

海流作用下的深水懒波型立管形态研究*

王金龙¹, 段梦兰^{1,2}, 田凯³

- (1. 复旦大学 力学与工程科学系, 上海 200433;
2. 中国石油大学(北京) 海洋油气研究中心, 北京 102200;
3. 中国石油集团海洋工程有限公司 工程设计院, 北京 100028)

摘要: 作为一种改良型的钢悬链线立管(steel catenary riser, SCR), 钢质懒波型立管(steel lazy-wave riser, SLWR)在深水油气开发中的应用越来越广泛。SLWR的立管形态在其设计中至关重要。在海流作用下, SLWR的立管形态会发生相当大的变化。利用非线性大变形梁理论建立了海流作用下的SLWR立管模型, 能更好地反应其真实的力学形态。通过数值方法得到了本模型的数值解, 并详细分析了海流对立管形态的影响。本模型对SLWR的动态分析提供了重要的参考作用。

关键词: 懒波型立管(SLWR); 形态; 非线性大变形梁理论; 海流

中图分类号: O343; P751 **文献标志码:** A

doi: 10.3879/j.issn.1000-0887.2014.09.002

引言

近些年, 海洋油气的开发和生产已经急速地向深水进发^[1]。钢悬链线立管作为一种经济可靠的立管形式, 在深水开发中应用越来越广泛。但是随着水深越来越深, SCR的顶部张力越来越大, 特别是对于大运动幅度的船舶, SCR传递过来的大张力, 对立管以及连接立管和船舶的柔性接头都提出了重大挑战^[2]。在立管中间段加上浮筒, 抵抗一部分张力, 便成为了深水中一种可行的选择, 因此形成了一种特殊的SCR——钢质懒波型立管(steel lazy-wave riser, SLWR)。SLWR在水中形成拱弯段和垂弯段, 能够将着地点(touchdown point, TDP)运动和悬挂点运动隔离开, 减小顶端载荷, 提高疲劳寿命^[3]。

国内外很多学者对SCR的静力学响应、动力学响应、管土作用、管道铺设进行了大量的研究^[4-8], 但对SLWR研究相对较少。Li等^[9]将SLWR水中悬挂段模拟成3段悬链线来求得管道的静态形态, 但该理论忽略了管线的弯曲刚度, 对于大弯曲刚度的管道, 悬链线理论不能完整反映立管的力学特性, 并且此理论无法考虑海流作用力, 无法研究其对立管形态的影响。Santillan等^[10-11]系统研究了陡波型立管、陡S型立管、懒S型立管。陡S型和懒S型立管将浮筒提供的向上提升力模拟成加载中拱弯点上的集中力, 陡波型立管与海底接触端为铰接。他们的研究对于SLWR有着重要的参考作用, 但SLWR是在SCR中间某一段立管外安装浮筒, 形成均布

* 收稿日期: 2014-02-20; 修订日期: 2014-07-03

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973计划)(2011CB13702); 国家科技重大专项(2011ZX05026-003-02)

作者简介: 王金龙(1988—), 男, 安徽人, 博士生(E-mail: wangjinlong132@126.com); 段梦兰(1966—), 男, 湖南人, 教授, 博士生导师(通讯作者, E-mail: mlduan@cup.edu.cn)。

的竖直向上浮力,浮筒段的力学特性发生了改变.SLWR 因其有拱弯段和垂弯段,此段倾斜角、弯曲曲率较大,存在大变形,之前这些分析方法都存在一定的局限性,不能完全模拟这种存在特殊力学特性的立管.大变形梁理论^[12-13]可以很好地模拟大挠度大变形行为,因此 SLWR 可以使用大变形梁理论来模拟.海床与管线的管土作用主要影响 TDP 处力学性能以及疲劳效应,但对立管整体形态影响较小,在此将海床假定为水平刚性海床.此力学模型能够精确模拟立管大变形的力学特性,并且考虑了海流对立管形态的影响.通过数值解法得到模型的数值解,从而分析研究了立管形态以及张力弯矩等重要的力学参数,并对海流对 SLWR 形态的影响进行了参数化分析.

