

海底管道失稳的流固土耦合机理及预测

高福平^{1,2}

(1 中国科学院力学研究所 流固耦合系统力学重点实验室, 北京, 100190; 2 中国科学院大学 工程科学学院, 北京, 100049.)

摘要: 海底管道稳定性与水动力载荷、管道结构、海床土体等多种因素密切相关, 是一个复杂的流固土耦合力学问题。海底管道失稳主要涵盖管道结构的垂向和侧向在位失稳、管道悬跨的涡激振动及其与土体冲刷的动力耦合等多种模式。本文阐释分析了海底管道的失稳机理以及预测理论进展, 包括管道地基的极限承载力理论、管道侧向失稳的流固土耦合机理和侧向极限土阻力预测理论、触发管道悬空的土体渗透破坏机理及多场耦合模拟方法、管道涡激振动与土体局部冲刷之间的耦合作用规律。进而分析指出了海底管道侧向失稳与土体侵蚀诱导的管道悬空之间存在失稳模式竞争机制。面向深海油气开发, 展望了深海长输管道失稳预测所面临的几个关键科学问题和发展趋势。

关键词: 海底管道; 在位失稳; 涡激振动; 局部冲刷; 流固土耦合; 深水工程

1 引言

海底管道是一种大空间跨度的浅基础工程结构, 是海洋油气开采中输送油气的生命线。然而, 在海底管道安装和使役过程中, 受海洋环境载荷和海底地质条件的影响, 使得工程事故频发(曾恒一, 1998; 李家春等, 2004)。波流载荷引起的海床冲刷和结构失稳是导致海底管道失效的主要原因之一。海底管道失稳的物理机制及预测理论或方法, 已成为海洋工程力学领域的难点和热点(Randolph *et al.*, 2011; Fredsøe, 2016)。

海底管道稳定性与海底环境载荷、管道结构、海床土体等多种因素密切相关, 是一个复杂的流固土耦合力学问题。海底管道在位稳定性, 通常表现在垂向和侧向稳定性两方面: 海床土体(特别是对于软土海床)应提供足够的垂向极限承载力, 以保证管道在铺设后不发生过度沉陷; 而在管道使役期间, 海床应有足够的侧向土阻力以平衡水动力载荷, 防止管道发生侧向滑移而偏离设计路由(Det Norske Veritas, 2010)。广义的海底管道失稳, 除了包括上述的垂向和侧向在位失稳、还包括管道悬空及涡激振动、整体结构屈曲等多种形式。

本文将着重阐释海底管道失稳的流固土耦合机理和预测理论, 展望深海长输海底管道稳定性分析所面临的新挑战和发展趋势。

2 海底管道的垂向和侧向在位失稳

海底管道在位稳定性设计的目的是, 选择合适的海底路由、管道材料、内径和壁厚及配重层厚度, 使管道在使役期间保持垂向和侧向稳定性。以下将分别阐释管道地基土体的垂向极限承载力和侧向失稳机理及预测理论。

2.1 管道地基土体的垂向极限承载力

塑性力学的上下限原理和滑移线场理论, 已被广泛用于预测条形基础土体发生整体剪切破坏的垂向极限承载力。在海底管道稳定性设计中, 人们曾采用传统平底面的条形基础极限承载理论(例如 Prandtl-Reissner 解, 见 Craig, 2004), 估算圆柱外形的海底管道地基的极限承载力。研究发现, 管道地基极限承载力与管土接触面积密切相关, 后者又是管道沉降量的函数, 因此采用 Prandtl-Reissner 解难以准确预测管道地基的极限承载力。管土相互作用数值模拟发现, 管道在临界垂向载荷下地基塑性区充分发展并形成与土体表面连续贯通的塑性滑移面, 且载荷位移曲线呈现明显拐点, 具有整体剪切破坏的典型特征。Gao 等(2013, 2015) 通过合理描述管土界面的接触属性, 分别推导得到了土体在完全排水和不排水条件下的管道地基极限承载力的塑性滑移线场理论解。对于服从莫尔库伦屈服准则的海床土体, 管道地基的垂向极限承载力 (Gao *et al.*, 2015) 可表述为:

$$\frac{P_u}{D \sin \theta} = cN_c + qN_q + (0.5D\gamma' \sin \theta)N_\gamma \quad (1)$$

式中, P_u 为土体发生整体剪切破坏时的单位长度管道临界垂向载荷(单位: kN/m); D 为管道外径; $\theta = \arccos(1 - 2e/D)$ 为管道嵌入土体接触角的一半, e 为管道嵌入土体的深度(图 1); “ $D \sin \theta$ ”表示管土交界面的水平宽度; c 为土体的黏聚强度; q 为管道两侧上覆土层压力(当 $e/D < 0.5$ 时, $q=0$; 当 $e/D \geq 0.5$ 时, $q=(e-0.5D)\gamma'$, γ' 为土体的浮容重(单位: kN/m³); N_c 、 N_q 和 N_γ 分别为与土体黏聚强度、上覆土层压力和浮容重相关的管道地基承载力系数。

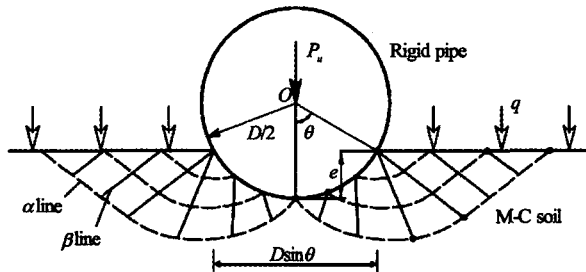


图 1 管道地基的塑性滑移线场构型: 土体服从莫尔库伦屈服准则 (Gao 等, 2015).

