

深海重型管道管土相互作用大变形极限分析

娄旭龙^{1,2}, 张泽瑞^{1,2}, 孔德琼^{1,2}, 陈星潮^{1,2}, 朱斌^{2,3}

(1. 浙江大学 超重力研究中心, 浙江 杭州 310058; 2. 浙江大学 建筑工程学院, 浙江 杭州 310058;
3. 浙江大学 岩土工程研究所, 浙江 杭州 310058)

摘要: 准确评估管土大变形相互作用过程中土抗力发展是深海管道设计的重要前提。相关学者针对水平屈曲过程中在浅层扫掠过海床的轻管问题已开展了广泛研究。对于另一类在屈曲时会埋入海床的重管, 由于涉及土体坍塌等极端变形问题引起的不稳定性以及高昂的计算成本, 相关物理和数值模拟还相当有限。采用连续极限分析方法 (sequential limit analysis, 简称SLA) 对不排水条件下软黏土中的重管水平向加载响应首次进行系统的数值分析。分析了屈曲过程中管道轨迹和所受水平抗力的演化规律, 提取了不同位置处的 $V-H$ 屈服包络面 (V 为管道重量, H 为水平向土体抗力), 探究了重管水平屈曲行为特征。研究发现, 重管所承受水平土抗力达到残余状态所需位移数倍于轻管, 且在达到该状态后仍存在3种不同类型的土体破坏机构, 并对关键影响参数进行了分析。进一步建立了重管水平屈曲过程中所受残余抗力计算模型并讨论了适用范围。

关键词: 海底管道; 大变形分析; 软黏土; 管土相互作用; 极限分析

中图分类号: TU 433

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2025) 10-3234-10

Large deformation limit analysis of pipe-soil interaction for heavy pipes in deep water

LOU Xu-long^{1,2}, ZHANG Ze-rui^{1,2}, KONG De-qiong^{1,2}, CHEN Xing-chao^{1,2}, ZHU Bin^{2,3}

(1. Center for Hypergravity Experimental and Interdisciplinary Research, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China;
2. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China;
3. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China)

Abstract: Accurate assessment of the development of soil resistance acting on the pipe during large displacement lateral movement is an important prerequisite for the design of deep-water pipelines. Those pipe-soil interaction problems for light pipes, scraping across the seabed at very shallow depth, have been extensively studied. However, for heavy pipes characterised by diving downwards and getting buried by seabed soil, relevant studies are rather scarce, either in physical or numerical modelling. This scarcity is due to potential instability from extremely sufficient deformation such as soil collapse, as well as high computational cost. This work presents the first systematic numerical analysis of the lateral pipe-soil interaction for heavy pipes in undrained clay using sequential limit analysis (SLA). The evolution of pipe invert trajectory and pipe-soil lateral resistance during lateral movement are examined, and the $V-H$ (pipe weight-lateral soil resistance) yield envelopes at different locations are derived as well, in order to explore the feature of lateral behavior of heavy pipes. It is found that the displacement required by heavy pipes to reach a residual state, characterised by nearly constant lateral soil resistance, is several times greater than that for light pipes. Even after reaching this state, three types of soil failure mechanisms still exist, and the influence of key parameters is analyzed. Finally, a residual resistance assessment model for heavy pipes is proposed, along with a discussion of its applicability.

Keywords: subsea pipelines; large deformation analysis; soft clay; pipe-soil interaction; limit analysis

收稿日期: 2024-11-27

录用日期: 2025-02-27

基金项目: 浙江省自然科学基金杰出青年项目 (No.LR23E090001); 国家自然科学基金 (No.52071289); Technip FMC 公司咨询项目 (No.066609R245P128564)。

This work was supported by the Natural Science Foundation of Zhejiang Province (LR23E090001), the National Natural Science Foundation of China (52071289) and the Consulting Project of Technip FMC (066609R245P128564).

第一作者简介: 娄旭龙, 男, 2000年生, 硕士研究生, 主要从事海洋岩土工程方面的研究。E-mail: xulong_lou@zju.edu.cn

通讯作者: 孔德琼, 男, 1986年生, 博士, 长聘副教授, 博士生导师, 主要从事海洋岩土工程及大变形数值模拟方面的研究。

E-mail: deqiong_kong@zju.edu.cn

1 引言

在海洋油气资源开发利用过程中,海底管道因其安全高效和经济的特点成为目前油气资源运输的主要方式。为了保持管道内油气的流动性,需要在管道内部维持较高的温度和压强。这种高温高压引起的热胀应力会使得管道发生水平向大变形屈曲并在屈曲部分产生较大弯矩,使得管道面临破裂甚至断裂的风险。以往研究表明,这种水平屈曲位移幅值高达 20 倍管道直径^[1],而英国 Technip FMC 收集的现场数据表明该幅值甚至可达 40 倍管道直径。考虑铺设技术和成本等因素,海底管道在安装过程中通常直接铺设在海床表面,海床土体提供的抗力并不能阻止这种横向屈曲,因此,在实际工程中通常允许其在特定位置发生一定的水平位移来释放热胀应力。这需要控制沿管道长度方向横向弯曲的形成^[2],确保管道按照预定模式发生侧向屈曲。全面评估管道大变形屈曲过程中的管土相互作用并准确预测管道所受土体水平抗力是其中的关键。

近年来,众多学者对海底软黏土不排水条件下的水平向管土相互作用进行了广泛的研究,包括各类模型试验^[3-11]及数值分析^[12-16]。国内相关研究起步较晚,刘润等^[17-18]基于室内试验数据及数值模拟分析结果,提出了土体对管道提供的最大抗力及达到最大抗力所需位移的计算公式。王立忠等^[19]通过模拟管道热屈曲过程中的动力响应,研究了管道初始几何缺陷以及海床参数对管道热屈曲动力过程的影响。Yuan 等^[20]开展不同加载速率和初始埋深下的模型试验,观察到水平向管土相互作用分为快速增长、快速下降和稳定波动 3 个阶段。Wang 等^[21]使用耦合欧拉-拉格朗日法进行数值模拟,发现土体抗力受到管前土坡的隆起高度和宽度的影响。Ning 等^[22]研究了铺设枕木对控制管道水平向屈曲的作用,发现多枕木蛇形铺设法比单枕木或无枕木管道更能有效释放内能。