1 非线性力学模型理论

SLWR(如图 1 所示)的某一位置管道外侧安装上浮筒,增加此段的浮力,使得此管段浮力大于重力,因而向上拱起,形成了拱弯段.本模型为二维模型,只考虑平面内运动,海流也在平面内,沿着水平 x 向,数值为负表征海流沿着水平 $-x$ 向.SLWR 为 $O-A-B-C-D-E$ 之间的管段,以管道和海床刚接触的着地点 TDP 处标记为全局坐标系 (x,y) 的零点 O .悬挂段底端 O 点与海底管道相接,顶端 E 点通过柔性接头连接在海洋平台上,整段立管暴露在海中,受到海洋载荷及海洋平台传递过来的载荷的作用.SLWR 中间安装有浮筒,由此分成 3 部分:下悬链线段 $O-A$,浮筒段 $A-B-C$,上悬链线段 $C-D-E$.点 B 是拱弯段的最高点,称为拱弯点,其高度被定义为拱弯点高度 Y_{arch} .上悬链线段 $C-D-E$ 呈悬链线型态,在 D 点附近处形成了悬垂段. D 点是本段的最低点,定义为垂弯点,垂弯点高度 Y_{sag} 也是 SLWR 的一个重要参数.拱弯点与垂弯点之间高度差称为拱弯高度,高度越大,弯曲程度越大. E 点为悬挂点,它的悬挂角为立管安装在海洋平台上的重要参数.悬挂角 $\beta_{hang-off}$ 是悬挂点切线与竖直 y 向的夹角,悬挂点倾斜角 θ_{top} 是悬挂点切线与水平 x 向的夹角,二者成互余角, $\beta_{hang-off} = 90^\circ - \theta_{top}$.水平跨度 X 是 TDP 到悬挂点 E 之间的水平距离.在本模型中将海床简化成刚性海土,并且海床水平,与 SLWR 相连的海管水平放置在海床上.

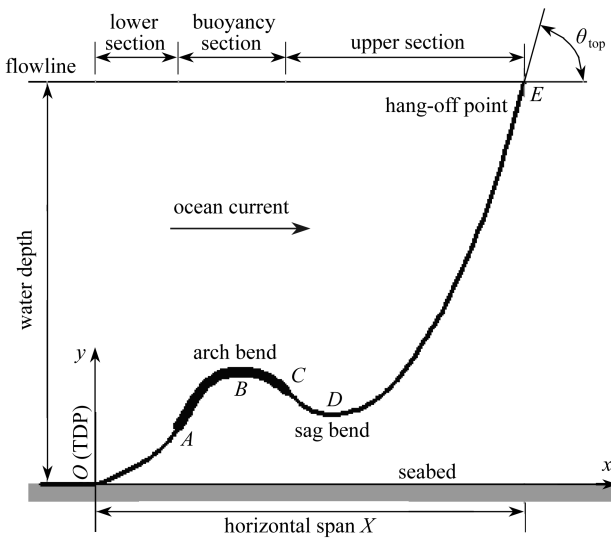


图 1 SLWR 模型

Fig.1 Schematic presentation of the SLWR model

1.1 大变形梁理论

SLWR 底端 O 点 (即 TDP) 处, 角度较小接近水平, 在悬挂段 E 点处, 倾斜角较大, 接近垂直, 整段立管在不同管段处倾斜角变化很大. 特别是在拱弯段和悬垂段处, 立管倾斜角和曲率变化更为激烈. 普通的简单悬链线理论或者小变形梁理论将不能有效地模拟此段立管, 而非线性大变形梁理论却能更精确地模拟此种变形非常大的梁结构. 在本模型中将管道模拟成不可伸长的梁单元, 不考虑扭转. 根据非线性大变形梁理论^[14-16], 采用局部坐标系 (θ, s) (θ 为梁与水平 x 向倾斜角, s 为从 O 点开始的管道弧长), 在法向 \hat{n} 和切向 \hat{t} 的微分方程如下所示:

$$EI \frac{\partial^3 \theta}{\partial s^3} - T \frac{\partial \theta}{\partial s} + w \cos \theta - f_n = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\partial T}{\partial s} + EI \frac{\partial^2 \theta}{\partial s^2} \frac{\partial \theta}{\partial s} - w \sin \theta + f_t = 0, \quad (2)$$

其中, T 为梁的轴向张力, EI 为梁的弯曲刚度, w 为单位长度梁在水中的沉没重量, f_n 为梁受到的法向力 (除去重力及浮力之外的其它力, 此处为海流在管道上的法向拖曳力), f_t 为梁受到的切向力 (除去重力及浮力之外的其它力, 此处为海流在管道上的切向拖曳力). 此大变形梁理论考虑了切向和法向载荷, 可以分析海流载荷对立管形态的影响.

1.2 SLWR 下悬链线段模型理论

SLWR 的下悬链线段和上悬链线段均是钢质管道, 具有相同的力学特性, 而浮筒段立管是在其钢质管道外侧安装浮筒, 力学特性与另外两段不同, 此处分别叙述各段的大变形梁模型.

