文章编号:1006-2467(2014)04-0576-07

基于全耦合模型和管土作用模型的深海悬链线立管触地区域疲劳特性分析

王坤鹏, 薛鸿祥, 唐文勇
(上海交通大学 海洋工程国家重点实验室,上海 200240)

摘 要:利用建立的浮体、立管和系泊索全耦合模型预报悬链线立管(SCR)的顶端响应,并作为立管详细有限元模型的顶端边界条件,进行疲劳响应分析.在全局有限元分析中,SCR与海床的相互作用通过开发的触地单元模拟,该单元能够考虑海床吸力的产生和释放过程,以及海床沟槽的形状.针对不同的海床参数,计算了SCR触地区域的响应,并通过雨流计数法进行了疲劳损伤分析,得到了触地区域的疲劳损伤对海床参数的敏感性.

关键词:悬链线立管;触地区域;海床吸力;海床沟槽;疲劳损伤
中图分类号:P 751 **文献标志码**:A

Fatigue Characteristics Analysis of Steel Catenary Riser near Touchdown Zone Based on Full Coupled Model and SCR-Soil Interaction Model

WANG Kun-peng, *XUE Hong-xiang*, *TANG Wen-yong*
(State Key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: The upper end responses of a steel catenary riser (SCR) were predicted using the hull/riser/mooring full coupled model, which was then applied to the global finite element analysis of the SCR, where the SCR-soil interaction was simulated by the developed touchdown zone (TDZ) element. The TDZ element could capture the mobilization and release of the clay suction, and account for the seabed trench shape. By changing the seabed characteristic parameters, the parametric studies were conducted, and the fatigue sensitivity of the SCR near touchdown point (TDP) to the seabed parameters was obtained by using the rain flow counting methodology.

Key words: steel catenary riser(SCR); touchdown zone; seabed suction; seabed trench; fatigue damage

随着油气开采向深海迈进,悬链线立管(SCR)的应用越来越广泛.SCR是一种经济型立管,在技术方面已比较成熟[1].然而,由于底端受到海床的约束,浮体响应以及海流诱发的立管涡激振动容易导致SCR触地点区域的疲劳破坏,这也是海洋工程所面临的问题之一.

目前,浮体的耦合响应模拟已有商业化软件,如DeepC[2]等.对于管土作用,工业上主要采用线弹性

收稿日期:2013-05-03
基金项目:国家自然科学基金资助项目(51009089),高等学校博士学科点专项科研基金课题(20100073120017)
作者简介:王坤鹏(1986-),男,山东省青岛市人,博士生,主要从事海洋工程结构物的强度与疲劳寿命研究.
薛鸿祥(联系人),男,博士,助理研究员,电话(Tel.):021-34205679;E-mail:hongxiangxue@sjtu.edu.cn.

?1994-2015 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

海床模型[3]．而非线性滞后管土作用模型的提出[4]，推动了 SCR 触地区域响应特性的研究，并得到许多有意义的结论[5]．Nakhaee 等[6]将该模型与海床沟槽发展模型相结合，证明了沟槽的发展对触地区域的响应弯矩有明显的影响，但由于计算时间的限制，沟槽的发展模型并不适合应用到实际工程中．

本文提出了海床沟槽形状模型，并与线性化的滞后管土作用模型结合，开发了考虑沟槽形状以及海床吸力的产生和释放的触地单元．利用开发的全耦合模型[7]预报某半潜平台系统中 SCR 的顶端响应，并作为 SCR 详细有限元模型的顶端边界条件，进行疲劳响应分析．改变海床参数，得到触地区域的响应，通过雨流计数法和线性疲劳损伤累积理论，得到触地区域疲劳损伤对海床参数的敏感性．

1　数值模型

1.1　全耦合模型

耦合分析程序以 ABAQUS/Standard 为平台，根据浮体的时域运动方程利用用户子程序开发具有 6 自由度的单节点单元模拟浮体，实现平台系统在统一矩阵下求解．浮体的运动方程表达式：

$$[\boldsymbol{M}_{ij}+\boldsymbol{m}_{ij}]\{\ddot{\boldsymbol{x}}_j(t)\}+[\boldsymbol{\mu}_{ij}]\{\dot{\boldsymbol{x}}_j(t)\}+[\boldsymbol{C}_{ij}]\{\boldsymbol{x}_j(t)\}=\{\boldsymbol{F}_j\}+\{\boldsymbol{F}_{1j}\}+\{\boldsymbol{F}_{2j}\} \quad (1)$$

