

文章编号: 1005-9865(2015)04-0011-08

# 钢悬链线立管触地段的结构循环应变响应实验研究

姜海洋,高福平,臧志鹏

(中国科学院力学研究所,北京 100190)

**摘 要:** 基于量纲分析理论,建立了钢悬链线立管(SCR)触地段的结构循环应变响应的相似准则。设计 SCR 立管触地段与土体相互作用装置,实验研究了典型工况下触地段床面形状变化对结构应变响应的影响。实验结果表明:水流载荷可使立管触地段下方土体局部冲刷的范围增大,立管结构应变幅值也相应增大;随着管土循环拍击作用和局部冲刷变形的发展,钢悬链线立管触地段的循环应变幅值逐渐增大并趋于稳定值;在立管脱离床面的瞬间,可观测到立管上缘拉应变突增的现象。拉应变突增幅度随着床面变形的发展逐渐增大,进而导致循环应变幅值的增加。

**关键词:** 钢悬链线立管;触地段;流固土耦合;循环应变

中图分类号: P751 文献标志码: A DOI: 10.16483/j.issn.1005-9865.2015.04.002

## Experimental investigation on cyclic strain responses of a steel catenary riser at touch-down zone

JIANG Haiyang, GAO Fuping, ZANG Zhipeng

(Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

**Abstract:** Based on dimensional analyses, the similarity criteria are derived for the strain responses of the Steel Catenary Riser (SCR) at its touch-down zone (TDZ). A series of flume experiments have been conducted to investigate the cyclic strain responses at TDZ by utilizing the specially-designed facility for SCR riser-soil interaction. Experimental results indicate that superimposing a current promotes the local scour and further induces an increase of the strain amplitude of the SCR. With the development of cyclic interactions of the SCR with the sand-bed and the corresponding local scour, the strain amplitude of the SCR in TDZ increases and gradually approaches a critical value. An abrupt-increase of the tensile strain at the upper surface of the SCR has been observed while the SCR was being detached from the seabed. The abrupt-increase of the tensile strain increases with the development of the sand-bed deformation, and meanwhile the cyclic-strain amplitude increases gradually.

**Keywords:** steel catenary riser; touch-down zone; coupling of flow-structure-soil interaction; cyclic strain

立管系统是连接浮式海洋平台与水下生产系统的输送油气的海工结构。随着海洋油气开发由浅水向深水发展,钢悬链线立管(steel catenary riser,简称 SCR)以其成本低、无需顶张力补偿、对浮体漂移和升沉运动的容度大等优点成为深水油田油气输送和注水管线经济有效的选择之一<sup>[1-2]</sup>。在海洋工程环境中,SCR 立管顶端通过柔性接头悬挂于海洋平台,平台的漂移和垂荡引起立管的往复运动,引起立管触地段(touch-down zone, TDZ)形状不断改变,触地点(touch-down point, TDP)不断移动,使立管应变产生周期性变化。同时,由于立管与土体的相互作用及水流冲刷,床面产生沟槽,改变立管形状;这将使得立管局部应力分布发

收稿日期: 2014-11-13

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(11372319)

作者简介: 姜海洋(1987-)男,山东泰安人,硕士生,主要从事海洋工程力学研究。E-mail: hyjiang2003@126.com

通讯作者: 高福平(1973-)男,山东淄博人,研究员,主要从事海洋土力学和海洋工程研究。E-mail: fpgao@imech.ac.cn

生变化,进而影响立管的疲劳寿命。已有研究表明,TDZ 是钢悬链线立管较易发生疲劳破坏的区域<sup>[3]</sup>。

SCR 立管在 TDZ 的往复运动会使立管正下方床面形成沿立管轴向的狭长沟槽,沟槽的形成与土体塑性变形及立管运动产生的水流使床面土体冲刷密切相关<sup>[4-7]</sup>。数值模拟计算则通常假设沟槽由土体的塑性变形产生<sup>[8-10]</sup>,但研究未反映水流荷载对沟槽冲刷作用。已有模型实验表明,当加载端运动频率较小时,弯矩幅值随立管与土体拍击作用的发展而减小;而当频率较大时,幅值有增大趋势<sup>[11]</sup>。也有研究者采用数值模拟方法,研究了立管弯矩幅值随沟槽发展的规律<sup>[3,12]</sup>。但在以上关于立管与土体作用的研究均未考虑海底水流荷载的影响。Li 等人<sup>[13]</sup>开展了 SCR 立管触地段冲刷实验研究,提出了最大冲刷深度的经验公式,却未考虑冲刷过程中立管弯矩幅值的变化。立管触地段的床面变形可影响立管结构的应力分布,进而对立管疲劳寿命产生影响<sup>[14]</sup>。可见,平台升沉运动以及海流冲刷等复杂条件引起的立管弯矩幅值变化规律有待于深入研究。

