\theta_{x,i}+\tan^2\theta_{y,i}}-\boldsymbol{F}_{\mathrm{f},j} \tag{9}$$

式中：$\boldsymbol{T}_{\mathrm{r},x}$、$\boldsymbol{T}_{\mathrm{r},y}$和$\boldsymbol{T}_{\mathrm{r},z}$分别为液压系统在$x$、$y$和$z$方向的张力，N；$N_{\mathrm{t}}$为液压缸数量；$\boldsymbol{T}_j$为液压缸$j$的实际张力，N；$\theta_{x,j}$和$\theta_{y,j}$分别液压缸$j$与$x$轴和$y$轴的角度，rad；$p_{\mathrm{h},j}$为液压缸$j$的允许峰值压力，Pa；$p_{\mathrm{L}}$为低压氮气容器压力，Pa；$A_{\mathrm{h}}$和$A_{\mathrm{L}}$分别为有杆腔和无杆腔面积，$\mathrm{m}^2$；$m_{\mathrm{p}}$为活塞杆质量，kg；$\boldsymbol{a}_{\mathrm{p},j}$为液压缸$j$中活塞杆的加速度，$\mathrm{m/s^2}$；$\boldsymbol{g}$为重力加速度，$\mathrm{m/s^2}$；$\boldsymbol{F}_{\mathrm{f},j}$为活塞与液压缸$j$之间的摩擦力，N。

隔水管系统持续经受来自海流和波浪的横向水动力载荷作用。在工程实践中，此类载荷通常采用半经验半理论的Morison方程进行计算。在这里海流与波浪联合作用下的横向水动力载荷采用文献[16]提出的计算模型。

泥线以下导管与土体间的非线性相互作用分析常采用p–y曲线法。这里采用文献[3]提出的黏土p–y曲线，计算不同横向位移下的土壤抗力；结合α法[11]求解黏土的极限侧摩阻力，进而得到管侧最大摩擦阻力。

1.3　边界条件

隔水管顶部通过上部挠性接头与钻井平台连接。该接头在力学模型中等效为铰接约束。因此，隔水管顶部的位移与钻井平台位移一致。钻井平台的运动响应通常基于响应幅值算子（RAO）计算，其运动方程可表示为[17]：

$$S_{g,i}(t)=S_{0,i}+\frac{1}{2}A_0R_i(\omega)\cos\left[\omega t-\varphi_i(\omega)\right] \tag{10}$$

式中：i（i=1，2，…，6）为全局坐标系下的纵荡、横荡、垂荡、横摇、纵摇和艏摇运动；$S_{0,i}$为平台平均偏移量，m；A_0为波高，m；R_i为响应幅值算子，m/m或rad/m；ω为波浪频率，1/s；φ_i为平台运动与波浪之间的相位差，rad。

导管与套管底部的变形忽略不计，将其视为固定约束。因此，边界条件表示为：

$$\begin{cases}\boldsymbol{u}(z,t)\big|_{z=l_1}=S_{\mathrm{P},1}(t),\boldsymbol{v}(z,t)\big|_{z=l_1}=S_{\mathrm{P},2}(t),\boldsymbol{w}(z,t)\big|_{z=l_1}=S_{\mathrm{P},3}(t)\\ \dfrac{\partial\boldsymbol{u}(z,t)}{\partial z}\bigg|_{z=l_1}=S_{\mathrm{P},4}(t),\dfrac{\partial\boldsymbol{v}(z,t)}{\partial z}\bigg|_{z=l_1}=S_{\mathrm{P},5}(t),\dfrac{\partial\boldsymbol{w}(z,t)}{\partial z}\bigg|_{z=l_1}=\phi(l_1,t)=S_{\mathrm{P},6}(t)\\ \boldsymbol{u}(z,t)\big|_{z=l_3}=0,\boldsymbol{v}(z,t)\big|_{z=l_3}=0,\boldsymbol{w}(z,t)\big|_{z=l_3}=0\\ \dfrac{\partial\boldsymbol{u}(z,t)}{\partial z}\bigg|_{z=l_3}=0,\dfrac{\partial\boldsymbol{v}(z,t)}{\partial z}\bigg|_{z=l_3}=0,\dfrac{\partial\boldsymbol{w}(z,t)}{\partial z}\bigg|_{z=l_3}=\phi(l_3,t)=0\end{cases} \tag{11}$$

