

非对称管-土边界的海底悬跨管道涡激振动特性^①

徐万海, 谢武德, 高喜峰, 任钟书

(天津大学 水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072)

摘要:海底悬跨管道涡激振动问题十分复杂,需考虑流-管-土多场耦合效应。本文将悬跨管线简化为 Euler-Bernoulli 梁,两端跨肩管-土作用与线弹性弹簧和扭转弹簧近似,采用 Van der pol 方程描述旋涡脱落的尾迹特性。利用模态正交性对流-耦合控制方程进行解耦,采用龙格-库塔法进行数值求解,重点分析非对称边界对海底管道涡激振动特性的影响。计算结果表明:非对称边界条件对最大响应幅值影响不大;约束条件越强烈,模态激发越难,响应频率越高。

关键词:悬跨; 涡激振动; 非对称管-土边界; 海底管道

中图分类号: TB123; TV312

文献标志码: A

文章编号: 1000-0844(2014)04-0773-05

DOI: 10.3969/j.issn.1000-0844.2014.04.0773

Vortex-induced Vibrations of a Free-span Submarine Pipeline under Asymmetric Pipe-soil Boundary Conditions

XU Wan-hai, XIE Wu-de, GAO Xi-feng, REN Zhong-shu

(State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: The submarine pipeline from offshore petroleum fields must frequently pass over uneven seafloor areas. In such cases, the pipeline may have free spans when crossing depressions. If dynamic loads occur, the free span may oscillate, and time-varying stresses may create unacceptable fatigue damage. A major source for dynamic stresses in free-span pipelines is vortex-induced vibration (VIV) caused by steady current. This effect is dominant on deep water pipelines because wave-induced velocities and accelerations decay with increasing water depth. Vortex-induced vibrations in a free-span pipeline are a highly complex phenomenon in which the fluid-pipeline-soil coupling should be considered. One challenge for free-span analysis relates to accurate prediction of VIV and design of a pipeline system to mitigate its effects. In this paper, VIV of a free-span pipeline under asymmetric boundary conditions is analyzed. The submarine pipeline was modeled by using an Euler-Bernoulli beam. The two ends were restrained by an extension spring and a twist spring. The wake flow was described by Van der pol equation, and a wake oscillator model was introduced. The model parameters were estimated according to experimental data. The coupling equations were decoupled by the modal principle, and the numerical results were obtained by Runge-Kutta method. It was concluded that stricter asymmetric boundary conditions relate to more difficulty in the high mode and higher response frequency, which had little effect on the response amplitude.

Key words: free-span; vortex-induced vibration (VIV); asymmetric pipe-soil boundary condition;

① 收稿日期: 2014-08-20

基金项目: 国家自然科学基金(51209161, 51479135, 51379144); 中国博士后科学基金(2013M530116); 国家重点基础研究计划-973计划(2014CB046801)

作者简介: 徐万海(1981-), 男, 博士, 副教授, 主要从事海洋管道振动、管-土相互作用等方面的研究。

submarine pipeline

0 引言

深海海底管道常铺设于海床表面,由于地形起伏、海流冲刷等原因,常出现大量悬跨。在一定条件下,海流经过悬跨管段会出现涡激振动现象,导致结构发生严重的疲劳损伤。

海底悬跨管道涡激振动是一个海流、海床与管道之间相互作用的“流-固-土”动力耦合问题,学术界对此已经做了广泛深入的研究。Anfinson^[1]对海底管道悬跨结构的涡激振动研究进行了综述。Choi^[2]通过能量平衡原理求解不同边界条件下悬跨管道振动特性,分析了不同轴向力对许用管跨长度的影响。涡激振动发生的过程中,管道结构除了与流场发生相互作用外,还将和海底土壤发生耦合作用。Larsen^[3]指出对于理想的自由管跨 VIV 模型,海床耦合接触是必须考虑的一个重要因素。艾尚茂等^[4]基于改进的尾流振子模型,采用非线性弹簧近似管-土耦合边界,研究了悬跨管道的涡激振动响应,发现管线的最大幅值较不考虑管-土耦合边界条件时有所减小。Larsen 等^[3,5]采用半经验模型和有限元方法,探讨了端部跨肩支承处管-土相互作用对悬跨管段涡激振动的影响,结果表明非线性支承条件对管线应力响应有明显影响。李小超等^[6]针对悬跨管道两端土壤支撑对横流向涡激振动的影响开展了实验研究,并编制了基于 VIVANA 模型频率响应法的海底管线悬跨段涡激振动响应预报程序。工程上一般采用阻抗元件来简化悬跨管道与海床相互作用分析。DNV-RP-F105^[7]规范中,对于小应变情形下,基于方形地基的半空间理论,给出了土体弹簧刚度计算公式。