在不同的管道重量和土体强度分布等条件下,管道从初始位置发生水平运动后会表现出不同的行为模式:①管道扫掠过表层土体并推着前方土坡水平向前移动,即轻型管道(轻管);②管道不断下沉逐渐被埋入土体,即重型管道(重管)。针对轻管的研究受到许多专家学者的关注,他们提出了相关模型来预测水平屈曲不同阶段的土体抗力^[6, 23-25]。轻管土体抗力发展的典型特征是:水平位移发生后抗力达到峰值(对应破土抗力),在随后 $3D \sim 5D$ 的位移中逐渐减小,直到抗力趋于稳定进入残余状态(对

应残余抗力)。在这种情况下管道前方土坡的发展对土体抗力起主导作用。对于重管,现有研究表明随着水平位移发展,水平抗力不断增大,但尚不明确这种抗力增大趋势是否会停止并达到残余阶段。已有研究^[12, 15, 25-27]表明,轻管和重管在屈曲时存在不同的土体破坏机构,并指出了针对轻管建立的模型在分析重管行为时的不适用性。目前针对重管的模型试验研究较少^[5, 10, 27],且对其水平屈曲过程中的水平抗力进行定量评估的研究也非常有限,这是由于管前土坡坍塌等问题易导致的数值不稳定性。同时,重管达到残余状态涉及大量土体单元和极大的管道位移(约 $40D$),因而计算成本高昂,尚无系统的参数分析研究。此外,海底管道通常长达几百到几千米,其与海床相互作用具有明显的三维效应,但受限于海洋复杂环境,相关现场监测较为缺乏。少数的三维物理模拟亦仅关注管道本身受力响应^[28],难以反演管道任意截面与海床的相互作用抗力,而数值模拟则受限于验证数据的缺乏而进展较小。目前的研究分为两类:①用梁单元模拟三维管道,在梁节点处采用非线性弹簧简化管土相互作用;②仅考虑某一管截面的管土相互作用,所得抗力模型为第 1 类中的非线性弹簧的建模提供参考。现有研究多为后者,把管道简化为平面应变问题处理^[12-13, 25],以期将管土相互作用抗力简化模型嵌入三维管道模型中使用。

本文依托工程咨询项目,利用连续极限分析(sequential limit analysis,简称 SLA)方法首次对重管行为模式和土抗力发展的数值分析研究。通过系统的参数分析,研究了管道重量、土体强度分布、土体重度和与应变软化有关的参数的影响;详细探讨了不同类型的土体破坏机构及相应的水平土抗力特征;通过获取管道在不同位置处的 $V-H$ (V 为管道重量, H 为水平向土体抗力)屈服包络线数据,分析了不同荷载和位移方向改变时的潜在响应,最后提出了简化的管道所受残余土抗力计算模型。

2 数值模型

2.1 连续极限分析方法

该方法最初由 Kong 等^[29-30]基于牛津大学开发的有限元分析软件 Oxlim 为核心求解器开发,用以处理土与结构物相互作用问题。通过改进对上限解所得机动场的更新方法,王祖乐等^[31]解决了 SLA 方法在某些极端情况下计算不稳定的缺陷(如土坡坍塌),可以对重管水平屈曲过程中管土相互作用实现高效率和高质量的模拟,同时使用通用数值平台

OPTUM G2 作为求解器, 拓宽了使用范围。

SLA 将大变形问题分解为一系列连续的有限元极限分析问题。在第一步中, 先构建初始模型并进行网格离散化。同时, 初始化并存储所有节点的场变量 (如累积塑性应变等)。随后调用求解器 OPTUM 进行计算, 得到相应的上限 UB 和下限 LB 极限分析解^[32]。从极限分析上限解 UB 获得塑性变形区域的速度场, 用以更新模型几何形状, 相关场变量也会在后续计算步中不断更新, 以重新生成模型进行计算, 直到结构物 (如管道) 达到指定位移。在该过程中可选择性地进行下限分析获取下限解 LB, 以提供校核求解结果准确性的指标 $(UB-LB)/(UB+LB) \times 100\%$ 。由于该方法在计算时不涉及应力的更新, 因此可采用较大的时间步长, 仍能保证几何更新的精度。更新模型的过程中还采用程序 Triangle^[33]进行周期性网格重划分以避免网格失真, 并结合自适应网格策略, 在剪切带附近和土体经历严重软化区域进行加密, 而其他区域保持较粗网格, 在确保精度的同时提高计算效率^[32]。

对于软黏土中的大变形管土相互作用问题, 普遍将管周土体假定为不排水工况^[12-13, 15]。可采用 Einav 等^[34]提出的经验公式来考虑应变软化和应变率效应对土体不排水抗剪强度 s_u 的影响:

$$s_u = s_{u0} \times \left[\frac{1}{S_t} + \left(1 - \frac{1}{S_t} \right) e^{-3\xi/\xi_{95}} \right] \times \left[1 + \mu \lg \left(\frac{\max(\dot{\gamma}_{\max}, \dot{\gamma}_{\text{ref}})}{\dot{\gamma}_{\text{ref}}} \right) \right] \quad (1)$$

式中: s_{u0} 为土体未发生变形时的不排水抗剪强度, 其表达式为 $s_{u0} = s_{\text{um}} + kz$, s_{um} 为土体表面处不排水抗剪强度, k 为土体强度梯度, z 为表面以下的深度; 第 2 项描述应变软化参数对土体强度的影响, 以幂函数的形式考虑了累积塑性剪应变造成的土体强度衰减; 第 3 项表征应变速率对强度的增强作用; S_t 为灵敏度, 对于海洋软黏土通常取 2~5; ξ 为累积塑性剪应变; ξ_{95} 为延展参数, 是土体强度因重塑降低 95% 时的累积塑性剪应变, 常取 10~50^[35]; μ 为黏度系数, 表示土体强度随应变率增大而增大的关系, 通常取 0.05~0.20, 但大多数研究表明 $\mu=0.1$ 时可取得较好的模拟效果^[12, 15]; $\dot{\gamma}_{\max}$ 为最大剪应变率; $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 为参考剪应变率, 通常取 $3 \times 10^{-6} \text{s}^{-1}$ ^[35]。

