

DOI: 10.11779/CJGE201903020

海底滑坡对管线冲击力的数值分析

王忠涛, 张宇, 杨庆, 王寒阳

(大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116023)

摘要: 输送原油和天然气的海底管线常处于复杂的海洋地质环境, 在海底滑坡的冲击下可能发生失稳破坏。以往研究成果多集中讨论海底滑坡对悬跨管线的冲击力, 但对置于海床表面的管线受不同角度海底滑坡的冲击作用讨论较少, 也未深入讨论悬跨高度对管线受海底滑坡冲击力的影响。基于 Herschel–Bulkley 模型, 采用计算流体动力学 CFD 法模拟了不同冲击角度下海底滑坡对置于海床表面管线的作用力, 对比已有模型试验成果提出了管线纵向和轴向阻力系数的计算公式。按照土力学方法对 CFD 数值计算结果重新整理, 指出土力学和流体力学方法在计算管线受海底滑坡冲击力方面的实质对应关系, 并给出管线破坏包络线的解析表达式。随后讨论了悬跨高度对管线受力的影响, 最后提出了综合考虑冲击角度和悬跨高度影响的海底滑坡对管线作用力的计算公式。研究成果对海底路由选址和海底管线设计具有一定的应用价值。

关键词: 海底管线; 海底滑坡; CFD 模拟; 悬跨高度

中图分类号: TU432 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2019)03-0567-07

作者简介: 王忠涛(1974-), 男, 副教授, 主要从事海洋岩土工程等方面的教学和科研工作。E-mail: zhongtao@dlut.edu.cn。

Numerical analysis for impact of submarine landslides on pipelines

WANG Zhong-tao, ZHANG Yu, YANG Qing, WANG Han-yang

(State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: Submarine pipelines, as important transporting channels of undersea crude oil and natural gas in marine engineering, are usually in the condition of complex marine geological environment and often damaged by the impact of the submarine landslides. The resistance forces of the laid-on-seafloor submarine pipeline impacted by landslides oriented at different angles are studied by using the CFD method based on the Herschel–Bulkley model. Both the computation expressions for normal and axial drag coefficients are provided through the comparison with the published results of model tests. The substantive correspondence between fluid mechanics and geotechnical approaches is found through re-analysis of the data from CFD simulation. Further, the critical suspended distance is summarized by simulating the interaction forces between submarine landslides and pipelines at different suspended distances, and the relationship between drag force and suspended distance is obtained. The research extends the predecessors' work by enriching the expressions for calculating the axial and normal drag coefficients for pipelines in different suspended states. The proposed formula for estimating the impact force of the submarine landslides on pipelines maybe be practically helpful for selection of router sites and design of pipelines.

Key words: submarine pipeline; submarine landslide; CFD method; suspended distance

0 引言

随着石油、天然气等海洋资源的逐步开发, 海底管线数量不断增加^[1]。在重力及其他环境因素作用下, 岩土体和沉积物的滑落所形成的海底滑坡可能摧毁沿途的管线, 造成巨大的经济损失^[2]。王立忠等^[3]指出海底滑坡的冲击是造成海底管线失稳的主要原因之一。为确保海底管线的安全运行, 研究海底滑坡对管线的作用具有重要科学意义和工程应用价值^[4]。

2007 年 Zakeri 等^[5]通过水槽试验模拟了水下滑坡

对管线的冲击作用, 讨论了不同泥浆含量、泥浆流速等条件下冲击荷载的变化规律, 建立了雷诺数与法向阻力系数 C_{D-90} 的数学表达式。随后 2009 年 Zakeri^[6]采用计算流体动力学 CFD 法模拟了不同冲击角度下水下滑坡对悬跨管线的作用, 计算采用 Herschel–Bulkley 模型, 丰富了模型试验的研究成果, 提出了轴向阻力系数 C_{D-0} 与雷诺数的关系式, 并修正

基金项目: 国家自然科学基金项目(51639002, 41772296)

收稿日期: 2018-09-10

了 C_{D-90} 的计算公式。Randolph 等^[7-8] 基于土力学方法分析了海底滑坡对管线的作用力, 给出了法向承载力系数 N_p 和轴向摩擦系数 f_a 的计算公式以及管线的破坏包络面。Boylan 等^[9] 通过土工离心模型试验研究了海底滑坡对管线的法向冲击作用, 并结合流体力学与土力学理论提出了冲击力表达式。刘君等^[10] 采用 Power-Law 模型, 模拟了不同角度海底滑坡对悬跨管线的冲击作用, 通过对土力学与流体力学方法计算结果, 提出了不同冲击角度下法向阻力系数的表达式, 并进一步修正了阻力系数 C_{D-90} 和 C_{D-0} 的计算公式, 验证了土力学方法^[7-8] 中管线的破坏包络线方程, 优化了冲击角度小于 45° 时海底滑坡对悬跨管线的作用力表达式。

