

Doi: 10.11835/j.issn.2096-6717.2019.133

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



正常固结黏土中扭矩对 负压沉箱承载力的影响分析

周松望¹, 张艳², 王栋²

(1. 中海油田服务股份有限公司 物探事业部工程勘察作业公司, 天津 300459;

2. 中国海洋大学 环境科学与工程学院, 山东 青岛 266100)

摘要:当负压沉箱被用作深水管汇或管道终端基础时,除了受到上部结构传来的竖向力、水平力和弯矩,还会受到扭矩,扭矩可能降低沉箱的竖向承载力、水平承载力和抗弯能力。采用理论分析和有限元法研究复合加载条件下典型沉箱(长径比介于1~2之间)与正常固结黏性土的相互作用,考虑安装造成的沉箱侧壁周围土体的弱化,得到了不排水条件下沉箱单向最大扭矩,探索了扭矩与不同荷载分量联合作用时承载能力的改变。结果表明,当扭矩不超过20%的抗扭转能力时,可以忽略扭矩对竖向承载力、水平承载力或抗弯能力的影响;当扭矩介于抗扭转能力的20%~80%时,其他承载力分量最多降低20%。提出了能够用于工程设计的扭矩对其他荷载分量抗力的影响系数。

关键词:海底管线;负压沉箱;有限元;扭矩;承载力

中图分类号:TU449 文献标志码:A 文章编号:2096-6717(2020)01-0018-06

Influence of torsion on bearing capacity of suction caisson in normally consolidated clay

Zhou Songwang¹, Zhang Yan², Wang Dong²

(1. COSL Geophysical Marine Survey & Geotech Operating Company, China Oilfield Services Ltd, Tianjin 300459, P. R. China;

2. College of Environmental Science and Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266100, Shandong, P. R. China)

Abstract: When suction caissons are used as foundation of the manifold or pipe terminal in deep waters, they are subjected to a torsion except for the vertical force, horizontal force and moment applied. The torsion may reduce the vertical, horizontal and moment bearing capacities of caisson foundation. In this study, theoretical analyses and finite element simulations are conducted to study the interaction between normally consolidated clay and the typical caisson (with a length-to-diameter ratio between 1 and 2) subjected to combined loadings. The strength reduction of the soil around the caisson skirt induced by installation are considered in the theoretical and numerical analyses. For caissons under undrained conditions, the uniaxial torsion capacity and the influences of the torsion on the other capacities are

收稿日期:2019-06-18

基金项目:国家自然科学基金(41772294、U1806230)

作者简介:周松望(1976-),男,高级工程师,主要从事海洋岩土工程研究,E-mail:zhousw@cosl.com.cn.

王栋(通信作者),男,教授,博士,E-mail:dongwang@ouc.edu.cn.

Received:2019-06-18

Foundation items:National Natural Science Foundation of China (No. 41772294, U1806230)

Author brief:Zhou Songwang (1976-), senior engineer, main research interest: offshore geotechnics, E-mail: zhousw@cosl.com.cn.

Wang Dong (corresponding author), professor, PhD, E-mail: dongwang@ouc.edu.cn.

obtained. The results show that when it is less than 20% of the torsional capacity, the torsion applied has slight effect on the vertical, horizontal or moment capacities. When torsion applied reaches 20%~80% of the torsional capacity, the other three capacity components can be reduced by as much as 20%. The torsion influence factors against three capacities are proposed for routine designs.

Keywords: on-bottom pipelines; suction caisson; finite element methods; torsion; capacity