式中：下标P为钻井平台。

2　模型求解

将全耦合模型等效为空间梁结构，采用有限单元法建立全局坐标系下的数值模型。在局部坐标系下，基于Galerkin方法[18]建立每个梁单元的刚度矩阵$\overline{\boldsymbol{K}}^{\mathrm{e}}$、质量矩阵$\overline{\boldsymbol{M}}^{\mathrm{e}}$、阻尼矩阵$\overline{\boldsymbol{C}}^{\mathrm{e}}$和载荷向量$\overline{\boldsymbol{f}}^{\mathrm{e}}$。将局部坐标系下建立的矩阵向全局坐标系下进行转换，则全局坐标系下整体刚度矩阵$\boldsymbol{K}$、质量矩阵$\boldsymbol{M}$、阻尼矩阵$\boldsymbol{C}$、载荷向量$\boldsymbol{F}$表示为：

$$\begin{cases}\boldsymbol{K}=\Sigma\boldsymbol{T}^{\mathrm{T}}\overline{\boldsymbol{K}}^{\mathrm{e}}\boldsymbol{T}\\ \boldsymbol{M}=\Sigma\boldsymbol{T}^{\mathrm{T}}\overline{\boldsymbol{M}}^{\mathrm{e}}\boldsymbol{T}\\ \boldsymbol{C}=\Sigma\boldsymbol{T}^{\mathrm{T}}\overline{\boldsymbol{C}}^{\mathrm{e}}\boldsymbol{T}\\ \boldsymbol{F}=\Sigma\boldsymbol{T}^{\mathrm{T}}\overline{\boldsymbol{f}}^{\mathrm{e}}\end{cases} \tag{12}$$

式中：$\boldsymbol{T}$为局部向全局坐标系下转换的矩阵。

$$\boldsymbol{T}=\begin{bmatrix}\boldsymbol{T}_{\mathrm{n}}&0&0&0\\0&\boldsymbol{T}_{\mathrm{n}}&0&0\\0&0&\boldsymbol{T}_{\mathrm{n}}&0\\0&0&0&\boldsymbol{T}_{\mathrm{n}}\end{bmatrix} \tag{13}$$

最后将离散的单元矩阵组装为整体矩阵，可得到任意时刻t的有限元方程[19]：

$$\boldsymbol{M}\ddot{\boldsymbol{\delta}}+\boldsymbol{C}\dot{\boldsymbol{\delta}}+\boldsymbol{K}\boldsymbol{\delta}=\boldsymbol{F} \tag{14}$$

方程式（14）是一个非线性方程，其中刚度矩阵$\boldsymbol{K}$和阻尼矩阵$\boldsymbol{C}$均与变形向量$\boldsymbol{\delta}$相关；且立管系统的轴向振动与横向振动存在相互作用。为解决这一非线性问题，在每个时间步引入Newton-Raphson迭代法求解离散方程，通过逐步迭代法得到非线性方程的解。

3　动态稳定性分析

3.1　算例分析

基于所建立的全耦合动力学模型，开展水下井口动态稳定性分析。以某深水钻井为例，基本参数为：水深1 000 m，海水密度1 025 kg/m³，钻井液密度1 540 kg/m³，顶张力3 807.38 kN，惯性系数2，上挠性接头的旋转刚度8.8 ［kN·m·（°）$^{-1}$］，下挠性接头的旋转刚度127.4 ［kN·m·（°）$^{-1}$］，钢弹性模量210 GPa，水泥环弹性模量20 GPa，曳力系数1.2。隔水管系统配置参数见表1。环境载荷条件设定为：海流表层流速1.57 m/s，有效波高7.5 m，波浪周期8.3 s。

3.2　倾斜角度的影响

采用水下井口的井口倾斜角度不宜大于1.5°，在某些极端情况下井口的倾斜角度可放宽至2°左右[20]。因此在固井质量良好的条件下，针对0°、1°、2°这3种倾斜角度，系统研究了水下井口横向位移及弯矩的变化规律，结果如图2所示。图2中实线为极大值，虚线为极小值（下同）。图2表明：