总结前人的研究成果,发现现阶段学术界和工程界对悬跨管道两端跨肩处的处理方式大多为简化成对称的简支、固支和一般边界条件,而非对称边界问题少有提及。本文重点分析非对称管-土边界的海底悬跨管道涡激振动特性,揭示非对称边界条件对悬跨管道涡激振动的影响机制。

1 理论模型

1.1 结构模型

以如图 1 所示的垂直于来流方向上的管道横流向涡激振动为研究目标,忽略管道的几何非线性和水动力对跨肩段管道的影响,管道可简化为欧拉-伯努利梁:

$$m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + C \frac{\partial y}{\partial t} - T \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} + EI \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} = F \quad (1)$$

式中 $m = m_s + m_a$, m_s 为单位长度结构质量, $m_a (= C_a \frac{\pi}{4} \rho D^2)$ 为附加质量, C_a 是附加质量系数, D 为管道的外径, ρ 为海水密度; y 为横流向的结构位移; t 为时间; $C = C_s + C_f$ 为管道的阻尼(包括结构阻尼 C_s 和水动力阻尼 C_f); T 为管道轴向力; x 为管道轴向的空间坐标; EI 为结构的弯曲刚度; $F = (\frac{1}{2} C_L \rho D U^2)$ 是涡激升力, C_L 为瞬时的升力系数, U 为来流速度。

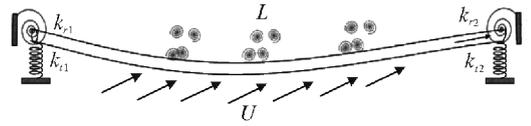


图 1 悬跨管道示意图

Fig.1 Schematic diagram of a free span pipeline

1.2 尾流模型

运用 Facchinetti^[8]提出的加速度耦合尾流振子模型描述漩涡脱落的尾迹特性:

$$\frac{\partial^2 q}{\partial t^2} + \epsilon \omega_s (q^2 - 1) \frac{\partial q}{\partial t} + \omega_s^2 q = \frac{A}{D} \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \quad (2)$$

变量 q 为瞬时的升力系数 C_L 与固定圆柱升力系数 C_{L0} 之比, $q = 2C_L / C_{L0}$; $\omega_s = (2\pi St \frac{U}{D})$ 为漩涡脱落频率,其中 St 是 Strouhal 常数; ϵ 和 A 为尾流振子的模型参数,根据漩涡脱落的情况选取不同的值,它反映尾流振子模型和管道涡激振的耦合关系。

参数 A 的取值为^[9]:

$$A = 10 \text{ 当 } V_r < 5, A = 4 \text{ 当 } 0 \leq V_r \leq 5 \quad (3)$$

根据管道的最大响应幅值与实验值相等的原则,确定模型参数 ϵ ,如下:

$$\frac{C_{L0}}{2(S_G + \pi^3 St^2 \gamma)} \sqrt{1 + \frac{A}{\epsilon} \frac{C_{L0}}{4(S_G + \pi^3 St^2 \gamma)}} = 1.12e^{-1.05 S_G} \quad (4)$$