以上滑移线场理论解是对传统条形基础承载力理论的扩展, 便于构建不同土体参数条件下的管道沉降量随垂向载荷(包括管道自重及附加外载)变化的外包络面, 科学预测海底管道地基极限承载力。图 1 给出了光滑管道地基的塑性滑移线场构型, 其中土体服从莫尔库伦屈服准则; 由于土体内摩擦角的影响, 因而滑移线场 α 线和 β 线并不垂直。对于光滑管道且沉降量趋于零的情况, 该理论解可退化为传统条形基础的 Prandtl-Reissner 解。参量分析表明, 若仍采用 Prandtl-Reissner 解, 对黏聚力承载系数可高估达 28.5%。

2.2 海底管道的侧向失稳

国际上普遍采用的挪威船级社 DNV 海底管道在位稳定性分析方法 (Det Norske Veritas, 2010) 的基本思想是, 将管道水动力与侧向土阻力进行解耦分析。即当管道水动力大于极限侧向土阻力时, 认为管道发生侧向在位失稳; 极限侧向土阻力则采用 Wagner 经验模型进行估算。经典库伦摩擦理论曾被用于预测管道的侧向稳定性, 然而机械加载试验证实该理论难以准确描述海底管道侧向失稳过程中复杂的管土相互作用。Wagner 等 (1989) 通过机械拖动装置对放置在土体上的管道分别施加水平向和垂直向机械力, 用以模拟波流对管道的水平拖曳力和惯性力以及垂向升力等水动力载荷, 开展了系统的管土相互作用实验研究。基于系列机械加载实验结果, 提出了描述波浪载荷下管道侧向稳定性的管土相互作用经验模型 (简称 Wagner 经验模型)。该模型是对经典库伦摩擦理论进行改进, 考虑了侧向被动土压力对管道侧向稳定性的贡献。对于砂质海床而言, 管道极限侧向土阻力 F_R 假设为滑动摩擦阻力 F_{Rf} 与被动土压力 F_{Rp} 之和:

$$F_R = \underbrace{\mu_0 (W_s - F_L)}_{F_{Rf}} + \underbrace{\beta_0 \gamma' A_{0.5}}_{F_{Rp}} \quad (2)$$

式中, μ_0 为海床土体对管道的侧向滑动阻力系数 (对于砂土, $\mu_0 \approx 0.60$); W_s 为单位长度管道的水下重量 (单位: kN/m); F_L 为单位长度管道所受的升力 (单位: kN/m); $A_{0.5}$ 为管土接触的特征面积, 通常取管道嵌入土体部分的横截面积的一半 (单位: m^2); β_0 为与砂土密实度和加载历史相关的无量纲经验系数, 其建议取值范围 $\beta_0 \approx 38$ (松砂 $\gamma' < 8.6 \text{ kN/m}^3$) ~ 79 (密砂 $\gamma' > 9.6 \text{ kN/m}^3$)。对于黏土海床, 被动土压力 $F_{Rp} = \beta_0 c A_{0.5} / D$, 其中 c 为重塑黏土的不排水剪切强度, 经验系数 β_0 取值为 39.3。

管土相互作用离心模型实验发现, 管道与钙质砂的相互作用与石英砂海床相比有着明显差异性 (Zhang et al. 2002)。在相对密度较小的钙质砂床上, 管道发生大约两倍以上管径的侧向位移时, 侧向土阻力方达到极限值, 其载荷位移响应表现出较突出的韧性应变强化的特点; 而对于石英砂床, 极限侧阻通常发生在 0.5 倍管径的侧向位移处, 其载荷位移响应则通常表现为应变软化特征。循环加载可诱导管道在钙质砂上产生更大的附加沉降, 且钙质砂一般更易发生超静孔隙水压的累积。值得注意的是, 在管土相互作用模型试验中, 管道所受水动力等外部载荷是通过机械加载方式施加于管道结构, 忽略了流体对海床的作用, 难以反映流固土动力耦合效应。

在海底水动力环境和地质条件下, 床面边界层流动、表层土体颗粒起动与运移、土体内部孔隙水压等过程相互耦联并影响着管道稳定性。可见, 海底管道在位失稳是波流、管道和海床之间复杂的动力耦合作用过程。相似理论分析和物理模型实验, 是揭示海底管道侧向失稳机理的重要手段。相似理论分析表明, 波浪或振荡流模型实验可同时满足 Keulegan-Carpenter 数 (简称 KC 数, $KC = U_m T / D$, 其中 U_m 为波浪诱导水质点最大运动速度, T 为波浪周期) 和 Froude 数 (简称 Fr 数, $Fr = U_m / \sqrt{gD}$, 其中 g 为重力加速度) 两个水动力学相似准则数。实验观测发现, 海底管道侧向失稳具有显著的流固土耦合特征, 即结构绕流、土体局部冲刷、管道附加沉降与侧向位移之间存在动力耦合作用。管道侧向失稳包括土体局部冲刷、管道周