基于量纲分析理论和水槽模型实验,对典型工况下立管触地段的结构应变响应进行了物理模拟与分析,重点研究触地段床面形状变化对结构应变响应特性的影响。

## 1 量纲分析

SCR 立管触地段的结构循环应变响应,涉及立管、海床以及海流之间的复杂的流固土动力耦合作用过程。立管循环应变幅值( $\varepsilon_p$ )与立管、海流、海床的主要特征参量相关:

$$\varepsilon_p = f(l_0, \tan\alpha, \rho_0, D, W_r, EI, U_r, T, d_{50}, k, D_r, \gamma', g, \rho_w, \nu, U) \quad (1)$$

其中,各符号的物理含义及量纲,参见表 1 所示。

表 1 SCR 立管触地段的结构循环应变响应的主要特征参量

Tab. 1 Main influential parameters for cyclic strain responses of a SCR at its touch-down zone

项目	符号	物理量	量纲
立管	$D$	立管外径	L
	$W_r$	单位长度立管在水中的有效重量	MT <sup>-2</sup>
	$EI$	立管抗弯刚度	ML <sup>3</sup> T <sup>-2</sup>
	$l_0$	平衡位置 TDP 与特征点的水平距离	L
	$\alpha$	特征点处立管轴线与水平向夹角	1
	$e_0$	TDP 固定端处立管的初始埋深	L
	$U_r$	特征点垂直于立管轴向运动速度的幅值	LT <sup>-1</sup>
海流	$T$	立管运动周期	T
	$U$	水流流速	LT <sup>-1</sup>
	$\rho_w$	水的质量密度	ML <sup>-3</sup>
	$\nu$	水的运动黏滞系数	L <sup>2</sup> T <sup>-1</sup>
海床	$d_{50}$	土颗粒平均粒径	L
	$k$	单位面积土体刚度	MT <sup>-2</sup> L <sup>-1</sup>
	$D_r$	土体相对密度	1
	$\gamma'$	土体浮容重	ML <sup>-2</sup> T <sup>-2</sup>
	$G$	重力加速度	LT <sup>-2</sup>
	$\varepsilon_p$	立管循环应变幅值	1

选择  $D, g, \rho_w$  为基本参量, 基于量纲分析理论, 式(1)可表示为如下无量纲量的函数关系:

$$\varepsilon_p = f\left(\frac{l_0}{D}, \tan\alpha, \frac{e_0}{D}, \frac{W_r}{\gamma_w D^2}, \frac{EI}{W_r D^3}, KC, \beta, \theta, \frac{kEI}{T_0^2}, D_r, \frac{W_r}{\gamma D^2}, Re_c, Fr_c\right) \quad (2)$$

式中:  $\gamma_w = \rho_w g$  为水的容重;  $KC = \frac{U_r T}{D}$  为 Keulegan-Carpenter 数,  $T$  为平台升沉运动诱导的立管运动周期, 本研究中立管特征点为正弦运动, 故  $KC = \frac{2\pi A}{D}$ ,  $A$  为立管特征点垂直于立管轴向的运动幅值;  $\beta = \frac{D^2}{T\nu}$  为  $\beta$  数;  $\theta$  为床面 Shields 数, 代表床面土颗粒所受水流拖曳力与土颗粒自重的比值, 用于判断床面状态(本实验研究中, 在单独加载水流下, 土体处于静床状态);  $T_0$  为立管张力的水平分量, 可由与立管形状相关的特征量求得;  $\frac{W_r}{\gamma D^2}$  与管道的在位稳定性有关;  $Re_c = \frac{UD}{\nu}$  为 Reynolds 数,  $Fr_c = \frac{U}{\sqrt{gD}}$  为 Froude 数。