式中：$\boldsymbol{M}_{ij}$ 和 $\boldsymbol{m}_{ij}$ 分别为浮体的质量矩阵和附加质量矩阵；$\boldsymbol{C}_{ij}$ 为恢复力矩阵；$\boldsymbol{\mu}_{ij}=\dfrac{t-t_{\mathrm{KINC}-1}}{2}K_{ij}(0)$ 为等效阻尼，$t_{\mathrm{KINC}-1}$ 为上一个增量步结束时的时间；

$$\boldsymbol{F}_{1j}(t)=-\int_{-\infty}^{t_{\mathrm{KINC}-1}}[K_{ij}(t-\tau)]\{\dot{\boldsymbol{x}}_j(\tau)\}\mathrm{d}\tau$$

为 $t_{\mathrm{KINC}-1}$ 时刻之前的流体阻尼对当前时刻产生的作用力；

$$\boldsymbol{F}_{2j}(t)=\frac{t-t_{\mathrm{KINC}-1}}{2}[K_{ij}(t-t_{\mathrm{KINC}-1})]\{\dot{\boldsymbol{x}}_j(t_{\mathrm{KINC}-1})\}$$

为 $t_{\mathrm{KINC}-1}$ 与 t 之间的阻尼产生的作用力扣除等效阻尼力；$\boldsymbol{F}_j$ 为环境外载荷；K_{ij} 为时延函数．

本文通过绕射/辐射水动力程序 WADAM 计算得到浮体的相关频域水动力系数，如附加质量系数、阻尼系数和波浪力等，然后根据辐射阻尼系数利用卷积积分得到时域内的时延函数，利用双项级数展开得到时域内的波浪力．本文计算仅考虑一阶波浪力．

系泊索和立管属于细长结构，具有很强的几何非线性，故耦合程序分别采用考虑非线性的杆单元和梁单元进行模拟．浮体、系泊索和立管是一个耦合的整体（见图 1），而浮体单元为单节点单元，位于浮体中心垂向轴线和水平面的交点，因此本程序通过基于刚体运动理论开发的多节点约束将浮体单元和系泊索单元在系泊点连接起来．

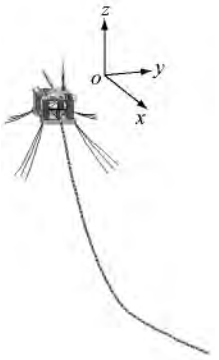

图 1　浮体、系泊索和立管全耦合模型

Fig. 1　Full coupled model of hull/mooring/riser

本文研究的半潜平台系统含有 12 根钢链-纤维缆-钢链形式的系泊索和 1 根 SCR，工作水深为 1 km．系泊索的相关参数见表 1，SCR 的参数：长度 $L=1\ 410.8$ m；直径 $D=0.3$ m；厚度 $h=0.016$ m；密度 $\rho=7\ 850$ kg/m^3；悬挂角 $\theta=12°$；拖曳力系数 $C_{\mathrm{D}}=1.0$；惯性力系数 $C_{\mathrm{M}}=2.0$．

表 1　系泊索系统的主要参数

Tab. 1　Main parameters of mooring system

参数	顶端引导链	中间纤维缆	锚端链
长度/km	0.3	1.4	1.05
湿重/(kg·m^{-1})	104	4.2	123.4
干重/(kg·m^{-1})	108	15.5	128
轴向刚度/MN	633	160	726
弯曲刚度/(kN·m^2)	0	0	0
直径/mm	70	160	76
惯性力系数	2	2	2
拖曳力系数	2.4	1.2	2.4

