

土体率效应对动力锚沉贯深度影响

刘 君^{*1}, 李明治^{1,2}, 韩聪聪¹

(1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;

2. 上海勘测设计研究院有限公司, 上海 200434)

摘要: 动力安装锚(简称动力锚)是一种依靠自重进行安装、适用于深海锚泊系统的新型锚固基础。在动力沉贯过程中,土体经受很高的剪应变率(约 25 s^{-1}),因此必须考虑土体率效应影响。总结了以往关于土体率效应的研究成果,整理了常用3种率效应模型中参数的取值范围,采用运动微分方程研究了不同率效应模型参数对动力锚沉贯深度的影响。结果表明:土体率效应会造成动力锚的沉贯深度显著减小,可偏小30%~40%;当率效应参数较大时,锚的沉贯深度对参考应变率的变化比较敏感;摩擦项与端承项的率效应比值对动力锚的沉贯深度影响较大,需要进一步研究该比值的确切取值方法;给出了可以满足任意形状和深度的矩形基础承载力计算公式。

关键词: 海洋基础;动力锚;率效应;沉贯深度;承载力系数

中图分类号: TU47

文献标识码: A

doi: 10.7511/dllgxb201701010

0 引言

动力安装锚(dynamically installed anchors, DIAs)简称动力锚,是一种依靠自重进行安装、适用于深海锚泊系统的新型锚固基础^[1]。在安装时,首先将锚释放至距离海床表面一定高度处(50~150 m),然后松开安装锚链,锚在自重作用下贯入海床中。动力锚需要较高的贯入速率(15~25 m/s)以达到较深的沉贯深度,提供足够的抗拔承载力。动力锚的沉贯过程是一个土体经受高剪应变率的过程,因此必须考虑土体率效应影响。

土体率效应是指土的抗剪强度随剪应变率提高而增大的现象^[2]。土体率效应大小取决于贯入物体的形状和尺寸、贯入速度和土体的密度、渗透性及超固结比(OCR)等特性。大部分海床土为低渗透性黏土或钙质土,所以对于动力锚的沉贯过程,必须考虑率效应导致的土体强度增加效应。土体率效应对动力锚的沉贯深度影响程度如何,不同的率效应模型又有怎样的影响目前还不得而知。

本文首先总结以往关于土体率效应的研究成果,整理常用3种率效应模型中的参数取值范围。

在此基础上,采用基于牛顿第二运动微分方程研究率效应参数对动力锚沉贯深度的影响,旨在揭示动力锚贯入过程中率效应对沉贯深度的影响范围。

1 率效应模型

表征率效应的主要模型有3种:幂函数型、半对数型和反双曲正弦型,如下式所示:

$$R_{\text{fi}} = (\dot{\gamma}/\dot{\gamma}_{\text{ref}})^{\beta} \quad (1a)$$

$$R_{\text{fi}} = 1 + \lambda \log(\dot{\gamma}/\dot{\gamma}_{\text{ref}}) \quad (1b)$$

$$R_{\text{fi}} = 1 + \lambda' \operatorname{arcsinh}(\dot{\gamma}/\dot{\gamma}_{\text{ref}}) \quad (1c)$$

式中: R_{fi} 表示某剪应变率 $\dot{\gamma}$ 下的土强度与参考剪应变率 $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 下土强度的比值,可用来描述率效应的大小; β 、 λ 和 λ' 为率效应参数。剪应变率可表示为贯入物体贯入速率 v 和特征直径 d 的比值,如下式所示:

$$\dot{\gamma} = v/d \quad (2)$$

参考剪应变率的取值应考虑两方面的因素:首先,参考剪应变率应该足够大以确保土体处于不排水状态;其次在保证土体处于不排水状态的前提下,参考剪应变率应足够小,尽可能使剪应变率与参考剪应变率的比值有2~3个量级的变化

量,以便对比剪应变率对率效应的影响.

需要说明的是,式(1c)是(1b)的一种变化形式,当 $\lambda'=\lambda/\sqrt{10}$,在土体处于不排水状态时,二者计算结果基本保持一致.式(1c)还可表示土体处于部分排水或完全排水状态时土强度与剪应变率之间的关系.本文只考虑土体处于不排水状态时的情况.