负压沉箱常用作固定平台和海底管汇的支撑基础^[1-4]。在海底管道的日常运行阶段,受管道内热应力和海底底流的影响,负压沉箱不仅要承受竖向荷载(V)、水平荷载(H)和弯矩(M)的作用,还会受到扭矩(T)的影响,扭矩可能引起沉箱其他承载力分量的降低。Finnie 等^[5]给出了考虑扭矩影响的浅基础和桩基础的水平与竖向承载力计算公式;针对扭矩和水平荷载联合作用下的浅埋矩形基础,Nouri 等^[6]提供了塑性极限分析和三维有限元解答。对于长径比 L/D (L 和 D 分别代表沉箱的入土长度和直径)大于 1、作为锚泊基础的负压沉箱,扭矩会造成竖向抗拔承载力和水平承载力的降低,但当施加的扭矩不超过 20% 的扭转承载能力时,扭矩的影响可以忽略^[7-10]。支撑管汇的负压沉箱承受的竖向荷载为压力,而不是拉力,长径比 L/D 又常介于 1~2 之间^[4],目前,还不清楚该长径比范围内沉箱承受的扭矩对其他承载力分量(即 V 、 H 和 M)的影响程度。

笔者采用有限元方法,模拟不同扭矩条件下 $L/D=1\sim 2$ 的沉箱与正常固结黏土的相互作用,探索扭矩对竖向承载力、水平承载力和抗弯能力的削弱机制。在分析大量变动参数的基础上,提出考虑扭矩影响的承载力计算公式。

1 有限元模型与参数设置

采用 Abaqus 软件建立沉箱与土相互作用的三维有限元模型。与已有的研究^[11-12]类似,取沉箱顶面中心为讨论水平荷载和弯矩的参考点。图 1 给出了沉箱尺寸、荷载与位移的符号和方向规定: z 向向下为正, u 和 w 分别为水平和竖向位移;转角 θ 对应弯矩 M ,代表沉箱围绕参考点的转动角度; β 为对应扭矩 T 的沉箱扭转角度。取典型长径比 $L/D=1$ 、1.5 和 2,沉箱壁厚为 $0.01D$ 。各承载力结果将采用归一化表达,试算表明,沉箱直径 D 的取值不影响归一化公式,因此,除特殊声明外,均以 $D=10$ m 进行讨论。为避免边界对承载力的影响,模拟的土体范围为:径向由沉箱侧壁向外延伸 $3.5D$;深度方向由沉箱底部向下延伸 $3L$ 。土体侧边界径向位移为零,土体底部为固定边界。以 $L/D=2$ 为例,有限元网格如图 2 所示,土体剖分采用线性六面体单元,完全积分,沉箱附近土体采用细网格,侧壁和刃角下的典型单元大小为 $0.01D$ 。负压沉箱刚度远大于土体,因此,将其简化为刚体。

