

线性剪切流中深海立管顺流涡激振动响应及疲劳损伤研究

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: 采用圆柱体顺流受迫振荡试验数据, 并引入顺流流体力放大因子, 建立考虑横流对顺流响应影响的深海立管顺流涡激振动预报模型。该模型假定对应顺流涡激振动两个不稳定区的涡脱落模式相互独立, 因此允许对应于不同不稳定区的两个模态能量输入区相互叠加。运用建立的涡激振动预报模型对 HanØtangen 试验模型进行分析, 并与试验结果的位移均方根和主要控制模态进行了比较, 结果均吻合较好。采用 S-N 方法, 对顺流涡激振动诱发的深海立管疲劳损伤进行分析, 研究了能量比截断值、顶端张紧力和流速分布对疲劳损伤的影响, 得到一些有意义的结论。

关键词: 顺流涡激振动; 能量输入叠加区域; 流体力放大因子; 疲劳损伤

中图分类号: P752

文献标识码: A

In-Line VIV response and fatigue damage of a deepwater riser in linearly sheared flow

WANG Kun-peng, XUE Hong-xiang, TANG Wen-yong

(State key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: Using in-line (IL) forced oscillation test data of a rigid cylinder, an IL vortex induced vibration (VIV) prediction model for a deepwater riser was constructed. The model took the effect of cross-flow (CF) vibration on the IL vibration into account by introducing an IL hydro-dynamic amplification factor. Generally, there may be some overlapped regions in a power-in zone associated with different modes. Under the assumption that the vortex shedding modes associated with two different instability regions be mutually independent, a method was applied to handle the overlapped regions. The IL VIV of a Han Øtangen test riser was predicted using the presented model, the obtained displacement RMS and the main control modes agreed well with those of the test data. In order to study the IL induced fatigue, fatigue damage analyses were conducted for a deepwater riser by use of S-N approach. Based on these, the effects of power ratio cut-off value, top tension and current profile on the fatigue damage were discussed, and some useful conclusions were obtained.

Key words: in-line vortex induced vibration (IL VIV); overlapped power-in region; hydro-dynamic amplification factor; fatigue damage

立管在来流作用下会在两侧发生涡脱落, 诱发立管涡激振动, 当涡脱落频率和立管振动频率锁定时, 立管的响应幅值会明显增大。随着立管在深海区域的广泛应用, 涡激振动效应更加明显, 因而其诱发的疲劳损伤日益受到重视, 研究并掌握深海立管涡激振动预报方法对提高立管的设计精度有重大意义。

目前, 学术界对立管横流方向的涡激振动已有比较全面的研究, 并形成了商业预报软件, 如 Shear7 和 VIVANA 等, 而对顺流涡激振动预报方法的研究开展尚

不全面, 但是近几年的研究发现, 顺流方向的涡激振动诱发的疲劳损伤与横流涡激振动非常接近, 在立管的疲劳分析中不容忽视^[1]。已公布的有关顺流涡激振动的文献大都采用试验或 CFD 方法。Martin^[2]采用简单的钟摆装置对 0.5 m 长的圆柱体进行试验, 结果表明, 在一定的折减速度范围内, 顺流方向的振动频率约为横流方向的 2 倍; Song 等^[3]在雷诺数为 3 000 ~ 10 000 环境下对长 28 m、直径为 0.016 m 的立管模型进行涡激振动试验, 并给出不同均匀流速和不同张紧力下横流和顺流涡激振动响应幅值和主要控制模态, 在该实验结果中, 横流响应位移均方根最大值约为顺流的两倍, 而顺流的主要控制模态频率约为横流的两倍; Exxonmobil 石油公司^[4]在 Trondheim, Norway 的 MARINTEK 水池对长 9.63 m、直径为 0.02 m、顶端张紧力为 700 N 的

基金项目: 国家自然科学基金项目(51009089)资助; 高等学校博士学科点专项科研基金课题(20100073120017)资助

收稿日期: 2012-09-04 修改稿收到日期: 2012-09-04

第一作者 王坤鹏 男, 博士生, 1986 年生

通讯作者 薛鸿祥 男

立管分别在均匀流和线性剪切流中进行涡激振动试验,得到不同流速下的位移均方根和主要控制模态。Chen 等^[5-6]分别采用切片 CFD 技术对文献[1]中的试验模型进行了数值模拟,并与试验的位移均方根进行了对比;Remi 等^[7]对置于剪切流中的长径比为 200 圆柱进行了 CFD 模拟,并讨论了横流和顺流方向的响应以及尾涡脱落形式。上述研究方法需要消耗很大的资源,并且不适用于深海立管顺流涡激振动预报。

本文采用 Aronsen^[8]顺流受迫振荡试验数据根据能量平衡原理建立顺流涡激振动预报程序,其中顺流流体力考虑横流涡激振动响应的影响。预报模型中不同模态之间能量输入叠加区域的处理方法不同于 Shear7 等软件在横流涡激振动中采用的等长度退让方法,而是视叠加区域的两个模态的无因次频率所在的不稳定区间而定。运用本文涡激振动程序和先前开发的横流涡激振动预报程序对 Hanøtangen 试验^[9-10]模型进行分析,以验证本文预报方法的合理性,并进一步研究了顺流涡激振动诱发的深海张紧式立管疲劳损伤特性。