2 已有的率效应研究成果

确定土体强度的试验方法主要有三轴试验、锥形贯入仪试验(CPT)以及十字板剪切试验.近年来,T形和球形贯入仪及动态锥形贯入仪(FFP)也越来越多地用于测量土体强度.不同类型试验用到的贯入仪形状、刚度、粗糙度等也不同,得到的率效应大小有所差别^[2-4],但差别不大.海床土大多为黏性土^[5],所以本文主要总结了黏土和钙质土土体率效应试验结果.

2.1 三轴试验

因三轴试验可严格控制土样的排水状态和外

加荷载,所以其能精确测量土的不排水抗剪强度.表 1 总结了以往的三轴试验结果.从表 1 可以看出,剪应变率每增长一个量级,土强度的增长范围为 8%~20%.根据率效应的定义,可反算得出率效应参数 β 、 λ 和 λ' 的范围分别为 0.034~0.079、0.080~0.200 和 0.027~0.067.

2.2 十字板剪切试验

十字板剪切试验耗时短、操作简单,在确定原位黏土不排水抗剪强度试验中得到了广泛应用^[11].表 2 列出了几种有代表性的试验结果.

从表 2 可以看出,除了 Schlue 等^[14]的结果,剪应变率每增长一个量级对应的土强度增长范围为 10%~30%.有一点需要说明的是,土体的含水量越高,其峰值强度的率效应会越明显.Schlue 等^[14]的试验探测了 3 种含水量的土样,含水量分别是 71%、112%、177%.对于含水量为 177%的土样,其流动机制近乎于黏滞流体,因此得到的率效应参数比其他结果要大出很多.另一点需要说

表 1 三轴试验得到的率效应研究结果

Tab.1 Previous studies on strain-rate effect from the triaxial tests

土样	土性质		$\Delta s_u/\%^{1)}$	率效应参数		参考文献
	塑限/%	液限/%		β	λ	
Lyndhurst,加拿大	23	36	19.4	0.077	0.194	Graham 等 ^[3]
Mastermyr,挪威	13~21	26	9.4	0.039	0.094	
Winnipeg,加拿大	77	22~42	12.5	0.051	0.125	
波士顿蓝黏土	21.7	45.4	9	0.038	0.090	Sheahan 等 ^[6]
Haney 海底黏土	26	44	10	0.042	0.100	Yin 等 ^[7-8]
几内亚湾 (距海床表面 8 m 深处)	50~40	200~120	15~20	0.061~0.079	0.150~0.200	Torisu 等 ^[9]
中国南海 (距海床表面 20 m 深处)	45~35	130~80	8	0.034	0.080	Palix 等 ^[10]

注:1) Δs_u 表示剪应变率每提高一个量级对应土的不排水抗剪强度提高量.

表 2 十字板剪切试验得到的率效应研究结果

Tab.2 Previous studies on strain-rate effect from the vane shear tests

土样	土性质		率效应参数	$\dot{\gamma}_{ref}/s^{-1}$	$\Delta s_u/\%$	参考文献
	塑限/%	液限/%				
人工黏土	40	115	$\beta=0.055$ $\lambda=0.10$	0.001 0.001	10	Biscontin 等 ^[11]
墨西哥湾	20~22	44~45	$\lambda=0.115\sim0.148$	$0.7\times10^{-7}\sim0.7\times10^{-5}$	11.5~14.8	Aubeny 等 ^[12]
高岭土	28	58.4	$\beta=0.040\sim0.064$ $\lambda=0.10\sim0.17$	0.05	10~17	Boukpeti 等 ^[13]
德国某港口淤泥	48.4	141	$\lambda=0.30$ (峰值强度) $\lambda=0.601\sim1.765$ (残余强度)	0.002 6	30(峰值强度) 60.1~176.5(残余强度)	Schlue 等 ^[14]
墨西哥湾 ¹⁾	20	43	$\beta=0.05\sim0.10$	5.2	12.2~25.9	Abelev 等 ^[15]

注:1) 对于剪应变率超过 100 s⁻¹,如果使用恒定的率效应参数 β ,指数公式会低估土强度的率效应,这一现象在 Dayal 等^[16]的试验中也有体现.

明的是,恒定的率效应参数(β 、 λ 、 λ')可能会低估高剪应变率情况下土体的率效应^[15].这一点在 O'Loughlin 等^[17]关于鱼雷锚动力沉贯的离心模型试验中也得到了印证,率效应参数会随沉贯速度的增大而增大.因此,当剪应变率的变化范围超过 4 个量级时,恒定的率效应参数可能不再适合描述土体率效应^[15-16].