2.2 模型设置

针对上述问题, 采用平面应变假定进行分析, 初始模型如图 1 所示, 其中管道被模拟为刚体 (直径为 D)。模型设置允许管道发生 x 和 y 方向位移,

旋转自由度被约束。管道最初设置在 $0.001D$ 的深度处, 然后在位移控制下竖向贯入到指定的初始埋深 $w_{\text{ini}} = 0.5D$ 。安装完成后, 管道在固定竖向荷载条件下进行位移控制的水平运动。土体的底部和两侧设置为固定边界条件, 上表面为自由边界条件, 土体深度为 h , 管道中心初始位置到左边界和右边界的距离分别为 B_1 和 B_2 。上述参数在模型验证和参数分析中的取值有所不同, 但边界效应经验证均可有效避免。 $A_{\min}$ 和 δl 分别是模型最小单元面积和用于更新每一个分析步的增量位移, 在本文分别取为 $0.0015D^2$ 和 $0.01D$ ^[31]。

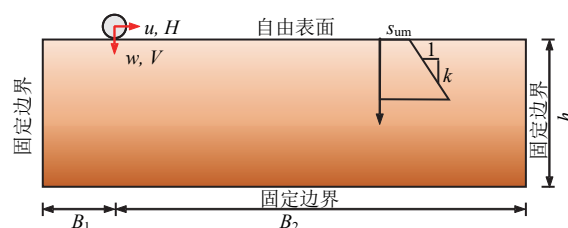


图 1 计算模型

Fig.1 Computational model

管-土界面切向最大容许剪应力由 $\tau_{\text{int}} = \alpha s_u$ 确定, 其中 α 表示界面黏聚力系数, 当 $\alpha=0$ 时管道完全光滑, 当 $\alpha=1$ 时管道完全粗糙; 土体不排水抗剪强度 s_u 可通过式 (1) 计算得出。管道本身为一圆形运动边界, 法向方向上土体不能进入, 同时管-土界面不能承受拉应力 $T=0$ 。

2.3 模型验证

尽管本文重点关注固定管重条件下的管道水平向受力行为, 但相关试验研究尚未见诸于公开文献, 因此, 本节采用 Oliphant 等^[5]在剑桥大学开展的固定竖向位移条件下管道水平向屈曲模型试验进行模型验证。该试验研究包括归一化初始埋深 $w_{\text{ini}}/D=0.4$ 和 $w_{\text{ini}}/D=2$ 两个工况。管道直径 $D=0.1016 \text{m}$, 海床土体为西非软黏土, 泥面处土体强度 $s_{\text{um}}=0.45 \text{kPa}$, 土体强度梯度 $k=3 \text{kPa/m}$ 。由于试验中未提供土体浮重度, 此处参考 Cheuk 等^[3]提供的西非软黏土重度 $\gamma' = 2.7 \text{kN/m}^3$ 。关于黏度系数 μ 及延展参数 ξ_{95} 的取值, 参照多数大变形分析文献的取值, 分别取 0.1 和 10。土体模型尺寸 B_1 、 B_2 和 h 分别设置为 $3D$ 、 $12D$ 和 $5D$ 。

图 2 为管道水平向屈曲过程中的荷载-位移响应, 可以看出水平抗力 H 随着水平位移 u 增大而增大。在水平位移发生后管道前方土体逐渐越过管道顶部, 给管道施加了向下的作用力, 对应水平抗力也增加。随着水平位移发展, 土体破坏机构逐渐稳定, 水平抗力增速逐渐放缓, 最终达到残余状态。

在整个过程中 SLA 模拟结果与试验数据总体呈现很好的一致性。归一化初始埋深 $w_{ini}/D = 2$ 工况中, 管道在水平位移达到 $1.2D$ 左右时所受水平抗力出现明显下降, 这是由于管道前方陡峭土坡越过管道并部分坍塌至后侧土表面。

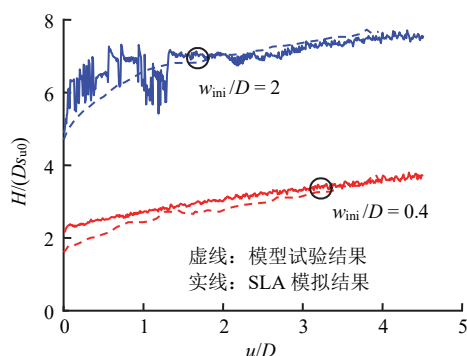


图 2 管道水平屈曲过程荷载-位移响应

Fig.2 Load-displacement response of pipe during lateral displacement

3 参数研究

管道直径 D 和泥面处土体强度 s_{um} 分别取固定值 1 m 和 1 kPa , 其他所有管土参数采用归一化取值 (见表 1), 以使得参数分析结果可推广至其他任意 D 和 s_{um} 组合。管道水平位移最大幅值为 $40D$, 相应地, 模型尺寸 B_1 、 B_2 和 h (见图 1) 分别取 $3D$ 、 $50D$ 和 $6D$, 初始结果表明此时边界效应影响可忽略。管道类型 (轻管或重管) 主要由管道重量 V (代表管道所受到的竖向荷载) 和土体强度分布 ($s_{u0} = s_{um} + kz$) 决定^[12, 25, 27]。Bruton 等^[27]认为 $V/(Ds_u)$ 大于 2.5 时管道表现出典型重管行为。基于上述研究, 本文将归一化管道重量 $V/(Ds_{um})$ 设置在 $5 \sim 13$ 之间, 重点研究重管加载过程中的管土相互作用。通过在某一位置处以一定角度间隔向不同方向加载, SLA 可以在计算过程中获取屈服荷载 H 和 V , 从而可以建立屈服包络面^[32], 以探究管道在任意加载路径或任意竖向荷载作用下的管土响应。这一角度间隔在本文取值为 2° , 当管道所受荷载组合位于屈服包络面内, 管道会保持稳定; 当其所受荷载在屈服包络面外, 则会发生失稳。