通常情况下, 很难严格满足原型与模型对所有相似准则参数对应相等。本实验模型的几何缩尺较小, 即模型立管直径约为原型的 1/2。已有研究表明, 当  $\frac{kEI}{T_0^2} > 10$  时,  $\frac{kEI}{T_0^2}$  对立管形状及管道曲率变化影响较小<sup>[15]</sup>; 在本研究中,  $\frac{kEI}{T_0^2} = 10^8$ 。Reynolds 数  $Re_c$  主要表征黏性力与惯性力的相对大小, 当  $1.0 \times 10^3 < Re_c < 3 \times 10^5$  时, 管道绕流特性变化较小<sup>[16]</sup>; 通常原型  $Re_c$  值可达  $10^5$  量级, 本实验中为  $10^3 \sim 10^4$  量级, 故可放宽对  $Re_c$  的限制。水流中运动立管实验选择  $\frac{l_0}{D}, \tan\alpha, \frac{e_0}{D}, \frac{W_r}{\gamma_w D^2}, \frac{EI}{W_r D^3}, KC, \beta, D_r, \frac{W_r}{\gamma D^2}, Fr_c$  为主要相似准数。在无水流荷载的运动立管实验中, 主要相似准数中则不包含  $Fr_c$ 。上述主要物理量的相似关系, 参见表 2 所示。

表 2 主要物理量的相似关系

Tab. 2 Similarity relationship of the main physical quantities

物理量	符号	量纲	相似准则	模型率	原型 p	模型 m
立管直径	$D$	L	—	$k_D$	$(D)_p$	$(D)_m = k_D (D)_p$
平衡位置 TDP 与特征点的水平距离	$l_0$	L	$\frac{l_0}{D}$	$k_{l_0} = k_D$	$(l_0)_p$	$(l_0)_m = k_{l_0} (l_0)_p$
特征点处立管轴线与水平向夹角	$\alpha$	1	$\alpha$	$k_\alpha$	$(\alpha)_p$	$(\alpha)_m = (\alpha)_p$
立管初始嵌入深度	$e_0$	L	$\frac{e_0}{D}$	$k_{e_0} = k_D$	$(e_0)_p$	$(e_0)_m = k_{e_0} (e_0)_p$
单位长度的立管水下重量	$W_r$	$M T^{-2}$	$\frac{W_r}{\gamma_w D^2}$	$k_{W_r} = k_D^2$	$(W_r)_p$	$(W_r)_m = k_{W_r} (W_r)_p$
立管结构的抗弯刚度	$EI$	$ML^3 T^{-2}$	$\frac{EI}{W_r D^3}$	$k_{EI} = k_D^5$	$(EI)_p$	$(EI)_m = k_{EI} (EI)_p$
水流流速	$U$	$LT^{-1}$	$Fr_c$	$k_U = \sqrt{k_D}$	$(U)_p$	$(U)_m = k_U (U)_p$
立管特征点垂直于轴向的运动幅值	$A$	L	$KC$	$k_A = k_D$	$(A)_p$	$(A)_m = k_A (A)_p$
立管运动周期	$T$	T	$\beta$	$k_T = k_D^2$	$(T)_p$	$(T)_m = k_T (T)_p$

## 2 实验装置及方法

专门设计了 SCR 立管与土体相互作用的实验模拟装置, 搭建于流固土耦合水槽内(如图 1 所示)。该装置可模拟浮式平台升沉运动诱导的 SCR 立管 TDP 往复运动及其与水流和土体的动力耦合作用, 并实现对流固土多物理参数的同步测量。流固土耦合水槽的双向造流系统可产生方向可调的水流。水槽中间试验段布

置有长 5.0 m、深 0.5 m 的土槽。鉴于 SCR 立管长径比通常较大, 本实验研究采用截断试验模拟方法: 将原型立管在 TDZ 上方截断, 并利用机械加载装置对截断点进行位移控制, 以简化模拟浮式平台升沉运动诱导的立管运动。模型立管安装于土槽一端, 通过垫板厚度调整立管水平段的预埋深度; 立管的另一端则铰接于竖向往复运动机构, 可自动调节立管垂向运动的振幅和周期, 实现模型立管上端的竖向正弦循环往复运动。