2.3 T 形贯入仪和球形贯入仪试验结果

T 形和球形贯入仪作为新型测量土体不排水抗剪强度的贯入仪,在海洋工程领域应用前景广泛.当沉贯深度足够大时,贯入仪周围土体呈全流机制,土体塑性区只在贯入仪附近的区域发展,此时承载力系数为常数.关于 T 形和球形贯入仪确定土体率效应的试验如表 3 所示.

如前文所述,同一种土样的率效应会随着试验方法的不同而出现偏差.表 3 中同一种土样(Burswood 黏土)通过 T 形和球形贯入仪测出的率效应参数有所不同^[20].从表 3 中可知,剪应变

率每增加一个量级对应的土强度增长量范围是 10%~38%.

2.4 其他试验

除了上述试验方法,还有一些其他试验方法可以确定土体率效应,如锥形贯入试验、单剪试验以及 FFP 试验,相关结果如表 4 所示.锥形贯入仪侧壁摩阻项对应的率效应参数明显高于端承阻力项的率效应参数,因为贯入仪侧壁附近的剪切带要比锥尖处更窄,对应的剪应变率更大^[24].根据 Einav 等^[24]的研究成果,表征率效应的幂函数公式(1a)可改写为

$$R_f=(\mu\dot{\gamma}/\dot{\gamma}_{ref})^\beta \tag{3}$$

式中: μ 是一个量纲为一的量,端承阻力项和侧壁摩阻项的率效应对应的 μ 分别取 1 和 $(1/\beta-1)$.

从表 4 中可以得出,除了 Dayal 等^[16]的结果外,剪应变率每增加一个量级对应的土强度提高 12%~35%(端承阻力项).在 Dayal 等^[16]的试验中,土强度范围为 3~81 kPa,结果表明强度越低,

表 3 T 形和球形贯入仪试验得到的率效应研究结果

Tab. 3 Previous studies on strain-rate effect from the T-bar and ball penetration tests

土样	土性质		率效应参数	$\dot{\gamma}_{\text{ref}}/\text{s}^{-1}$	$\Delta s_u/\%$	参考文献
	塑限/%	液限/%				
Burswood 黏土	120	51	$\lambda' = 0.087$	0.2	27.5	Chung 等 ^[18]
Burswood,西澳大利亚	62~71	29~32	$\lambda = 0.12\sim 0.14$,	0.05	12~14	Yafrate 等 ^[19]
Gloucester,安大略	47~59	27~28	原状土	(T形)		
Louiseville,魁北克	65~68	25	$\lambda=0.37\sim 0.38$,	0.018	37~38	
Onsoy,挪威	60	35~40	重塑土	(球形)		
高岭土	61	27	$\beta=0.07$ (T形)	0.5	17.5	Lehane 等 ^[4]
			$\beta=0.05$ (球形)	0.175	12.2	
Burswood 黏土 (距海床表面 5~15 m 深)	65~100	25~38	$\lambda=0.15$ (T形)	—	15	Low 等 ^[20]
			$\lambda=0.10$ (球形)	—	10	
80%黏土的海底黏土	175	80	$\beta=0.13$	—	35	Ganesan 等 ^[21]

表 4 土体率效应的其他类型试验研究结果

Tab. 4 Previous studies on soil strain-rate effect from different kinds of tests

试验方法	土样	土性质		率效应参数	$\dot{\gamma}_{ref}$	$\Delta s_u/\%$	参考文献
		塑限/ $\%$	液限/ $\%$				
CPT	陶土	21	37	$\lambda=0.03\sim1.50$ (端承项) $\lambda=0.17\sim0.93$ (摩阻项)	0.037 s ⁻¹	3~150(端承项) 17~93(摩阻项)	Dayal 等 ^[16]
单剪试验	Burswood 黏土 (距海床表面 5~15 m 深)	25~38	65~100	$\lambda=0.13$ $\beta=0.05$	0.022 h ⁻¹	13	Low 等 ^[20]
FFP 试验	Finneidfjord,北挪威	10~22	25~36	$R_f=1.25\sim1.35$ (端承项) $R_f=2.10\sim2.40$ (摩阻项)	—	25~35(端承项) 110~140(摩阻项)	Steiner 等 ^[22]
FFP 试验	高岭土	27	61	$\lambda=0.055$	0.1 s ⁻¹	13.5	Chow 等 ^[23]

率效应越明显. 强度为 3 kPa 的土样对应端承阻力项的 $\Delta s_u=150\%$; 而强度在 9~81 kPa 的土样对应的 $\Delta s_u=25\%\sim3\%$. 这一低强度土体率效应显著增长的现象与 Schlue 等^[14] 的试验结果相似. 这可能是对于某一种黏土, 存在一个强度临界值, 当土体强度低于该临界值时, 土体会呈现明显的黏滞性.