期性持续颤晃并伴有附加沉降、管道突然产生大幅值的侧向位移而失稳三个典型阶段（图 2，Gao 等 2002）。

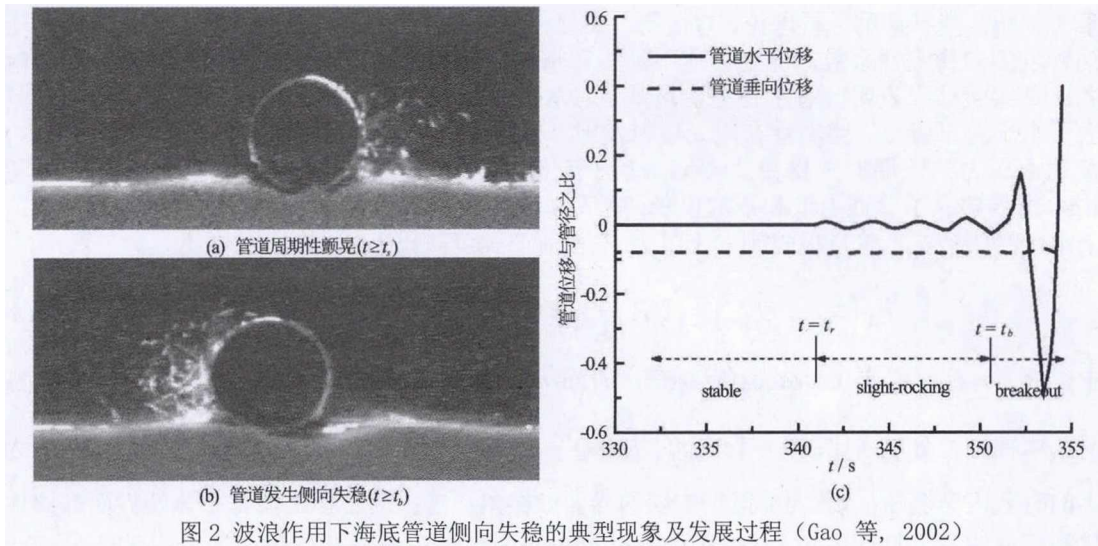


图 2 波浪作用下海底管道侧向失稳的典型现象及发展过程（Gao 等，2002）

管道侧向失稳判据是预测波浪和海流水动力载荷作用下管道结构在位稳定性的关键。Gao 等（2003，2007）分别开展了周期振荡流和稳态单向流水槽系列实验，基于相似理论分析发现：控制海底管道侧向稳定性的主要水动力学参量是管道 Fr 数，而非通常认为的 KC 数（该参数控制波浪诱导振动流引起圆柱结构尾涡的脱落和发展）；另一控制参量是无量纲管道水下重量 G ($=W_s/\gamma'D^2$)。进而建立了反映流固土耦合效应的管道侧向失稳判据：

$$Fr_{cr} = a + b \frac{W_s}{\gamma'D^2} \quad (3)$$

式中， Fr_{cr} 为波浪或海流载荷引起管道失稳的临界 Froude 数：

$$Fr_{cr} = \frac{U_{cl}}{\sqrt{gD}} \quad (4)$$

该失稳判据在波流、结构和土体的关键参量之间建立了关联。在式（3）中，参数 a 和 b 的取值与水动力载荷类型（波浪或海流）、管道端部约束条件等因素相关。对于波浪作用下两端防滚管道， $(a, b) = (0.07, 0.62)$ 。对于波浪载荷下 ($5 < KC < 20$) 的两端自由管道， $(a, b) = (0.042, 0.38)$ ；而对于单向海流作用下 ($KC \rightarrow \infty$) 的两端自由管道， $(a, b) = (0.102, 0.423)$ 。以上参数取值是基于粒径级配均匀的中砂（均值粒径 $d_{50} = 0.38\text{mm}$ ）海床模型实验结果；砂土颗粒粒径大小影响管道局部冲刷的强弱，进而影响管道在位稳定性。对于周期性波浪和单向海流两种典型水动力载荷情况，海底管道侧向稳定性也存在差异：在相同海床土体和管道参数条件下，管道波浪力的惯性力效应使得波浪载荷引起管道失稳的临界 Froude 数小于稳态海流情况。基于管道侧向失稳判据（式（3）），高福平等（2005）提出了考虑流固土耦合效应的管道侧向在位稳定性分析方法。该方法与 DNV 方法有着较好的可比性：当 Fr_{cr} 较小时，两种方法预测的维持管道侧向稳定的无量纲管重 G 值趋于一致；但随着 Fr_{cr} 增大，两者差异逐渐变大，这表明流固土耦合效应愈加显著。

海洋油气资源开发正迈向深水海域。重力波浪对海床的影响将随水深增加而逐渐减弱。与浅水环境条件不同，深水海底管道在位稳定性受到海流水动力以及大陆坡斜坡海床等特殊因素的影响。基于量纲分析理论，Gao 等 (2012) 提出了表征斜坡海床管土相互作用强弱的无量纲管道侧向稳定性系数，即上坡或下坡失稳情况下的管道极限侧向土阻力与管土法向接触力之比。实验结果表明，对于管道上坡或下坡失稳，该稳定性系数均随坡度呈非线性递增且均大于水平海床情况。弹塑性有限元模拟发现，管道侧向失稳过程中的土体塑性区扩展模式，与被动土压力挡土墙的失稳模式类似。基于库伦挡土墙理论和极限平衡分析方法，Gao 等 (2016) 推导建立了管道上坡和下坡失稳两种模式下的管道极限侧向土阻力的理论预测模型。对于水平海床情况，管道极限侧向土阻力 F_R 预测公式可简化为

$$F_R (\equiv F_{Rf} + F_{Rp}) = (1/R_{pf} + 1) \times 0.5\gamma' e^2 K_p \cos \varphi' \quad (5)$$

式中， $R_{pf} (\equiv F_{Rp}/F_{Rf}) = \cos \omega \cos (\beta - \delta + \varphi) / (\sin \varphi \sin (\beta - \delta - \omega))$ 为管道被动土压力分量与侧向滑动摩擦阻力分量之比； $K_p = \left(\cos \varphi / \left(\sqrt{\cos \varphi'} - \sqrt{\sin (\varphi + \varphi') \sin \varphi} \right) \right)^2$ 为被动土压力系数； φ 为砂土的有效内摩擦角； φ' 为虚拟挡土墙的界面摩擦角（注：通常挡土墙与土体的界面摩擦效应仅被部分触发，即 $\varphi' < \varphi/3$ （参见 Craig, 2004）；从工程安全设计的角度考虑，可取 $\varphi' \approx 0$ ） $\beta = \pi/2 - 3\theta/4$ ； $\omega = \arctan [(E_1 \sin \varphi' - W_b) / (E_1 \cos \varphi')]$ ，其中 E_1 为虚拟挡土墙所受的总压力， W_b 为管道侧壁与虚拟挡土墙和底部滑动面之间的楔形土体的水下重量； $\delta = \arctan [F_D / (W_s - F_L)] - 3\theta/4$ 为管道侧向失稳时的管土界面摩擦角， δ 应不大于最大界面摩擦角 δ_{max} ，否则管道将从管土界面滑脱。可见，Wagner 经验模型（式 2）包含了 μ_0 和 β_0 两个经验系数；而式 (5) 所描述的极限侧向土阻力预测模型则基于准静态平衡分析，因此可分解表述为滑动摩擦阻力和被动土压力两个分量。