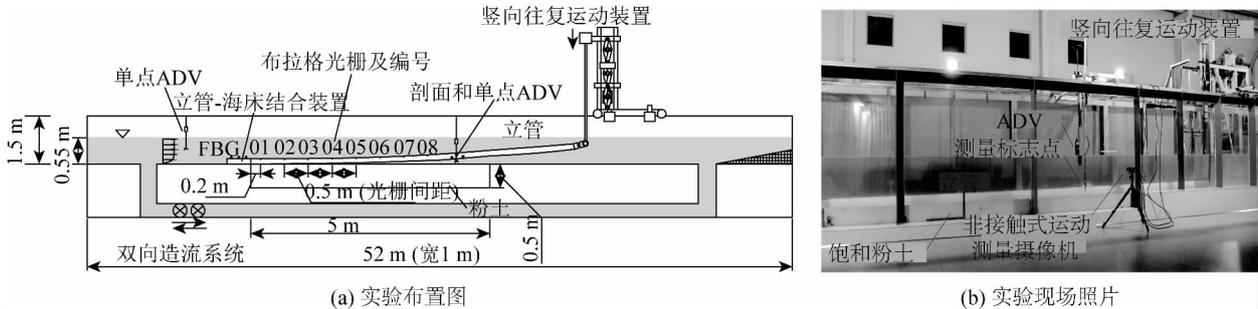


图 1 SCR 立管触地段与土体相互作用装置

Fig. 1 Experiment facility for SCR riser-soil interaction at touch-down zone

利用声学多普勒流速仪 ADV 测量立管特征点水平位置的( 本实验中, 立管特征点选取为立管中轴线上距床面 1.0 倍管径高度处) 垂向 4.5 cm 和 34.5 cm 处及其上游 2 m 处的流速; 利用非接触式运动测量系统测量立管特征点的运动; 立管正上方外表面布有 8 个光纤测点, 沿立管轴向均匀分布, 间隔为 0.5 m。每组实验开始前, 使加载端立管的下表面与海床接触, 将各测点应变设置为零。

参考应用于 1 800 米水深的原型 SCR 立管数据<sup>[15]</sup>, 设计模型立管为外径 0.110 m、总长 7.0 m 的聚氯乙烯材质的模型立管。 $\frac{EI}{W_r D^3}$ 、 $\frac{W_r}{\gamma_w D^2}$  是与立管形状有关的相似准数。模型与原型的  $\frac{EI}{W_r D^3}$  分别为  $1.341 \times 10^6$ 、 $1.626 \times 10^6$ , 模型与原型的  $\frac{W_r}{\gamma_w D^2}$  分别为 0.98、1.80, 处于同一数量级。实验土体为饱和粉土: 土颗粒平均粒径  $d_{50} = 0.047 \text{ mm}$ , 相对密度  $D_r = 0.85$ , 浮容重  $\gamma' = 11.47 \text{ kN/m}^3$ 。土体制备时, 先将粉土与水搅拌均匀至饱和, 再倒入试验段, 待其充分固结沉降后进行实验。通过改变流动速度及方向、立管初始嵌入深度等参数, 开展了 9 组典型模型实验, 主要实验参数如表 3 所示。

表 3 系列水槽模型实验参数

Tab. 3 Test conditions for a series of flume experiments

实验编号	远场流速 $U / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	初始嵌入深度 $e_0 / \text{cm}$	特征点与 TDP 水平距离 $l_0 / \text{m}$	立管特征点处的 倾角正切值 $\tan \alpha$	立管特征点振幅 $A / \text{m}$	立管运动周期 $T / \text{s}$
SCD01	-0.12 <sup>*</sup>	1.8	2.62	0.07	0.11	5.0
SCD02	0.12	1.8	2.62	0.07	0.11	5.0
SCD03	-0.20	1.8	2.62	0.07	0.11	5.0
SCD04	0.19	1.8	2.62	0.07	0.11	5.0
SCD05	-0.28	1.8	2.62	0.07	0.11	5.0
SCD06	-0.12	2.6	2.61	0.07	0.11	5.0
SS01	0.12	1.8	2.62	0.07	0	$\infty$
SS02	-0.12	1.8	2.62	0.07	0	$\infty$
SD01	0	1.8	2.62	0.07	0.11	5.0

注: 表中“+”和“-”分别代表从立管触地端流向立管运动端的“正向水流”、从立管运动端流向立管触地端的“逆向水流”;  $T = \infty$  表示立管是静止的。

### 3 实验结果及分析

#### 3.1 立管触地段的局部冲刷形态

实验现象显示,对于无水流荷载的情况( $U=0$ ),仅在运动立管拍击作用下,立管下方土体形成的沟槽较浅,沟槽最大深度约为0.09倍管径。图2给出了 $e_0/D=0.16$ , $KC=6.28$ , $\beta=1.54 \times 10^3$ , $Fr_c=0.12$ (正向流)等参数条件下立管触地周围的冲刷地形情况。可见,在水流荷载下,运动立管下方沟槽则明显加剧:沟槽最大深度约为0.3倍管径;沟槽宽度由加载端到固定端逐渐减小,沟槽深度沿立管轴向分布呈现中部较大、两端较小的变化规律(见图2、图3),这与现场观测到的沟槽形状相符<sup>[17]</sup>。立管触地段的绕流流场特性实验表明,触地段除受到海床附近的底流作用外,立管结构的往复运动可产生周期性变化的二次振荡绕流,两者叠加使得立管触地段附近土体更易发生局部冲刷。