1.2　触地单元

经过立管的反复作用，海床表面会形成沟槽．研究表明，海床沟槽的发展对 SCR 触地区域的响应有明显的影响[8]．Bridge 等[9]公布了在墨西哥湾观测的若干 SCR 导致的海床沟槽形状．本文将沟槽分为线性和非线性区域（见图 2），沟槽的水平长度 l_{B}、线性区域长度 l_{L} 和倾斜角 α 分别表示为：

$$\left.\begin{aligned} l_{\mathrm{B}} &= \gamma\sqrt{|z|_{\max}/D}/m^{1/3} \\ l_{\mathrm{L}} &= \frac{\sqrt{|z|_{\max}/D}}{1+\varphi\sqrt{|z|_{\max}/D}}\varphi l_{\mathrm{B}} \\ \alpha &= \arctan(\beta\sqrt{|z|_{\max}/D}) \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

?1994-2015 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

式中：$|z|_{max}$ 为立管最大嵌入深度；D 为立管直径；m 为立管单位长度质量；γ、φ 和 β 均为形状参数. 本文将文献[9]中观测沟槽的相关值代入式(2)，分别得到 $\gamma\approx122$，$\varphi\approx0.27$，$\beta\approx0.016$.

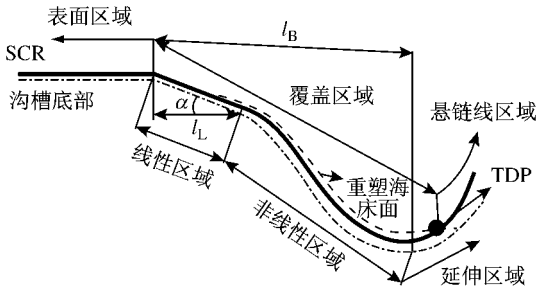

图 2 海床沟槽形状示意图

Fig. 2 Sketch of seabed trench

非线性区域表达式：

$$\frac{d^4|z|}{dx^4}=0 \tag{3}$$

设置非线性区域在最大嵌入点的转角为零，在另一端的倾斜角为 α，则可以得到非线性区域的形状.

对于延伸区域，本模型通过将线性区域和非线性区域关于最大嵌入深度位置对称得到. 图 3 所示为墨西哥湾某 SCR 对应的海床沟槽观测和预报的形状，立管和沟槽的相关参数：$m=182$ kg/m，$D=0.323\ 9$ m，$|z|_{max}=2.1D$. 通过比较可以看出，线性区域吻合较好；对于非线性区域，本文模型的计算深度偏大.

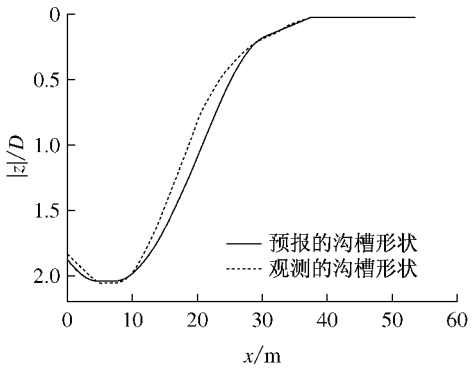

图 3 观测与预报沟槽形状的比较

Fig. 3 Comparison of observed and predicted trench

非线性滞后的管土作用模型可以分为：初始嵌入、线性回升、部分管土分离、完全管土分离和重新嵌入[4]，如图 4 中实线所示. 由图可见，本文将非线性模型线性化，通过点 1、3 和 4 确定海床作用力 P 和嵌入深度 $|z|$ 的关系. 当立管重新嵌入沟槽时，$P-|z|$ 关系由虚线①确定；达到最大嵌入点 1 后回升时，$P-|z|$ 关系将分别通过曲线②和③描述，直到管土分离. 如果立管在回升时没有达到管土分离而下沉或者嵌入时没有达到最大嵌入点而上升，则 $P-|z|$ 关系将服从曲线⑤，该曲线与曲线②有相同的斜率.