2.5 率效应参数取值范围汇总

综上所述, 剪应变率每增加一个量级对应的土强度增长范围是 8%~38%. 影响率效应的因素可归为以下几类:

- (1)不同的试验方法由于贯入仪形状、尺寸、粗糙度等不同得到的率效应参数会有所不同;
- (2)低强度和低超固结比的土体可能会表现出更明显的率效应^[6,12-13,15];
- (3)当剪应变率改变量超过 4 个量级时, 恒定的率效应参数可能会低估土体率效应^[15-16];
- (4)可能存在一个临界强度值, 当土强度低于该临界值时, 土体率效应会显著提高.

通常海洋工程中采用的 T 形贯入仪尺寸为 $L_T\times D_T=250\text{ mm}\times 40\text{ mm}$ (L_T 为 T 形杆的长度, D_T 为 T 形杆的直径), 球形贯入仪直径为 113 mm, 锥形贯入仪直径为 36~44 mm^[25]. 如果 3 种贯入仪的贯入速度均为 20 mm/s, 则贯入仪的应变率范围在 0.18 s^{-1} 到 0.5 s^{-1} . 在动力锚沉贯问题数值模拟中, 推荐的参考应变率为 0.1 s^{-1} ^[26]. 综合表 1~4 的参考应变率, 实际工程中贯入仪的应变率以及本文所要研究动力锚的速度及等效直径等因素, 本文选取的参考应变率分别为 0.01、0.1、 0.5 s^{-1} , 尽可能使动力锚的剪应变率与参考剪应变率的比值有 2~3 个量级的变化量, 但不超过 4 个量级. 根据上述总结, 不同率效应模型对应的率效应参数的取值范围如表 5 所示.

表 5 应变率参数及参考剪应变率的取值范围
Tab. 5 The ranges of the strain-rate parameters and the reference shear strain-rate

率效应模型	率效应参数取值范围	$\dot{\gamma}_{\text{ref}}/\text{s}^{-1}$
幂函数模型	$\beta=0.034\sim0.140$	0.01, 0.1, 0.5
半对数模型	$\lambda=0.08\sim0.38$	
反双曲正弦模型	$\lambda'=0.035\sim0.165$	

3 率效应对动力锚沉贯深度的影响

3.1 动力锚沉贯深度预测程序的验证

本文仅仅研究土体率效应对锚沉贯深度的影

响, 故在忽略锚链的附加质量及锚链与水相互作用的情况下, 根据 True^[2] 的分析, 动力锚在沉贯时的受力如图 1 所示.

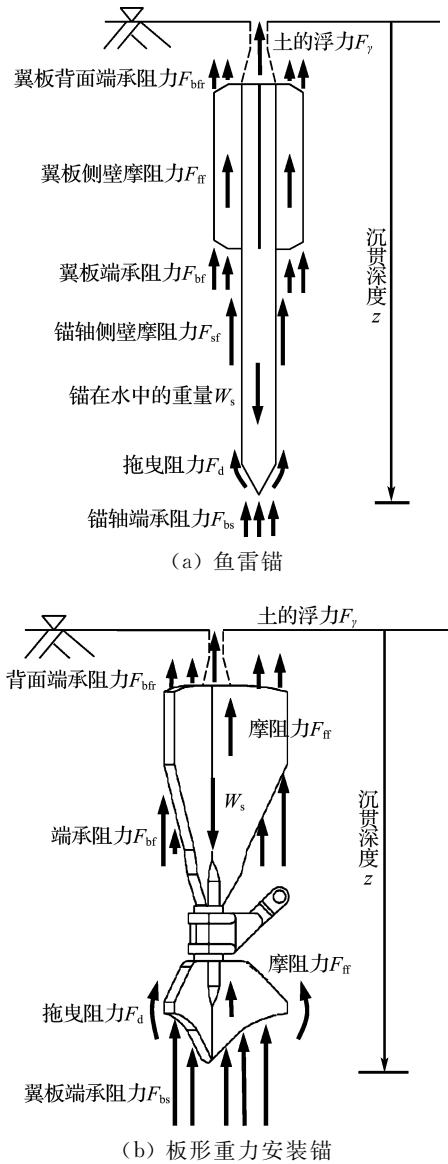


图 1 动力锚沉贯时受到的作用力

Fig. 1 Forces acting on dynamically installed anchors during penetrating in clay

依据牛顿第二定律, 动力锚沉贯深度的微分方程如下式所示:

$$m \frac{d^2 z}{dt^2} = W_s - R_{f1} F_b - R_{f2} F_f - F_\gamma - F_d \tag{4}$$