3 海底管道悬空触发与涡激振动响应

3.1 海流作用下管道悬空触发的渗透侵蚀破坏机制

海底管道作为一种大空间跨度的浅基础结构型式，危及其安全的主要因素除了第 2 节所述的在位失稳，局部冲刷可诱导管道涡激振动而导致结构断裂 (Sumer & Fredsøe, 2002)。国际上针对地基冲刷的研究，主要侧重于分析床面表层土颗粒的推移质及悬移质运动 (钱宁, 万兆惠, 2000)。海底管道悬空曾被普遍归因于海床表层土体颗粒运移；然而现场监测发现，在静床条件下海底管道悬空仍会发生，这说明表层土颗粒运移并非管道悬空的物理机制 (Liang & Cheng, 2005)。

在稳态水流作用下管道绕流流场可导致管道后方及前方一定距离内产生局部冲刷。水槽试验观测发现，管道悬空触发则发生在管道下游侧壁的渗流出口处，继而沿管线轴向扩展而形成悬跨，如图 3(a)和(b)所示。Gao & Luo (2010) 通过建立同步求解雷诺平均 Navier-Stokes 方程和多孔介质土体渗流方程的有限元模型，可获得整体构建管道绕流流场及其下方土体渗流场（图 2）。多场耦合分析发现，水力梯度最大值出现在管道下游侧壁的渗流出口处，且渗流方向沿管道壁的切线斜向上，这与实验观测的悬空触发位置相同。海流作用下部分嵌入土体的海底管道发生悬空的物理机制，并非通常认为的表层土颗粒运移机制，而是结构绕流压差诱导的管道结构下方土体的渗透侵蚀破坏。推导得到了考虑土体内摩擦影响的切线向上渗流

侵蚀破坏的临界水力梯度公式： $i_{cr} = (\sin \theta + \cos \theta \tan \varphi)(1-n)(s-1)$ ，其中 n 为砂土的孔隙率， s 为砂粒的比重；进而建立了诱发管道悬空的临界流速 U_{cr} 预测公式 (Gao & Luo, 2010)：

$$\theta_{cr} \approx 2.51 + 0.068\varphi \quad (0 < e/D < 0.25) \quad (6)$$

式中， θ_{cr} 为以管道埋深 e (取正值) 为特征长度的修正希尔兹数：

$$\theta_{cr} = \frac{U_{cr}^2}{eg(1-n)(s-1)} \quad (7)$$

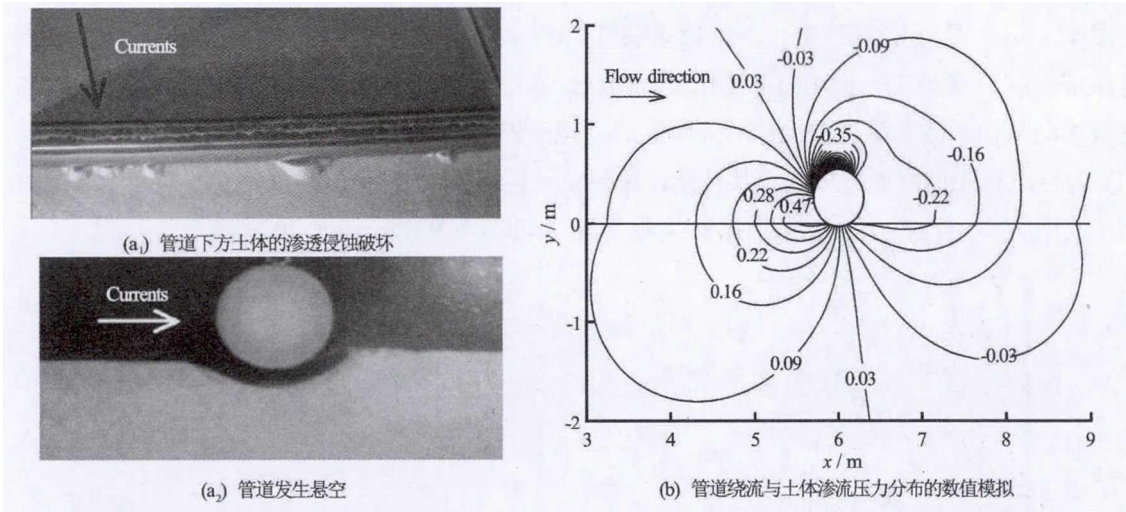


图3 单向海流诱导海底管道悬空的土体渗透侵蚀破坏机制 (Gao & Luo, 2010)

以上分析表明，当海底流速大于临界流速时，海底管道底部土体可发生渗透破坏而导致悬跨出现，另外海底地貌的初始不平顺也可使得管道铺设后即出现悬跨。当管道尾迹涡脱落频率接近悬跨管道结构的固有频率时，可诱发结构涡激振动 (详见 3.2 节)。

3.2 海底管道的涡激振动响应

涡激振动 (vortex-induced vibration, VIV) 是一种典型的流固耦合响应。结构涡激振动的激发范围、振幅和频率响应特性直接关系到结构的疲劳安全性。静止圆柱尾流通常以确定的频率周期性地脱落，遵循 Strouhal 定律，即 $f_s = S_t U/D$ (Strouhal 数 S_t 是雷诺数 Re 的函数；在亚临界雷诺数范围内 ($300 < Re < 3.0 \times 10^5$), $S_t \approx 0.18$)。当涡脱落频率 f_s 接近柱体的固有频率 f_N 时，涡脱落频率则会突然与结构振动频率 f 锁频 (lock-in) 现象 (该现象是首先由 Bishop & Hassan (1964) 提出)，此时尾流能量将有效地传递给工程结构从而使其产生高幅值振动。涡激振动的激发范围，通常采用约减速度 $V_r (=U/f_N D)$ 进行表征。已有实验研究表明，对于远离壁面 (wall-free) 的圆柱体而言，VIV 激发范围主要依赖于结构质量比 m^* ($m^* = 4m/\pi\rho_w D^2$ ，其中 m 为单位长度圆柱质量， ρ_w 是水的质量密度)；而无量纲最大振幅

A_{max}^* ($=A_{max}/D$)，则主要与质量比和阻尼比 ζ 的乘积 ($m^*\zeta$) (即质量-阻尼参数) 密切相关。许多研究者给出了不同表达形式的质量-阻尼参数，例如 Skop-Griffin 参数 $S_G=2\pi^3S_i^2(m^*\zeta)$ 。