Zakeri 等^[6, 13]、Boylan 等^[9]、Liu 等^[10] 均是模拟海底滑坡对悬跨管线的作用, 尚未分析置于海床表面的管线在不同冲击角度海底滑坡作用下的受力, 也未讨论管线悬跨高度对管线受力的影响。本文采用计算流体动力学 CFD 法, 基于 Herschel-Bulkley 模型, 模拟了不同冲击角度下海底滑坡对置于海床表面管线的作用, 提出管线阻力系数 C_{D-90} 和 C_{D-0} 的计算公式。将 CFD 数值计算结果按照土力学方法进行整理, 比较流体力学方法和土力学方法在计算海底管线受力的异同。随后讨论了管线悬跨高度对管线受力的影响, 给出了综合考虑冲击角度和悬跨高度因素的海底滑坡对管线作用力的表达式。

1 数值模型

1.1 流变方程

本文主要讨论滑移速度在 10 m/s 以内的海底滑坡, 该条件下滑移体黏度较高, 雷诺数较低, 因此可视为单一物质组成的高黏度层流。对于富含黏性土的流体通常选用 Herschel-Bulkley 或 Power-Law 流变模型描述其特性^[5], 但当剪切速率很低时, Power-Law 流变模型存在一定缺陷^[11]。因此本分析中采用 Herschel-Bulkley 模型, 其流变方程为

$$\tau = \tau_y + K \dot{\gamma}^n \quad (1)$$

式中 τ 是剪应力; τ_y 是屈服应力; 与泥浆含量有关; K 是稠度系数; $\dot{\gamma}$ 是应变速率, 定义为 $\dot{\gamma} = U_\infty / D$, U_∞ 为流体的滑移速度, D 是管线直径。

1.2 CFD 数值模拟

应用 ANSYS CFX 13.0 软件模拟海底滑坡, 选用水和泥浆的二相自由表面流, 其中泥浆组成与 Zakeri 等^[5] 模型试验中的泥样一致, 具体物理参数列于表 1。共模拟 7 种不同冲击角度 θ 的工况, 包括 0°、15°、30°、45°、60°、75°、90°。其中, 90° 是指泥浆流动方向与管线纵轴垂直, 0° 是指泥浆流动方向与

管线纵轴一致。由刘君等^[10] 研究结果看出, 管线尺寸对管线单位面积受力几乎无直接影响, 为便于对比, CFD 模拟中管线直径与 Zakeri 等^[5] 模型管线一致。管线的平面布置如图 1 所示, 模拟中对图 1 中管线阴影部分进行受力分析。

表 1 泥浆的组成和流变特性

Table 1 Composition and properties of slurry

泥浆含 量/%	质量百分数/%			密度 (kg·m ⁻³)	流变模型
	黏土	水	砂		
10	10	35	55	1681.0	$\tau = 7.3 + 3\dot{\gamma}^{0.35}$
15	15	35	50	1685.7	$\tau = 20.5 + 5.5\dot{\gamma}^{0.35}$
20	20	35	45	1687.7	$\tau = 43 + 10\dot{\gamma}^{0.35}$
25	25	35	40	1689.6	$\tau = 85 + 12\dot{\gamma}^{0.4}$
30	30	35	35	1691.6	$\tau = 110 + 15\dot{\gamma}^{0.45}$
35	35	35	30	1694.0	$\tau = 161 + 25\dot{\gamma}^{0.4}$

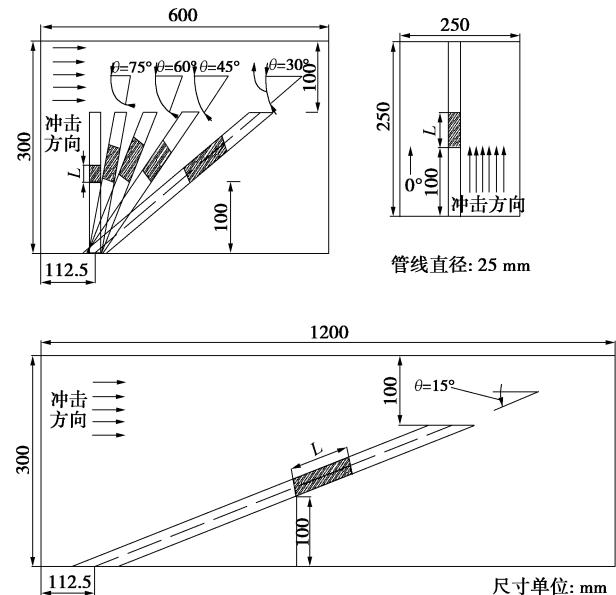


图 1 不同冲击角度下管线模型的平面图

Fig. 1 Plan view of domain dimensions and criteria of model with different impact angles