其中 S_G 为约化质量阻尼参数,

$$S_G = 8\pi^2 St^2 \zeta \frac{m_s}{\rho D^2} \quad (5)$$

γ 为迟滞因子,表达式为:

$$\gamma = \frac{C_D}{\pi^2 St} \quad (6)$$

其中 ζ 为结构阻尼因子; C_D 为阻力系数,综合根据

式(3)~(6),确定 ϵ 和 A 值。

1.3 边界条件

跨肩处管-土边界等效为弹性支承,以扭转弹簧和线性弹簧约束模拟工程实际中的管-土相互作用,边界条件方程为^[10]:

$$EI \frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial x^2} = k_{r1} \frac{\partial y(0,t)}{\partial t} \quad (7)$$

$$T \frac{\partial y(0,t)}{\partial x} - EI \frac{\partial^3 y(0,t)}{\partial x^3} = k_{t1} y(0,t) \quad (8)$$

$$EI \frac{\partial^2 y(L,t)}{\partial x^2} = -k_{r2} \frac{\partial y(L,t)}{\partial t} \quad (9)$$

$$T \frac{\partial y(L,t)}{\partial x} - EI \frac{\partial^3 y(L,t)}{\partial x^3} = -k_{t2} y(L,t) \quad (10)$$

其中: k_{r1} 和 k_{t1} 分别为悬跨管道左端的扭转和线性弹簧弹性系数; k_{r2} 和 k_{t2} 为右端的扭转和线性弹簧弹性系数。

2 数值求解

2.1 固有频率和振型分析

令 $y(x,t) = \phi(x)p(t)$,代入式(1)中,忽略阻

$$H = \begin{bmatrix} s_1^2 & \frac{k_{r1}s_1}{EI} \\ \frac{k_{t1}}{EI} & -s_1^3 \frac{Ts_1}{EI} \\ -s_1^2 \cos(s_1L) - \frac{k_{r2}}{EI} \sin(s_1L) & -s_1^2 \sin(s_1L) + \frac{k_{r2}}{EI} s_1 \cos(s_1L) \\ s_1^3 \sin(s_1L) + \frac{T}{EI} s_1 \sin(s_1L) - \frac{k_{t2}}{EI} \cos(s_1L) & -s_1^3 \cos(s_1L) - \frac{T}{EI} s_1 \cos(s_1L) - \frac{k_{t2}}{EI} \sin(s_1L) \\ -s_2^2 & \frac{k_{r1}}{EI} s_2^2 \\ \frac{k_{t1}}{EI} & s_2^3 - \frac{Ts_2}{EI} \\ s_2^2 \cosh(s_2L) + \frac{k_{r2}}{EI} s_2 \sinh(s_2L) & s_2^2 \sinh(s_2L) + \frac{k_{r2}}{EI} s_2 \cosh(s_2L) \\ s_2^3 \sinh(s_2L) - \frac{T}{EI} s_2 \sinh(s_2L) - \frac{k_{t2}}{EI} \cosh(s_2L) & s_2^3 \cosh(s_2L) - \frac{T}{EI} s_2 \cosh(s_2L) - \frac{k_{t2}}{EI} \sinh(s_2L) \end{bmatrix} \quad (15)$$

$$C = [c_1 \quad c_2 \quad c_3 \quad c_4]^T \quad (16)$$

要确保式(16)中 C 不全为零,必需 $|H| = 0$,得到关于 λ 的超越方程,运用二分法求出 λ 值,再代入式(14),求解关于 C 方程组。

由于 $|H| = 0$,所以 C 有无穷个解,利用最小二乘法求出 C 的最小模值。得到 C 后代入式(14),最终确定 $\phi(x)$,同时得到相应的固有频率。

尼项和外力项,对固有振型和固有频率进行求解。

$$\phi(x) \ddot{p}(t) - \frac{T}{m} \phi'(x) + \frac{EI}{m} \phi''''(x) p(t) = 0 \quad (11)$$

振型函数为:

$$\phi(x) = c_1 \cos(s_1x) + c_2 \sin(s_1x) + c_3 \cosh(s_2x) + c_4 \sinh(s_2x) \quad (12)$$