表 1　隔水管系统配置

Table 1　Riser system configuration

结构类型	直径/m	壁厚/m	单根长度/m	数量	干质量/kg	湿质量/kg
转喷器	0.660 4	0.05	3.202	1	59.12	59.12
上部挠性接头	0.5	0.1	2.913	1	5 310	5 310
升高管	0.533 4	0.025 4	10.67	1	8 533.85	8 533.85
伸缩节	0.660 4	0.025 4	35.473	1	38 434	33 629.8
7.6 m适配短节	0.533 4	0.025 4	7.62	1	7 844.88	5 815.05
12.1 m适配短节	0.533 4	0.025 4	12.192	1	11 663.7	8 063.97
裸单根	0.533 4	0.025 4	22.86	2	17 584.4	15 298.3
隔水管浮力单根	0.533 4	0.025 4	22.86	8	23 366	628
隔水管浮力单根	0.533 4	0.023 8	22.86	26	23 000.8	330.22
隔水管浮力单根	0.533 4	0.022 2	22.86	5	24 279.9	1 660.15
下部挠性接头+LMRP+BOP	0.914 4	0.050 8	15.47	1	429 596	373 713
高压井口	0.685 8	0.119 86	1.714 5	1	2 426.7	2 426.7
低压井口	0.908 05	0.117 47	0.711 2	1	902.2	902.2
导管 1	0.914 4	0.038 1	24.4	1	20 090.33	20 090.33
导管 2	0.914 4	0.025 4	35.6	1	29 312.13	29 312.13
套管	0.508	0.025 4	60	1	6 046.03	6 046.03

随着倾斜角度的增大，水下井口的横向位移和弯矩均显著增大，且水下井口最大弯矩出现在泥线下约 6 m。由于倾斜角越大，导管轴线与竖向载荷作用线之间的初始偏心距越大，由此产生的附加弯矩显著增大。同时，倾斜状态弱化了导管–土壤相互作用的侧向约束刚度，导致结构整体抗弯刚度降低，进而削弱其抵抗弯曲变形的能力。

3.3　导管尺寸的影响

在水下井口倾斜 2°且固井质量良好的条件下，针对 4 种规格导管（直径 762.0 mm，壁厚 25.4 mm；直径 762.0 mm，壁厚 38.1 mm；直径 914.4 mm，壁厚 25.4 mm；直径 914.4 mm，壁厚 38.1 mm）系统分析了水下井口横向位移及弯矩的变化规律，其影响规律如图 3 所示。图 3 表明：当导管外径固定时，水下井口的横向位移及弯矩均随壁厚增大而减小；当壁厚一定时，增大导管外径亦可抑制水下井口的横向位移及弯矩，井口最大弯矩出现在泥线下约 6 m。相较于横向位移，弯矩值对导管几何参数变化的敏感性相对较低。因此，通过优化导管的外径与壁厚，可提升水下井口的整体承载性能，保障其结构稳定性。

3.4　固井质量的影响

在水下井口倾斜 2°的条件下，系统分析了不同水泥环返高（距离井口 0、6、12 m）对水下井口横向位移及弯矩的影响规律，结果如图 4 所示。图 4 表明：在给定的水泥环返高变化范围（0~12 m）内，水下井口的横向位移与弯矩未呈现明显的变化趋势，井口最大弯矩均出现在泥线下约 6 m。该现象表明固井水泥环对管柱整体抗弯刚度贡献较小，即水泥环返高对水下井口动态响应特性的影响不显著。