1 流体力模型

1.1 附加质量模型

Aronsen 开展了长 3 m、直径为 0.15 m 的圆柱体顺流受迫振荡试验, S_t 约为 0.19。试验测得的附加质量系数可表示为无因次频率 f_r ($f_r = f_{ex} D/V$) 的函数,如图 1 所示^[8]。在剪切流中,任意激发模态下立管不同部位对应不同的无因次频率,从而对应的附加质量系数也不同,而附加质量系数又将影响立管的响应频率,因此本文采用迭代分析确定各激励模态的响应频率和附加质量系数沿立管的分布,具体步骤如下:

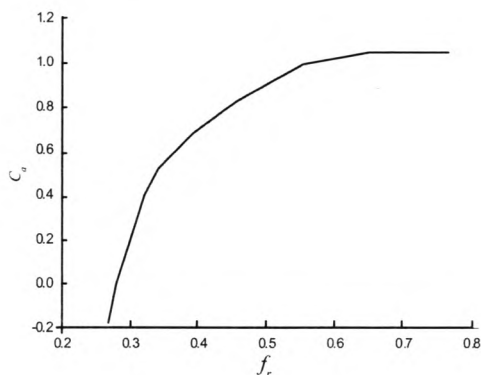


图1 顺流附加质量系数
Fig.1 IL added mass coefficient

(1) 选取初始附加质量系数 $C_a = 1.0$, 计算立管的模态频率;

(2) 根据模态频率和流速分布计算立管各位置的

无因次频率,并利用式(1)进行修正,利用图1插值得到对应的附加质量系数;

$$\left(\frac{f_r}{0.19}\right)_{\text{test}} = \left(\frac{f_r}{S_t}\right)_{\text{actual}} \quad (1)$$

(3) 更新附加质量矩阵,重新计算模态频率,并重复步骤(2)直至迭代收敛。

1.2 激励力模型

图2为试验得到的顺流激励力系数 $C_{e,IL}$ 的等值线云图,可以看出,来流作用下圆柱体主要有两个不稳定区间:第一不稳定区间的无因次频率 f_r 范围为 0.375 ~ 0.76,最大幅值比 A_{IL}/D 为 0.13;第二不稳定区间的无因次频率 f_r 范围为 0.27 ~ 0.375,最大幅值比 A_{IL}/D 为 0.11。当立管的无因次频率在上述两个不稳定区间内,则流体向圆柱体输入能量,激励圆柱体响应。当预报模型对应不同的 S_t 数时,无因次频率通过式(1)进行修正。

在来流作用下,顺流和横流涡激振动会发生明显的耦合效应,文献[11]指出,在横流涡激振动幅值比超过 0.2 ~ 0.3 时,顺流激励力会被明显放大,图3给出了放大系数 f_{amp} 随横流幅值比 A_{CF}/D 的变化曲线。

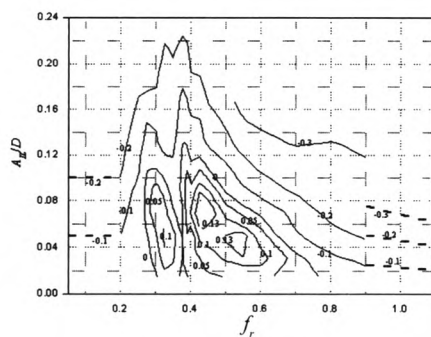


图2 顺流激励力系数, $C_{e,IL}$
Fig.2 Dynamic IL excitation, $C_{e,IL}$

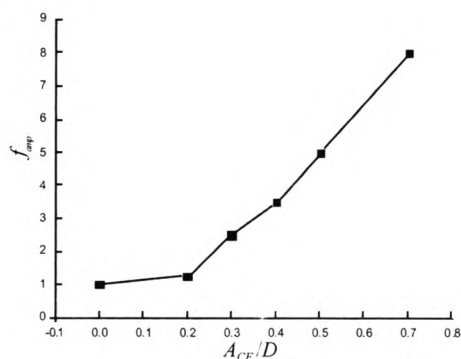


图3 顺流激励力放大系数
Fig.3 IL excitation amplification factor

1.3 阻尼模型

在不稳定区之外,流体对立管有阻尼作用,当无因次频率在实验区间 0.2 ~ 0.9 时,阻尼系数 c_f 可直接根

据实验数据得到,在实验区间外时,本文借鉴文献[12]提出的横流涡激振动水动力阻尼形式,并做一定的修正,具体如下:

低无因次频率区:

$$c_f = C_{hf} \rho_f V^2 / \omega \quad (2)$$

式中: C_{hf} 为经验系数,取 0.2; ρ_f 为流体密度; V 为流速; ω 为模态圆频率。

高无因次频率区:

$$c_f = c_{sw} + C_{lf} \rho_f DV \quad (3)$$

式中: C_{lf} 为经验系数,取 0.18。 c_{sw} 为静水阻尼:

$$c_{sw} = \frac{\omega \pi \rho_f D^2}{2} \left[2 \sqrt{\frac{2}{\omega D^2 / v}} + C_{sw} \left(\frac{A}{D} \right)^2 \right] \quad (4)$$