下悬链线段立管 ($0 \leq s \leq S_L$, S_L 是下悬链线立管弧长) 所受法向力 f_n 和切向力 f_t 由海流拖曳力组成. 海流沿着水平 x 方向. 根据 Morison 方程, 海流对管道作用力有法向和切向两个不同分量:

$$f_n = 0.5 \rho_o D_{ro} C_{Dn} \operatorname{sgn}(-V_o \sin \theta) (-V_o \sin \theta)^2, \quad (3)$$

$$f_t = 0.5 \rho_o D_{ro} \pi C_{Dt} \operatorname{sgn}(V_o \cos \theta) (V_o \cos \theta)^2, \quad (4)$$

式中, V_o 为海流速度, 沿着 x 方向为正值, 沿着 $-x$ 方向为负值, ρ_o 为海水密度, D_{ro} 为此段管道的外径, C_{Dn} 为法向拖曳力系数, C_{Dt} 为切向拖曳力系数.

整理后的 SLWR 下悬链线段的控制方程如下:

$$EI_r \frac{\partial^3 \theta}{\partial s^3} - T \frac{\partial \theta}{\partial s} + w_r \cos \theta - 0.5 \rho_o D_{ro} C_{Dn} \operatorname{sgn}(-V_o \sin \theta) V_o^2 \sin^2 \theta = 0, \quad (5)$$

$$\frac{\partial T}{\partial s} + EI_r \frac{\partial^2 \theta}{\partial s^2} \frac{\partial \theta}{\partial s} - w_r \sin \theta + 0.5 \pi \rho_o D_{ro} C_{Dt} \operatorname{sgn}(V_o \cos \theta) V_o^2 \cos^2 \theta = 0, \quad (6)$$

式中, EI_r 为下悬链线段的管段弯曲刚度, w_r 为单位长度的管道在海水中的沉没重量, $w_r = (\rho_r A_r - \rho_o A_{ro}) g$, ρ_r 是钢质管道材料密度, A_r 是钢管的环状截面积, $A_{ro} = (1/4) \pi D_{ro}^2$ 为钢管的外圆截面积.

在全局坐标系 (x, y) 中 SLWR 的下悬链线段的水平位移 x_L 、竖直位移 y_L , 沿着立管分布的弯矩 M_L 和剪力 F_L 可通过如下公式得到:

$$x_L = \int \cos \theta ds, \quad (7)$$

$$y_L = \int \sin \theta ds, \quad (8)$$

$$M_L = EI_r \frac{d\theta}{ds}, \quad (9)$$

$$F_L = EI_r \frac{d^2 \theta}{ds^2}. \quad (10)$$

1.3 SLWR 浮筒段模型理论

SLWR 的浮筒段管道是在其钢质管道外侧安装浮筒,力学特性与上悬链线段和下悬链线段不同.此段立管内部为钢管,外部为浮筒,材料轻便密度小,在海水中提供的浮力大于两者的实际重力.在 SLWR 的整体形态分析中,将类似双层管的浮筒段等效成单层管,具有等效刚度 EI_e ,方向向上的等效沉没重量 w_e (此处因此为负值).采用大变形梁理论建立的浮筒段($S_L \leq s \leq S_L + S_b$, S_b 为浮筒段立管弧长)的控制方程如下:

$$EI_e \frac{\partial^3 \theta}{\partial s^3} - T \frac{\partial \theta}{\partial s} + w_e \cos \theta - 0.5 \rho_o D_{bo} C_{Dn} \operatorname{sgn}(-V_o \sin \theta) V_o^2 \sin^2 \theta = 0, \quad (11)$$

$$\frac{\partial T}{\partial s} + EI_e \frac{\partial^2 \theta}{\partial s^2} \frac{\partial \theta}{\partial s} - w_e \sin \theta + 0.5 \pi \rho_o D_{bo} C_{Dt} \operatorname{sgn}(V_o \cos \theta) V_o^2 \cos^2 \theta = 0, \quad (12)$$

式中, EI_e 为浮筒段钢管和浮筒的等效弯曲刚度,一般情况下,可以近似为钢管弯曲刚度 EI_r 和浮筒弯曲刚度 EI_b 之和, $EI_e = EI_r + EI_b$. D_{bo} 为浮筒的外径, w_e 为单位长度的浮筒段在海水中的等效沉没重量 $w_e = (\rho_r A_r + \rho_b A_b - \rho_o A_{bo})g$, ρ_b 是浮筒材料密度, A_b 是浮筒的环状截面积, $A_{bo} = (1/4)\pi D_{bo}^2$ 是浮筒圆截面外圆面积,由于浮筒和钢管总重小于浮筒产生的浮力, w_e 为负值.