模型中管线为铜管, 表面设为粗糙无滑移; 计算域底面设为粗糙无滑移, 其他界面设为光滑壁面。管线粗糙率 k_s 取 0.0015 mm, 模型底面 k_s 取 0.5 mm, 均与 Zakeri 等^[5] 的模型试验保持一致。网格由 ANSYS ICEM CFD 13.0 绘制, 网格剖分见图 2, 管线附近网格的局部放大图如图 3 所示。图 2 左侧蓝色的矩形表示泥浆入口, 泥浆将以预设的恒定速度流入; 图 2 右端为出口, 设为开放式边界条件。管线周围是网格加密区域, 网格最大尺寸为 7.5 mm; 考虑到管线表面泥浆流速变化较大, 因此在表面设置边界层, 边界层的厚度取为 3 mm, 共 5 层; 其他区域网格尺寸不超过 50 mm。为避免人工边壁对管线受力的影响, 管线阴影部分距离计算域边界至少 4 倍管线直径, 并且刚性管线的两端未贯穿数值模型的侧壁面^[6]。

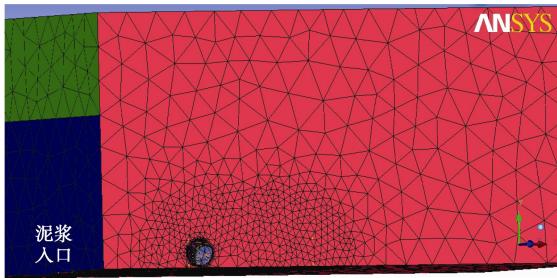


图 2 冲击角度为 60° 模型的网格

Fig. 2 Meshes with impact angle 60°

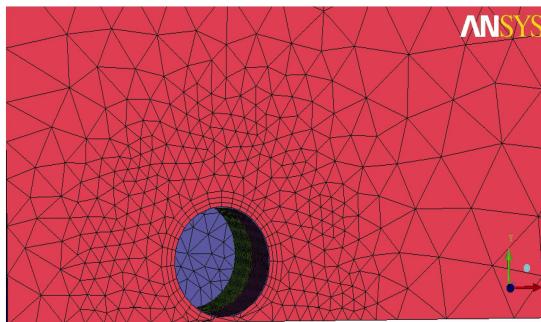


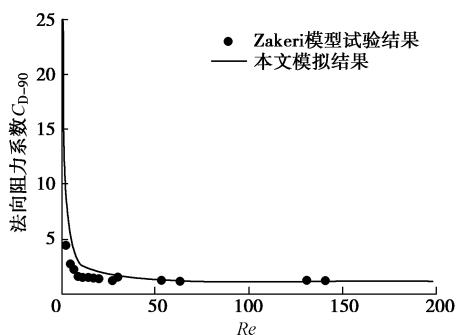
图 3 冲击角度为 60° 管线的局部放大图

Fig. 3 Refined zone in meshes with impact angle 60°

泥浆流动设为连续自由表面层流, 而周围水体采用适用于大多数工程的 $k - \varepsilon$ 湍流模型^[12]。刘君等考虑低流速时泥浆无法覆盖管线的问题, 限定最小冲击速度为 0.3 m/s, 但本文模拟中, 由于泥浆入口距离管线顶部的高度较大, 为 5D, 计算过程中发现流速低至 0.2 m/s 时, 泥浆仍能完全覆盖管线, 因此本文计算工况涵盖的雷诺数的最小值 (1.06) 比刘君等 (1.43) 更低一些^[7, 10]。

1.3 数值模拟结果的验证

为验证数值计算的准确性, 将计算结果与 Zakeri 等^[5]的试验结果进行了对比, 试验中管线置于海床表面, 泥浆的冲击角度为 90°。对比结果见图 4, 可以看出 CFD 数值模拟结果与 Zakeri 试验结果总体趋势一致, 尤其是雷诺数大于 10 时, 契合度较高。当雷诺数小于 10 时, 模拟结果稍高于模型试验结果, 符合 Zakeri 等^[13]结论。因此所建立的数值模型可用于随后的管线受力规律分析。

图 4 数值计算结果与 Zakeri 等^[5]试验结果对比Fig. 4 Comparision with test results by Zakeri et al^[5]

2 CFD 数值结果及分析

2.1 流体力学方法模拟分析

根据 CFD 数值模拟结果, 将不同冲击角度条件下海底滑坡对管线作用的轴向阻力系数 C_{D-0} 、法向阻力系数 C_{D-90} 与雷诺数 Re 的关系曲线绘于图 5, 6。通过拟合曲线可以发现, 冲击角度不同时, C_{D-0} 和 C_{D-90} 与 Re 的关系趋势基本一致, 均为反比例函数曲线。相同雷诺数 Re 时, 冲击角度越大, 法向阻力系数 C_{D-90} 和轴向阻力系数 C_{D-0} 越小。随着雷诺数 Re 的增大, 冲击角度的变化对阻力系数的影响逐渐减小, 当 Re 超过 100 时, 法向和轴向阻力系数均趋于稳定, 接近为 0, 此时尽管阻力系数很小, 但由于流速较大, 管线受到的冲击力并不会减小。