式中: v 为动力粘性系数; A 为模态响应幅值; C_{sw} 为经验系数,取 0.2。

由于顺流对应的涡脱落形式和振动方向不同于横流涡激振动,上述横流的经验系数并不完全适合直接应用于顺流预报模型,本文通过与试验数据云图的对比后,建议在顺流涡激振动预报中 C_{hf} 取 1.0, C_{lf} 取 0.35,静水中经验系数 C_{sw} 与横流相同,取 0.2。图 2 中虚线部分为根据上述阻尼公式拓展后的顺流水动力系数,可以看出结果与试验值衔接较好。

2 顺流涡激振动模型

在海流作用下,立管在顺流和横流方向均会发生复杂的涡激振动。本文选取立管轴向为 z 轴,流向为 x 轴,建立顺流方向立管微段的段振动微分方程为

$$(\rho + m_a) \frac{\partial^2 x(z,t)}{\partial t^2} + c \frac{\partial x(z,t)}{\partial t} + EI \frac{\partial^4 x(z,t)}{\partial z^4} - T \frac{\partial^2 x(z,t)}{\partial z^2} = F_{IL}(z,t) + W_{wet} \quad (5)$$

式中: ρ 为立管单位长度质量; m_a 为单位长度附加质量; EI 为弯曲刚度; T 为轴向力; c 为阻尼系数,包括结构阻尼 c_s 和水动力阻尼 c_f ; W_{wet} 表示单位长度立管的湿重; $F_{IL}(z,t)$ 为海流在顺流方向的激励力:

$$F_{IL}(z,t) = \frac{1}{2} \rho_f DV^2(z) C'_D(z, \omega_k) \sin(\omega_k t) \quad (6)$$

式中: $C'_D(z, \omega_k) = f_{amp} c_{e,IL}(z, \omega_k)$ 为放大后的顺流激励力系数; ω_k 为第 k 阶模态响应圆频率。

根据模态叠加理论,立管的运动响应可表示如下:

$$x(z,t) = \sum_k X_k(z) Q_k(t) \quad (7)$$

式中: $X_k(z)$ 和 $Q_k(t)$ 分别为第 k 阶模态的阵型函数和坐标函数。

本文借鉴 Shear7 对横流涡激振动预报中所采用的能量比截断思路,通过式(8)~式(10)估算所有模态的总能量 Π^k ,并将各模态能量除以最大模态能量得到各模态的能量比,再根据能量比截断值 $\mu_{cut-off}$ 选取参与响

应的模态。

$$\Pi^k = \frac{|F_k|^2}{R_k} \quad (8)$$

$$F_k = \int_{L_f} \frac{1}{2} \rho_f DV^2(z) C'_D(z, \omega_k) |X_k(z)| dz \quad (9)$$

$$R_k = \int_{L-L_f} c_f(z) X_k^2(z) \omega_k dz + \int_L c_s(z) X_k^2(z) \omega_k dz \quad (10)$$

式中: L 和 L_f 分别表示立管总长度和第 k 阶模态的流体能量输入区。

令参与响应的第 k 阶模态速度为:

$$\dot{Q}_k(t) = A_k \omega_k \sin(\omega_k t) \quad (11)$$

式中: A_k 表示第 k 阶模态的坐标函数幅值。则第 k 阶模态在时刻 t 的输入能量和输出能量为:

$$\Pi_k^{in} = \int_{L_f} \frac{1}{2} \rho_f DV^2(z) C'_D(z, \omega_k) A_k \omega_k \sin^2(\omega_k t) |X_k(z)| dz \quad (12)$$

$$\Pi_k^{out} = \int_L c(z) X_k^2(z) A_k^2 \omega_k^2 \sin^2(\omega_k t) dz \quad (13)$$

将模态输入能量和模态输出能量在一个周期 T 时间内取平均值得:

$$\langle \Pi_k^{in} \rangle = \frac{1}{T} \int_0^T \Pi_k^{in} dt = \frac{1}{4} \int_{L_f} \rho_f DV^2(z) C'_D(z, \omega_k) A_k \omega_k |X_k(z)| dz \quad (14)$$

$$\langle \Pi_k^{out} \rangle = \frac{1}{T} \int_0^T \Pi_k^{out} dt = \frac{1}{2} \int_L c(z) A_k^2 \omega_k^2 X_k^2(z) dz \quad (15)$$

假定一个周期内模态能量输入和输出平衡,即 $\langle \Pi_k^{in} \rangle = \langle \Pi_k^{out} \rangle$,则可得:

$$\frac{A_k}{D} = \frac{\frac{1}{2} \int_{L_f} \rho_f V^2(z) C'_D(z, \omega_k) |X_k(z)| dz}{\int_{L-L_f} c_f(z) X_k^2(z) \omega_k dz + \int_L c_s(z) X_k^2(z) \omega_k dz} \quad (16)$$