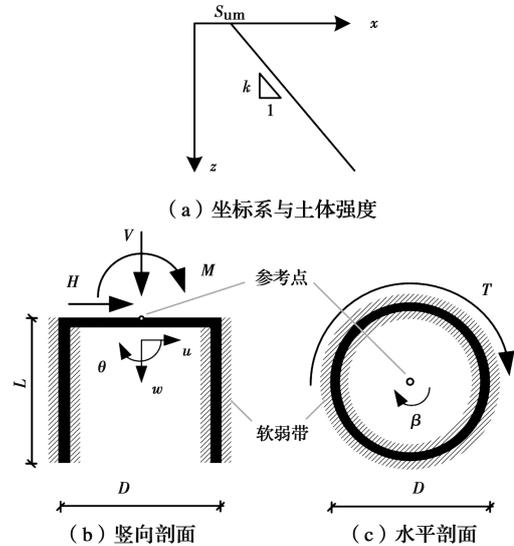


图 1 荷载与位移的方向规定

Fig.1 Positive directions of loads and displacements

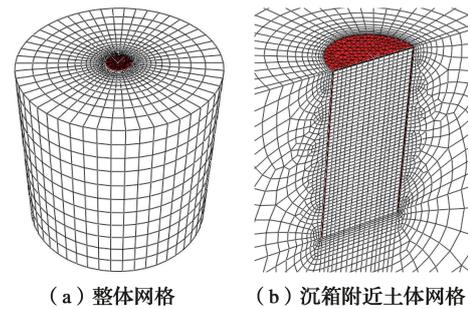


图 2 有限元网格

Fig.2 Finite element mesh

中国南海、墨西哥湾和东南亚海域广泛分布正常固结黏性土,其不排水抗剪强度 s_u 随深度线性增加。

$$s_u = s_{um} + kz \quad (1)$$

其中: s_{um} 为表层土的不排水强度; k 为不排水强度随深度的增长梯度; z 为土体深度。有限元变动参数分析中取 s_{um} 为 0、5、10、20 kPa, k 为 0、1、1.25、1.5、2.5 kPa/m。采用总应力形式,将土体视为 Tresca 理想弹塑性材料。由于不排水条件下土的体积不变,泊松比理论上为 0.5,为避免数值计算中不可压缩材料引起的收敛困难,取泊松比为 0.49。假定很高的土体弹性模量 $E=10\ 000 s_u$,以提高计算效率,试算表明, E 的取值对沉箱极限承载力影响不大。在沉箱内侧、外侧和刃角分别设置一层软弱带,以考虑沉箱贯入施工造成的土体软化^[12-13],软弱带不

排水强度为 αs_u , α 为弱化系数, 参考 Supachawarote^[12]、Kay 等^[13] 及 DNV 规范^[14], 取典型值 $\alpha=0.65$ 。当软弱带厚度不超过 $0.02D$ 时, 对承载力的影响可以忽略^[12], 此处取 $0.01D$ 。沉箱和软弱带为 tie 连接。

在分析扭矩 T 和其他某个荷载分量 (H 、 V 或 M) 的共同作用时, 首先施加扭矩 T , 然后维持扭矩 T , 并施加其他方向的位移或转角, 直到达到极限承载力。选择 $T/T_0=0.0.2.0.6.0.8.0.9$ 和 0.95 , T_0 为单向最大扭矩。规定 V_0 、 H_0 和 M_0 分别为单向的竖向承载力、水平承载力和最大弯矩, V_0^T 、 H_0^T 和 M_0^T 为考虑扭矩影响的竖向承载力、水平承载力和抗弯能力。

2 有限元模型验证

2.1 沉箱顶盖底面粗糙度的影响

沉箱顶盖底面与土体之间的摩擦对沉箱承载力影响很小。考察两种极端情况: 1) 顶盖底面与土体之间为 tie 连接, 代表顶盖完全粗糙; 2) 顶盖底面与土体之间设置为光滑接触, 代表顶盖完全光滑。对于 3 组典型工况, 无量纲的扭矩 T 与扭转角度 β 的关系如图 3 所示, 其中 $s_{ut}=s_{um}+kL$, 代表刃角深度处的土体不排水强度。由图 3 可见, 顶盖底面的粗糙度几乎没有任何影响, 水平荷载、竖向荷载和弯矩作用下的单向承载力分析也有类似结论。以下分析中取保守情况, 假定顶盖底面为光滑。

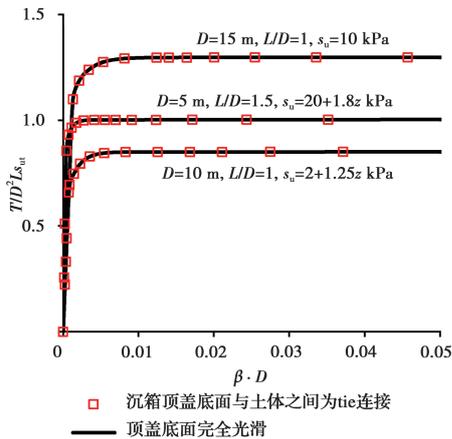


图 3 顶盖底面光滑程度对扭矩的影响

Fig.3 Influence of roughness of caisson cap on torsion

2.2 与以往单向竖向承载力的比较

为验证建立的有限元模型的可靠性, 将竖向承载力结果与 Hu 等^[15]、Hung 等^[16] 的结果进行对比。他们的计算均未考虑沉箱周围土体的弱化, 即弱化系数 $\alpha=1.0$ 。无量纲化的竖向承载力 V_0 如图 4 所示, 其中, A 为沉箱底端截面面积。在 $L/D=0.5\sim 2$ 范围内, 所得结果与以往成果很接近, 初步表明建立的有限元模型可靠。