表 1 参数分析取值

Table 1 Values for parameter analysis

参数	默认值	其他值
$V/(Ds_{um})$	7	5, 9, 11, 13
kD/s_{um}	2	0, 1, 3, 4, 5, 7.5, 10
$\gamma'D/s_{um}$	3	1, 2, 4, 5
S_t	4	2, 3, 5, 10, 15
ξ_{95}	10	5, 20, 50

3.1 典型重管行为

图 3 给出了不同管道重量下的水平加载响应, 可以看出重管的轨迹和水平抗力表现出了与轻管^[25]完全不同的发展趋势, 其中管道埋深 w 和管道所受水平向土体抗力 H 均以归一化形式给出。在水平位移初期, 不同管重工况的水平抗力基本相同, 此阶段的破土抗力主要由竖向贯入过程中形成的土坡主导, 如图 5(b)所示, 其中 v_p 为管道加载速率。

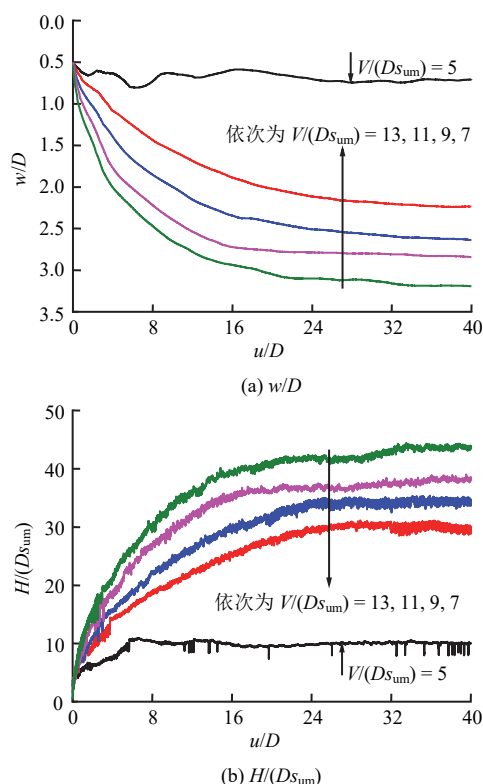


图 3 不同管道重量下管道水平加载响应

Fig.3 Lateral loading response of pipes with different weights

图 4 给出了默认工况在不同位置处的 V - H 屈服包络面, 可以看到管道在发生水平位移前后两步的屈服包络面形态发生变化, 表现为由对称分布转向偏向运动方向一侧。这是由于管道破土后 (发生初始屈曲) 与后方土体分离, 缺少了管道后侧土体的作用。随后管道迅速下沉并完全埋入土中, 水平抗力不断增长, 这与已有研究一致^[12, 15]。管道在水平位移 $30D$ 之后达到残余状态, 对应的屈服包络面基本重合也说明了这一点。此时土体破坏机构如图 5(d)所示, 从管道底部向两侧各有一条剪切带延伸到土体表面。通过 V - H 屈服包络面可以发现随着管道埋深增大直至完全埋进土中, 屈服包络面向各个方向迅速扩张, 到残余状态后呈椭圆状。

达到残余阶段后, 不同工况的土体破坏机构随管重增大有所不同, 这些不同也反映在荷载-位移曲

线中（见图 3）。对于 $V/(Ds_{um}) = 5$ 的工况，尽管管道水平位移后很快被埋进土中，但受限于管道重量，其埋深维持在 $1D$ 以内，在水平位移达到 $8D$ 水平抗力就趋于稳定并进入残余状态。其在残余状态土体破坏机构如图 6(a)所示，管道前方剪切带延伸到土体表面呈水平向，接近轻管的破坏模式^[24-25]。

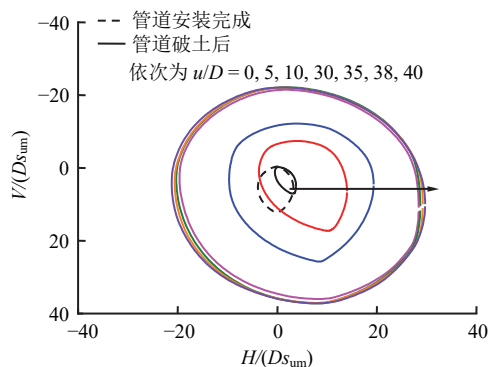


图 4 不同水平位置处的 V - H 屈服包络面 ($V/(Ds_{um}) = 7$)
Fig.4 V - H yield envelopes at different horizontal locations ($V/(Ds_{um}) = 7$)

图 6 给出了不同管道重量下残余状态的土体破坏机构，与图 5(e)对比可以得出，同样归属重管的情况下土体破坏机构亦有差异，大致可以分为 3 种类型：

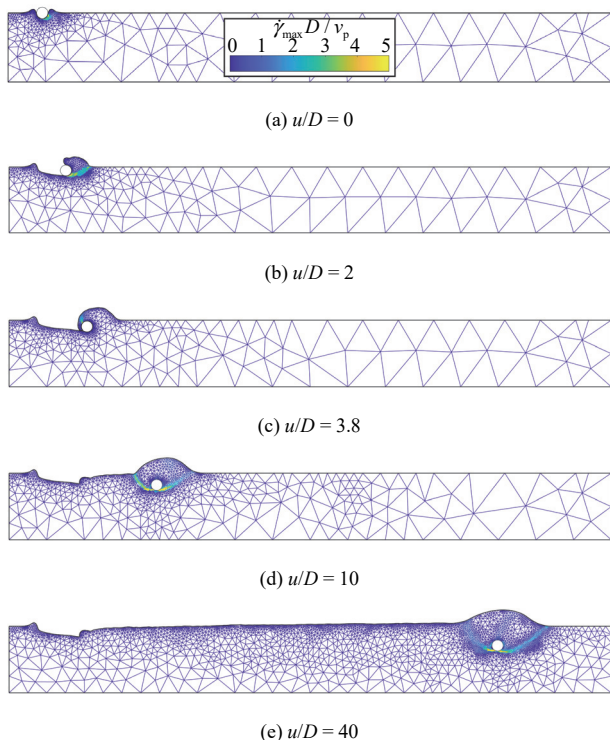


图 5 典型工况的管道水平位移过程 ($V/(Ds_{um}) = 7$)
Fig.5 Soil lateral displacement under typical conditions ($V/(Ds_{um}) = 7$)