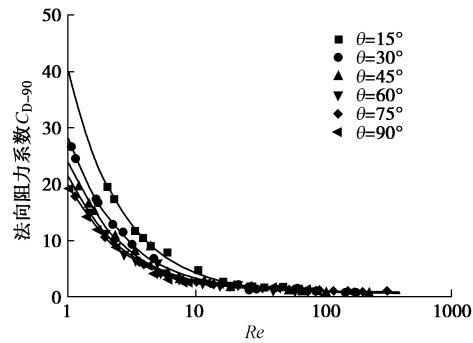
图 5 法向阻力系数 C_{D-90} 与雷诺数 Re 的关系曲线

Fig. 5 Curves of normal drag coefficient vs. Reynolds number

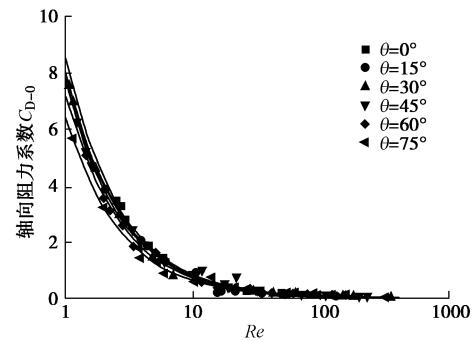
图 6 轴向阻力系数 C_{D-0} 与雷诺数 Re 的关系曲线

Fig. 6 Curves of axial drag coefficient vs. Reynolds number

为考察阻力系数 C_{D-90} 与 C_{D-0} 随冲击角度 θ 的变化关系, 将阻力系数乘 (除) 以冲击角度 θ 的函数进行归一化分析, 经过大数拟合分析可得

$$C_{D-90}^* = C_{D-90} \cdot (\sin \theta)^{0.55}, \quad (2)$$

$$C_{D-0}^* = \frac{C_{D-0}}{(\cos \theta)^{0.22}}. \quad (3)$$

依据式 (2)、(3) 重新整理计算结果, 可得到特征阻力系数 C_{D-0}^* 和 C_{D-90}^* 与 Re 的关系, 如图 7, 8 所

示, 可见拟合效果较好。

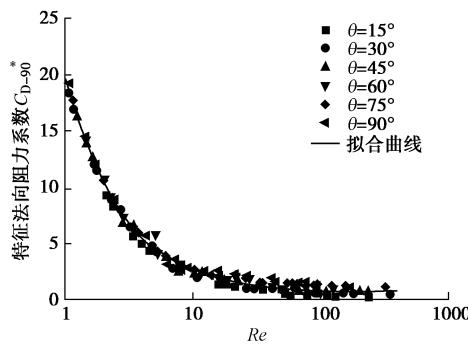


图 7 特征法向阻力系数 C_{D-90}^* 与雷诺数 Re 的关系曲线

Fig. 7 Curves of specified normal drag coefficient vs. Reynolds number

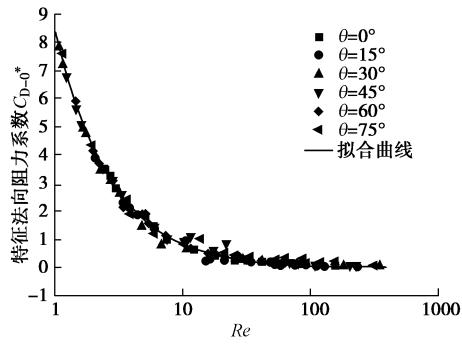


图 8 特征轴向阻力系数 C_{D-0}^* 与雷诺数 Re 的关系曲线

Fig. 8 Curves of specified axial drag coefficient vs. Reynolds number

参考 Zakeri 等^[5]提出的悬跨管线对海底滑坡的法向阻力系数 C_{D-90} 和轴向阻力系数 C_{D-0} 表达形式, 拟合图 7,8 曲线可得出考虑冲击角度的特征阻力系数表达式:

$$C_{D-90}^* = \frac{19.16}{Re} + 0.65 \quad , \quad (4)$$

$$C_{D-0}^* = \frac{8.361}{Re} \quad . \quad (5)$$

其中雷诺数 Re 计算公式^[6]为 $Re = \rho U_\infty^2 / \tau$, ρ 为泥浆密度; 剪应力 τ 可根据公式 (1) 的 Herschel-Bulkley 流变模型计算得出。

定义系数 a , b , c , α , β , 由式 (2) ~ (5) 可得法向和轴向阻力系数的通解

$$C_{D-90} = \frac{Re}{(\sin \theta)^\beta} \frac{b}{2} + c \quad , \quad (6)$$

$$C_{D-0} = \frac{a}{Re} \cdot (\cos \theta)^\alpha \quad . \quad (7)$$

对于本文的模拟工况, $a=8.361$, $b=19.16$, $c=0.65$, $\alpha=0.22$, $\beta=0.55$ 。其他工况时可重新标定系数。根据 Kundu 等^[15]提出管线所受的法向力 F_{D-90} 和轴向力