其中 $s_1 = \sqrt{\sqrt{\lambda^4 + \frac{g^4}{4} + \frac{g^2}{2}}}$; $s_2 = \sqrt{\sqrt{\lambda^4 + \frac{g^4}{4} - \frac{g^2}{2}}}$ 。

与时间相关的项: $\ddot{p}(t) + \omega^2 p(t) = 0$,其中 $\omega^2 = \lambda^4 \frac{EI}{m}$ 。解此微分方程可以得到:

$$p(t) = p(0) \cos(\omega t) + \frac{\dot{p}(0)}{\omega} \sin(\omega t) \quad (13)$$

式中 $p(0)$ 和 $\dot{p}(0)$ 分别为初始时刻的位移和速度。

运用边界条件进行固有频率和固有振型的求解。将 $\phi(x)$ 代入式(7)(8)(9)(10)可得到:

$$H * C = 0 \quad (14)$$

其中:

2.2 耦合方程求解

令:

$$q(x,t) = \sum_{i=0}^{\infty} \phi_i(x) q_i(t) \quad y(x,t) = \sum_{i=1}^{\infty} \phi_i(x) p_i(t) \quad (17)$$

利用振型正交性对结构方程和尾迹方程进行化简,得到流-固耦合运动方程组为:

$$\ddot{p}_j(t) + c_j \cdot \dot{p}_j(t) + \omega_j^2 p_j(t) = \frac{\rho D U^2 C_{L0}}{4m} q_j(t) \quad (18)$$

$$\ddot{q}_j(t) + \frac{\epsilon \omega_s \int_0^l [(\sum_{i=1}^n \phi_i(x) q_i(t))^2 - 1] \cdot (\sum_{i=1}^n \phi_i(x) \dot{q}_i(t)) \cdot \phi_j(x) dx}{\int_0^l \phi_j^2(x) dx} + \omega_s^2 q_j(t) = \frac{A_s}{D} \ddot{p}_j(t) \quad (19)$$

一般情况下,海底悬跨管道涡激振动很难激发高阶模态,因此选取前4阶模态进行计算分析,可在满足工程实际需求的前提下减少计算量。采用4阶Runge-Kutta法对上述式(18)、式(19)数值求解。

2.3 模型正确性验证

为验证悬跨管道涡激振动尾流振子模型的合理性,以及数值算法的正确性,首先以李小超^[6]的实验为算例,进行分析计算和对比,实验的基本模型参数如表1所示。

表1 实验管道模型基本参数

外径 D/m	0.016
模型长度 L/m	2.658
弯曲刚度 EI/Nm^2	95.8
单位长度质量 $m_s/(kg \cdot m^{-1})$	0.86
轴向力 T/N	12.7
结构阻尼比 $\zeta/\%$	4.87

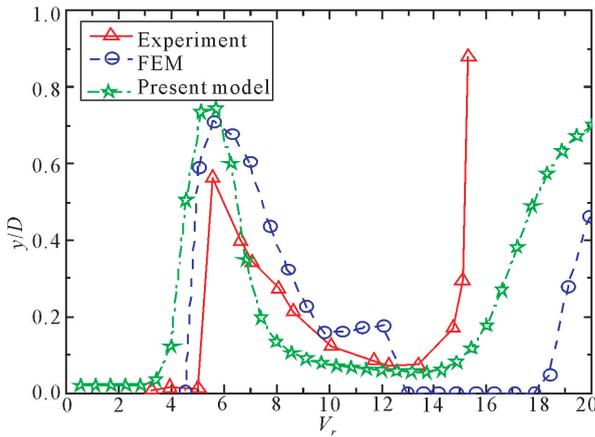


图2 最大响应幅值结果对比示意图

Fig.2 Comparison of max-response amplitude

图2对比了管道结构的最大响应幅值计算结果与实验结果、有限元(FEM)结果,通过分析可以得到:本文的振子模型获得的计算结果与实验结果吻合很好,与有限元结果差异亦很小,充分证明了尾流振子模型的合理性,以及采用数值处理方法的正确性。