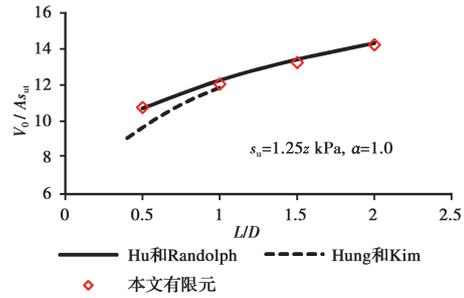


图 4 竖向承载力结果对比

Fig.4 Comparison of vertical capacities

3 单向最大扭矩

当沉箱发生扭转时, 与外侧壁接触的土体首先被激发; 随着转动增大, 沉箱内侧壁和刃角深度截面处的土体逐渐发生变形, 抗扭转能力取决于二者中先达到破坏的部分。假定内侧壁附近土体能够提供的扭矩为 T_{wi} , 外侧壁附近土体提供的扭矩为 T_{wo} , 沉箱底部截面 (即刃角深度处) 土体提供的扭矩为 T_b 。由于沉箱壁很薄, 内、外侧壁面积基本相同, 因而

$$T_{wi} = T_{wo} = \alpha \pi D^2 L (s_{um} + kL/2) / 2 \quad (2)$$

$$T_b = \pi D^3 (s_{um} + kL) / 12 \quad (3)$$

采用极限平衡方法

1) 如果 $T_{wi} \geq T_b$ 此时, 沉箱底部截面土体先被“扭断”, 破坏面沿着沉箱外侧壁和底部截面, 沉箱与其内部土体之间没有相对扭转。假定沉箱底部截面上土体的剪应力同时达到不排水强度, 单向最大扭矩表示为

$$T_0 = T_{wo} + T_b = \alpha \pi D^2 L (s_{um} + kL/2) / 2 + \pi D^3 (s_{um} + kL) / 12 \quad (4)$$

2) 如果 $T_{wi} < T_b$ 此时, 沉箱底部截面上部与下部的土体保持连续, 破坏面沿着内、外侧壁和顶盖底面。由于顶盖底面光滑, 单向最大扭矩为

$$T_0 = T_{wo} + T_{wi} = \alpha \pi D^2 L (s_{um} + kL/2) \quad (5)$$

图 5 为有限元给出的归一化“扭矩-转角”曲线与极限平衡结果对比, 两种方法给出的单向最大扭矩很接近, 有限元结果略高, 再次证明了建立的有限元模型的可靠性。当 $L/D=1\sim 2$, $\alpha=0.65$ 时, T_{wi} 几乎总是大于 T_b , 这意味着扭转破坏基本发生在沉箱外侧壁和底部截面。

4 扭矩的影响

4.1 扭矩对竖向承载力的影响

沉箱竖向承载力 V_0 由端部承载力 V_b 和沿外侧壁的摩擦力 V_w 组成。

$$V_0 = V_w + V_b \quad (6)$$

V_b 激发的土体破坏场主要在沉箱底部截面之下, 与扭矩引起的破坏面基本不重合, 因而, 可以不考虑扭矩的影响。

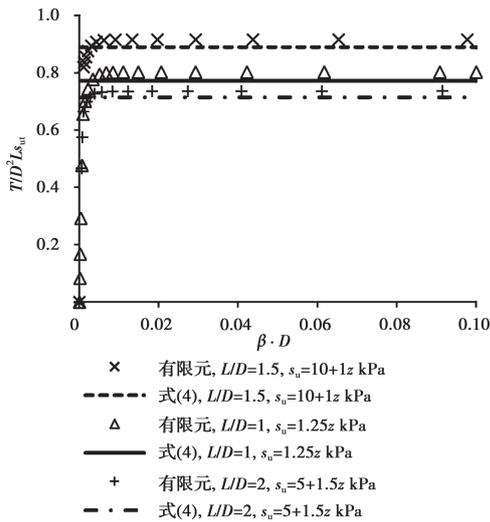


图 5 有限元法与极限平衡法获得扭矩对比
Fig.5 Comparison of torsions predicted by finite element method and limit equilibrium method