(1) $V/(Ds_{um}) = 5$: 如图 6(a)所示，管道埋深小于 $1D$ ，管道前方土体体积显著大于管后，管前剪切带向前延伸并逐渐水平，破坏机构与轻管类似，其残余抗力显著小于其他工况。

(2) $6 \leq V/(Ds_{um}) \leq 10$: 如图 5(e)所示，较第 1 类的破坏机构埋深更大，管道两侧土体体积接近，两侧剪切带延伸到土体表面。该类型管道残余抗力基本随管重线性增加。

(3) $V/(Ds_{um}) > 10$: 如图 6(b)所示，随着埋深加深，管道后侧土体表面已经高于初始土体表面，剪切带集中到管道前方，有形成满流的趋势。该类型管道残余抗力仍随管重线性增加。

3.2 土体强度影响

如图 7 所示，由于土体强度梯度变化显著影响着管土相互作用机制，不同 kD/s_{um} 下管道的埋深和水平抗力随水平位移的演化规律呈现出明显差异。对于均质土 ($kD/s_{um} = 0$)，水平位移发生后管道不断下沉，这是因为土体强度低，不能提供足够的竖向力支撑管道。所有 $kD/s_{um} \geq 1$ 的工况管道最终都达到了残余状态。在同一水平位移处，管道埋深和水平抗力都随着 kD/s_{um} 的增大而减小，与 Özkul 等^[36]的结论一致，这是由于当管周土体强度增大时，仅需更浅的埋深即可支撑管道。从图 7(b)可以看出， $kD/s_{um} = 1$ 的残余阶段时管道埋深显著大于其他情况，剪切带已经不再是默认工况所表现的从管道底部延伸到土体表面，而是环绕在管道周围，有形成满流的趋势。

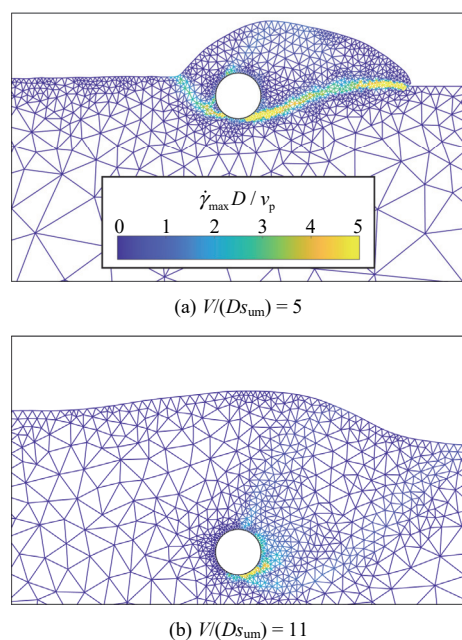


图 6 不同管重的土体破坏机构 ($u/D = 40$)
Fig.6 Soil failure mechanisms for different pipe weights ($u/D = 40$)

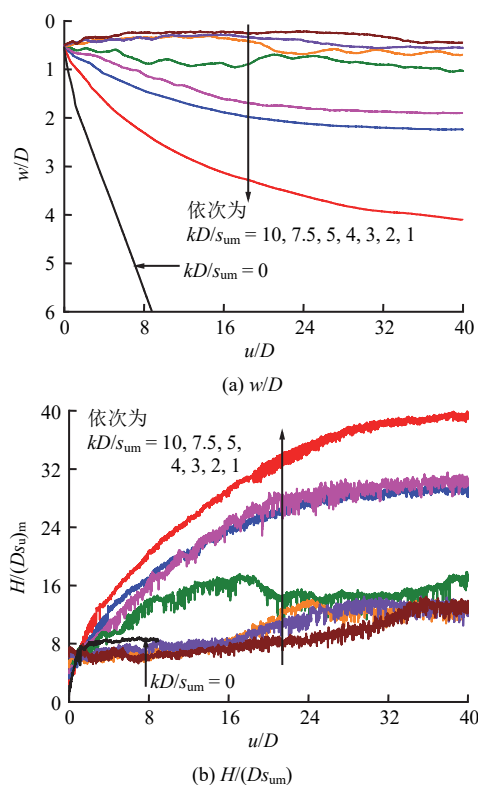


图 7 不同土体强度梯度下管道水平加载响应
Fig.7 Lateral loading response of pipes in soil with different strength gradients

对于 $kD/s_{um} \geq 5$ 的工况，管道在水平位移前期 ($u/D = 8$ 之前) 表现出了轻管特征，管道发生回弹，侧向抗力先出现峰值后逐渐减小；当土坡累积足够大后，对管道施加竖向向下作用力，侧向抗力又逐渐增长。此外 $kD/s_{um} > 3$ 的 4 个工况达到残余状态后的抗力曲线非常接近，管道前方剪切带延伸到土体表面呈水平向。这说明在土体强度较大的情况下，管道埋深受限，土坡体积增长引起抗力增长是有极限的。而且土体强度越大，达到这种残余状态所需水平位移也越大。

3.3 土体重度影响

不同土体重度下管道水平加载响应如图 8 所示，整体上残余阶段的土体抗力随着 $\gamma'D/s_{um}$ 的增大而增大。而值得注意的是 $\gamma'D/s_{um} = 5$ 的残余抗力小于 $\gamma'D/s_{um} = 4$ ，这应该与 $\gamma'D/s_{um} = 4$ 在残余阶段管道埋深更深，对应位置土体强度更高有关，其剪切带也较 $\gamma'D/s_{um} = 5$ 更密集。 $\gamma'D/s_{um} = 1$ 和 2 两个工况的管道后方有空腔且土体重度小，在水平位移过程中空腔上方土体不断坍塌，这导致二者水平抗力曲线振荡较为明显。此外，空腔使管道缺少后侧土体作用，这也是这些工况的水平土体抗力低于土体重度更大的工况的原因。值得指出的是，Tresca 屈服准则难以完全描述海洋黏土在上述大变形过程中