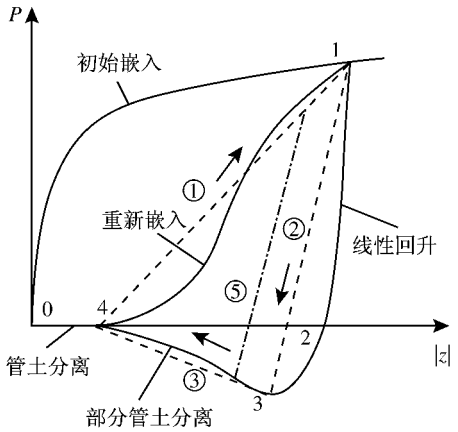

图 4 线性滞后管土作用模型示意图

Fig. 4 Sketch of linear hysteretic SCR-soil interaction

触地区域不同的位置对应了不同的 $P-|z|$ 循环曲线，每个循环的点 1 对应的深度可以通过上述的沟槽模型确定，而对应的海床反力，

$$P=N_PD(S_0+S_g|z|) \tag{4}$$

$$N_P=a(|z|/D)^b \tag{5}$$

式中：S_0 和 S_g 分别为海床表面刚度和海床刚度梯度；N_P 为无因次反力系数；a 和 b 均为经验系数，分别取 6.7 和 0.254[10].

点 3 与海床吸力相关联，是决定海床吸力的最大值及最大值出现的位置，本文通过最大吸力因子和最大吸力位置因子确定点 3. 点 4 决定了管土分离位置，通过管土分离因子确定.

基于上述模型，本文基于 ABAQUS 开发了模拟管土作用的触地单元，该单元与梁单元的连接见图 5，单元的相关控制参数见表 2.

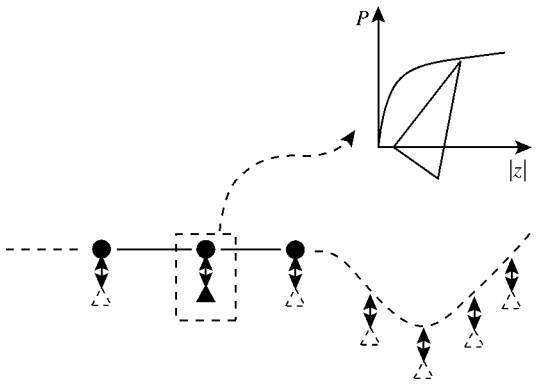

图 5 触地单元与梁单元连接示意图

Fig. 5 Sketch of connection between TDZ element and beam element

?1994-2015 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

表 2　触地单元控制参数

Tab. 2　Main parameters of TDZ element

参数	定义
$\|z\|_{max}$	触地区域的最大嵌入深度
S_0	海床表面刚度
S_g	海床刚度梯度
μ_{sep}	管土分离因子（$\|z\|_4/\|z\|_1$）
λ_{suc}	最大吸力位置因子（$(\|z\|_3-\|z\|_4)/(\|z\|_1-\|z\|_4)$）
f_{suc}	最大吸力因子（$-P_3/P_1$）
γ	沟槽形状参数
φ	沟槽形状参数
β	沟槽形状参数

2　疲劳分析方法

S-N 方法通常用来进行结构的疲劳分析，其假定结构的材料满足如下关系：

$$N = A\left[(\Delta S \cdot \mathrm{SCF} \cdot (h/h_{\mathrm{ref}})^k)\right]^{-m} \tag{6}$$

式中：N 为施加的应力范围为 ΔS 时所允许的应力循环次数；SCF 为应力集中系数；h/h_{ref} 为厚度修正系数；h_{ref} 为参考厚度，取 25 mm；A 和 m 均为材料系数，本文分别取 3 和 11.6[11].

本文根据应力时历数据，采用雨流计数法得到应力循环的范围. 根据文献[12]，立管的应力可以表示为轴向应力 σ_a 和弯曲应力 σ_M 的叠加，即

$$\sigma = \sigma_a + \sigma_M \tag{7}$$

根据得到的应力循环，利用线性疲劳损伤累积理论可以得到立管的疲劳损伤

$$D_{acc} = \sum_{i=1}^{N_{all}} \frac{n_i}{A\left[(\Delta S_i \cdot \mathrm{SCF} \cdot (h/h_{\mathrm{ref}})^k)\right]^{-m}} \tag{8}$$

式中：N_{all} 为不同范围的应力循环次数；n_i 为应力范围为 ΔS_i 时的循环次数.