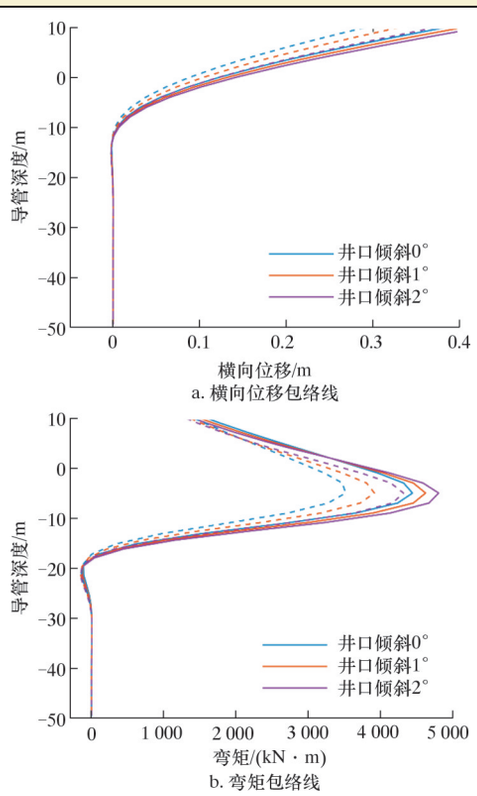


图 2　不同倾斜角度下水下井口动力学特性

Fig. 2　Dynamic characteristics of subsea wellhead under different inclination angles

3.5　出泥高度的影响

在水下井口倾斜 2°且固井质量良好的条件下，

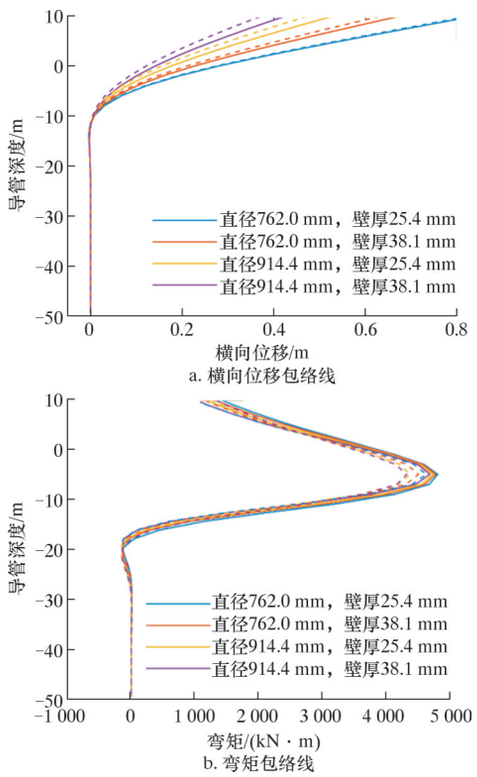


图 3　不同导管尺寸下水下井口动力学特性

Fig. 3　Dynamic characteristics of the subsea wellhead under different conductor dimensions

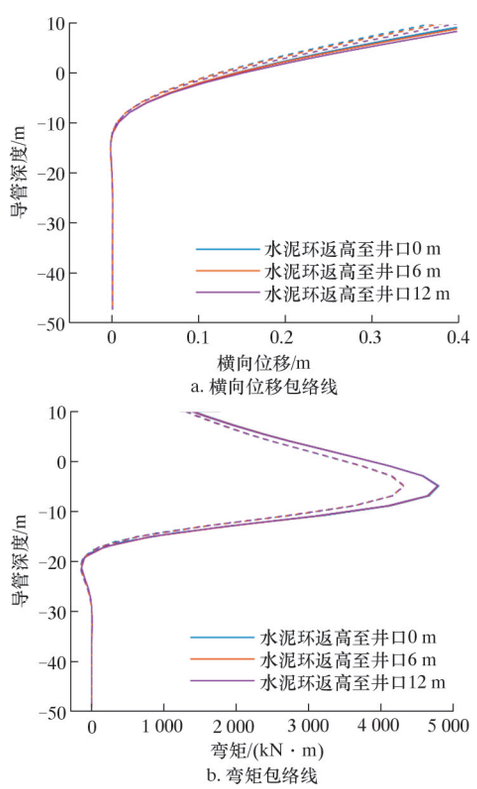


图 4　不同固井质量下水下井口动力学特性

Fig. 4　Dynamic characteristics of subsea wellhead under different cementing qualities

水下井口出泥高度的参考范围为 2.5~5.0 m[21]，因此选取不同导管出泥高度（2.5、3.5、4.5 m）对水下井口横向位移及弯矩的影响规律开展研究，结果如图 5 所示。图 5 表明：导管出泥高度的增加，显著加剧了水下井口的横向位移及弯矩响应，且井口最大弯矩出现在泥线下约 6 m。因此，在满足钻井作业要求的前提下，应严格控制导管出泥高度处于较低水平。