式中: m 是锚的质量, t 是时间, z 是锚在 t 时刻的沉贯深度, W_s 是锚在水中的重量, F_b 是锚的垂直于锚轴线方向的横截面受到的端承阻力, F_f 是锚侧壁受到的摩阻力, F_γ 是土体对锚的浮力, F_d 是锚受到的拖曳阻力.

$$F_b = N_c s_{u0} A_b$$

$$F_f = \alpha s_{u0} A_f$$

$$F_\gamma = \gamma' V$$

$$F_d = 0.5 C_d \rho A_p v^2$$

其中 N_c 是锚的横截面对应形状的基础承载力系数,对于鱼雷锚和板形重力安装锚的扁平状翼板,可取 Skempton^[27] 给出的深埋条形基础的承载力系数 $N_c = 7.5$,对于鱼雷锚的锚轴,可按照 Ma 等^[28] 给出的 CPT 的承载力系数公式,取为 12.0; s_{u0} 是土的静态不排水剪切强度; A_b 是 t 时刻锚没入土中部分的横截面积。

A_f 是锚的表面积; α 是锚土界面摩擦因数,通常取为土体灵敏度的倒数。

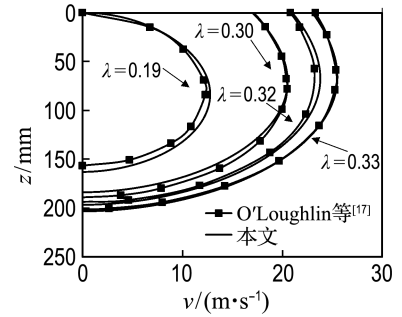
γ' 是土的浮重度, V 是锚挤开土的体积。

C_d 是拖曳力系数,通常锚的长细比越大,形状越复杂, C_d 值越大,根据 Öye^[29] 给出的研究结果,鱼雷锚的 C_d 取 0.65,根据 Kim 等^[26] 给出的结果,板形重力安装锚的 C_d 取 0.63; ρ 是土体的浮密度; A_p 是锚垂直于轴线方向的投影面积; v 是锚在 t 时刻的速度。

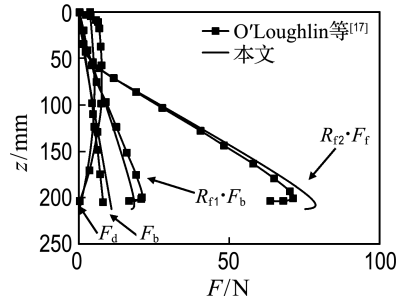
R_{f1} 和 R_{f2} 分别表征土体率效应在锚的端承阻力项和侧壁摩阻项中的增强效应, R_{f1} 的计算如式 (1)、(2) 所示. 在计算鱼雷锚和板形重力安装锚的沉贯深度时,式 (2) 中的 d 分别代表鱼雷锚的锚轴直径和板形重力安装锚的等效直径(与横截面积等效的圆的直径). 虽然式 (3) 给出了幂函数形式的 R_{f1} 和 R_{f2} 的不同,且近几年一些学者^[22-23] 通过 FFP 试验得出 R_{f2}/R_{f1} 的取值范围在 1.0~2.0,但具体的比值尚无定论. 本文的主旨并非探讨动力锚的绝对沉贯深度,因此 R_{f2}/R_{f1} 的具体数值就显得不是特别重要. 所以如无特殊说明,以下算例的 R_{f2}/R_{f1} 均根据 O'Loughlin 等^[17] 的取值方法取为 1.0.

许多学者在式 (4) 基础上对动力锚的沉贯深度进行了研究,其中 O'Loughlin 等^[17] 依据离心机模型试验并结合式 (4) 做了较多关于鱼雷锚沉贯深度的研究工作. 本文首先根据式 (4) 编制了计算动力锚沉贯深度的 Matlab 程序,模拟了 O'Loughlin 等^[17] 的两种鱼雷锚的离心机模型试验,并进行了对比,以此验证本文所编制程序的正确性. 从图 2 所示对比结果可以看到两者的吻合程度很好,表明本文所编制程序是准确的. 然后根据前文总结的土体率效应参数的取值范围,使用该程序分析了土体率效应参数对鱼雷锚和板形重

力安装锚沉贯深度的影响.