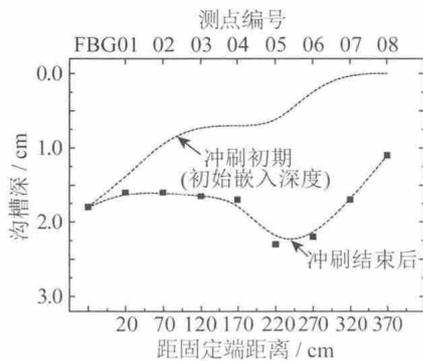


图2 冲刷前后立管正下方沟槽深度的变化 ( $e_0/D=0.16$ ,  $KC=6.28$ ,  $\beta=1.54 \times 10^3$ ,  $Fr_c=0.12$ , 正向流)

Fig. 2 Variation of the trench depth vertically below the SCR before and after scour ( $e_0/D=0.16$ ,  $KC=6.28$ ,  $\beta=1.54 \times 10^3$ ,  $Fr_c=0.12$ , forward current)

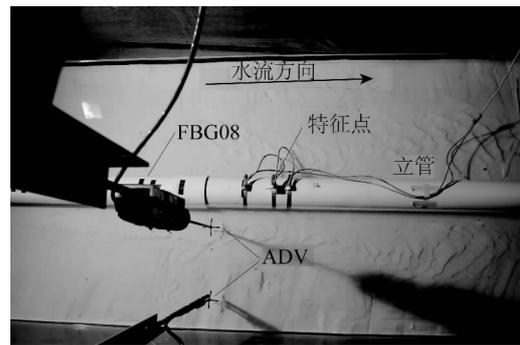
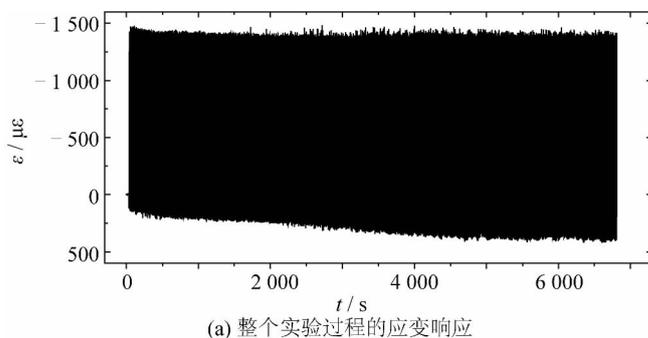


图3 冲刷结束后特征点附近床面照片 ( $e_0/D=0.16$ ,  $KC=6.28$ ,  $\beta=1.54 \times 10^3$ ,  $Fr_c=0.12$ , 正向流)

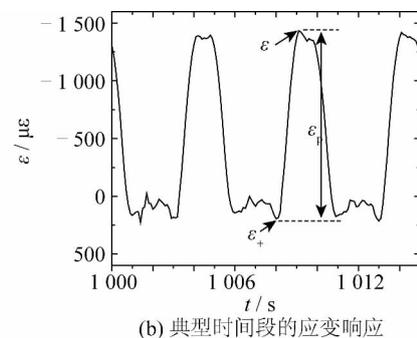
Fig. 3 The photograph of the soil near the feature point after scour ( $e_0/D=0.16$ ,  $KC=6.28$ ,  $\beta=1.54 \times 10^3$ ,  $Fr_c=0.12$ , forward current)

#### 3.2 立管触地段的结构应变响应及分析

光纤应变传感器安装固定在模型立管上表面,加载端在最高点时立管上缘受压(应变为负值),在最低点时应变为正值。图4(a)给出了实验组SCD01中应变幅值最大测点FBG02的应变随时间变化。正、负循环应变极值分别用 $\varepsilon_+$ 、 $\varepsilon_-$ 表示,循环应变幅值用 $\varepsilon_p$ 表示,即 $\varepsilon_p=(\varepsilon_+-\varepsilon_-)/2$ ,如图4(b)所示。可见,FBG02的应变幅值随冲刷发展而逐步增大。



(a) 整个实验过程的应变响应



(b) 典型时间段的应变响应

图4 应变幅值最大测点(FBG02)应变随时间变化 ( $e_0/D=0.16$ ,  $KC=6.28$ ,  $\beta=1.54 \times 10^3$ ,  $Fr_c=0.12$ , 逆向流)