在全局坐标系 (x, y) 中 SLWR 浮筒段的水平位移 x_b 、竖直位移 y_b ,沿着立管分布的弯矩 M_b 和剪力 F_b 可通过如下公式得到:

$$x_b = \int \cos \theta ds, \quad (13)$$

$$y_b = \int \sin \theta ds, \quad (14)$$

$$M_b = EI_e \frac{d\theta}{ds}, \quad (15)$$

$$F_b = EI_e \frac{d^2 \theta}{ds^2}. \quad (16)$$

1.4 SLWR 上悬链线段模型理论

SLWR 上悬链线段 ($S_L + S_b \leq s \leq S_L + S_b + S_u$, S_u 是上悬链线段立管弧长)管道的物理性质与下悬链线段相同,其控制方程如下:

$$EI_r \frac{\partial^3 \theta}{\partial s^3} - T \frac{\partial \theta}{\partial s} + w_r \cos \theta - 0.5 \rho_o D_{ro} C_{Dn} \operatorname{sgn}(-V_o \sin \theta) V_o^2 \sin^2 \theta = 0, \quad (17)$$

$$\frac{\partial T}{\partial s} + EI_r \frac{\partial^2 \theta}{\partial s^2} \frac{\partial \theta}{\partial s} - w_r \sin \theta + 0.5 \pi \rho_o D_{ro} C_{Dt} \operatorname{sgn}(V_o \cos \theta) V_o^2 \cos^2 \theta = 0. \quad (18)$$

在全局坐标系 (x, y) 中 SLWR 上悬链线段的水平位移 x_u 、竖直位移 y_u ,沿着立管分布的弯矩 M_u 和剪力 F_u 可通过如下公式得到:

$$x_u = \int \cos \theta ds, \quad (19)$$

$$y_u = \int \sin \theta ds, \quad (20)$$

$$M_u = EI_r \frac{d\theta}{ds}, \quad (21)$$

$$F_u = EI_r \frac{d^2\theta}{ds^2}. \quad (22)$$

1.5 SLWR 边界条件

对于本模型中 SLWR 来说,考虑到刚性海床和立管的接触特性,立管与平台的柔性连接方式,以及浮筒段两端点 A, C 点的倾斜角、弯矩、剪力、张力等参数的连续性,SLWR 的边界条件如下:

点 O

$$\begin{cases} \theta_L(0) = 0, \\ M_L(0) = 0, \\ T_L(0) = T_{TDP}; \end{cases} \quad (23)$$

点 A

$$\begin{cases} \theta_L(S_L) = \theta_b(S_L), \\ M_L(S_L) = M_b(S_L), \\ F_L(S_L) = F_b(S_L), \\ T_L(S_L) = T_b(S_L); \end{cases} \quad (24)$$

点 C

$$\begin{cases} \theta_b(S_L + S_b) = \theta_u(S_L + S_b), \\ M_b(S_L + S_b) = M_u(S_L + S_b), \\ F_b(S_L + S_b) = F_u(S_L + S_b), \\ T_b(S_L + S_b) = T_u(S_L + S_b); \end{cases} \quad (25)$$

悬挂点 E

$$M_u(S_L + S_b + S_u) = 0. \quad (26)$$

以上公式(式中 T_{TDP} 为 TDP 处的轴向张力,是已知量)组成了考虑海流作用的 SLWR 的控制方程组以及相应的边界条件.本方程组为多点边值微分问题,具有高度非线性,很难得到解析解.采用 MATLAB 语言及其函数编写的程序,使用有限差分法原理,得到了此方程组的数值解,以求出 SLWR 的形态和力学特性.

2 计算结果及讨论

为了研究不同海流对 SLWR 形态和力学特性的影响,求解出同种立管在 5 种不同海流作用下呈现的不同立管形态和力学特性.在不同工况下,采用了相同的立管管径壁厚等相关参数,在相同水深和悬挂角下进行比较分析.

表 1 基准工况下 SLWR 立管参数

Table 1 Physical properties of the SLWR in the baseline case

item	$\rho_o / (\text{kg}/\text{m}^3)$	$\rho_r / (\text{kg}/\text{m}^3)$	E / Pa	D_{ro} / m	t / m	S_L / m
value	1 024	7 860	2.06×10^{11}	0.203 2	0.019 1	390
item	S_b / m	S_u / m	T_{TDP} / N	C_{Dn}	C_{Dt}	
value	520	1 690	160 000	1.0	0.03	

表 1 为在海流速度为 0 的基准工况下的管道及海洋环境的具体物理数据,包括海水密度 ρ_o 、钢质立管密度 ρ_r 、弹性模量 E 、立管外径 D_{ro} 、厚度 t 、下悬链线段立管弧长 S_L 、浮筒段立管弧