3 结果分析

运用尾流振子模型分析管-土边界条件变化时

海底管线涡激振动特性,重点讨论非对称管土边界对悬跨管道涡激振动的影响机制,计算中选取管道参数如表2所示。

表2 管道基本参数^[11]

Table 2 Parameters of pipe^[11]

外径 D/m	0.556
管道长度 L/m	100
弯曲刚度 EI/Nm^2	2.93E+8
单位长度质量 $m_s/(kg \cdot m^{-1})$	314.9
轴向力 T/kN	250
结构阻尼比 $\zeta/\%$	0.3

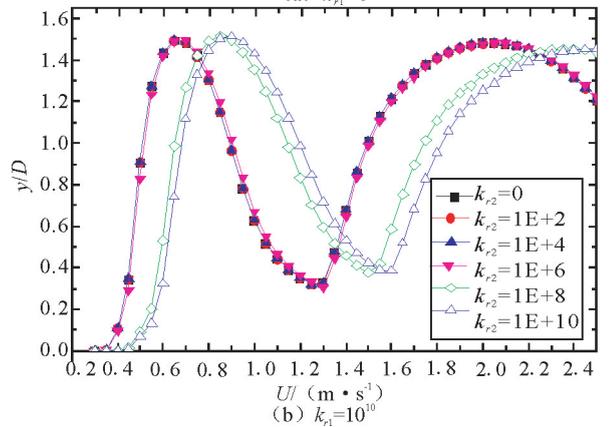
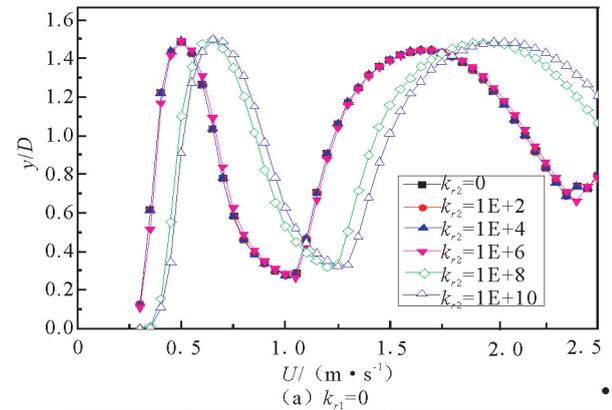


图3 扭转弹簧对涡激振动的最大响应幅值

Fig.3 The max-response amplitude

分成两种情况考虑非对称边界条件的影响:(a)设定悬跨管线两端为简支,变化一端的扭转弹簧($k_{r1}=k_{r2}=10^{10}$; $k_{r1}=0$,变化 k_{r2});(b)设定悬跨管线一端为固定端,另一端为简支,变化简支端的扭转弹簧系数($k_{r1}=k_{r2}=10^{10}$; $k_{r1}=10^{10}$,变化 k_{r2})。分析扭转弹簧对涡激振动最大响应幅值(图3)和响应