圆柱体的涡激振动通常存在两种显著不同的幅值响应模式：(1) 在高值的质量-阻尼参数 / high- $(m^*\zeta)$ 条件下 ($m^*\zeta \sim 0.25$ ，参见 Feng (1968) 的空气中 VIV 实验)，振动幅值响应随约减速度的增大呈现两个阶段，包括初始激励阶段/分支 (‘initial’ excitation branch，振动幅值 A 逐步增大至最大值 A_{max})，然后降至低幅值振动的下部阶段 (‘lower’ branch)；(2) 对于低值的质量-阻尼参数 / low- $(m^*\zeta)$ 条件下 (通常取 $(m^*+C_A)\zeta < 0.05$)，振动幅值响应则呈现三个阶段，包括初始激励阶段、高幅值振动的上部阶段 (‘upper’ branch) 和低幅值振动的下部阶段 (图 4(a))。在 high- $(m^*\zeta)$ 条件下，振动幅值变化通常仅出现一次阶跃 (jump phenomenon)；但在 low- $(m^*\zeta)$ 条件下，振动幅值变化呈现两次阶跃：流场显示 (图 4 (a) 和 (b)) 表明，当涡激振动从初始激励阶段向上部阶段阶跃时，尾迹涡脱落从 2S 转化为 2P 模式。柱体结构 VIV 发展过程中的涡脱落模式及其转换，主要受无量纲振幅 A^* ($=A/D$) 和 $(V_r/f^*)S_i$ 两个参量控制，其中 f^* ($=f/f_N$) 为无量纲振动频率 (Govardhan & Williamson, 2000)。

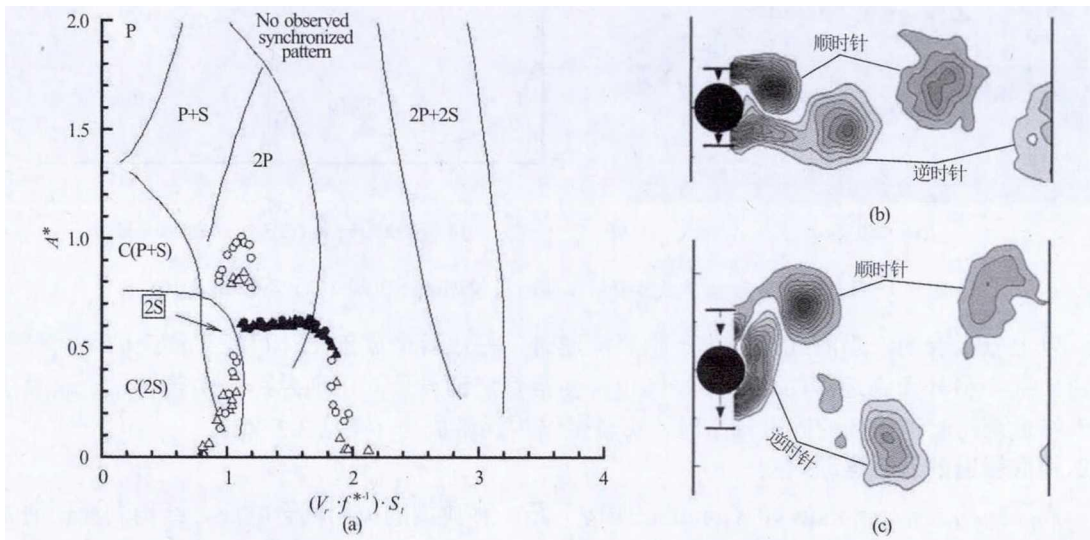


图 4 (a) 圆柱体 VIV 无量纲振幅 A^* 随参量 $(V_r/f^*)S_i$ 的变化规律及相应的尾迹脱落模式 (符号 \circ (包括空心和实心)： $m^*=1.19$ ， $(m^*+C_A)\zeta=0.0110$)；符号 Δ (空心和实心)： $m^*=8.63$ ， $(m^*+C_A)\zeta=0.0145$)。实心符号代表低幅值振动的下部阶段)。尾迹涡模式转化：(b) VIV 初始激励阶段：2S 涡脱落模式 ($A^*=0.33$ ， $Re = 3000$)；(c) VIV 高幅值振动的上部阶段：2P 涡脱落模式 ($A^*=0.81$ ， $Re = 3100$)。

如上文所述，对于远离壁面的圆柱体，涡激振动的无量纲最大振幅 A_{max}^* 主要与流固耦合系统的质量-阻尼参数相关 (见 Govardhan & Williamson, 2000)。然而对于海底管道而言，管道悬跨的涡激振动响应，同时还会受到管道与床面间隙比 e_0/D 的影响。图 5 给出了在不同 e_0/D 条件下，涡激振动最大幅值 A_{max}^* 随质量-阻尼参数 $(m^*+C_A)\zeta$ (该组合参数又称“稳定性参数”) 的变化规律，其中 C_A 为结构附加质量系数， $C_A=1.0$ (圆柱结构)。从 Skop & Balasubramanian

(1997) 建议的预测曲线可以看出, 在远离壁面 ($e_0/D \geq 1.0$) 条件下, 当 $(m^*+C_A)\zeta < 0.05$ 时, 最大振幅 A_{\max}^* 随 $(m^*+C_A)\zeta$ 的增大基本维持为稳定值 ($A_{\max}^* \approx 1.1$); 当 $(m^*+C_A)\zeta \geq 0.05$ 时, A_{\max}^* 随着 $(m^*+C_A)\zeta$ 的增大逐渐消减为零。在近壁面 ($e_0/D < 1.0$) 条件下, 当给定 $(m^*+C_A)\zeta$ 时, A_{\max}^* 随 e_0/D 的减小而显著降低。