3　触地区域疲劳损伤分析

3.1　耦合响应分析

平台系统工作海域的海浪环境为：谱峰周期为 4.25 m、平均垮零周期为 7.5 s；浪向和海流为 x 轴正方向；海流分布见图 6. 管土作用力相对于波浪等对于浮体的作用力非常小，因此为了提高计算效率，耦合模型中并没有详细模拟管土作用，而是通过线性刚度模型模拟海床. 图 7 和 8 分别给出了 SCR 顶端在 x 和 z 方向的位移响应. 可以看出，尽管没有考虑二阶波浪力，海流对平台系统的作用仍然导致系统有一定的水平偏移. 将该位移响应施加于 SCR 详细有限元模型的顶端，进行全局响应计算，可以得到触地区域较为准确的响应.

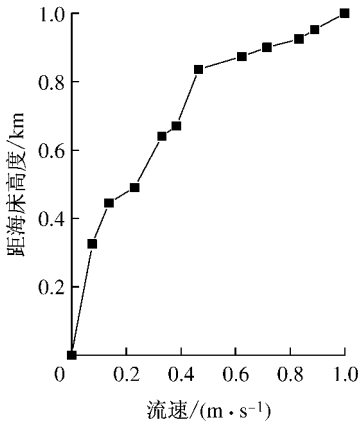

图 6　流速分布

Fig. 6　Profile of ocean current

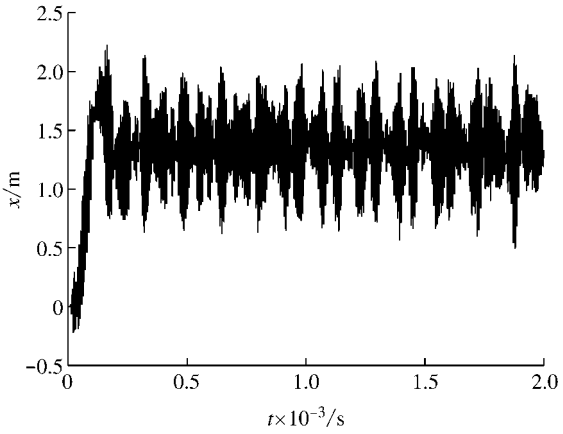

图 7　SCR 顶端沿 x 方向的响应

Fig. 7　Upper end response of SCR along x-axis

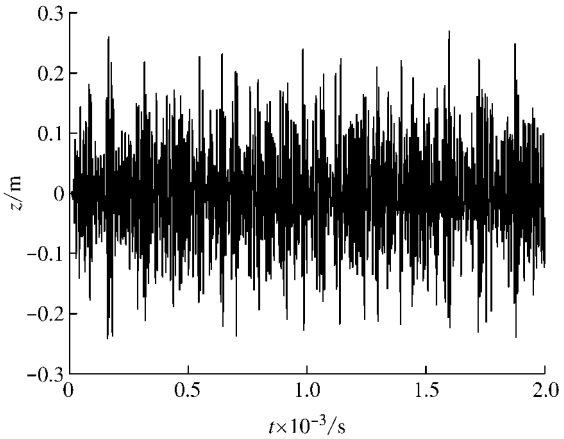

图 8　SCR 顶端沿 z 方向的响应

Fig. 8　Upper end response of SCR along z-axis

3.2　疲劳分析

本文通过改变海床沟槽深度、海床表面刚度、海床刚度梯度、管土分离因子和最大吸力因子的 5 种工况，研究 SCR 触地区域疲劳损伤特性对海床参数的敏感性. 5 种工况的参数取值如表 3 所示.

?1994-2015 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

表 3 触地单元参数取值列表

Tab. 3 Parameter values of TDZ element

触地单元参数	计算工况				
	海床沟槽深度	海床表面刚度	海床刚度梯度	管土分离因子	最大吸力因子
$\|z\|_{max}$/m	0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8	0.6	0.6	0.6	0.6
S_0/kPa	1.5	1.0, 2.0, 3.0, 3.5	1.5	1.5	1.5
S_g/(kPa·m^{-1})	2.5	2.5	1.5, 2.5, 3.5, 4.5	2.5	2.5
μ_{sep}	0.6	0.6	0.6	0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8	0.6
λ_{suc}	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8
f_{suc}	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2,0.25, 0.3, 0.4, 0.6
γ	122	122	122	122	122
φ	0.22	0.22	0.22	0.22	0.22
β	0.15	0.15	0.15	0.15	0.15

为了详细模拟触地区域，触地区域的立管长度设置为 1 m. 针对每个工况，通过反复将 SCR 触地区域的形状与沟槽形状进行匹配，获得触地区域的长度、最深点以及触地点的位置.