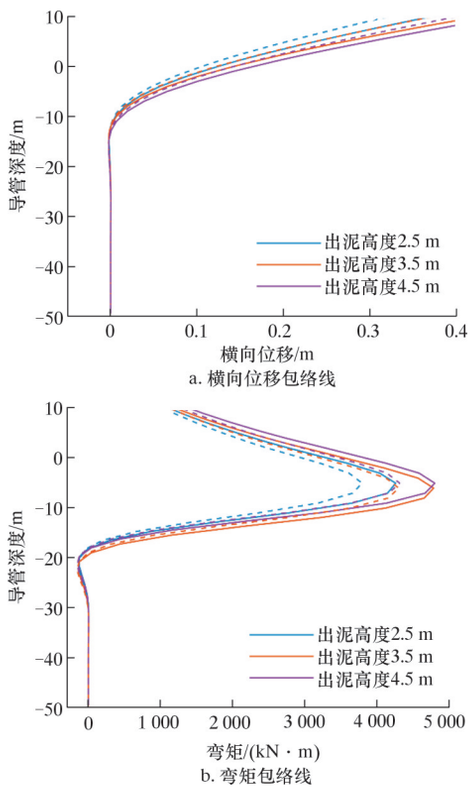


图 5　不同出泥高度下水下井口动力学特性

Fig. 5　Dynamic characteristics of subsea wellhead under different wellhead stick-up heights

3.6　正交试验

基于上述算例分析，明确了出泥高度、倾斜角度及导管直径等关键结构参数对水下井口动态响应的影响规律。然而，这些参数对水下井口动态稳定性影响的主次顺序尚未明晰。为系统辨识并定量评估影响水下井口动态稳定性的主控参数，采用正交试验设计方法开展研究。正交试验中各参数与参数水平设置见表 2，试验指标为水下井口的最大弯矩。通过 36 组正交试验获取的结果如表 3 所示。

对表 3 所示 36 组正交试验的水下井口最大弯

表 2　正交试验因素与水平

Table 2　Factors and levels of orthogonal experiment

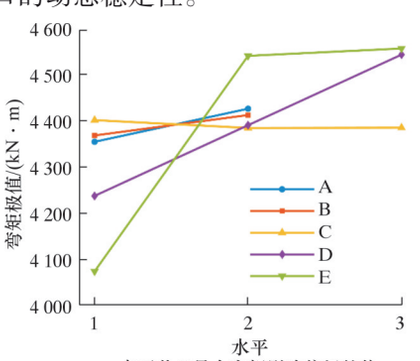
因素	导管直径 (A)/mm	导管壁厚 (B)/mm	固井质量 (C)/m	倾斜角度 (D)/(°)	出泥高度 (E)/m
水平 1	762.0	25.4	0	0	2.5
水平 2	914.4	38.1	6	1	3.5
水平 3	—	—	12	2	4.5

表 3　正交试验结果

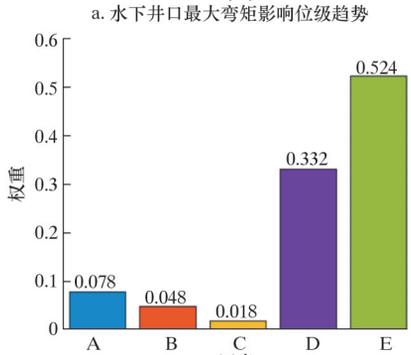
Table 3　Results of orthogonal experiment

因素	A	B	C	D	E
$k1$	4 356.31	4 369.99	4 403.23	4 239.15	4 075.67
$k2$	4 427.92	4 414.24	4 386.29	4 392.20	4 542.39
$k3$	—	—	4 386.82	4 544.99	4 558.29
极差/(kN·m)	71.61	44.25	16.94	305.84	482.62
主次顺序	E>D>A>B>C				