长 S_b 、上悬链线段立管长度 S_u 、TDP 处的轴向张力 T_{TDP} ，以及拖曳力系数 C_{Dn} 和 C_{Dr} 。

根据相关文献[9]以及工程实践,浮筒段钢管外安装浮筒,产生的浮力比钢管和浮筒的总重力要大,等效沉没重量数值约等于其它段的钢管沉没重量,方向与其它两段的相反,竖直向上,在这里为了近似实际情况及简便, $w_e = -w_r$, 浮筒段弯曲刚度与钢管段相等 $EI_e = EI_r$, 浮筒段外径 $D_{bo} = D_r$ 。

以海流速度 V_0 为 0, 下悬链线段长 390 m, TDP 处张力 160 000 N 的工况为基准工况, 经计算得到立管悬挂点高度(即水深)为 1 568.3 m, 悬挂点倾斜角为 78.88° , 其立管形态和相关力学参数在图 2~5 中的图例为 $V_0 = 0$ m/s 的曲线显示, 图 2~5 中的菱形点指的是着地点 TDP 处的相关参数, 上三角点指的是下悬链线段和浮筒段交点 A 处的相关参数, 下三角点指的是浮筒段与上悬链线段交点 C 处的相关参数。从图 3 中可以发现, 轴向张力极值出现在浮筒段两 endpoint A 点、C 点以及悬挂点 E 处。浮筒段两 endpoint 出现极值是因为浮筒段浮力抵消一些其左右两端的立管部分重力, 最大轴向张力出现在悬挂点 E 处, 对悬挂点处使用的接头提出了很高的要求。从图 4 中可以发现, 立管弯矩的极值点出现在 3 个地方, 邻近 TDP 处的某点, 拱弯点 B 和垂弯点 D。临近 TDP 处的剪力变化特大, 因此弯矩出现极值。在拱弯点 B 和垂弯点 D 处, 倾斜角变化非常快, 曲率达到极值, 弯矩随之达到极值。从图 5 中可以看出, 立管的剪力极值出现在 3 个地方: 着地点 TDP、浮筒段两 endpoint A 点和 C 点。管道在着地点刚接触海床, 受到海床土的支反力。而在浮筒段两 endpoint 左右的管道沉没重力方向不同, 剪力因此出现极值。从图 3~5 总体来看, 剪力和轴向张力、弯矩数值大小比较来看, 剪力比张力小两个数量级, 对管道的应力影响相对较小, 因此在一些概念设计分析中会忽略剪力。

以基准工况的高度和悬挂角作为基准, 加载不同海流速度, 通过修改下悬链线段长度 S_L 和 TDP 处张力 T_{TDP} 以得到相同的立管悬挂点高度和悬挂角, 以此来分析不同海流对立管形态的影响, 除了海流速度为 0 情况下, 还选择了其他 4 种海流, 速度为 -1.5 m/s, -0.75 m/s, 0.75 m/s, 1.5 m/s (x 向为正)。采用上文提出的模型及相应的数值解法得到在这 5 种不同海流作用下的立管形态和它们的力学特性, 并进行了对比分析。

SLWR 在 5 种不同海流作用下的整体立管形态对比仍然呈现在图 2 中, 全局坐标系 O 点坐落在基本工况海流速度为 0 时的 TDP, 其它工况的 TDP 以下悬连线长度差来决定在全局坐标系中的位置。图 2 中间小图为不同海流作用下 TDP 邻近处的局部立管形态, 图中的菱形点即为不同形态下立管的 TDP。SLWR 在不同海流作用下被移动到不同的位置, TDP 位置也随之移动, 下悬链线段立管长度也随之变化, 接近 TDP 处的海底段管线被抬起成为悬挂在海水中的下悬链线段立管、或者下悬链线段立管下放到海床上成为海底段管线, 立管形态呈现出不同变化。不同工况下的 SLWR 的立管轴向张力、弯矩和剪力在图 3~5 中对比显示, 重要的力学数据具体见表 2。

表 2 不同海流作用下的重要参数

Table 2 Main parameters of the SLWR under different ocean currents

$V_0 / (\text{m/s})$	S_L / m	X / m	$Y_{\text{arch}} / \text{m}$	$Y_{\text{sag}} / \text{m}$	$T_{\text{TDP}} / \text{N}$	$T_{\text{max}} / \text{N}$	$M_{\text{max}} / (\text{N} \cdot \text{m})$	$F_{\text{max}} / \text{N}$
-1.5	364.90	1 517.1	400.97	296.65	106 550	811 600	45 689	5 009.6
-0.75	383.25	1 601.3	374.69	306.26	146 550	826 350	34 126	4 281.3
0	390.00	1 625.0	368.22	309.10	160 000	831 190	31 963	4 098.9
0.75	397.00	1 647.0	362.69	311.78	173 500	835 980	30 343	3 937.4
1.5	419.30	1 706.3	350.69	319.05	214 450	850 080	26 318	3 543.4