选取初始 A_k 值,根据流体力信息,结合式(16)进行迭代计算 A_k ,直到收敛。

海流通常容易诱发细长立管的多阶模态响应,不同模态沿立管方向的能量输入区可能会发生重叠。Shear7 软件^[13]采用等长度退让的方法处理叠加区域,实际工程应用证明该方法能较好的处理横流涡激振动能量输入叠加区域,但是顺流涡激振动与横流涡激振动存在明显的不同,前者有两个不稳定能量输入区,分别对应不同涡脱落模式,如图 4 所示,第一不稳定区的响应是由普通涡脱落和次级对称涡脱落联合诱发的,而第二不稳定区的响应仅有普通涡脱落诱发。从图 2 可以看出,两个不稳定区域都会产生较高的流体激励力,因此在一定的剪切流中,参与响应的模态沿立管方向将会有两个流体力输入中心,如果采用处理横流涡激振动的方法处理顺流涡激振动能量叠加区域,则模态的一个流体力输入中心可能被退让掉,这可能导致能量输入减少。

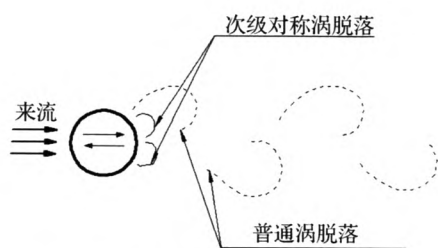


图4 涡模式示意图 (Sumer & Fredsoe^[11])

Fig.4 Sketch of shedding vortex modes (Sumer & Fredsoe^[11])

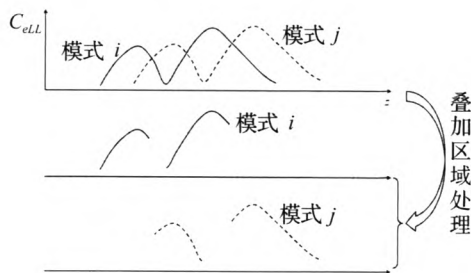


图5 叠加区域处理示意图

Fig.5 Sketch of elimination of overlap region

本文假定普通涡脱落和次级对称涡脱落联合诱发的响应模态与仅由普通涡脱落诱发的响应模态是相互独立的,因此允许对应于不同不稳定区的两个模态能量输入区相互叠加。对应于同一不稳定区的两个模态能量输入区域,本文采用等长度退让的方法处理。图5给出了处理前后能量输入区的示意图,可以看出,两个模态的不同稳定区对应的能量输入区域仍存在一定的叠加。

3 顺流涡激振动预报方法的验证

本章节以文献[9-10]中的立管模型为研究对象,对开发的顺流涡激振动预报模型进行了验证。图6给出了试验装置示意图,当拖车运动时,立管模型张紧力通过浮力筒保持恒定。立管的主要参数见表1。

表1 立管模型主要参数

Tab.1 Key parameters of Hanøtangen riser model

立管参数	取值
总长度/m	90
外径/m	0.03
内径/m	0.026
单位长度质量/(kg·m ⁻¹)	2.27
质量比	3.13
杨氏模量/(N·m ⁻²)	2.1×10 ¹¹
轴向力/N	3700

拖车以不同的速度运动时,立管便等同于置于不同的剪切流中,流速从底端的0 m/s到顶端的 U_{max} 呈线性变化。一般来说,St数随雷诺数而变化,本文采用固
万方数据

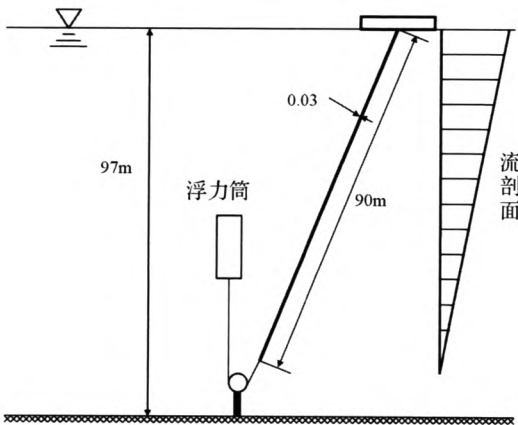


图6 Hanøtangen 试验装置示意图

Fig.6 Test set-up of Hanøtangen's experiment

定的 S_t 数0.17,该值常应用于圆柱体的涡激振动研究^[9]。

为了考虑横流响应对顺流响应的放大效应,本文采用先前开发的横流涡激振动预报程序预报了横流方向的涡激振动响应,并作为顺流涡激振动计算的输入条件,进一步对顺流方向涡激振动响应进行了预报。在横流和顺流涡激振动预报程序中,能量比截断值 $\mu_{cut-off}$ 均取0.7。

图7和图8分别给出了拖车速度为0.54 m/s时横流和顺流涡激振动沿立管方向的均方根位移。横流方向主要响应模态的预报结果和试验值一致,主模态均为11阶,均方根位移最大值略大于试验值。试验得到顺流方向的主要控制模态为23阶模态,本程序预报的能量最大模态为22阶,在能量比0.7以上的模态为21、22和25阶,故位移峰值位置与试验结果不同;程序预报的顺流方向均方根位移最大值要比试验结果小,而均值与试验结果相近。

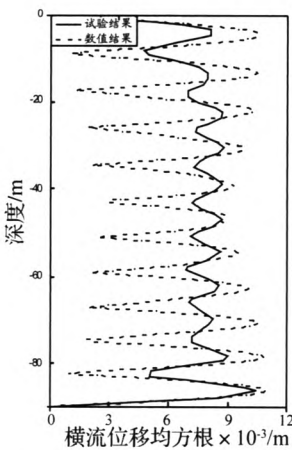


图7 $U_{max}=0.54$ m/s 时立管横流位移均方根比较
Fig.7 Comparison of RMS of CF displacement at $U_{max}=0.54$ m/s