频率的影响(图 4)。

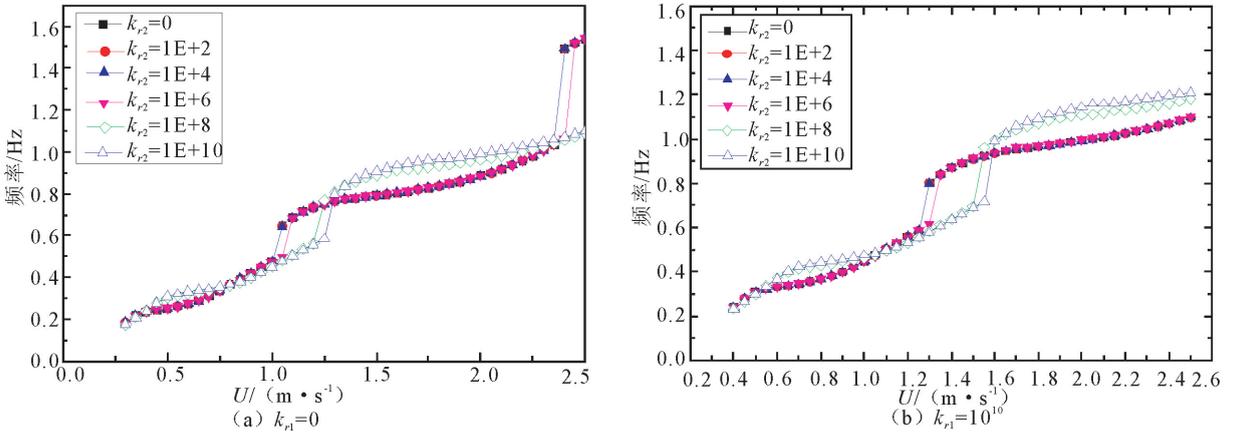


图 4 扭转弹簧对涡激振动响应频率

Fig.4 The response frequency

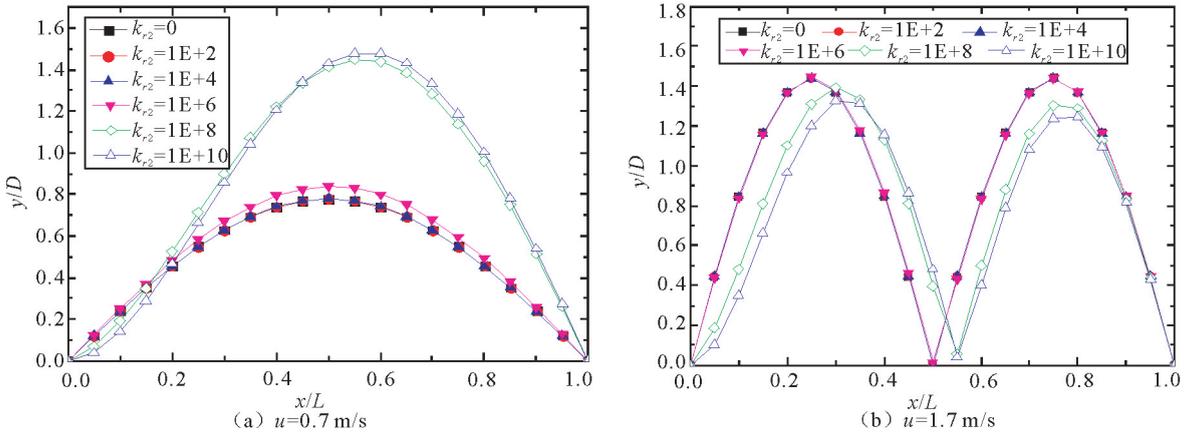


图 5 不同海流速度时最大响应幅值包络线

Fig.5 The envelope curve of the max-amplitude

为了充分分析扭转弹簧对悬跨管线涡激振动响应的影 响,分别绘制了 $k_{r1}=0$ 时海流速度为 $U=0.7$ m/s、 1.7 m/s 的最大响应幅值包络线(图 5)。

通过分析图 3~图 5 可以发现:改变扭转弹簧系数,对最大响应幅值影响不是很明显;弹簧系数在 $0\sim 10^4$ 和 $10^8\sim 10^{10}$ 变化比较小;弹簧系数在 $10^6\sim 10^8$ 变化比较大,整体运动响应向右平移了。也就是说激发同样的最大响应幅值需要更大的来流速度;扭转弹簧系数对模态激发影响比较大;悬跨管线两约束条件越强烈,模态激发越难。

4 结论

本文研究了非对称边界条件对海底悬跨管线在

海流的作用下横向涡激振动响应的影 响,通过分析可以得到以下结论:

- (1) 两端约束对海底管线涡激振动的最大响应幅值影响不大;
- (2) 两端约束越强烈,激发海底管线涡激振动高阶模态就越难,响应频率偏高。

参考文献(References)

[1] Anfinson K A.Review of Free Spanning Pipelines[C]//Proceeding of ISope'95,1995.
 [2] Choi H S.Free Spanning Analysis of Offshore Pipelines[J].Ocean Engineering,2001,28(10):1325-1338.