(a) 无尾翼鱼雷锚



(b) 有尾翼鱼雷锚

图 2 鱼雷锚沉贯深度

Fig. 2 Penetration depth of torpedo anchors

3.2 率效应参数对鱼雷锚沉贯深度的影响

鱼雷锚的形状及几何参数如图 3(a) 所示,锚的质量为 98 t,锚的初始沉贯速度是 20 m/s,土的不排水抗剪强度 $s_{u0} = (5 + 2z)$ kPa,土的浮容重为 6 kN/m³.

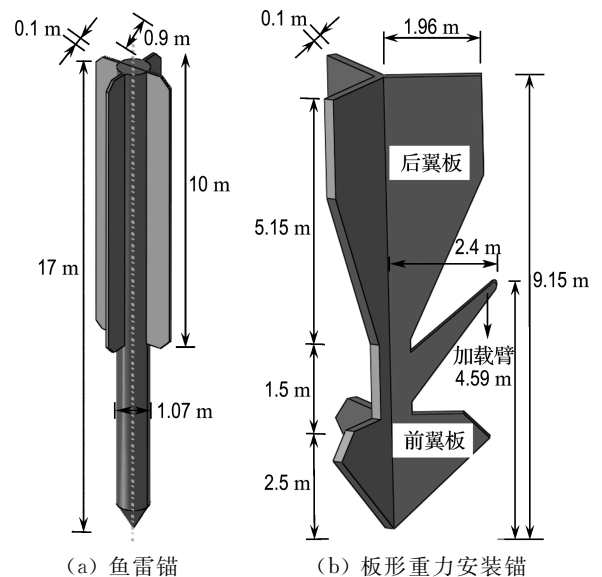


图 3 重力安装锚的形状及几何尺寸

Fig. 3 Profile and geometric dimension of the gravity installed anchor

率效应参数的取值范围及对沉贯深度的影响如表 6 所示. 其中沉贯深度的基准值是摩擦因数 $\alpha = 0.33$, 土体无率效应时的沉贯深度. 率效应参数对沉贯深度的影响范围是指率效应参数 (β 、 λ 、 λ') 取上限值, $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 取 0.01 s^{-1} , 摩擦因数 α 取 0.33 时的沉贯深度与基准值的差异; $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 对沉贯深度的影响范围是指率效应参数 (β 、 λ 、 λ') 取上限值, 摩擦因数 α 取 0.33 , $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 分别取 0.01 s^{-1} 和 0.50 s^{-1} 时的沉贯深度与基准值的差异; α 对沉贯深度的影响范围是指 α 分别取 0.20 和 0.50 , 土体无率效应时的沉贯深度与基准值的差异.

从表 6 可以看出, 土体率效应参数 (β 、 λ 、 λ') 对鱼雷锚的沉贯深度影响很大, 甚至可达 30% 以上. 锚土之间的摩擦因数 α 对鱼雷锚沉贯深度影响也较大, 从其变化的幅值来看可达 27.8%. 因

此鱼雷锚的沉贯过程分析必须细致考虑土体率效应和锚土界面摩擦效应对锚的沉贯深度的影响.

鉴于 3 种率效应模型对鱼雷锚的沉贯深度影响趋势基本相同, 这里仅就模型 (1a) 讨论率效应参数的相互影响规律, 如图 4 所示. 从图 4(a) 可以看到, 随着率效应指数 β 和摩擦因数 α 的增大, 沉贯深度均在减小. 而随着参考应变率 $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 的增大, 沉贯深度在增加 (图 4(b)). 从图 4(c) 可以看出, 当 β 较小时, $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 对鱼雷锚的沉贯深度影响较小. 随着 β 的增大, $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 的变化对锚的沉贯深度影响增大, 这表明当 β 较大时, 需要谨慎选择参考应变率. 从图 4(c) 还可以看出, 随着 $\dot{\gamma}_{\text{ref}}$ 的增大, β 对沉贯深度的影响在减小 (曲线的倾斜程度减小), 说明高的参考应变率会导致沉贯深度对 β 不敏感.