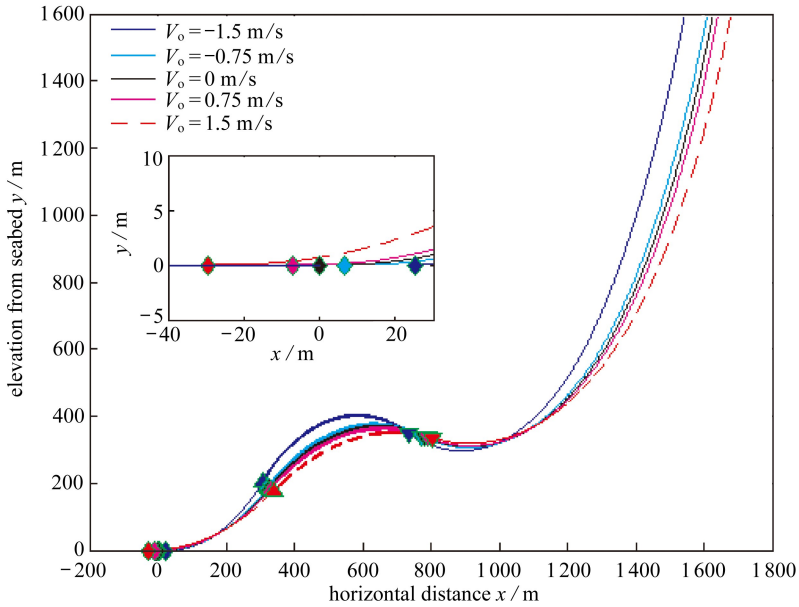


图2 不同海流作用下的立管形态

Fig.2 The configurations of the SLWR under different ocean currents

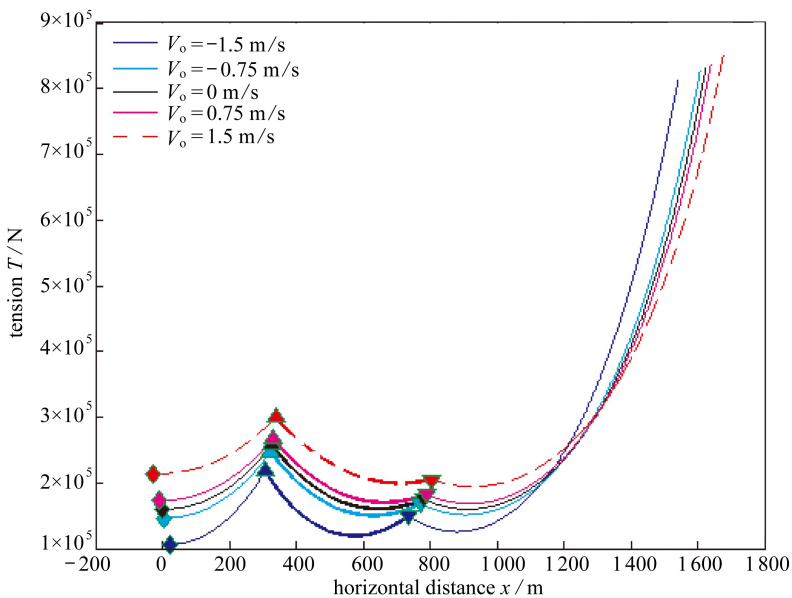


图3 不同海流作用下的立管轴向张力

Fig.3 The axial tensions of the SLWR under different ocean currents

从图2~5和表2中可以看出,海流速度方向从水平负向($-x$ 向)变成正向(x 向)后,立管受到水平向右的海流作用力,悬挂点右移,立管的水平跨度增加,下悬链线段被拖拽离地一段长度,TDP因此左移一段距离。立管的拱弯点高度下降,垂弯点高度上升,拱弯高度越来越小,拱弯程度越来越平缓。悬挂点最大轴向张力增大,但增大幅度相对较小,最大弯矩和最大剪力均减小,减小幅度相对较大。但TDP处的轴向拉力却急剧增大,因此说明海流作用力对立管TDP的张力影响非常大,海床上的海底管线在设计阶段需要考虑海流的影响。