3.2.1 沟槽深度的影响 SCR 反复的作用会导致海床沟槽的发展，反过来，会影响触地区域的响应. 触地区域采用单元节点编号表示，节点编号从底端边界处依次增大. 图 9 给出了不同沟槽深度下，触地区域的年疲劳损伤度.

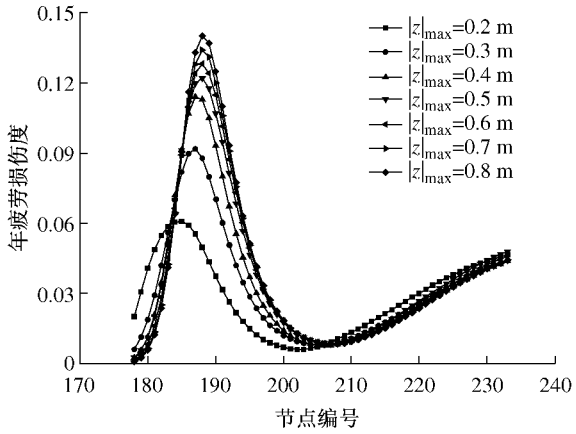

图 9 不同沟槽深度下触地区域年疲劳损伤度

Fig. 9 Annual fatigue damage of TDZ with different trench depths

由图 9 可见，随着沟槽深度的发展，触地区域容易发生疲劳破坏的位置逐渐趋于节点 188，这说明目标立管最容易发生疲劳破坏的位置在最大嵌入点和触地点之间. 图 10 所示为触地区域最大疲劳损伤度随海床深度的变化. 分析结果表明，对于本文的目标立管，沟槽的发展会导致触地区域最大疲劳损伤度的增加，该结论与 Giertsen 等[13]给出的结论一致，但是与 Clukey 等[14]的结论相反，出现这种情况的原因可能与采用不同的沟槽模型等因素有关.

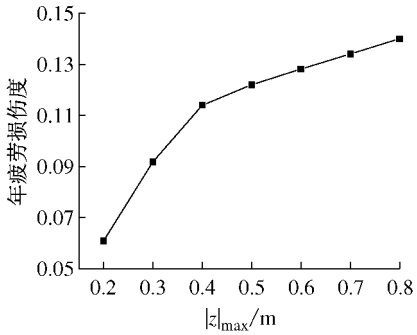

图 10 最大年疲劳损伤度随沟槽深度的变化

Fig. 10 Maximum fatigue damage of SCR vs. trench depth

3.2.2 海床表面刚度和剪切刚度梯度的影响 海床表面刚度和剪切刚度梯度反映了海床的硬度. 图 11 和 12 分别为触地区域的最大疲劳损伤度随海床表面刚度和剪切刚度梯度的变化曲线. 可以看出，高的海床表面刚度和剪切刚度梯度将导致高的疲劳损伤度，与 Randolph 等[5]给出的结论相似. 另外，在选定的范围内，最大疲劳损伤度与海床表面刚度和剪切刚度梯度近似呈线性关系.

3.2.3 管土分离因子的影响 管土分离因子反映了重塑海床的厚度，大的管土分离因子代表薄的重塑海床厚度. 图 13 所示为触地区域最大疲劳损伤度随管土分离因子的变化. 可以看出，薄的重塑海床将会产生高的疲劳损伤度，且在本文选取的管土分离因子范围内，两者近似呈线性关系.