F_{D-0} 的表达式, 可得

$$F_{D-90} = \frac{Re}{(\sin \theta)^\beta} \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U_\infty^2 \cdot A \cdot \sin \theta \quad , \quad (8)$$

$$F_{D-0} = \frac{a}{Re} \cdot (\cos \theta)^\alpha \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U_\infty^2 \cdot A \cdot \cos \theta \quad . \quad (9)$$

由于单位长度管线投影面积 $A=D$, 并采用剪应力 τ 进行表示, 可进一步整理得到

$$F_{D-90} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_n^2 \cdot D \cdot \frac{c}{(\sin \theta)^{1+\beta}} + \frac{b}{2} \cdot \tau \cdot D \cdot (\sin \theta)^{1-\beta} \quad , \quad (10)$$

$$F_{D-0} = \frac{a}{2} \cdot \tau \cdot D \cdot (\cos \theta)^{1+\alpha} \quad . \quad (11)$$

2.2 土力学方法及分析

将海底滑坡对管线作用力的 CFD 模拟结果按照土力学方法重新进行整理, 比较两种分析方法的异同。

(1) 土力学方法

Randolph 等^[8]、Zhu 等^[16]基于土力学方法提出了海底滑坡作用下单位长度管线的法向和轴向受力的计算公式

$$F_n = C_d \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_n^2 \right) \cdot D + N_p \cdot s_{u,nom} \cdot D \quad , \quad (12)$$

$$F_a = f_a \cdot s_{u,nom} \cdot \pi \cdot D \quad . \quad (13)$$

式 (12)、(13) 中轴向力 F_a 与法向力 F_n 分别对应流体力学中的法向阻力 F_{D-90} 与轴向阻力 F_{D-0} 。其中, F_n 公式中除含有与流体力学形式一致的阻力项, 还含有承载力项; F_a 与 F_{D-0} 的表达式区别在于存在常数项 π , 是由于两种方法中管线面积 A 的计算方法不同。抗剪强度 $s_{u,nom}$ 对应流体力学中的剪应力 τ 。

定义法向雷诺数 Re_n 与轴向雷诺数 Re_a ,

$$Re_n = \frac{\rho \cdot v_n^2}{\tau}, v_n = U_\infty \cdot \sin \theta \quad , \quad (14)$$

$$Re_a = \frac{\rho \cdot v_a^2}{\tau}, v_a = U_\infty \cdot \cos \theta \quad , \quad (15)$$

式中, v_n , v_a 分别是海底滑坡垂直于和平行于管线轴线方向的冲击速度。

将式 (12) ~ (15) 进行整理得到

$$\frac{F_n}{\left(\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_n^2 \right) \cdot D} = C_{n,\theta} = C_{d,\theta} + N_{p,\theta} \frac{2}{Re_n} \quad , \quad (16)$$

$$\frac{F_a}{\left(\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_a^2 \right) \cdot \pi \cdot D} = C_{a,\theta} = f_{a,\theta} \frac{2}{Re_a} \quad . \quad (17)$$

将 CFD 数值计算结果按照土力学方法进行整理, 针对不同冲击角度, 处理可得到阻力系数 $C_{n,\theta}$, $C_{a,\theta}$ 和雷诺数的倒数 $2/Re_n$, $2/Re_a$ 的关系线, 见图 9, 10。由式 (16)、(17) 可以看出, 图 9 中直线的斜率代表承

载力系数 $N_{p,\theta}$, 纵轴截距为 $C_{d,\theta}$, 图 10 中直线的斜率代表摩擦系数 $f_{a,\theta}$ 。由 CFD 计算结果拟合得到的不同角度下管线承载力系数 N_p 、摩擦系数 f_a 列于表 2。