管道涡激振动与局部冲刷全耦合物理模型实验发现, 具有初始嵌入深度的海底管道涡激振动触发是涉及床面冲刷地形演变、尾涡脱落和结构振动的流固土耦合过程 (Gao *et al.*, 2006)。该耦合过程包含两个典型阶段: ①在管道发生悬空的初期, 受底床边壁对涡脱落抑制影响, 管道仍处于静止状态, 此时局部冲刷在垂向和流向两个方向均持续扩展; ②当冲刷深度发展到临界值时, 涡激振动将被触发, 继而诱导更强烈土体冲刷并最终达到极限平衡状态 (图 6)。由于海床土体对管道的近壁面效应, 地形冲刷演变不仅影响管道振动幅值, 而且对振动频率影响显著: 随着冲刷深度的增大, 振动频率逐渐减弱达 20%; 当冲刷深度和振动幅值达到极限平衡时, 振动频率趋于恒定值 (Gao *et al.*, 2006)。对于冲刷动边界/砂床情况, 当 $(m^*+C_A)\zeta = 0.127$, e_0/D 从 0.44 减小为 -0.25, A_{\max}^* 则相应地从 0.92 降至 0.72 (图 5, Yang *et al.*, 2006; 2008)。单向稳态流动作用下的近海床管道的涡脱落过程, 主要受雷诺数 Re 和间隙比 e_0/D 控制。在给定 Re 条件下 (例如亚临界流动), 随着 e_0/D 的降低, 管道下缘的附壁剪切流将与床面剪切流发生耦合而导致局部流场涡量减小 (涡脱落抑制); 当接近某一临界间隙比时 ($(e_0/D)_{cr} \approx 0.2$, $Re \rightarrow 10^3$) (Lei *et al.*, 2000), 瞬时升力系数的脉动幅值将骤减, 进而降低涡激振动幅值。

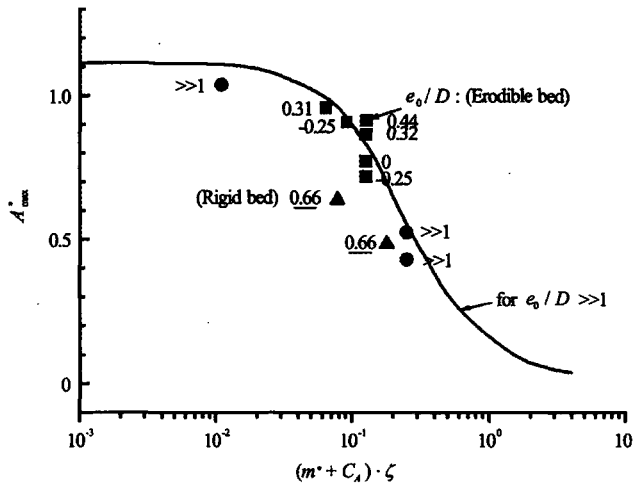


图 5 结构 VIV 最大振幅 A_{\max}^* 随 $(m^*+C_A)\zeta$ 的变化规律: 初始间隙比 e_0/D 的影响 (e_0/D 为负数, 表示管道初始嵌入砂床)。(1) 远离壁面情况: ●, Govardhan & Williamson (2000); —, Skop & Balasubramanian (1997)。(2) 近壁面情况: ▲, Yang *et al.* (2006): 刚性平面壁面; ■, Yang *et al.* (2008): 可冲刷砂床。

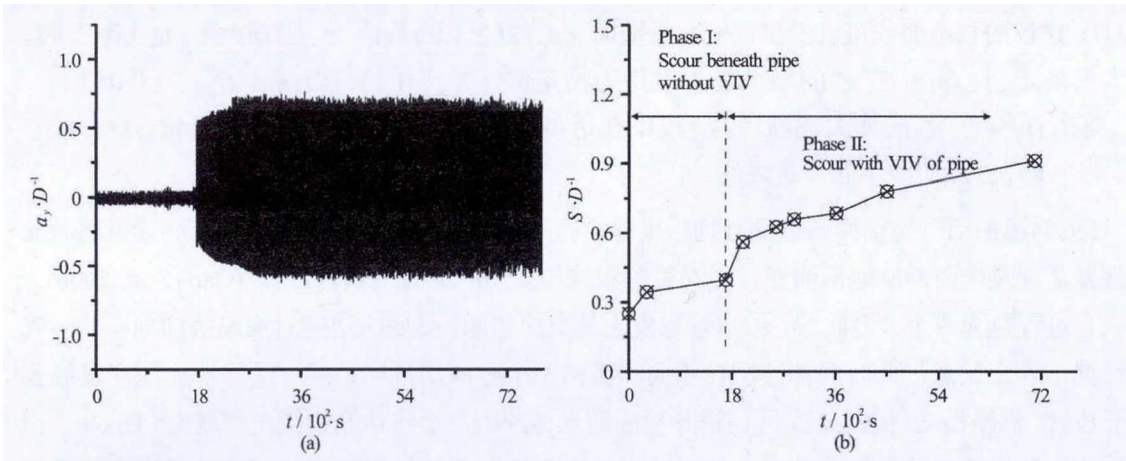


图6 管道涡激振动与局部冲刷的耦合发展过程 (Gao *et al.*, 2006): (a) 振动位移 a_y/D 随时间 t 变化; (b) 局部冲刷深度 S/D 随时间 t 变化 ($e_0/D = -0.25$, $m^* = 3.86$, $f_N = 1.22$ Hz, $(m^* + C_A)\zeta = 0.09$, $V_r = 6.53$, $d_{50} = 0.38$ mm, 希尔兹数 $\theta_s = 0.039$)

4 失稳模式的竞争机制

海底管道的侧向失稳和冲刷悬空均涉及流体—结构—土体的耦合作用，它们各自的物理机制存在差异：如上文所述，两者的主要无量纲流速控制参量分别为管道 Froude 数（式（4））和修正 Shields 数（式（7））。利用管道侧向失稳的极限侧向土阻力公式（式（5））并结合考虑近床面效应的 Morison 方程（Det Norske Veritas, 2010），以及冲刷悬空的临界流速预测公式（式（6）），可分析建立稳态海流作用下管土相互作用系统失稳的临界流速：

$$U_{cr} = \begin{cases} \sqrt{(1-n)(s-1)(2.51+0.068\phi)ge} & \text{当 } e/D < (e/D)_T \text{ (冲刷悬空)} \\ \sqrt{\left(1 + \frac{\sin\phi\sin(\beta-\delta-\omega)}{\cos\omega\cos(\beta-\delta+\phi)}\right) \frac{\gamma'e^2K_p}{r_{emb,H}C_D\rho_w D}} & \text{当 } e/D \geq (e/D)_T \text{ (侧向失稳)} \end{cases} \quad (8)$$