?1994-2015 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

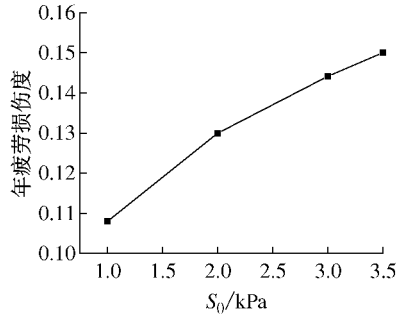

图 11　最大年疲劳损伤度随海床表面刚度的变化

Fig. 11　Maximum fatigue damage of SCR vs. S_0

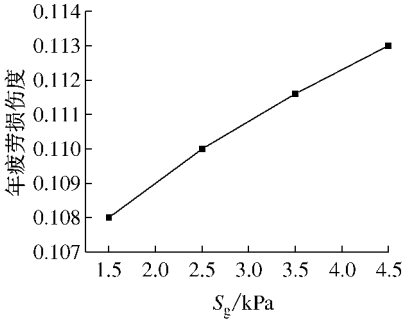

图 12　最大年疲劳损伤度随海床刚度梯度的变化

Fig. 12　Maximum fatigue damage of SCR vs. S_g

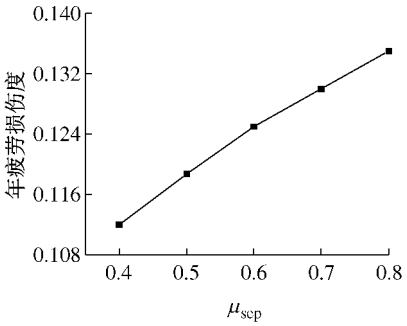

图 13　最大年疲劳损伤度随管土分离因子的变化

Fig. 13　Maximum fatigue damage of SCR vs. μ_{sep}

3.2.4　海床吸力的影响　上升的 SCR 会受到海床的吸力作用，直到发生管土分离. 本文选取不同的吸力因子，计算了触地区域的疲劳损伤度，其中最大疲劳损伤度随吸力因子的变化曲线如图 14 所示.

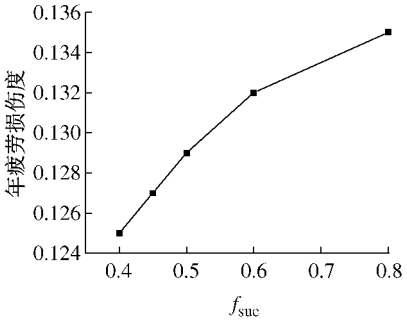

图 14　最大年疲劳损伤度随管土分离因子的变化

Fig. 14　Maximum fatigue damage of SCR vs. f_{suc}

同 Li 等[15]的研究结果一样，随着吸力的增大，最大疲劳损伤度会逐渐增加.

4　结　语

本文利用建立的平台系统全耦合模型预报 SCR 顶端的响应，并施加到悬链线立管详细有限元模型的顶端，进行疲劳响应分析. 在详细有限元模型中，管土作用采用考虑海床吸力的产生和释放、以及沟槽形状的触地单元模拟. 根据不同触地单元参数下的触地区域响应，采用雨流计数法计算触地区域的疲劳损伤度，结果表明，对于本文目标立管，沟槽的发展、高的海床表面刚度和剪切刚度梯度、薄的重塑海床和大的海床吸力均会导致偏高的触地区域最大疲劳损伤度.

参考文献：

[1] Tapan K S, Majid H. Riser soil interaction in soft clay near the touchdown zone[C]// **Offshore Technology Conference**. Houston, Texas, USA: OTC, 2007: 18896.

[2] DNV. Deep water coupled floater motion analysis (DeepC Theory)[M]. Norway: Det Norske Veritas, 2005.

[3] Bridge C, Katherine L. Steel catenary riser touchdown point vertical interaction models[C]// **Offshore Technology Conference**. Houston, Texas, USA: OTC, 2004:16628.

[4] Aubeny C P, Biscontin G. Seafloor-riser interaction model[J]. **International Journal of Geomechanics**, 2009, 9(3):133-141.

[5] Randolph M, Quiggin P. Non-linear hysteretic seabed model for catenary pipeline contact[C]// **Proceedings of the ASME 28th International Conference on Ocean, offshore and Arctic Engineering**. Honoluu, Hawaii: OMAE, 2009:145-154.