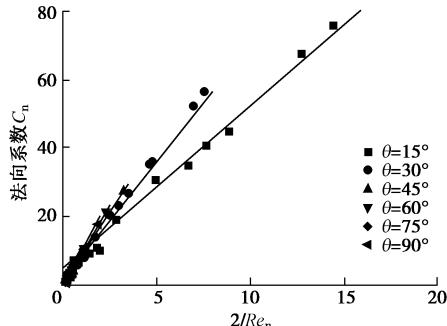


图 9 CFD 数据得到的阻力系数 $C_{n,\theta}$ 与 $2/Re_n$ 的关系线

Fig. 9 Curves of drag coefficient $C_{n,\theta}$ vs. $2/Re_n$ based on CFD data

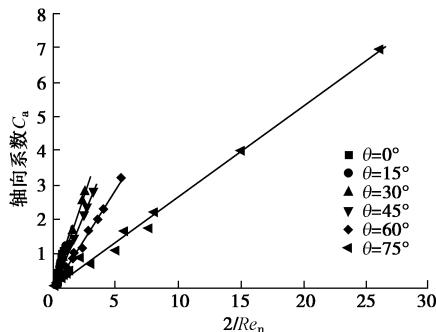


图 10 CFD 数据得到的阻力系数 $C_{a,\theta}$ 与 $2/Re_a$ 的关系线

Fig. 10 Curves of drag coefficient $C_{a,\theta}$ vs. $2/Re_a$ based on CFD data

表 2 承载力系数与摩擦系数

Table 2 Bearing factors and frictional coefficients

角度 /(°)	CFD 结果		破坏线结果	
	N_p	f_a	N_p	f_a
0	0	1.3543	0	1.3307
15	4.7237	1.2336	5.2145	1.2756
30	6.8586	1.0928	7.013	1.1165
45	8.1965	0.8724	8.1966	0.8719
60	9.1383	0.5782	8.9795	0.5712
75	9.6961	0.2659	9.4317	0.2558
90	9.8789	0	9.58	0

(2) 土力学方法与流体力学方法对比

对比整理两种方法的计算公式, 对比式(9)、(10)与式(16)、(17), 令 $F_{D,90}=F_n$, $F_{D,0}=F_a$ 可得

$$C_{d,\theta} = \frac{c}{(\sin \theta)^{1+\beta}}, \quad (18)$$

$$N_{p,\theta} = \frac{b}{2} \cdot (\sin \theta)^{1-\beta}, \quad (19)$$

$$f_{a,\theta} = \frac{a}{2\pi} \cdot (\cos \theta)^{1+\alpha}. \quad (20)$$

由此可见, 土力学方法与流体力学方法本质上存在对应关系, 区别主要在于数据的整理方式不同。

根据式(19)、(20), 有

$$\frac{N_{p,\theta}}{N_{p,90}} = (\sin \theta)^{1-\beta}, \quad (21)$$

$$\frac{f_{a,\theta}}{f_{a,0}} = (\cos \theta)^{1+\alpha}. \quad (22)$$

本文算例中, 将 a , b , α , β 的值代入式(19)~(22), 可计算得出 $N_{p,90}=9.58$, $f_{a,0}=1.3307$, 再根据余弦定理可得出

$$\left(\frac{f_a}{f_{a,0}} \right)^{1.639} + \left(\frac{N_p}{N_{p,90}} \right)^{4.444} = 1. \quad (23)$$

式(22)即为破坏包络线的解析方程, 曲线如图 11 所示。解析解预测得到的 N_p , f_a 与由 CFD 模拟得到的 N_p , f_a 的值误差均在 8% 之内。

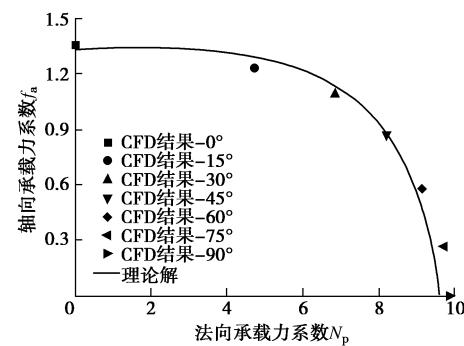


图 11 海底管线的破坏包络线

Fig. 11 Failure envelopes of marine pipelines

3 悬跨高度对管线受力的影响

变化管线底端到海床表面的垂直距离即悬跨高度为 0, $0.5D$, D , $1.5D$, $2D$, $2.5D$, $3D$, 分别采用流体力学方法和土力学方法计算不同冲击角度的海底滑坡对管线的作用力, 进行比对分析。其中, 采用土力学方法得到的法向阻力系数 N_p 在 9.58~11.61 之间, 均在 Randolph 等^[18]根据下限解定理提出的 9.14~11.94 范围内; 相同工况下, 采用流体力学方法计算得到的阻力系数与 Liu 等^[10]悬跨高度为 $2.5D$ 工况下的结果基本一致, 同时发现悬跨高度对管线受力的影响并不随着冲击角度的变化而变化。将不同悬跨高度管线的 b , a 参数的归一化结果随悬跨高度比 H/D 的变化绘于图 12, 其中定义 $H/D=3.0$ 所对应参数为参考参数 b_0 , a_0 , 可以看出参数 b , a 与悬跨高度基本满足指数关系, 当 H/D 超过 2.5 以后, 参数 b , a 基本保持不变, 即管线承受的轴向力和法向力将不再随着悬跨高度的增大而变化, 因此可认定海管的临界悬跨高度为 $2.5D$ 。