的响应，因此类似的空腔可能不会真实发生。

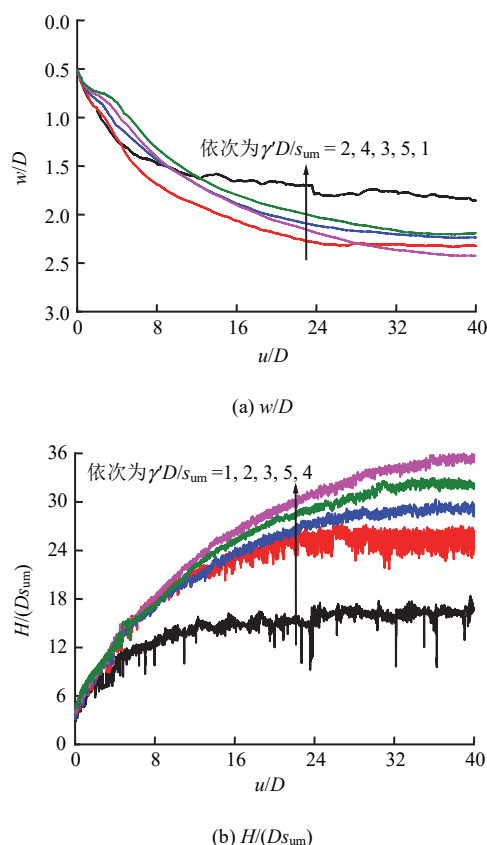


图 8 不同土体重度下管道水平加载响应
Fig.8 Lateral loading response of pipes in soil with different unit weights

3.4 应变软化影响

图 9(a)、9(b)给出了灵敏度对管道运动轨迹及水平抗力的影响，所有工况均表现出典型重管特征。随着 S_t 增大，管道埋深和水平抗力呈现明显减小的趋势。此外， $S_t = 3、4、5$ 三种工况对应的曲线基本重合，这表明当灵敏度在海洋软黏土典型范围 2~5 时^[35]，评估水平向管土相互作用时可忽略其影响。

图 9(c)、9(d)给出了延展参数 ξ_{95} 对管道运动轨迹和水平抗力的影响。 ξ_{95} 越大，埋深和水平抗力越大。在 ξ_{95} 较低的情况下 ($\xi_{95} = 5、10$)，管周土体更倾向于发生软化并坍塌，最终完全掩埋管道并提供额外浮力，减缓管道“下沉”趋势。此外，两种情况下残余阶段的水平抗力依然差异很大，表明在如此大的变形下，管周土体仍未达到完全重塑（默认工况下的累计塑性应变见图 10），若按完全重塑土考虑可能大幅低估残余管土抗力。

3.5 管道安装方式影响

图 11 对比了不同安装方式（预埋和竖向贯入）下管道水平屈曲过程中的响应。对于浅埋管道，不同安装方式对管道轨迹及水平抗力基本没有影响。

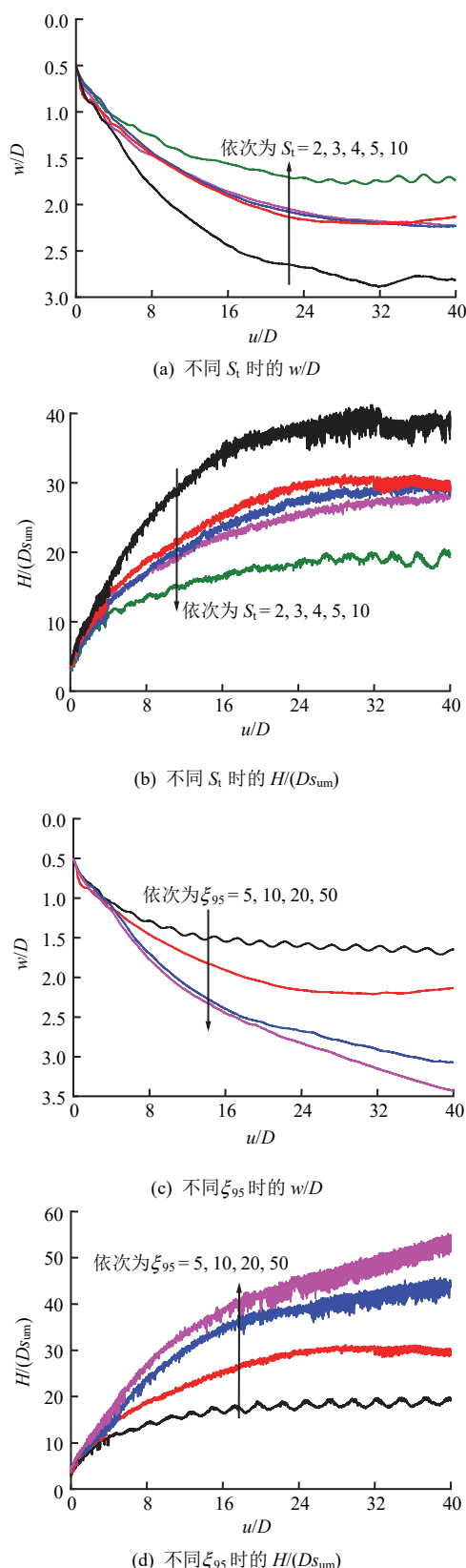


图9 不同应变软化参数下管道水平加载响应
Fig.9 Lateral loading response of pipes with different strain softening parameters

而对于深埋管道, 预埋到指定位置时忽略了竖向贯入安装导致的土体重塑软化, 在水平位移初始发生时管道立刻回弹, 埋深和水平抗力都减小。但随着

水平位移发展, 管道恢复下沉, 之后不同安装方式的管道均在 $30D$ 左右达到残余状态且残余抗力基本相同。上述结果表明不同管道安装方式对于管道残余阶段埋深和水平抗力影响很小。