[6] Nakhaee A, Zhang J. Trenching effects on dynamic behavior of a steel catenary riser[J]. **Ocean Engineering**, 2010, 37(2-3):277-288.

[7] **王坤鹏，薛鸿祥，唐文勇. 全耦合深海平台系统中液压张紧器的数值模拟[J]. 上海交通大学学报**, 2012, 46(10):1562-1567.
WANG Kun-peng, XUE Hong-xiang, TANG Wen-yong. Numerical simulation of hydropneumatic tensioner for coupled deepwater platform system[J]. **Journal of Shanghai Jiaotong University**, 2012, 46(10):1562-1567.

[8] 2H Offshore Engineering Ltd. STRIDE JIP-Effect of Riser/Seabed Interaction on SCRs[R]. London: 2H

?1994-2015 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

Offshore Engineering Ltd, 2002: Report No. 1500-RPT-008.

[9] Bridge C D, Howells H A. Observations and modeling of steel catenary riser trenchs[C]// **The International Ocean and Polar Engineering Conference**. Lisbon, Portugal: ISOPE, 2007: 468.

[10] Aubeny C P, Biscontin G, Zhang Jun. Seafloor interaction with steel catenary risers[R]. Texas: Texas A&M University, 2006.

[11] Baarholm G S, Larsen C M, Lie H. On fatigue damage accumulation from in-line and cross-flow vortex-induced vibration on risers[J]. **Journal of Fluids and Structures**, 2006, 22:109-127.

[12] DNV. Fatigue design of offshore steel structures, DNV-RP-C203[M]. Norway: Det Norske Veritas, 2010.

[13] Giertsen E, Verley R, Schroder K. CARISIMA a catenary riser/soil interaction model for global riser analysis[C]// **Proceedings of the International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering**. Vancouver, BC, Canada: OMAE, 2005: 633-640.

[14] Clukey E R, Ghosh R, Mokarala R. Steel Catenary Riser (SCR) design issues at touchdown area[C]// **Proceedings of the Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference**. Lisbon, Portugal: ISOPE, 2007: ISOPE-I-07-388.

[15] Li F Z, Low Y M. Fatigue reliability analysis of a steel catenary riser at the touchdown point incorporating soil model uncertainties[J]. **Applied Ocean Research**, 2012, 38: 100-110.

(上接第 569 页)

[10] Bahtui A, Bahai H, Alfano G. Numerical and analytical modeling of unbonded flexible risers [J]. **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, 2009, 131(2): 021401.

[11] Bahtui A, Alfano G, Bahai H, *et al*. On the multi-scale computation of un-bonded flexible risers [J]. **Engineering Structures**, 2010, 32(8): 2287-2299.

[12] Saevik S, Berge S. Fatigue testing and theoretical studies of two 4in flexible pipes [J]. **Engineering Structures**, 1995, 17(4): 276-292.

[13] Hibbitt, Karlsson, Sorensen. ABAQUS analysis user's manual [M]. Pawtucket: Hibbitt, Karlsson&Sorensen, Inc., 2010: 6.3.3-17.

(上接第 575 页)

[9] Karimirad M. Dynamic response of floating wind turbine [J]. **Mechanical Engineering**, 2010, 17(2): 146-156.

[10] Paulling J R, Webster W C. A consistent, large-amplitude analysis of the coupled response of a TLP and tendon system [C]// **The Fifth International Mechanics and Arctic Engineering Symposium**. Tokyo: 1986, 3: 126-133.

[11] Zhang J, Chen L, Ye M, *et al*. Hybrid wave model for unidirectional irregular waves, Part I. Theory and numerical scheme [J]. **Applied Ocean Research**, 1996, 18: 77-92.

[12] Spell C A, Zhang J, Randall R E. Hybrid wave model for unidirectional irregular waves, Part II. Comparison with laboratory measurements [J]. **Applied Ocean Research**, 1996, 18: 93-110.

[13] Jonkman J M, Marshall L B. FAST user's guid [DB/OL]. (2005-08-12) [2005-10-12]. http://wind. nrel. gov/designcodes/simulators/fast/fast.pdf.

?1994-2015 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net