$$V_b = \pi D^2 (s_{um} + kL) N_{cV} / 4 \quad (7)$$

式中: N_{cV} 为正常固结黏土中沉箱端部承载力系数。由变动长径比的有限元参数分析得到

$$N_{cV} = 9.73 + 0.4(L/D - 1) \quad (8)$$

扭矩和竖向力的共同作用造成沉箱外侧壁土体破坏,所以, V_w 的计算需要考虑扭矩影响,按照 Finnie 等^[5] 的建议,当扭矩 T 作用下沉箱转角为 β 时,沿外侧壁上造成的水平剪应力 τ_H 为

$$\tau_H = \beta D G_T / 2 \quad (9)$$

式中: G_T 为沉箱外壁扭转刚度, $G_T = 4G/D$, G 为土体剪切模量。 τ_H 与 T 之间的关系为

$$T = \frac{D}{2} \int_0^L \pi D \tau_H dz \quad (10)$$

通过式(9)和式(10),可以获得对应 T 的转角 β 和 τ_H 。沿沉箱外侧壁土体所承受的竖向剪应力 τ_V 、水平剪应力 τ_H 和抗剪强度 αs_u 的关系为

$$\tau_V = \sqrt{(\alpha s_u)^2 - \tau_H^2} \quad (11)$$

τ_V 沿沉箱外侧壁积分,即可得到扭矩 T 削弱(即引起 τ_H)后外侧壁能提供的竖向力 V_w

$$V_w = \int_0^L \tau_V \pi D dz = \int_0^L \sqrt{\alpha^2 - \left(\frac{2T}{\pi D^2 (s_{um} L + kL^2/2)} \right)^2} \pi D (s_{um} L + kL^2/2) dz = \int_0^L \sqrt{(\alpha \pi D L (s_{um} + kL/2))^2 - \left(\frac{2T}{D} \right)^2} dz \quad (12)$$

G 在式(12)的计算中被消除掉,所以,其取值大小对 V_w 没有影响。将式(12)和式(7)代入式(6),得到考虑 T 影响的竖向承载力 V_0^T 。

$$V_0^T = V_b + V_w = \pi D^2 (s_{um} + kL) N_{cV} / 4 + \int_0^L \sqrt{(\alpha \pi D L (s_{um} + kL/2))^2 - (2T/D)^2} dz \quad (13)$$

当 T 较大时,式(13)根号下部分可能小于 0,这意味

着 αs_u 全部用于抵抗扭转,不能够再贡献于竖向承载力,剩余的扭矩和全部竖向力将作用于沉箱底部土体,此时,式(13)不再成立。

图 6 为通过有限元得到的 T 影响下的“竖向荷载-位移”曲线,竖向荷载随位移先迅速增大,再缓慢增加,定义竖向承载力 V_0^T 为曲线初始切线段和缓慢增长切线段的交点。图 7 展示了有限元和式(13)得到的 T/T_0 对归一化竖向承载力的影响,二者结果接近,但式(13)不能获得整个包络线。例如 $L/s_u = 1.25z$ kPa 时,式(13)仅适用于 $T/T_0 \leq 0.66$; $L/D = 1.5, s_u = 10 + 1z$ kPa 时,式(13)仅适用于 $T/T_0 \leq 0.80$ 。而本文和 Taiebat 等^[7] 的有限元法能够给出完整的包络线,但 Taiebat 等的结果仅针对均质土中 $L/D = 2$ 的沉箱,且沉箱承受的竖向荷载为拉力而不是压力。有限元结果表明,当 $T/T_0 \leq 0.2$ 时,扭矩对竖向承载力基本没有影响,当 $0.2 < T/T_0 \leq 0.8$ 时,扭矩最多造成竖向承载力降低 15%。

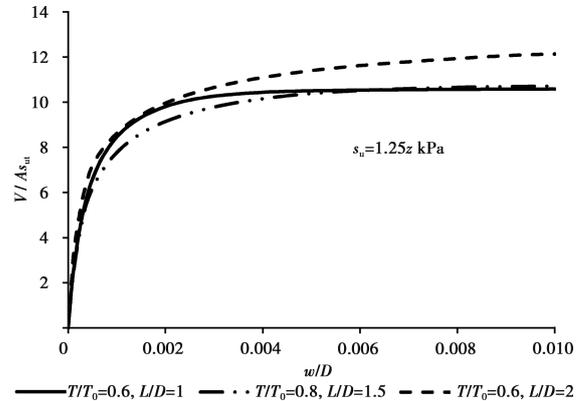


图 6 扭矩作用下的竖向荷载-位移曲线
Fig.6 Vertical load-displacement curves with application of torsions