矩数据进行极差分析，结果表明：当出泥高度为 2.5 m，井口倾斜角度为 0°，导管尺寸为 ϕ762 mm×25.4 mm，水泥环返高至井口 6 m 时水下井口的动态稳定性最好。极差分析结果如图 6 所示。由图 6 可知：在给定参数范围内，出泥高度是影响井口弯矩响应的主导因素，初始倾斜角的影响次之，二者对动态稳定性的影响程度显著高于导管外径与壁厚；固井质量的影响最小。因此，在井口结构设计中，应优先严格控制出泥高度与初始倾斜角度，并优化导管外径和壁厚的参数组合，提升水下井口的动态稳定性。



a. 水下井口最大弯矩影响位级趋势



b. 水下井口最大弯矩影响因素权重

图 6　水下井口最大弯矩极差分析结果

Fig. 6　Range analysis of the maximum bending moment for subsea wellhead

4　结　论

（1）基于哈密顿原理构建了钻井平台-隔水管-水下井口全耦合三维动力学模型。该模型在综合考虑平台运动、隔水管横纵耦合以及大变形特性的基础上，引入了水下井口初始倾斜角度这一关键因素，克服了传统动力学模型难以准确描述实际工况动态响应的局限。基于有限元法和 Newmark-β 积分法实现了模型的数值求解，并开发了相应的 MATLAB 求解程序，有效实现了对水下井口动态响应的仿真分析。

（2）基于所建立的全耦合模型，系统分析了水下井口结构参数对其动态稳定性的影响规律。仿真结果表明：当导管壁厚一定时，增大导管直径可降低水下井口动态响应；当导管直径一定时，增大导管壁厚亦可降低动态响应；水下井口的动态响应随出泥高度的增加而增大，并随井口倾斜角度的增大而增大；相比之下，固井质量对水下井口动态响应的影响较小。

（3）通过正交试验设计量化了其敏感性。试验结果表明：出泥高度是影响水下井口动态稳定性的最显著因素（极差达 482.62 kN·m），影响权重为 0.524，倾斜角度影响次之（极差为 305.84 kN·m），影响权重为 0.332，导管直径与壁厚的影响虽弱于前两者，但仍很重要，固井质量对系统稳定性的贡献相对较弱。

参　考　文　献

[1] 陈国明，刘秀全，畅元江，等. 深水钻井隔水管与井口技术研究进展[J]. 中国石油大学学报（自然科学版），2013，37（5）：129-139.
Chen Guoming，Liu Xiuquan，Chang Yuanjiang，et al. Advances in technology of deepwater drilling riser and wellhead [J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science)，2013，37（5）：129-139.

[2] 高德利，王宴滨. 海洋深水钻井力学与控制技术若干研究进展 [J]. 石油学报，2019，40（增刊 2）：102-115.
Gao Deli，Wang Yanbin. Some research progress in deepwater drilling mechanics and control technology [J]. Acta Petrolei Sinica，2019，40（S2）：102-115.

[3] 苏堪华，管志川，苏义脑. 深水钻井水下井口力学稳定性分析[J]. 石油钻采工艺，2008，30（6）：1-4.
Su Kanhua，Guan Zhichuan，Su Yinao. Mechanical stability analysis of subsea wellhead for deepwater drilling [J]. Oil Drilling & Production Technology，2008，30（6）：1-4.

[4] 关德，闫伟. 深水钻井水下井口稳定性分析[J]. 石油机械，2012，40（8）：85-89.
Guan De，Yan Wei. Stability analysis of underwater wellhead in deepwater drilling [J]. China Petroleum Machinery，2012，40（8）：85-89.

[5] 华勇，钱利勤，吴欣袁，等. 深水钻井隔水管与地层管柱耦合力学分析[J]. 石油机械，2018，46（3）：29-34.
Hua Yong，Qian Liqin，Wu Xinyuan，et al. Mechanical analysis of coupling of deep water drilling riser and stratigraphic pipe string[J]. China Petroleum Machinery，2018，46（3）：29-34.

[6] 周荣鑫，周波，李磊，等. 隔水管顶张力对水下井口系统稳定性影响[J]. 石油钻采工艺，2018，40（增刊1）：98-100.
Zhou Rongxin，Zhou Bo，Li Lei，et al. Influence of the top tension of riser on the stability of subsea wellhead system[J]. Oil Drilling & Production Technology，2018，40（S1）：98-100.