Fig. 4 Variation of the maximum strain amplitude (FBG02) of the SCR versus time ( $e_0/D=0.16$ ,  $KC=6.28$ ,  $\beta=1.54 \times 10^3$ ,  $Fr_c=0.12$ , reverse current)

图5给出了冲刷过程中所有测点的应变幅值变化。可以看出, $\varepsilon_p$ 最大值所在位置不随冲刷而改变(位于测点FBG02),各测点的 $\varepsilon_p$ 随冲刷发展逐渐增大。在其它工况下,立管应变幅值呈现相同特征,局部冲刷

使立管  $\varepsilon_p$  最大值有不同程度增大。图 6 给出了无水流荷载的运动立管和水流中运动立管应变幅值最大值 (测点 FBG02) 随时间的变化情况。可见, 无水流荷载的运动立管应变幅值更早趋于稳定值, 且  $\varepsilon_p$  最大值小于水流中运动立管的工况。

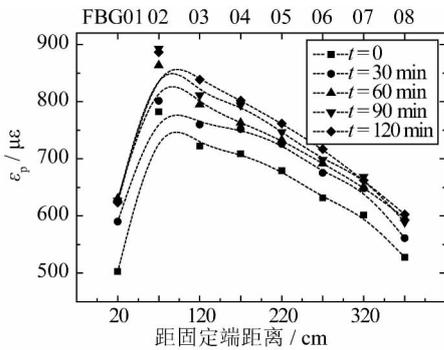


图 5 立管应变幅值分布随时间的变化 ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3, Fr_c = 0.12$ , 逆向流)  
 Fig. 5 Variation of the strain amplitude of the SCR versus time ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3, Fr_c = 0.12$ , reverse current)

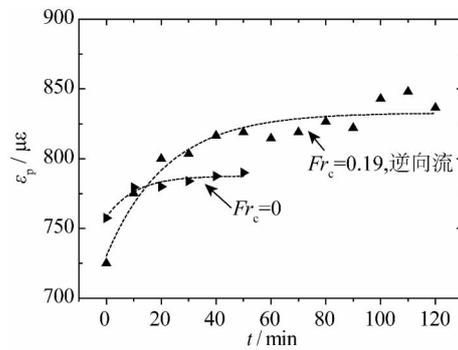


图 6 立管最大应变幅值随时间的变化 ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3$ , FBG02)  
 Fig. 6 Variation of the maximum strain amplitude along the SCR versus time ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3$ , No. 02 fiber bragg grating)

### 3.3 床面变形对立管触地段应变幅值的影响

图 7 分别给出了每隔 10 min FBG02 的正负应变极值的变化。由图 7 可看出, 冲刷后  $\varepsilon_+$  增大  $268 \mu\varepsilon$ ,  $\varepsilon_-$  增大  $40 \mu\varepsilon$ , 但小于  $\varepsilon_+$  的增幅。因此, 幅值  $\varepsilon_p$  随冲刷增大的主要原因是  $\varepsilon_+$  的增大。图 8 给出了实验组冲刷初期和冲刷 2 h 后一个运动周期内 FBG02 的应变变化, 以分析  $\varepsilon_+$  随冲刷增大的原因; 图 9 则对比了冲刷 2 h 后与图 8 同时刻的其它测点的应变响应情况。

从图 8 可看出, 在立管运动的典型周期内, 立管上部的拉应变幅值先逐渐减小; 经历中间过渡区后, 继而拉应变逐渐增大。冲刷 2 h 后的应变振荡幅值大于冲刷初期的幅值。受冲刷变形影响的立管应变突增幅值明显大于冲刷初期的应变振荡幅值。在接近冲刷变形最大处的立管 (测点 FBG02) 拉应变突增程度最大, 向两侧则逐渐减小 (见图 9): 即距固定端越近 (测点编号越小), 则应变振荡幅值越小; 距离加载端较近的测点 (FBG05) 的应变突增现象不明显。实验观察到的立管运动与实时应变数据对比表明, 立管上缘拉应变突增发生在从立管触地段由最低点加速上升的瞬间。拉应变的突增幅度决定了正循环应变极值  $\varepsilon_+$  的大小。与有水流荷载的工况相比, 无水流荷载的运动立管实验结束后床面形状变化小, 固定端附近管床间距小, 因而最终的  $\varepsilon_p$  小于加载水流中运动立管情况。在本实验中, 与冲刷初始阶段相比, 冲刷 2 h 后的应变幅值的最大增幅可达 25.9%。可见, 在疲劳设计时若不考虑冲刷或沟槽对立管应变幅值的影响, 则可能偏于危险。