进一步拟合指数关系可以得出考虑冲击角度和悬跨高度影响的海底管线所受的法向力表达式(24)和轴向力表达式(25),

$$F_{D-90} = \left(\frac{23.56 - \frac{25}{4.6 + e^{3H/D}} + 0.65}{Re} \right) \frac{1}{2} \rho U_{\infty}^2 A (\sin \theta)^{0.45}, \quad (24)$$

$$F_{D-0} = \left(\frac{8.96 - 0.5e^{-2H/D}}{Re} \right) \cdot \frac{1}{2} \rho U_{\infty}^2 A (\cos \theta)^{1.22}. \quad (25)$$

取 H/D 为 3, 此时可以认为管线处于悬跨状态, 此时式 (24) 中的法向系数近似为

$$C_{D-90} = \frac{23.56}{Re} + 0.65. \quad (26)$$

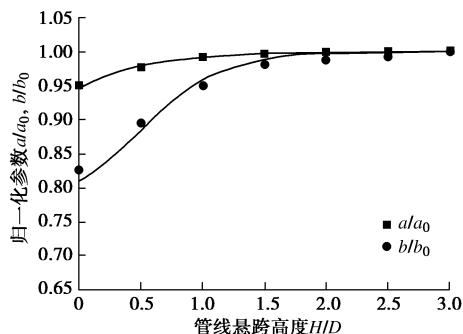


图 12 不同悬跨高度管线参数 b, a 与 H/D 的关系

Fig. 12 Relationship between normalized parameters and H/D of different suspended distance pipelines

图 13 给出了 Zakeri 等^[5]根据悬跨管线试验数据给出的法向系数表达式、刘君等^[10]根据 CFD 计算结果给出的法向系数表达式以及式 (26) 的对比曲线。当雷诺数较小 ($Re < 3$) 时, 式 (26) 的结果比 Zakeri 等^[5]给出的拟合结果略大一些, 但整体趋势吻合良好, 且式 (26) 与刘君等^[10]给出的结果是非常接近的。

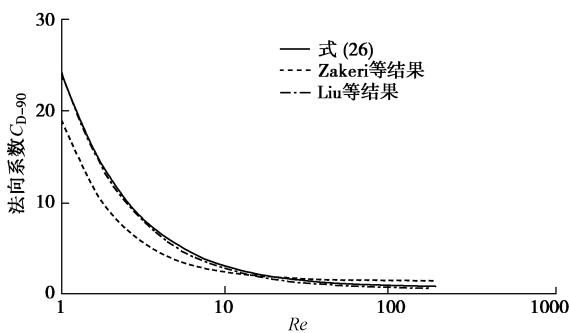


图 13 悬跨管线法向系数对比曲线

Fig. 13 Comparison of C_{D-90} with Zakeri and Liu under suspended condition

从图 12 和式 (24)、(25) 可以看出, 当悬跨高度小于 $2.5D$ 时, 随着悬跨高度的增加, 相同海底滑坡条件下管线承受的法向力和轴向力都有所增长。轴向力方面, 置于海床表面的管线受力约为处于临界悬跨高度时管线的 95%。法向力方面, 当雷诺数 Re 较大时, 悬跨高度的变化对管线受力影响很小; 反之雷诺数较小时, 悬跨高度的改变对管线所受法向力有重要影响, 如 $Re=1$ 时, 置于海床表面管线的法向受力仅为悬跨

管线受力的 81%, 而且随着雷诺数的减小, 两者的差别会进一步增大。因此置于海床表面的海管, 在各种因素影响下如果出现局部悬跨, 管线受力将有所增大, 应引起重视。

根据本文推导得到的土力学与流体力学两种表达式间的参数对应关系, 可以根据式 (24)、(25) 得到土力学方法中 3 个参数的表达式,

$$C_{d,\theta} = \frac{0.65}{(\sin \theta)^{1.55}}, \quad (27)$$

$$N_{p,\theta} = \frac{1}{2} \cdot \left(23.56 - \frac{25}{4.6 + e^{3H/D}} \right) \cdot (\sin \theta)^{0.45}, \quad (28)$$

$$f_{a,\theta} = \frac{8.96 - 0.5 \cdot e^{-2H/D}}{2\pi} \cdot (\cos \theta)^{1.22}. \quad (29)$$

将式 (27) ~ (29) 代入式 (12)、(13) 即可得到土力学方法中考虑冲击角度和悬跨高度的管线受力表达式。

4 结 论

采用基于 Herschel–Bulkley 模型的流体力学 CFD 方法模拟了不同冲击角度下海底滑坡对置于海床表面管线的作用力, 通过对计算结果的分析, 可以得到如下结论。

(1) 提出法向阻力系数 C_{D-90} 和轴向阻力系数 C_{D-0} 的表达式; 并通过与土力学方法的对比, 提出了法向阻力系数 C_{D-90} 与承载力系数 N_p 、轴向阻力系数 C_{D-0} 与摩擦系数 f_a 的对应关系式, 并推导给出了管线的破坏包络线的解析表达式。