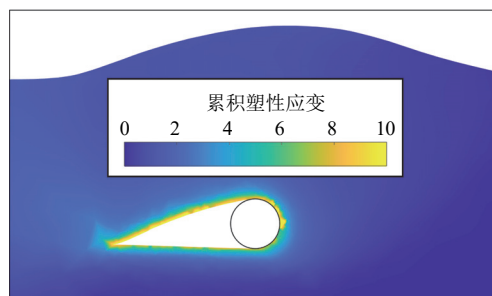


图10 默认工况的累积塑性应变分布 ($V/(Ds_{um}) = 7$)
Fig.10 Distribution of accumulated plastic shear strain under default condition ($V/(Ds_{um}) = 7$)

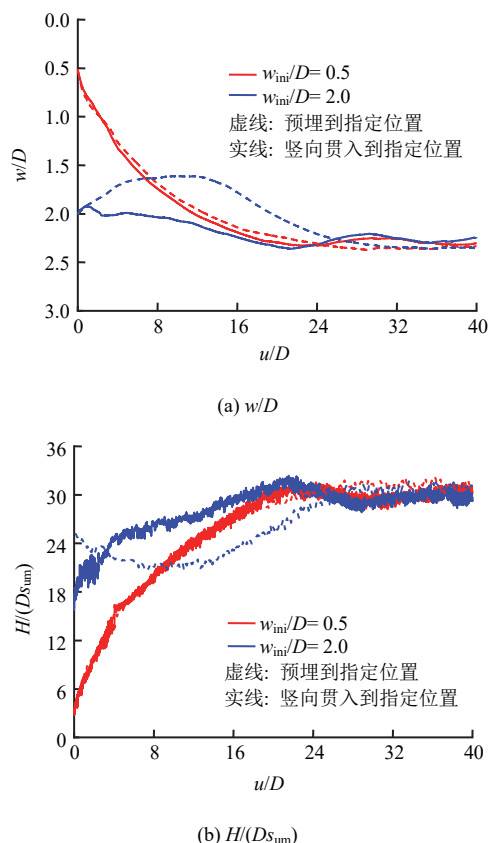


图11 不同管道安装方式对比
Fig.11 Comparison of different pipe installation methods

3.6 水平向残余土抗力评估模型

前文研究了不同参数对管道水平加载的响应, 结果表明重管大多数情况下在水平位移大于 $30D$ 后可以达到残余阶段。因此, 本研究中将管道水平向残余抗力 H_{res} 取为水平位移最后两个直径长度范围内的平均值。不同初始埋深及管重条件下的归一化残余抗力 $H_{res}/(Ds_{um})$ 如图 12 所示, 可以看出同一管

重条件下的归一化残余抗力非常接近,表明初始埋深 w_{ini}/D 对残余抗力几乎没有影响。结合 2.1 节对重管破坏机构的划分,重管的归一化残余抗力可表示为

$$H_{res}/(Ds_{um}) = \begin{cases} 2 \times V/(Ds_{um}) + 14, & V/(Ds_{um}) \leq 10 \\ 4.2 \times V/(Ds_{um}) - 8, & V/(Ds_{um}) > 10 \end{cases} \quad (2)$$

需要说明的是,上述残余抗力计算模型是基于默认土体参数得出的。式(2)仅适用于归一化土体强度梯度 kD/s_{um} 在 1.5~3 范围内的土体: kD/s_{um} 低于 1.5 时管周土体形成满流破坏机构,而 kD/s_{um} 高于 3 时管道可能倾向于表现出轻管的特征。

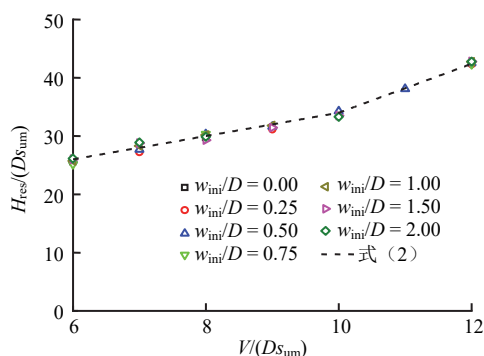


图 12 水平向残余土抗力-管重关系

Fig.12 Relationship between residual lateral resistance and pipe weight

此外,典型海洋软黏土灵敏度通常在 2~5 之间,在这一范围可以使用式(3)所得无量纲系数 f_s 作为乘子修正残余抗力计算结果:

$$f_s = 1.4 - 0.1S_t \quad (3)$$

考虑到重管在残余阶段土体破坏机构的多样性和复杂性,开发考虑各个参数全范围影响的统一简化模型难以实现,本文中不再探讨。

4 结 论

本文采用 SLA 方法对深海重型管道发生水平向大变形屈曲过程进行数值模拟。模型中考虑了土体的应变软化和应变率效应,实现了对土坡发生坍塌这类极端大变形情况下土与结构物相互作用问题的准确处理。针对不同的管土参数开展了详细的参数分析,提出了残余抗力计算模型并讨论了其适用范围。主要发现如下:

(1) 不同于以往研究关注较多的轻管,重管在水平屈曲过程中快速下沉并埋入土中,期间伴随土坡越过管道顶部并坍塌回流,直到水平位移达到 30D 后才能达到残余状态,远大于轻管所需的 5D

左右。

(2) 重管在残余阶段可发展出 3 种可能的土体破坏机构:①管道被完全埋进土中,但管前剪切带向前延伸并逐渐水平,与轻管有一定相似之处;②管道两侧形成两条剪切带延伸到土体表面;③管道特别重时剪切带会集中于管道前方,随着管重继续增大有形成满流的趋势。

(3) 对于水平向大变形管土相互作用问题,管道安装方式对深埋管道水平位移初期响应的影响较为明显,但这种影响会随着水平位移逐渐消除。由于达到残余状态所需水平位移足够大,加载历史对重管残余阶段响应基本没有影响。

(4) 无量纲管重 $V/(Ds_{um})$ 是影响残余状态时管道所受土抗力的决定性因素,而管道初始埋深则对残余土抗力几乎没有影响。最终提出了重型管道水平大位移后的所受残余土抗力评估模型,并探讨了其适用范围。