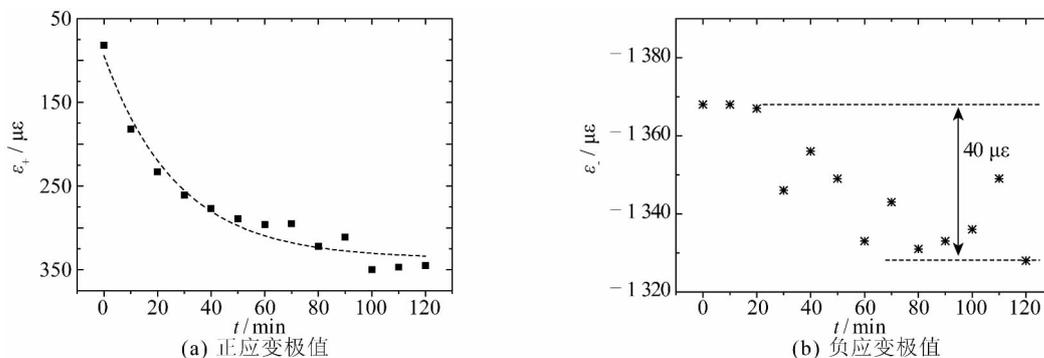


图 7 正应变极值和负应变极值随冲刷的变化 ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3, Fr_c = 0.19$ , 逆向流, FBG02)

Fig. 7 Variation of the extreme positive and negative strain in the development of scour ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3, Fr_c = 0.19$ , reverse current, No. 02 fiber bragg grating)

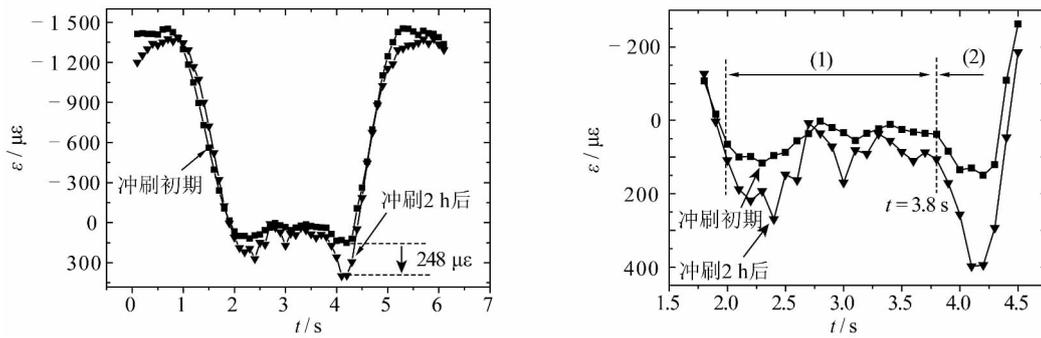


图 8 冲刷初期与冲刷 2 h 后的应变变化 ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3, Fr_c = 0.12$ , 逆向流, FBG02)

Fig. 8 Variation of the strain at the beginning and 2 hours later of scour ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3, Fr_c = 0.12$ , reverse current, No. 02 fiber bragg grating)

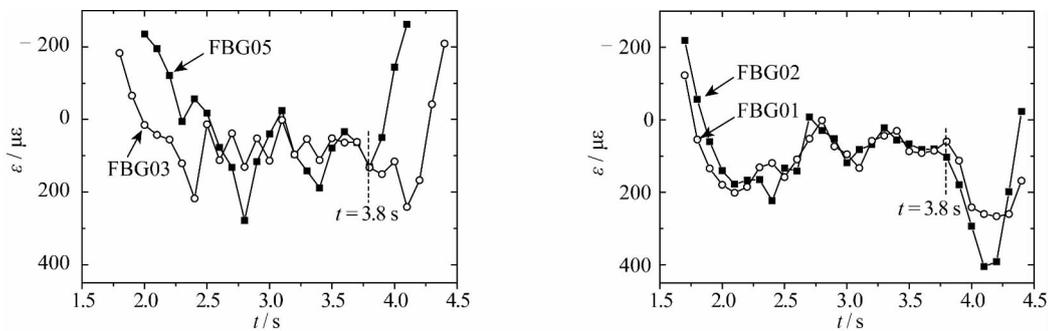


图 9 冲刷 2 h 后各测点的应变变化 ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3, Fr_c = 0.12$ , 逆向流)