表 6 鱼雷锚沉贯深度变化范围
Tab. 6 The range of torpedo anchor's penetration depth

参数	取值范围	沉贯深度影响范围/%	备注
β	0.0, 0.02, 0.05, 0.08, 0.10	0~−34.2	$\dot{\gamma}_{\text{ref}}=0.01 \text{ s}^{-1}$, $\alpha=0.33$
λ	0.0, 0.03, 0.14, 0.25, 0.38	0~−31.0	
λ'	0.0, 0.013, 0.064, 0.115, 0.165	0~−32.6	
$\dot{\gamma}_{\text{ref}}/\text{s}^{-1}$	0.01, 0.10, 0.50	−34.2~−21.7 (幂函数)	$\beta=0.10, \alpha=0.33$
		−31.0~−18.8 (半对数)	$\lambda=0.38, \alpha=0.33$
		−32.6~−21.5 (反双曲正弦)	$\lambda'=0.165, \alpha=0.33$
α	0.20, 0.33, 0.50	−12.2~15.6	不考虑率效应

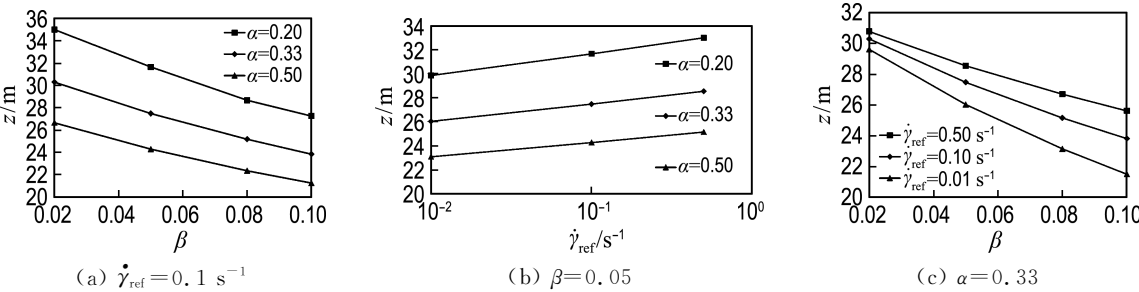


图 4 率效应参数的相互影响(鱼雷锚)

Fig. 4 The mutual effect of strain-rate effect parameters (torpedo anchor)

以上的沉贯深度均是在 $R_{f2}/R_{f1}=1.0$ 时讨论的. 当 $\beta=0.08$, $\dot{\gamma}_{\text{ref}}=0.10 \text{ s}^{-1}$ 时, $R_{f2}/R_{f1}=2.0$ 的沉贯深度比 $R_{f2}/R_{f1}=1.0$ 的浅 18.1%. 因此需要进一步研究锚的侧壁摩擦阻项与端承项之间土体率效应关系.

前文述及, 由于鱼雷锚的翼板厚宽比接近 0.1, 很多学者将翼板受到的端承阻力按照深埋条形基础的承载力进行计算, 并使用 Skempton^[27] 给出的承载力系数 $N_c=7.5$ 计算动力锚沉贯过

程中翼板受到的端承阻力.

然而通过梳理近 20 年来其他学者^[30-32] 的研究成果发现: 深埋条形基础的承载力系数并非 7.5. 如图 5 所示, Skempton^[27] 认为条形基础埋深超过 4 倍基础宽度时, 即为深埋情况, 承载力系数达到 7.5 后不再增长. 而 Salgado 等^[30]、Edwards 等^[31] 以及 Quoc^[32] 给出的结果是: 条形基础的埋深达到了 5 倍基础宽度时, 其承载力系数仍然有增长的趋势, 且高出 7.5 较多. 因此本文采用

ABAQUS 有限元软件计算了长宽比为 0.05、0.10 的矩形基础以及条形基础在较大埋深(最大埋深达到了 150 倍基础宽度)情况下的承载力系数。

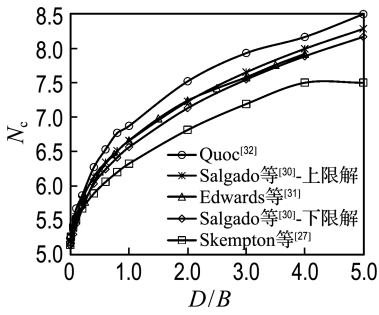


图 5 不同埋深情况的条形基础承载力系数
Fig. 5 Bearing capacity factors of strip footing embedded in different depths