[7] 刘清友，秦松，毛良杰，等. 深水钻井隔水导管承载能力影响因素分析[J]. 石油钻探技术，2019，47（5）：49-56.
Liu Qingyou，Qin Song，Mao Liangjie，et al. An analysis of the factors affecting the load-bearing capacity of deep water drilling conductor[J]. Petroleum Drilling Techniques，2019，47（5）：49-56.

[8] 吴晓冬，刘晗，赵子豪，等. 深水钻井阶段水下井口稳定性及其影响因素分析[J]. 石油工程建设，2020，46（增刊1）：202-209.
Wu Xiaodong，Liu Han，Zhao Zihao，et al. Analysis of wellhead stability and influence factors in deepwater drilling stage[J]. Petroleum Engineering Construction，2020，46（S1）：202-209.

[9] 杨进，李文龙，胡志强，等. 深水钻井水下井口稳定性研究进展[J]. 中国海上油气，2020，32（4）：124-130.
Yang Jin，Li Wenlong，Hu Zhiqiang，et al. Research progresses on subsea wellhead stability of deep water drilling[J]. China Offshore Oil and Gas，2020，32（4）：124-130.

[10] Wang Yanbin，Gao Deli，Meng Chenyu. Numerical simulation analysis on the lateral dynamic characteristics of deepwater conductor considering the pile-soil contact models[J]. Journal of Marine Science and Engineering，2022，10（10）：1540-1540.

[11] Li Wenlong，Gao Deli，Yang Jin，et al. Subsea wellhead stability study of composite casing for deepwater drilling[J]. Ocean Engineering，2020，214：107780.

[12] Zhou Xingkun，Chen Jinghao，Ge Zhengguang，et al. Numerical investigations on the effects of seabed shallow soils on a typical deepwater subsea wellhead system[J]. Brodogradnja，2022，73（3）：1-19.

[13] Zhu Guojing，Yang Jin，Li Shuzhan，et al. Research on lateral bearing characteristics of the suction pile for deepwater submerged wellhead[J]. Ocean Engineering，2025，336：121790.

[14] Qiu Na，Liu Xiuquan，Liu Zhaowei，et al. Dynamic stability evaluation of subsea wellhead based on fully coupled model[J]. Ocean Engineering，2022，257：111720.

[15] Liu Xiuquan，Li Yanwei，Tian Dongliang，et al. A fully coupled nonlinear dynamic model for drilling riser system[J]. Nonlinear Dynamics，2025，113（9）：9275-9304.

[16] 毛良杰，付燈煌，曾松. 正常连接与悬挂撤离工况下深水钻井隔水管动力特性与安全分析[J]. 船舶力学，2022，26（2）：250-263.
Mao Liangjie，Fu Denghuang，Zeng Song. Dynamic characteristics and safety analysis of deep water drilling riser under normal connected condition and hang-off evacuation condition[J]. Journal of Ship Mechanics，2022，26（2）：250-263.

[17] Chang Yuajiang，Chen Guoming，Sun Youyi，et al. Nonlinear dynamic analysis of deepwater drilling risers subjected to random loads[J]. China Ocean Engineering，2008，22（4）：683-691.

[18] 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.

[19] 柳军，王普柽，郭晓强. 软悬挂撤离工况深水隔水管动力学特性分析[J]. 石油机械，2022，50（1）：54-65.
Liu Jun，Wang Pucheng，Guo Xiaoqiang. Dynamic characteristics analysis of deepwater riser under soft suspension evacuation conditions[J]. China Petroleum Machinery，2022，50（1）：54-65.

[20] 钻井井身质量控制规范：SY/T 5088—2017[S].
Specification for wellbore quality of drilling：SY/T 5088—2017[S].

[21] Kuzmichev S，Garcia J R，Aronsen K H，et al. Fatigue capacity of wellhead housings[C]//Proceedings of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean，New York，2017：OMAE2017-61421.

第一作者简介：张 恒，生于2001年，现为在读硕士研究生，研究方向为钻完井。地址：（266580）山东省青岛市。email：zhangheng195@126.com。

修改回稿日期：2026-04-20
（本文编辑　刘 锋）