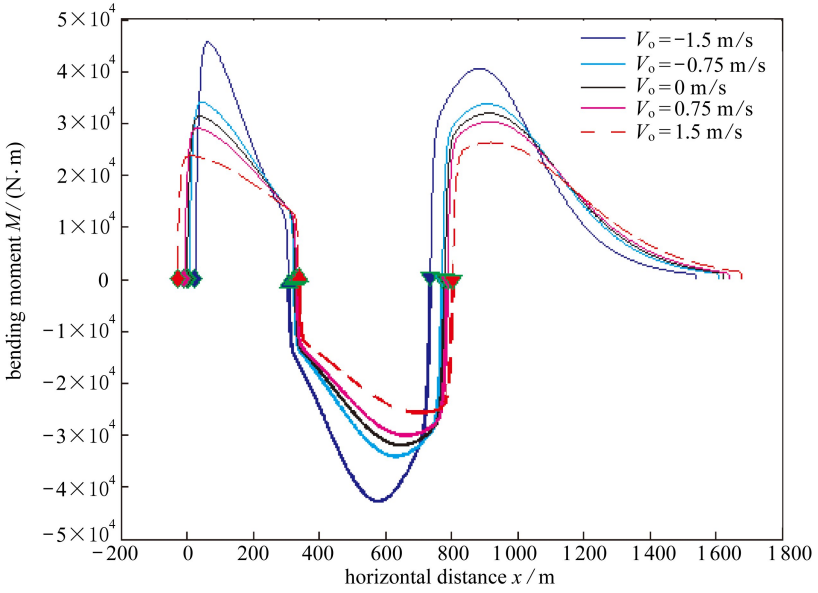


图4 不同海流作用下的立管弯矩

Fig.4 The bending moments of the SLWR under different ocean currents

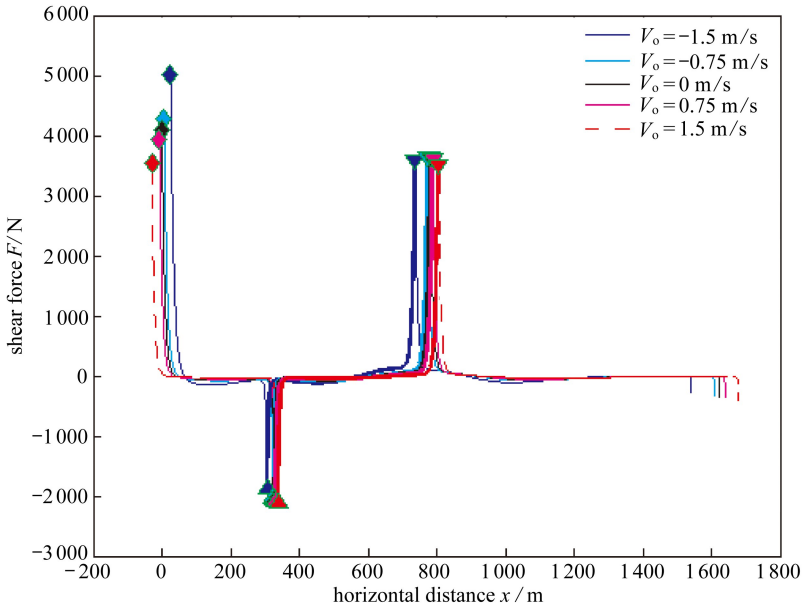


图5 不同海流作用下的立管剪力

Fig.5 The shear forces of the SLWR under different ocean currents

3 结 论

本文提出了一种考虑海流影响的 SLWR 的非线性大变形梁数学模型,通过数值方法得到数值解,定量分析了海流对 SLWR 形态的影响,发现此非线性大变形梁理论对于研究海流对 SLWR 形态的影响更加合适.根据数值分析结果,可以得到相关结论:海流对 SLWR 的形态和力学性能影响很大,TDP 处移动幅度也较大,海流增大,立管 TDP 处轴向张力和最大张力均增

大,因此在 SLWR 形态设计中必须考虑海流载荷的影响。

参考文献(References):