为简化设计应用,定义扭矩影响系数 λ_T 考虑扭矩对竖向承载力的降低

$$V_0^T = \lambda_T V_0 \quad (14)$$

由于实际应用中扭矩的安全系数一般大于 1.5^[17],所以,只拟合 $T/T_0 < 0.8$ 范围的有限元结果。变动 s_{um} 、 k 和 L/D ,考察了 50 个工况,取最不利情况,拟合得到

$$\lambda_T = 1 - 0.07 \tan(1.5 T/T_0) \quad (15)$$

拟合公式效果如图 7 所示。

4.2 扭矩对水平承载力的影响

图 8 为通过有限元得到的扭矩和水平荷载同时施加时的位移云图。由图 8 可见,沉箱内部和下部土体发生绕某一中心的转动,同时,沉箱外侧上部楔形土体位移显著。随着 T 的增加,主要表现为沉箱底部附近土体的运动范围减小。图 9 为存在扭矩的情况下“水平力-水平位移”关系曲线,水平力很快达到定值。仍然采用 4.1 节中的算例,图 10 给出了 T/T_0 。

对归一化的水平承载力的影响:当 $T/T_0 \leq 0.2$ 时, 扭矩对水平承载力影响极小, 当 T/T_0 介于 $0.2 \sim 0.8$ 之间时, 扭矩造成水平承载力最大降低 20%。

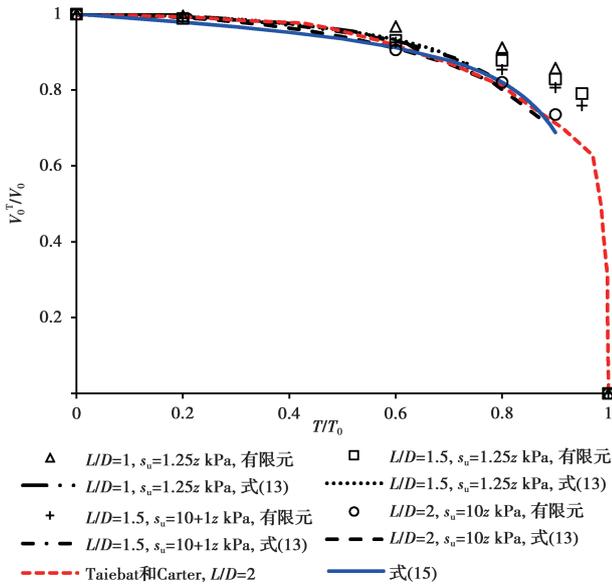


图 7 扭矩对竖向承载力的影响
Fig.7 Effect of torsion on the vertical capacity

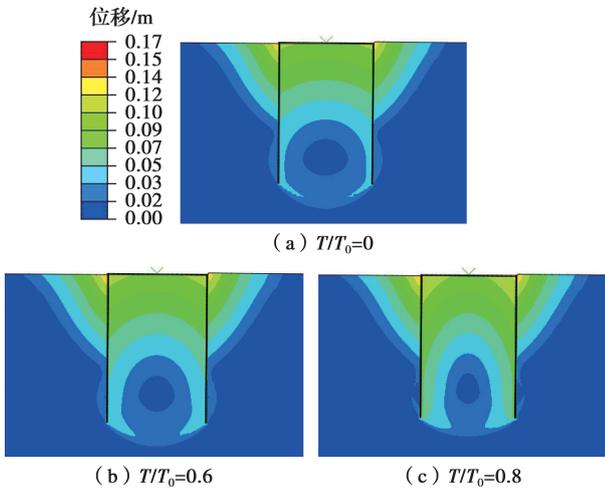


图 8 扭矩对水平荷载破坏模式的影响
Fig.8 Failure mechanisms under combined torsion and horizontal force