(2) 讨论了管线悬跨高度对管线受力的影响, 结果表明管线悬跨高度在 $0 \sim 2.5D$ 范围时, 置于海床表面的管线所受轴向力约为处于临界悬跨高度管线受力的 95%。当雷诺数较小时, 海床表面管线所受法向力可能为临界悬跨高度管线的 81%甚至更低, 但当雷诺数 Re 较大时, 悬跨高度的变化对管线所受海底滑坡法向冲击力的影响很小。当悬跨高度超过 $2.5D$ 以后, 管线受力将不再随着悬跨高度的进一步增大而改变。

(3) 给出了能够考虑冲击角度和悬跨高度影响的海底滑坡对管线的法向和轴向冲击力的流体力学表达式, 并根据流体力学和土力学方法的对应关系, 给出了相对应的土力学方法的表达式。

参 考 文 献:

- [1] MOUSSELLI A H. 海底管道设计分析及方法[M]. 北京: 海洋出版社, 1984. (MOUSSELLI A H. Offshore pipeline design, analysis and methods[M]. Beijing: China Ocean Press, 1984. (in Chinese))

- [2] 李广雪. 海底管道构空与波浪力变化关系试验[J]. 海洋地质与第四纪地质, 2007, 27(6): 31 - 38. (LI Guang-xue. The test on relation between pipeline under cutting and wave force changes[J]. Marine Geology & Quaternary Geology, 2007, 27(6): 31 - 38. (in Chinese))
- [3] 王立忠, 缪成章. 慢速滑动泥流对海底管道的作用力研究[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(7): 982 - 987. (WANG Li-zhong, MIU Cheng-zhang. Pressure on submarine pipelines under slowly sliding mud flows[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(7): 982 - 987. (in Chinese))
- [4] 胡光海, 刘振夏, 房俊伟. 国内外海底斜坡稳定性研究概况[J]. 海洋科学进展, 2006, 24(1): 130 - 136. (HU Guang-hai, LIU Zhen-xia, FANG Jun-wei. A review of submarine slope stability studies at home and abroad[J]. Advances in Marine Science, 2006, 24(1): 130 - 136. (in Chinese))
- [5] ZAKERI A, HØEG K, NADIM F. Submarine debris flow impact on pipelines-part I: experimental investigation[J]. Coastal Engineering, 2008, 55(12): 1209 - 1218.
- [6] ZAKERI A. Submarine debris flow impact on suspended (free-span) pipelines: normal and longitudinal drag forces[J]. Ocean Engineering, 2009, 36(6): 489 - 499.
- [7] RANDOLPH M F, WHITE D J. Interaction forces between pipelines and submarine slides-A geotechnical viewpoint[J]. Ocean Engineering, 2012, 48: 32 - 37.
- [8] RANDOLPH M F, SEO D, WHITE D J. Parametric solutions for slide impact on pipelines[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(7): 940 - 949.
- [9] BOYLAN N, RANDOLPH M F, SAHDI F, et al. Centrifuge modelling of active slide-pipeline loading in soft clay[J]. Géotechnique, 2014, 64(1): 16 - 27.
- [10] LIU J, TIAN J L, YI P. Impact forces of submarine landslides on offshore pipelines[J]. Ocean Engineering, 2015, 95(95): 116 - 127.
- [11] LOCAT J. Normalized rheological behaviour of fine muds and their flow properties in a pseudoplastic regime, debris-flow hazards mitigation: mechanics, predication and assessment. water resources engineering division[C]// Proceedings of the First International Conference, American Society of Civil Engineers (ASCE). New York, 1997: 260 - 269.
- [12] 谢龙汉, 赵新宇, 张炯明, 等. ANSYS CFX 流体分析及仿真[M]. 北京: 电子工业出版社, 2012. (XIE Long-han, ZHAO Xin-yu, ZHANG Dong-ming, et al. ANSY CFX Fluid analysis and simulation[M]. Beijing: Publishing House of Electronics Industry, 2012. (in Chinese))
- [13] ZAKERI A, HØEG K, NADIM F. Submarine debris flow impact on pipelines-part II: numerical analysis[J]. Coast Engineering, 2009, 56(1): 1 - 10.
- [14] HAIDER A M, LEVENSPIEL O. Drag coefficient and terminal velocity of spherical and nonspherical particles[J]. Powder Technology, 1989, 58: 63 - 70.
- [15] KUNDU P K, COHEN I M. Fluid mechanics[M]. Amsterdam: Amsterdam Elsevier Academic Press, 2004.
- [16] ZHU H, RANDOLPH M F. Numerical analysis of a cylinder moving through rate-dependent soils[J]. Ocean Engineering, 2011, 38(7): 943 - 953.
- [17] EINAV I, RANDOLPH M F. Effect of strain rate on mobilised strength and thickness of curved shear bands[J]. Géotechnique, 2006, 56(7): 501 - 504.
- [18] RANDOLPH M F, HOULSBY G T. Limiting pressure on a circular pile loaded laterally in cohesive soil[J]. Géotechnique, 1984, 34(4): 613 - 623.