Fig. 9 Variation of the strain at fiber Bragg gratings for two hours duration of scouring ( $e_0/D = 0.16, KC = 6.28, \beta = 1.54 \times 10^3, Fr_c = 0.12$ , reverse current)

#### 4 结 语

1) 设计了钢悬链线立管与海床动力耦合模拟装置。该装置搭建于流固土耦合波流水槽,可模拟浮式平台升沉运动诱导的 SCR 立管触地段往复运动及其与水流和土体冲刷的动力相互作用,并实现对流固土多物理参数的同步测试分析。

2) 立管往复运动可产生周期性变化的二次振荡绕流,它与加载水流相叠加使得立管触地段附近土体更易发生局部冲刷;相应地,可引起 SCR 立管结构应力最大幅值的增大。

3) 随着管土拍击作用和局部冲刷变形的发展,SCR 立管触地段结构的循环应变幅值逐渐增大并趋于稳定值。由于固定端附近管段的悬跨及惯性,在立管脱离床面的瞬间观测到立管上缘的拉应变值突增现象。随着床面冲刷变形的发展,立管结构循环应变的变化幅值将逐渐增加。

#### 参考文献:

[1] SONG R, STANTON P. Advances in deepwater steel catenary riser technology state-of-the-art: Part I-design [C]//Proceedings of 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2007: 331-344.

[2] 白勇 龚顺风, 白强, 等. 水下生产系统手册 [M]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2012. (BAI Yong, GONG Shunfeng, BAI Qiang, et al. Manual for subsea production systems [M]. Harbin: Harbin Engineering University Press, 2012. (in Chinese))

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

[4] HU H J E, LEUNG C F, CHOW Y K, et al. Centrifuge modelling of SCR vertical motion at touchdown zone [J]. Ocean

- Engineering , 2011 , 38( 7) : 888-899.
- [5] WANG L , ZHANG J , YUAN F , et al. Interaction between catenary riser and soft seabed: Large-scale indoor tests [J]. Applied Ocean Research , 2014 , 45: 10-21.
- [6] BRIDGE C , HOWELLS H , TOY N , et al. Full-scale model tests of a steel catenary riser [J]. Advances in Fluid Mechanics , 2003 , 36: 107-116.
- [7] HODDER M S , BYRNE B W. 3D experiments investigating the interaction of a model SCR with the seabed [J]. Applied Ocean Research , 2010 , 32( 2) : 146-157.
- [8] AUBENY C , BISCONTIN G. Interaction model for steel compliant riser on soft seabed [C]//Offshore Technology Conference. 2008: paper No , 194193.
- [9] AUBENY C P , SHI H , MURFF J D. Collapse loads for a cylinder embedded in trench in cohesive soil [J]. International Journal of Geomechanics , 2005 , 5( 4) : 320-325.
- [10] GAO F P , WANG N , ZHAO B. Ultimate bearing capacity of a pipeline on clayey soils: Slip-line field solution and FEM simulation [J]. Ocean Engineering , 2013 , 73: 159-167.
- [11] ELLIOTT B J , ZAKERI A , BARRETT J , et al. Centrifuge modeling of steel catenary risers at touchdown zone part II: Assessment of centrifuge test results using kaolin clay [J]. Ocean Engineering , 2013 , 60: 208-218.
- [12] WANG K P , XUE H X , TANG W Y , et al. Fatigue analysis of steel catenary riser at the touch-down point based on linear hysteretic riser-soil interaction model [J]. Ocean Engineering , 2013 , 68: 102-111.
- [13] LI F Z , DWIVEDI A , LOW Y M , et al. Experimental investigation on scour under a vibrating catenary riser [J]. Journal of Engineering Mechanics , 2013 , 139( 7) : 868-878.
- [14] DET NORSKE VERITAS. Offshore standard DNV-RP-F204: riser fatigue [S]. DNV Services , Research and Publications , Hovik , Norway , 2010.
- [15] PESCE C P , MARTINS C A , DA SILVEIRA L M Y. Riser-soil interaction: local dynamics at TDP and a discussion on the eigenvalue and the VIV problems [J]. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering , 2006 , 128( 1) : 39-55.
- [16] SUMER B M , FREDSØE J. Hydrodynamics around cylindrical structures [M]. World Scientific , 1997.
- [17] BRIDGE C D , HOWELLS H A. Observations and modeling of steel catenary riser trenches [C]//Proceeding of 17th International Offshore and Polar Engineering Conference. 2007: 803-813.