- [1] Yang H Z, Li H J. Sensitivity analysis of fatigue life prediction for deepwater steel lazy wave catenary risers[J]. *Science China-Technological Sciences*, 2011, **54**(7): 1881-1887.
- [2] Zhang H Q, Li J C. Effects of volumetric allocation on heave response of semi-submersible in deep sea[J]. *Science China-Technological Sciences*, 2009, **52**(3): 651-657.
- [3] Thomas B, Benirschke A, Sarkar T. Parque das Conchas (BC-10) steel lazy wave riser installation pre abandonment, recovery and transfer challenges[C]//*Offshore Technology Conference*. Texas, USA, 2010: 1-12.
- [4] Ioannis K. On the effect of internal flow on vibrating catenary risers in three dimensions[J]. *Engineering Structure*, 2010, **32**(1): 3313-3329.
- [5] Ioannis K. Three dimensional nonlinear dynamics of submerged, extensible catenary pipes conveying fluid and subjected to end-imposed excitations[J]. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 2010, **45**(1): 667-680.
- [6] Athisakul C, Monprapussorn T, Chucheepsakul S. A variational formulation for three-dimensional analysis of extensible marine riser transporting fluid[J]. *Ocean Engineering*, 2011, **38**(1): 609-620.
- [7] Athisakul C, Phanyasahachar T, Klaycham K, Chucheepsakul S. Static equilibrium configurations and appropriate applied top tension of extensible marine riser with specified total arc-length using finite element method[J]. *Engineering Structure*, 2012, **34**(1): 271-277.
- [8] 张九菊, 段梦兰, 马建敏, 胡显伟. 基于深海卷管铺设的海管椭圆度分析[J]. *应用数学和力学*, 2013, **34**(6): 552-563.(ZHANG Jiu-ju, DUAN Meng-lang, MA Jian-min, HU Xian-wei. Study on ovalization of submarine pipe during deep water reel-lay[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2013, **34**(6): 552-563.(in Chinese))
- [9] Li S C, Chau N. Dynamic response of deepwater lazy-wave catenary riser[C]//*Deep Offshore Technology International*. Amsterdam, Netherlands, 2010: 1-20.
- [10] Santillan S T, Virgin L N. Numerical and experimental analysis of the static behavior of highly deformed risers[J]. *Ocean Engineering*, 2011, **38**(1): 1397-1402.
- [11] Santillan S T, Virgin L N, Plaut R H. Static and dynamic behavior of highly deformed risers and pipelines[J]. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2010, **132**(1): 1-6.
- [12] Charles P S. *Fundamentals of Marine Riser Mechanics: Basic Principles and Simplified Analyses*[M]. Oklahoma: PennWell Books, 2007.
- [13] Yuan F, Wang L Z, Guo Z, Xie Y G. Analytical analysis of pipeline-soil interaction during J-lay on a plastic seabed with bearing resistance proportional to depth[J]. *Applied Ocean Research*, 2012, **36**(1): 60-68.
- [14] Chucheepsakul S, Monprapussorn T, Huang T. Large strain formulations of extensible flexible marine pipes transporting fluid[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2003, **17**(2): 185-224.
- [15] 王懿. 基于触地点管土相互作用的深水 SCR 安装力学模型研究[D]. 博士学位论文. 大连: 大连理工大学, 2011.(WANG Yi. Research on mechanical model of deepwater SCR installation based on pipe-soil interaction in TDP[D]. PhD Thesis. Dalian: Dalian University of Technology, 2011.(in Chinese))
- [16] 曾霞光, 段梦兰, 陈景皓. 海洋管道单点提放的若干数学模型研究[J]. *海洋工程*, 2013, **31**(1): 32-37.(ZENG Xia-guang, DUAN Meng-lan, CHEN Jing-hao. Research on several mathematical

models of offshore pipe lifting or lowering by one point[J]. *The Ocean Engineering*, 2013, 31(1): 32-37.(in Chinese)

Research on the Configuration of the Deepwater Steel Lazy-Wave Riser Under Effects of Ocean Currents

WANG Jin-long¹, DUAN Meng-lan^{1, 2}, TIAN Kai³

(1. *Department of Mechanics and Engineering Science, Fudan University, Shanghai 200433, P.R.China;*

2. *Offshore Oil & Gas Research Center, China University of Petroleum, Beijing 102200, P.R.China;*

3. *Engineering Design Institute, CPOE, CNPC, Beijing 100028, P.R.China*)

Abstract: As a kind of improved SCR, the steel lazy-wave riser (SLWR) gained more and more application in the development of deepwater oil and gas field. The configuration of the SLWR is of great significance in its design process. Under ocean current, the configuration and mechanical parameters of the SLWR vary a lot. A model of multipoint boundary-value differential equations based on the nonlinear large deformation beam theory was proposed to simulate the responses of the SLWR under ocean current. Numerical program was built to get the approximate solution to the theoretical model and parametric analysis was conducted to study the influences of different ocean currents on the configuration of the SLWR. Results show that the axial tension force at the touchdown point of the SLWR increases distinctly with the rise of the ocean current velocity, which deserves full consideration in the configuration design of the SLWR. The proposed model makes an important reference for the performance analysis of the deepwater SLWR.

Key words: steel lazy-wave riser (SLWR); configuration; nonlinear large deformation beam theory; ocean current

Foundation item: The National Basic Research Program of China (973 Program) (2011CB13702); The National Science and Technology Major Project of China(2011ZX05026-003-02)