参 考 文 献

- [1] BRUTON D, CARR M, WHITE D J. The influence of pipe-soil interaction on lateral buckling and walking of pipelines: the SAFEBUG JIP[C]//Proceedings of the 6th International Conference on Offshore Site Investigation and Geotechnics. London: [s. n.], 2007: 133-150.
- [2] BRUTON D, CARR M, CRAWFORD M, et al. The safe design of hot on-bottom pipelines with lateral buckling using the design guideline developed by the SAFEBUG joint industry project[C]//Proceedings of the Deep Offshore Technology Conference. Vitoria: [s. n.], 2005: 1-26.
- [3] CHEUK C Y, WHITE D J, BOLTON M D. Large-scale modelling of soil-pipe interaction during large amplitude cyclic movements of partially embedded pipelines[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2007, 44(8): 977-996.
- [4] DINGLE H R C, WHITE D J, GAUDIN C. Mechanisms of pipe embedment and lateral breakout on soft clay[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2008, 45(5): 636-652.
- [5] OLIPHANT J, MACONOCHE A J, WHITE D J, et al. Pipe-soil interaction models in deepwater very soft clays[C]//Offshore Technology Conference. Houston: OTC, 2009: OTC-19944-MS.
- [6] CARDOSO C O, SILVEIRA R. Pipe-soil interaction behavior for pipelines under large displacements on clay soils—a model for lateral residual friction factor[C]//Offshore Technology Conference. Houston: OTC, 2010: OTC-20767-MS.

- [7] RISMANCHIAN A. Pipe-soil interaction during lateral buckling of marine pipelines[D]. Perth: University of Western Australia, 2014.
- [8] RISMANCHIAN A, WHITE D J, RANDOLPH M F, et al. Shear strength of soil berm during lateral buckling of subsea pipelines[J]. **Applied Ocean Research**, 2019, 90: 101864.
- [9] COCJIN M L, GOURVENEC S M, WHITE D J. Softening and consolidation around seabed pipelines: centrifuge modelling[J]. **Géotechnique**, 2018, 68(2): 118-132.
- [10] AI-JANABI H A, AUBENY C P, CHEN J, et al. Experimental measurement of monotonic and cyclic lateral resistance of risers and pipelines in Gulf of Mexico clays[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2020, 57(10): 1534-1549.
- [11] HOU Z, GAUDIN C, SAHDI F, et al. Centrifuge modelling of whole-life pipe-soil interaction in clay with different overconsolidation ratios[J]. **Géotechnique**, 2022, 73(12): 1056-1070.
- [12] WANG D, WHITE D J, RANDOLPH M F. Large-deformation finite element analysis of pipe penetration and large-amplitude lateral displacement[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2010, 47(8): 842-856.
- [13] CHATTERJEE S, WHITE D J, RANDOLPH M F. Numerical simulations of pipe-soil interaction during large lateral movements on clay[J]. **Géotechnique**, 2012, 62(8): 693-705.
- [14] MARTIN C M, KONG D, BYRNE B W. 3D analysis of transverse pipe-soil interaction using 2D soil slices[J]. **Géotechnique Letters**, 2013, 3(3): 119-123.
- [15] DUTTA S, HAWLADER B, PHILLIPS R. Finite element modeling of partially embedded pipelines in clay seabed using Coupled Eulerian-Lagrangian method[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2015, 52(1): 58-72.
- [16] KONG D, MARTIN C M, BYRNE B W. Sequential limit analysis of pipe-soil interaction during large-amplitude cyclic lateral displacements[J]. **Géotechnique**, 2018, 68(1): 64-75.
- [17] 刘润, 郭绍曾, 王洪播, 等. 渤海湾软黏土对埋设海底管线约束力的研究[J]. **岩土工程学报**, 2013, 35(5): 961-967.
- LIU Run, GUO Shao-zeng, WANG Hong-bo, et al. Soil resistance acting on buried pipelines in Bohai Bay soft clay[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2013, 35(5): 961-967.
- [18] 刘润, 刘文彬, 洪兆徽, 等. 海底管线整体屈曲过程中土体水平向阻力模型研究[J]. **岩土力学**, 2015, 36(9): 2433-2441.
- LIU Run, LIU Wen-bin, HONG Zhao-hui, et al. A soil resistance model for subsea pipeline global lateral buckling analysis[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2015, 36(9): 2433-2441.
- [19] 王立忠, 王宽君, 施若苇. 管道热屈曲动力过程数值模拟[J]. **海洋工程**, 2015, 33(5): 73-80.
- WANG Li-zhong, WANG Kuan-jun, SHI Ruo-wei. Numerical simulation for the dynamic process of pipeline buckling[J]. **The Ocean Engineering**, 2015, 33(5): 73-80.
- [20] YUAN Y, LI Z, TANG W, et al. Experimental study on vertical-lateral coupling pipe-soil interaction characteristics and speed amplification effect of marine pipelines[J]. **Ships and Offshore Structures**, 2023, 19(10): 1571-1581.
- [21] WANG C, LIU L, ZHANG Y, et al. A method for predicting the load interaction between reinforced thermoplastic pipe and sandy soil based on model testing[J]. **Journal of Marine Science and Engineering**, 2023, 11(12): 2353.
- [22] NING J, LIN T, LIU S, et al. Three-dimensional pipeline element formulation for global buckling analysis of submarine pipelines with sleeper[J]. **Marine Structures**, 2023, 90: 103428.
- [23] DNVGL-RP-F114. Pipe-soil interaction for submarine pipelines[R]. Norway: Det Norske Veritas, 2017.
- [24] WHITE D J, DINGLE H R C. The mechanism of steady friction between seabed pipelines and clay soils[J]. **Géotechnique**, 2011, 61(12): 1035-1041.
- [25] KONG D. Quantifying residual resistance of light pipelines during large-amplitude lateral displacement using sequential limit analysis[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2022, 148(7): 04022054.
- [26] MCCARRON W O. Limit analysis and finite element evaluation of lateral pipe-soil interaction resistance[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2015, 53(1): 14-21.
- [27] BRUTON D A S, WHITE D, LANGFORD T, et al. Techniques for the assessment of pipe-soil interaction forces for future deepwater developments[C]//Offshore Technology Conference. Houston: OTC, 2009: OTC-20096-MS.