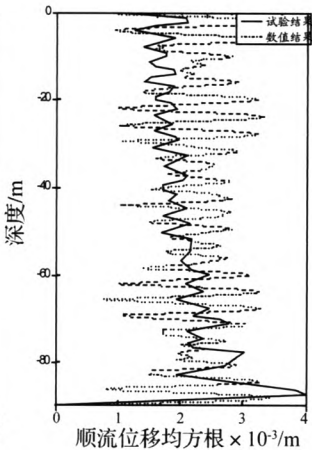


图8 $U_{max}=0.54$ m/s 时立管顺流位移均方根比较
Fig.8 Comparison of RMS of IL displacement at $U_{max}=0.54$ m/s

文献[9]中列出了拖车移动速度在 0.16 ~ 1.14 m/s 范围内变化的 13 种工况的响应结果。本文通过程序预报各工况的立管响应,并将均方根位移平均值和响应频率与试验结果进行了比较。图 9 为均方根位移平均值随拖车速度的变化,可以看出横流和顺流方向均与试验结果吻合较好,且横流方向的位移响应为顺流方向的 4 ~ 5 倍。图 10 给出了响应频率随拖车速度的变化,其中试验结果为在立管中点位置测得的能量密度谱的峰值频率,数值结果为模态能量最大模态的固有频率。可以看出横流方向的响应频率均吻合较好,而顺流方向频率除了拖曳速度为 0.38 和 0.74 m/s 时吻合度也比较理想,且大致为横流响应频率的 2 倍。

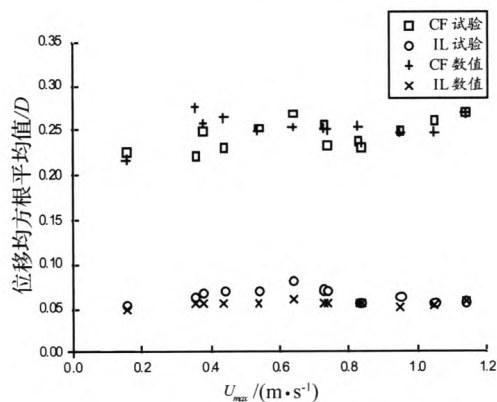


图 9 不同流速下位移均方根平均值的比较
Fig. 9 Comparison of average value of RMS displacement at different current velocity

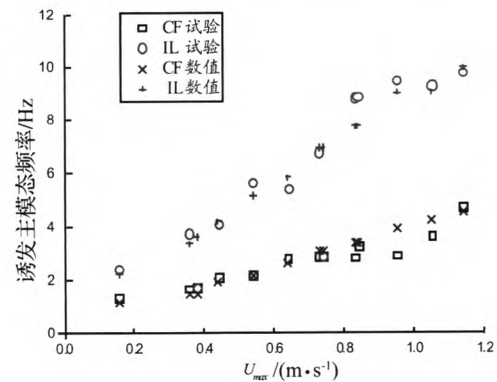


图 10 不同流速下响应频率的比较
Fig. 10 Comparison of induced mode frequency at different current velocity

4 深海立管顺流涡激振动疲劳损伤分析

本文选取一深海输油立管进行顺流涡激振动疲劳损伤特性分析,立管所在海域的流速呈线性分布,底端为0.03 m/s,顶端为 1 m/s。立管的主要参数见表 2。

S - N 曲线方法通常用来解决结构的疲劳损伤问题。为了获得深海立管的疲劳寿命,本文采用 DNV - RP - C203^[14] 中的 D 曲线描述立管的疲劳性能。立管

万方数据

的年疲劳损伤度 D_f 表示如下:

$$D_f = \frac{f[SCF\Delta S(t/t_{ref})^r]^m}{A} \tag{17}$$

式中: SCF 为应力集中系数; A 和 m 为材料常数; t/t_{ref} 表示厚度修正因子,其中 t_{ref} 取 25 mm; (S 和 f 分别表示多模态联合作用下的涡激振动疲劳应力范围和应力循环频率^[15]。

表 2 深海立管关键参数	
Tab. 2 Key properties of deepwater riser	
立管参数	取值
总长度/m	1 000
外径/m	0.4
内径/m	0.35
立管密度/(kg · m ⁻³)	7 850
内部流体密度/(kg · m ⁻³)	880
杨氏模量/(N · m ⁻¹)	2.1 × 10 ¹¹
结构阻尼比	0.3%
顶端张紧力(/立管湿重)	1

4.1 能量比截断值 $\mu_{cut-off}$ 的影响

涡激振动预报模型中能量比截断值 $\mu_{cut-off}$ 直接决定参与响应的模态数量,本文选取不同的 $\mu_{cut-off}$ 来研究该参数对疲劳损伤度预报结果的影响。图 11 给出了立管最大疲劳损伤度随 $\mu_{cut-off}$ 的变化,除了 0.55 和 0.6 外,各 $\mu_{cut-off}$ 值对应的疲劳损伤度均在 0.7 对应的疲劳损伤度附近。鉴于此,下文的疲劳分析中取 $\mu_{cut-off}$ 为 0.7。