式中， $(e/D)_T$ 为“土体冲刷悬空”向“管道侧向失稳”模式转换的临界无量纲管道嵌入土体深度，其显式表达可参考 Shi & Gao (2017); $r_{emb,H}$ 为管道嵌入土体引起的管道拖曳力系数 (C_D) 的折减系数。式(8)表明，在给定海床和流动的基本参数条件下，系统失稳的临界流速 U_{cr} 则主要受管道嵌入土体深度 e 和管道水下重量 W_s 两个参量控制；利用量纲分析 π 定理，可相应地导出两个无量纲量，即 e/D 和 $G (= W_s/(\gamma'D^2))$ 。

基于管土系统失稳的临界流速（式（8）），可构建出以 e/D 、 G 和 U_{cr} 三个参量描述的管土相互作用系统失稳包络面（见图7）。图7表明海底管道的侧向失稳和冲刷悬空两种失稳机制

存在竞争：当管道嵌入深度 e/D 较小时 ($e/D < (e/D)_T$)，管道下方土体将发生侵蚀渗透破坏而导致管道悬空；但随着 e/D 的增大 ($e/D \geq (e/D)_T$)，冲刷悬空将受到抑制而发生管道侧向失稳。当给定 e/D 时，随着无量纲管道水下重量的减小，管道侧向失稳较冲刷悬空更易被触发。

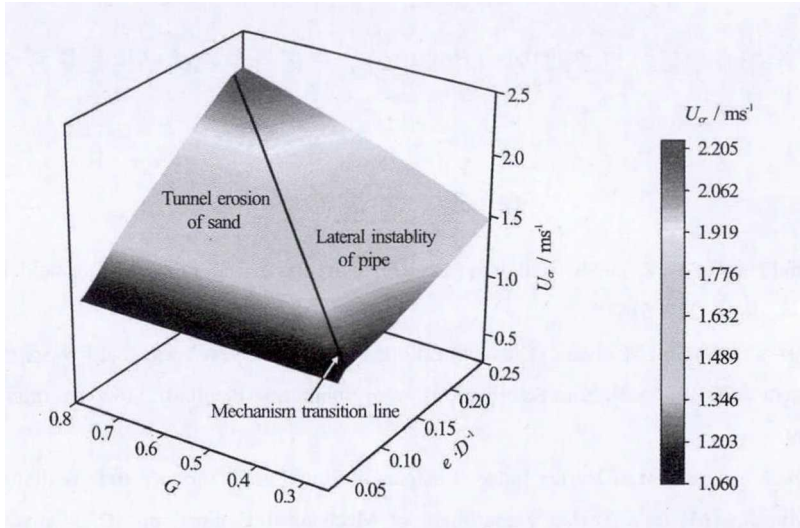


图7 管土相互作用系统失稳包络面 (Shi & Gao, 2017): 侧向失稳与冲刷悬空的竞争 ($\phi=43^\circ$, $n=0.53$, $\gamma' =$

$$7.6 \text{ kN/m}^3, s=2.65; \rho_w=1.0 \times 10^3 \text{ kg/m}^3, \nu=1.5 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}; D=0.5\text{m})$$

5 结语

我国具有漫长海岸线和辽阔海域，蕴藏着丰富的油气资源。海洋油气资源开发是重要的能源战略需求，海洋工程实践正从“近海浅水”迈向“远海深水”海域。在近海浅水海域，海洋环境载荷和地质条件通常相对单一和均衡。深海长输管道将高温高压的油气从深水井口输送到浅水区或陆上终端，通常穿越不同水深和海床地貌，受到复杂环境载荷的影响 (Randolph & Gourvenec, 2011)。

海底管道属于大空间跨度的浅基础工程结构型式。本文着重阐释了管道在位失稳、冲刷悬空及涡激振动等管道失稳模式及其相应的预测理论；由于篇幅限制，难以涵盖许多重要的研究进展。管道结构整体屈曲是输送高温高压油气的深海长输管道的另一典型失稳模式。长输管道的整体屈曲行为 (Hobbs, 1984)，在本质上是输送热源介质的细长管结构在随机非对称的海床边界和环境载荷下的整体弹性失稳。海床边界的随机性，主要指海洋工程现场地质资料通常是基于有限位置的钻孔数据，因而需要考虑海床土体参数的空间随机分布特性；海床边界的非对称性，则指管道埋深带来的垂向和侧向约束的不均匀性，从而可引起垂向隆起屈曲或侧向屈曲。在管道整体屈曲后，进而可诱发管道局部屈曲而断裂。

鉴于长输管道在不同海域或水深区段所遭遇的特征环境载荷（包括波浪、海流等）和海床土体类型（包括砂土、粉土、软黏土等）是多变的，因此同一条长输管道在不同海域的结构失稳类型及其潜在风险将是不同的。在海洋环境载荷和海床地质条件下，海底管土系统失