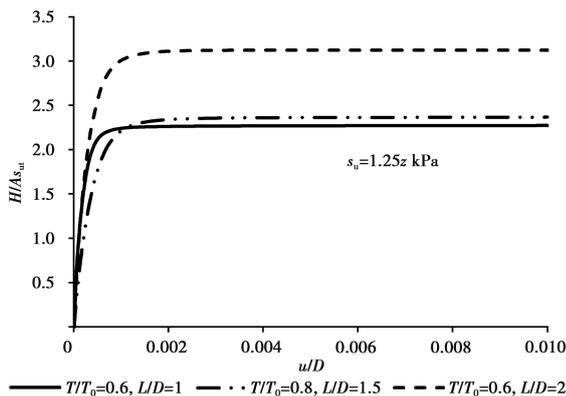


图 9 水平荷载—位移曲线
Fig.9 Horizontal load-displacement curve

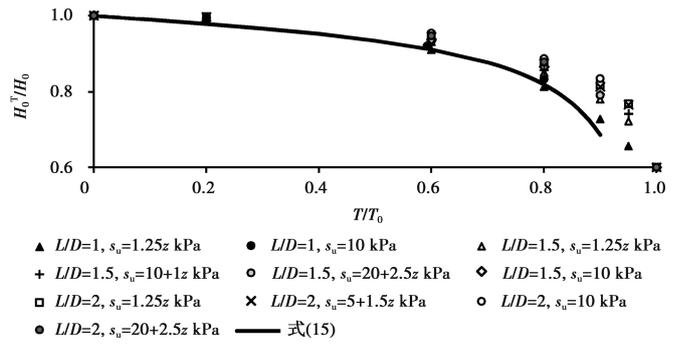


图 10 扭矩对水平承载力的影响
Fig.10 Torsion effects on horizontal capacity

从图 10 还可以看出, 当 $T/T_0 \leq 0.8$ 时, 沉箱长径比对“ $H_0^T/H_0 - T/T_0$ ”曲线的影响程度约在 8% 以内。与均质土中 $L/D=2$ 沉箱^[7] 相比, 正常固结土中 $L/D=1 \sim 2$ 的归一化曲线相差不大。取最不利情况, 扭矩对水平承载力分量的影响可表示为

$$H_0^T = \lambda_T H_0 \quad (16)$$

经拟合, 扭矩影响系数 λ_T 的取值基本与式 (15) 相同, 所以, 仍采用式 (15) 表示。

4.3 扭矩对抗弯能力的影响

弯矩和扭矩共同作用下, 土体的破坏模式与图 8 相似, T/T_0 增大导致抗弯能力减小(图 11)。与水平承载力的变化类似, M_0^T/M_0 的变化与 T/T_0 、 L/D 和土体强度分布均有关系, 但影响最显著的是施加扭矩的幅值。当 $T/T_0 \leq 0.2$ 时, 扭矩对抗弯能力基本没有影响; 当 $0.2 < T/T_0 \leq 0.8$ 时, 扭矩最多造成抗弯能力降低 20%。取最不利情况, 考虑扭矩影响的最大弯矩为

$$M_0^T = \lambda_T M_0 \quad (17)$$

式中: λ_T 经验算仍可采用式 (15) 计算。

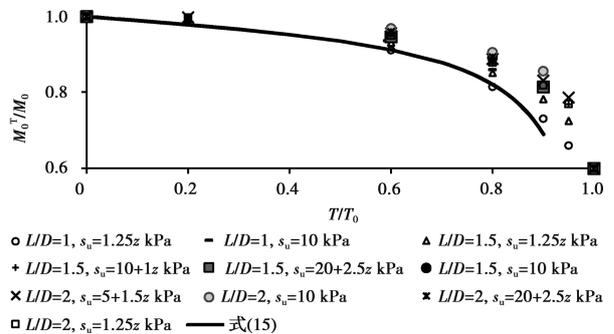


图 11 扭矩对弯矩的影响
Fig.11 Torsion effects on moment capacity

5 结 论

正常固结黏土中支撑管汇的负压沉箱长径比大多在 $1 \sim 2$ 之间, 采用理论分析和有限元方法探索了扭矩对沉箱竖向承载力、水平承载力和抗弯能力的影响。结果表明, 扭矩会造成其他承载力分量的降