由于顺流涡激振动有两个不稳定区,模态能量比随模态阶数的变化曲线会出现两个峰值,如图 12 所示。在 $\mu_{cut-off}$ 取 0.6 时,疲劳损伤度偏大的原因是两个能量比峰值恰好在 0.6 以上,且谷值处的 26 阶模态不参与响应,从而不会占据模态能量更高的 25 阶模态的能量输入区。通过上述分析可知,如果 $\mu_{cut-off}$ 的取值在谷值和第二个峰值之间时,会得到偏保守的疲劳累积损伤度计算结果。

4.2 顶端张紧力的影响

为研究顶端张紧力对顺流涡激振动诱发的疲劳损伤的影响,选取 0.95 ~ 1.25 倍立管湿重的张紧力进行疲劳分析。表 3 列出了不同张紧力作用下参与响应模态的频率和幅值,可以看出,模态阶数随着张紧力的增大而减小,但主要响应模态的频率分别保持在 0.67 和 0.71 附近;除了张紧力为 0.95 倍立管湿重的工况,主模态的响应幅值随着立管张紧力的增大而减少。图 13 给出了立管最大疲劳损伤度随顶端张紧力的变化。顶端张力增大时,响应模态阶数和主模态幅值都减小,导致立管的疲劳损伤度会逐渐降低。

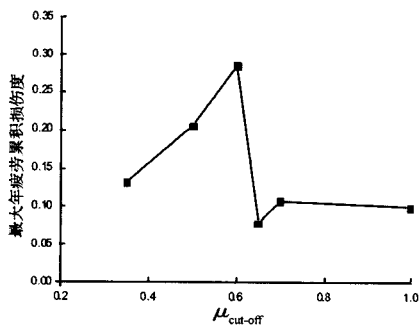


图 11 不同 $\mu_{\text{cut-off}}$ 下立管的最大疲劳损伤度

Fig. 11 Maximum fatigue damage of the riser under different $\mu_{\text{cut-off}}$

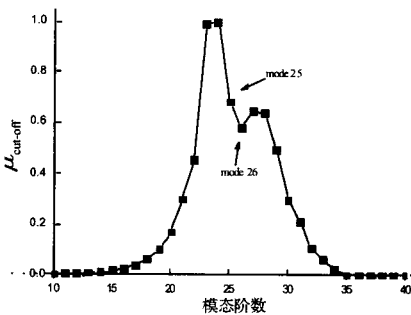


图 12 各模态能量比

Fig. 12 The ratio of the modal power of each mode to the maximum value

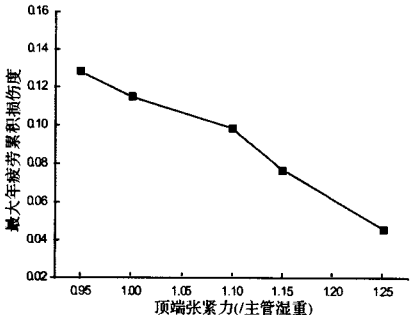


图 13 不同顶端张紧力作用下立管的最大疲劳损伤度

Fig. 13 Maximum fatigue damage of the riser under different top tension

表 3 不同张紧力下的响应模态预报结果
Tab. 3 Predicted results of induced modes under different top tension

顶端张紧力 (/立管湿重)	诱发模态	模态频率/Hz	模态幅值/m
0.95	(24, 25)	(0.68, 0.72)	(0.0265, 0.0352)
1.00	(23, 24)	(0.66, 0.71)	(0.0243, 0.0374)
1.10	(22, 23)	(0.66, 0.7)	(0.0256, 0.0372)
1.15	(22, 23)	(0.68, 0.72)	(0.03, 0.0346)
1.25	(21, 22)	(0.676, 0.718)	(0.0302, 0.0337)

4.3 流速分布的影响

由上节分析可知,增大剪切流速时,顺流方向的位移均方根没有发生明显的变化,但响应频率会随着增大。保持立管底部流速不变,在 0.6 ~ 1.4 m/s 范围内改变顶端最大剪切流速 U_{max} ,研究流速分布对深海立管疲劳损伤的影响。图 14 给出了立管最大疲劳损伤度随 U_{max} 的变化,可以看出,随着 U_{max} 的增大,立管的疲劳损伤度会明显增加,这主要是诱发的模态频率增加造成的。

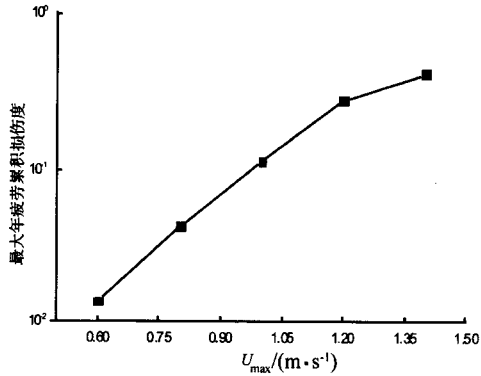


图 14 不同流速下立管的最大疲劳累积损伤度

Fig. 14 Maximum fatigue damage along the riser under different current velocity

5 结 论

本文采用顺流受迫振荡试验数据,建立了考虑横

流涡激振动影响的顺流涡激振动预报程序。考虑到顺流涡激振动有两个不稳定区,且对应不同的脱落涡,在处理不同模态之间的能量输入叠加区域时,本文程序假定两不稳定区相互独立。结合先前在横流涡激振动方面的研究工作,运用建立的顺流涡激振动预报程序对 HanØtangen 试验模型进行分析,并与试验结果进行比较,结果吻合较好。为研究顺流涡激振动诱发的疲劳损伤,本文对一深海立管进行疲劳分析,得到如下结论:

- (1) 能量比截断值对预报的疲劳累积损伤度有一定的影响,但基本在 $\mu_{\text{cut-off}}$ 等于 0.7 时得到的疲劳损伤度附近变化;如果 $\mu_{\text{cut-off}}$ 的取值在能量比曲线的谷值和第二个峰值之间,则会得到偏高的疲劳累积损伤度。
- (2) 随着立管顶端张紧力的增大,海流诱发的模态阶数变小,立管的疲劳损伤度会逐渐降低。当张紧力在 1 ~ 1.25 倍湿重时,主模态的响应幅值随张紧力的增大而减小。
- (3) 立管顶端剪切流速增大时,顺流方向的位移均方根不会发生明显的变化,但诱发的模态频率会增加,从而导致立管的疲劳损伤度明显增加。

综上所述,本文建立的涡激振动预报程序能够合理的预报立管顺流方向的涡激振动响应,弥补了现有国外商业软件的不足;顺流诱发的疲劳损伤的特性研究,可为深海立管的疲劳设计提供参考。

参 考 文 献

[1] Trim A D, Braaten H. Experimental investigation of vortex-induced vibration of long marine risers[J]. Journal of Fluids and Structures, 2005, 21(3):335 - 361.
[2] Martin S. Experimental Investigation of In-line and Cross-flow VIV [C]. Proceedings of The Thirteenth International Offshore and Polar Engineering Conference, Honolulu, Hawaii, USA, 2003.
[3] Song J N, Lu L. Laboratory tests of vortex-induced vibrations of a long flexible riser pipe subjected to uniform flow[J]. Ocean Engineering, 2008, 38(11 - 12):1308 - 1322.

(下转第 27 页)

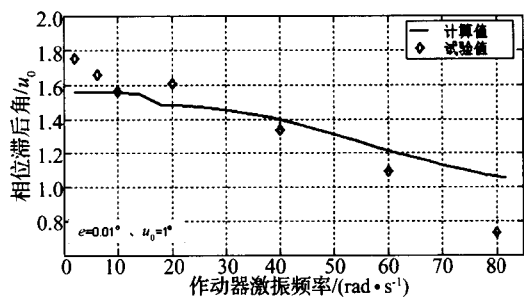


图 11 相位滞后角低频段随频率的变化关系曲线
Fig.11 Relation curves between low frequency phase lag and actuator exciting frequency

3 结 论

本文针对舵结构系统的变刚度、振幅跳跃、自激振动以及低频相位滞后增大异常等问题,将间隙和干摩擦环节引入到舵结构系统的动力学分析当中,系统开展了舵结构系统非线性动力学行为的分析与验证工作。结合舵结构系统间隙和干摩擦力产生的特点,提出了三种典型工况下的舵结构系统非线性振动动力学模型,分析给出了舵结构系统的幅频、相频以及自激振动控制方程,揭示了舵结构系统变刚度、振幅跳跃、自激振动以及低频相位滞后增大异常等现象发生的机理和规律,并将理论分析结果与数值计算和试验结果进行对比,验证了理论模型和分析方法的正确性,解决了舵及类似结构非线性动力学行为的工程设计分析与预示问题。

参 考 文 献

[1] 闻邦椿. 非线性振动理论中的解析解法及工程应用 [M]. 沈阳: 东北大学出版社, 2001.
[2] 白鸿柏, 等. 滞迟振动系统及其工程应用 [M]. 北京: 科学出版社, 2002.

[3] 白鸿柏. 含有三次非线性的粘性阻尼双线性滞迟隔振系统 [J]. 振动与冲击, 1998, 17(1): 5 - 8.
BAI Hong-bai. The Viscously damped bilinear hysteretic vibration isolation system with nonlinear cubic restoring force [J]. Journal of Vibration and Shock, 1999, 17(1): 5 - 8.
[4] 李宇燕, 黄协清, 宋 凯. 金属橡胶非线性干摩擦副的接触作用机理及其仿真结果分析 [J]. 振动与冲击, 2011, 30(7): 77 - 81.
LI Yu-yan, HUANG Xie-qing, SONG Kai. Contacting mechanism of nonlinear friction pair for metallic rubber and its simulation results [J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(7): 77 - 81.
[5] 马晨波. 引入特征粗糙度参数的 Stribeck 曲线试验研究 [J]. 摩擦学报, 2010, 30(5): 466 - 471.
MA Chen-bo. Experimental study on stribeck curves based on characteristic roughness [J]. Tribology, 2010, 30(5): 466 - 471.
[6] 唐斯密, 朱石坚, 楼京俊. 半主动干摩擦阻尼器在隔振系统中的抗冲击优化设计研究 [J]. 振动与冲击, 2012, 31(1): 11 - 15.
TANG Si-mi, ZHU Shi-jian, LOU Jing-jun. Optimal shock isolation design for a vibration isolation system with a semi-active control dry friction damper [J]. Journal of Vibration and Shock, 2012, 31(1): 11 - 15.
[7] 屈维德, 等. 机械振动手册 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2000.
[8] 唐照千, 黄文虎, 等. 振动与冲击手册 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1992.
[9] 倪振华. 振动力学 [M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1998: 157 - 176.
[10] Beards C F. Structural vibration: analysis and damping [M]. Butterworth-Heinemann, 1996.
[11] Johnson R L. Investigation of wear and friction properties under sliding conditions of some materials suitable for cages of rolling-contact bearings [R]. NASA19930092108.