稳通常是“流-固(热)-土”之间耦合作用的结果,涉及侧向失稳、冲刷悬空、涡激振动以及整体屈曲等多种失稳模式,它们之间存在着复杂的竞争机制。

致谢

国家自然科学基金项目(11372319; 11232012)、中国科学院战略性先导科技专项(B类)(XDB22030000)资助。

参考文献

- 1 Bishop, R.E. and Hassan, A.Y. The lift and drag forces on a circular cylinder in a flowing field. Proc. Roy. Soc. (London) Ser. A, 1964, 277: 51-75.
- 2 Craig, R.F. 2004. Craig's Soil Mechanics (Seventh Edition). London & New York: E & FN Spon.
- 3 Det Norske Veritas (2010). On-Bottom Stability Design of Submarine Pipelines. DNV Recommended Practice DNV-RP-F109.
- 4 Feng, C.-C. The Measurement of Vortex Induced Effects in Flow Past Stationary and Oscillating Circular and D-Section Cylinders. Master's Thesis, Department of Mechanical Engineering, The University of British Columbia, Canada, 1968.
- 5 Fredsøe, J. Pipeline-Seabed Interaction. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, 2016, 142(6): 03116002.
- 6 Gao, F. P., Gu, X. Y. and Jeng, D. S. Physical modeling of untrenched submarine pipeline instability. Ocean Engineering, 2003, 30 (10): 1283-1304.
- 7 Gao, F. P., Gu, X. Y., Jeng, D. S. and Teo H.T. An experimental study for wave-induced instability of pipelines: The breakout of pipelines. Applied Ocean Research, 2002, 24: 83-90.
- 8 Gao, F.P., Han, X.T., Cao, J., Sha, Y., Cui, J.S. Submarine pipeline lateral instability on a sloping sandy seabed. Ocean Engineering, 2012, 50: 44-52.
- 9 Gao, F.P. and Luo, C.C. Flow-pipe-seepage coupling analysis on spanning initiation of a partially-embedded pipeline. Journal of Hydrodynamics, 2010, 22(4): 478-487.
- 10 Gao, F.P., Wang, N., Li, J. H., Han, X.T. Pipe-soil interaction model for current-induced pipeline instability on a sloping sandy seabed. Canadian Geotechnical Journal, 2016, 53(11): 1822-1830.
- 11 Gao, F.P., Wang, N., Zhao, B. A general slip-line field solution for the ultimate bearing capacity of a pipeline on drained soils. Ocean Engineering, 2015, 104: 405-413.
- 12 Gao, F. P., Yan, S.M., Yang, B., Wu, Y. X. Ocean currents-induced pipeline lateral stability. Journal of Engineering Mechanics, 2007, 133(10): 1086-1092
- 13 Gao, F. P., Yang, B., Wu, Y. X., Yan, S.M. Steady currents induced seabed scour around a vibrating pipeline. Applied Ocean Research, 2006, 28: 291-298.
- 14 Govardhan, R. and Williamson, C.H.K. Modes of vortex formation and frequency response of a freely vibrating cylinder. Journal of Fluid Mechanics, 2000, 420: 85-130.
- 15 Hobbs, R. In-service buckling of heated pipelines. Journal of Transportation Engineering, 1984, 110(2):

175–189.

- 16 Lei, C., Cheng, L., Armfield, S.W., Kavanagh, K. Vortex shedding suppression for flow over a circular cylinder near a plane boundary. *Ocean Engineering*, 2000, 27: 1109–1127.
- 17 Liang, D. and Cheng, L. A numerical model of onset of scour below offshore pipelines subject to steady currents. *Frontiers in Offshore Geotechnics: ISFOG 2005*. London: Taylor and Francis Group, 2005, 637–643.
- 18 Randolph, M.F., Gaudin, C., Gourvenec, S.M., White, D.J., Boylan, N., Cassidy, M.J. Recent advances in offshore geotechnics for deep water oil and gas developments. *Ocean Engineering*, 2011, 38: 818–834
- 19 Randolph, M.F., Gourvenec, S. *Offshore Geotechnical Engineering*, New York: Spon Press, 2011.
- 20 Shi, Y.M. and Gao, F.P. Lateral instability and tunnel erosion of a submarine pipeline: Competition mechanism. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2017 (in press).
- 21 Skop, R. A. and Balasubramanian, S. A new twist on an old model for vortex-excited vibrations. *Journal of Fluids and Structures*, 1997, 11: 395–412.
- 22 Sumer, B.M., Fredsøe, J., *The Mechanics of Scour in the Marine Environment*. World Scientific, Singapore, 2002.
- 23 Wagner, D.A., Murff, J.D., Brennodden, H., Svegen, O. Pipe-soil interaction model. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 1989, 115(2): 205–220
- 24 Yang, B., Gao, F. P., Jeng, D.S., Wu, Y. X. Experimental study of vortex-induced vibrations of a pipeline near an erodible sandy seabed. *Ocean Engineering*, 2008, 35: 301–309.
- 25 Yang, B., Gao, F. P., Wu, Y.X., Li, D.H. Experimental study on vortex-induced vibrations of submarine pipeline near seabed boundary in ocean currents. *China Ocean Engineering*, 2006, 20(1):113–121.
- 26 Zhang, J., Stewart, D.P. and Randolph, M.F. Modelling of shallowly embedded offshore pipelines in calcareous sand. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2002, 128(5), 363–371.
- 27 高福平, 顾小芸, 吴应湘. 考虑‘波-管-土’耦合作用的海底管道在位稳定性分析方法. *海洋工程*, 2005, 23(1): 6–12.
- 28 李家春, 程友良, 范平. *海洋内波与海洋工程. 应用力学进展论文集*, 北京: 科学出版社, 2004.
- 29 钱宁, 万兆惠. *泥沙运动力学*, 北京: 科学出版社, 2003.
- 30 曾恒一. 影响我国海洋油气开发的海洋灾害. *海洋预报*, 1998, 15(3): 21–25.

Flow-pipe-soil coupling mechanism and theoretical prediction for submarine pipeline instability on the seabed

GAO Fu-ping^{1,2}

(¹ Key Laboratory for Mechanics in Fluid Solid Coupling Systems, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, 100190 Beijing, China; ² School of Engineering Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China.)

Abstract: The stability of a submarine pipeline on the seabed is a flow-pipe-soil coupling problem, which is relative with quite a few influential factors from ocean waves or current, pipeline structure and the seabed. The pipeline instability involves several physical processes, e.g., vertical and lateral

on-bottom instabilities, vortex-induced vibrations (VIV), and the coupled local scour. The main advances on the physical mechanisms and theoretical prediction for pipeline instability are given, including the bearing capacity theory for the pipeline foundation, the flow-pipe-soil coupling mechanism and prediction theory on pipeline lateral instability, the tunnel erosion mechanism for pipeline spanning initiation and the corresponding multi-physics coupling analysis method, and the coupling mechanics between VIV and local scour. It is further revealed that the competition mechanism exists between the lateral instability and the tunnel erosion for a partially-buried pipeline. The prospects and several scientific challenges for predicting the instability of a long-distance submarine pipeline are presented to underpin the deep-water oil and gas exploitations.

Key words: Submarine pipeline; on-bottom stability; vortex-induced vibration; local scour; flow-structure-soil coupling; deep-water engineering