低,降低程度与扭矩大小有关:对于长径比介于1~2的沉箱,在常规土体强度分布情况下($s_{um} = 0 \sim 20$ kPa, $k = 0 \sim 2.5$ kPa/m),当扭矩不超过20%的单向最大扭矩时,扭矩对其他承载力分量的影响非常小,可以忽略;当扭矩介于20%~80%的单向最大扭矩时,其他承载力分量最大降低20%。总结大量的有限元变动参数分析结果,给出了扭矩不超过80%的单向最大扭矩时扭矩对其他荷载分量的影响系数表达式。

参考文献:

- [1] LAURITZSEN R, SCHJETNE K. Stability calculations for offshore gravity structures [C]//Proceedings of the 8th Offshore Technology Conference, Houston, 1976: 75-82.
- [2] RANDOLPH M F, GAUDIN C, GOURVENEC S M, et al. Recent advances in offshore geotechnics for deep water oil and gas developments[J]. Ocean Engineering, 2011, 38(7): 818-834.
- [3] FORESI A, BUGHI S. Suction pile foundation for a PLET subsea structure[M]//FORESI A, BUGHI S, eds. Frontiers in Offshore Geotechnics III. CRC Press, 2015: 245-250.
- [4] BUGHI S, PARKER E. Suction pile foundations: experience in the Mediterranean offshore and installation feedback [C]//Proceedings of the 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2011: 951-963.
- [5] FINNIE I M S, MORGAN N. Torsional loading of subsea structures [C]//Proceedings of the 14th International Offshore and Polar Engineering Conference, Toulon, 2004: 326-333.
- [6] NOURI H, BISCONTIN G, AUBENY C P. Undrained sliding resistance of shallow foundations subject to torsion [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, 140(8): 04014042.
- [7] TAIEBAT H A, CARTER J P. Effects of torsion on caisson capacity in clay [C]//Proceedings of the 9th Australia New Zealand Conference on Geomechanics, Auckland, 2004: 130-136.
- [8] TAIEBAT H A, CARTER J P. A failure surface for caisson foundations in undrained soils [C]//Proceedings of the 1st International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Perth, 2005: 289-295.
- [9] SUROOR H, HOSSAIN J. Effect of torsion on suction piles for subsea and mooring applications [C]//Proceedings of the 3rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Oslo, 2015: 325-330.
- [10] SAVIANO A, PISANÒ F. Effects of misalignment on the undrained HV capacity of suction anchors in clay [J]. Ocean Engineering, 2017, 133: 89-106.
- [11] GEROLYMOS N, ZAFEIRAKOS A, KARAPIPERIS K. Generalized failure envelope for caisson foundations in cohesive soil: Static and dynamic loading [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, 78(5): 154-174.
- [12] SUPACHAWAROTE C. Inclined load capacity of suction caisson in clay [D]. Australia: University of Western Australia, 2006.
- [13] KAY S, PALIX E. Caisson capacity in clay: VHM resistance envelope-Part 2; VHM envelope equation and design procedures [C]//Proceedings of the 2nd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Perth, 2010: 741-746.
- [14] DET N V. Recommended practice for geotechnical design and installation of suction anchors in clay: DNVGL-RP-E303[S]. Oslo: Det Norsk Veritas, 2017.
- [15] HU Y X, RANDOLPH M F. Bearing capacity of caisson foundations on normally consolidated clay [J]. Soils and Foundations, 2002, 42(5): 71-77.
- [16] HUNG L C, KIM S R. Evaluation of vertical and horizontal bearing capacities of bucket foundations in clay [J]. Ocean Engineering, 2012, 52(1): 75-82.
- [17] American Petroleum Institute. Design and analysis of station keeping systems for floating structures: API RP 2SK [S]. 3th edition. Washington, D. C.: American Petroleum Institute, 2005.

(编辑 王秀玲)