.....

(上接第 6 页)

[4] Tognarelli M A, Slocum S T. VIV Response of a long flexible cylinder in uniform and linearly sheared current [C]. Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, 2004.
[5] Chen H C, Huang K. CFD simulation of a Riser VIV [R]. Texas A&M University, Department of Civil Engineering, 2007.
[6] Holmes S, Owen H O. Simulation of riser VIV using fully three dimensional CFD simulations [C]. Proceedings of 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Hamburg, Germany, 2006.
[7] Remi B, George E K. Vortex-induced vibrations of a long flexible cylinder in shear flow [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2011, 677: 343 - 382.
[8] Aronsen K H. An experimental investigation of in-line and combined in-line and cross-flow vortex induced vibrations [D]. Norwegian: Norwegian University of Science and Technology, Department of Marine Technology.
[9] Lie H, Kaasen K E. Modal analysis of measurements from a large-scale VIV model test of a riser in linearly Sheared flow [J]. Journal of Fluids and Structures, 2006, 22(4): 557 - 575.
[10] Baarholm G S, Larsen C M, Lie H. On fatigue damage accumulation from in-line and cross-flow vortex-induced vibrations on risers [J]. Journal of Fluids and Structures, 2006, 22(1): 109 - 127.
[11] Sumer B M, Fredsoe J. Hydrodynamics around cylindrical structures [M]. Denmark: Technical University of Denmark, 2006: 381 - 393.
[12] Venugopal M. Damping and response of a flexible cylinder in a current [D]. Department of Ocean Engineering, MIT, Cambridge, USA, 1996.
[13] Vandiver J K, Li L. SHEAR7 V4.4 program theory manual [M]. Department of Ocean Engineering, MIT, Cambridge, USA.
[14] DNV. DNV - RP - C203, Fatigue design of offshore steel structures [S]. 2010.
[15] Xue H X, Tang W Y, Zhang S K. Simplified model for evaluation of VIV-induced fatigue damage of deepwater marine risers [J]. Journal of Shanghai Jiaotong University (science), 2009, 14(4): 435 - 442.

作者: 王坤鹏, 薛鸿祥, 唐文勇, WANG Kun-peng, XUE Hong-xiang, TANG Wen-yong
作者单位: 上海交通大学海洋工程国家重点实验室, 上海, 200240
刊名: 振动与冲击 ISTIC EI PKU
英文刊名: Journal of Vibration and Shock
年, 卷(期): 2013, 32(19)

参考文献(15条)

1. Trim A D;Braaten H [Experimental investigation of vortexinduced vibration of long marine risers](#) 2005(03)
2. Martin S [Experimental Investigation of In-line and Cross-flow VIV](#) 2003
3. Song J N;Lu L [Laboratory tests of vortex-induced vibrations of a long flexible riser pipe subjected to uniform flow](#) 2008(11-12)
4. Tognarelli M A;Slocum S T [VIV Response of a long flexible cylinder in uniform and linearly sheared current](#) 2004
5. Chen H C;Huang K [CFD simulation of a Riser VIV](#) 2007
6. Holmes S;Owen H O [Simulation of riser VIV using fully three dimensional CFD simulations](#) 2006
7. Remi B;George E K [Vortex-induced vibrations of a long flexible cylinder in shear flow](#) 2011
8. Aronsen K H [An experimental investigation of in-line and combined in-line and cross-flow vortex induced vibrations](#)
9. Lie H;Kaasen K E [Modal analysis of measurements from a large-scale VIV model test of a riser in linearly Sheared flow](#)[外文期刊] 2006(04)
10. Baarholm G S;Larsen C M;Lie H [On fatigue damage accumulation from in-line and cross-flow vortex-induced vibrations on risers](#) 2006(01)
11. Sumer B M;Fredsoe J [Hydrodynamics around cylindrical structures](#) 2006
12. Venugopal M [Damping and response of a flexible cylinder in a current](#) 1996
13. Vandiver J K;Li L [SHEAR7 V4.4 program theory manual](#)
14. DNV [DNV-RP-C203,Fatigue design of offshore steel structures](#) 2010
15. Xue H X;Tang W Y;Zhang S K [Simplified model for evaluation of VIV-induced fatigue damage of deepwater marine risers](#)[期刊论文]-[Journal of Shanghai Jiaotong Unibersity \(science\)](#) 2009(04)

引用本文格式: 王坤鹏, 薛鸿祥, 唐文勇, WANG Kun-peng, XUE Hong-xiang, TANG Wen-yong [线性剪切流中深海立管顺流涡激振动响应及疲劳损伤研究](#)[期刊论文]-[振动与冲击](#) 2013(19)