由于对称性,采用 1/4 模型计算,有限元网格如图 6 所示. 土体采用理想弹塑性材料,满足 Tresca 屈服准则;基础的刚度通常远大于土体,因此将基础视为刚体. 通过网格收敛性分析,采用 $B/50$ (B 为基础宽度)作为土体最小网格尺寸,既能满足精度要求又能有效控制计算时间. 基础棱角处的土体的塑性应变较大,因此棱角处土体网格密度较大,而远离该区域的土体网格密度较小. 经过比较分析,土体单元类型选择一阶完全积分的六面体杂交单元(C3D8H). 土体与基础之间接触光滑. 土体底面为铰支约束,侧壁为滚轴约束. 加载方式为给基础一个向下的位移荷载,直至土体的抗力达到一个屈服平台为止. 图 7 所示为 $B/L = 0.05, D/B = 10$ 情况下承载力系数随着基础量纲一位移的变化情况(L 为基础长度, D 为基础上表面的埋深). 图中的横坐标为基础的量纲一位移, E 为土体的弹性模量, δ 为基础位移。

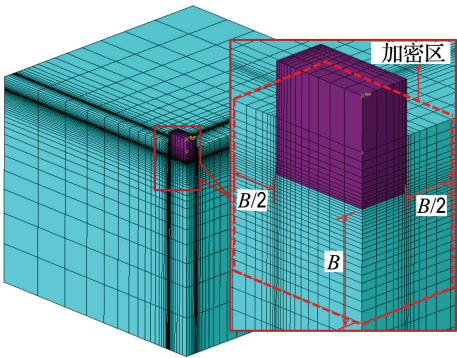


图 6 矩形基础的 1/4 模型示意图
Fig. 6 Schematic diagram of a quarter of rectangular footing in clay

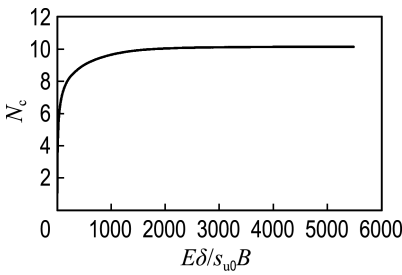


图 7 $B/L=0.05, D/B=10$ 的矩形基础承载力系数
Fig. 7 Bearing capacity factor of rectangular footing with $B/L=0.05, D/B=10$

所有工况的承载力系数结果如图 8 中的散点所示. 依据计算结果采用 Origin 拟合了一个计算薄板基础在较大埋深情况下的承载力系数计算公式,如下式所示:

$$N_c = 5.14 \times \{1.022 + 0.063B/L + c_1 \ln(1 + c_2(D/B))\} \quad (5)$$

其中

$$c_1 = \begin{cases} 5.860B/L + 0.328; & B/L \leq 0.066 \\ 0.718 - 0.050B/L; & B/L > 0.066 \end{cases}$$
$$c_2 = \begin{cases} 0.923 - 8.854B/L; & B/L \leq 0.066 \\ 0.248 + 1.384B/L; & B/L > 0.066 \end{cases}$$

如果采用式(5)计算鱼雷锚在沉贯过程中翼板受到的端承阻力,当 $R_{f2}/R_{f1} = 1.0, \beta = 0.08, \dot{\gamma}_{ref} = 0.1 \text{ s}^{-1}$ 时,鱼雷锚的沉贯深度偏差 3.9%. 这表明对于鱼雷锚,翼板的端承阻力占总阻力的比重很小,采用 $N_c = 7.5$ 来计算鱼雷锚沉贯深度是可以接受的。

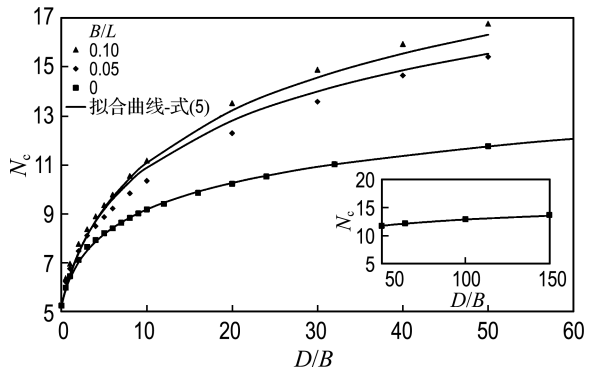


图 8 矩形基础的极限承载力系数
Fig. 8 Bearing capacity factor of rectangular footing

3.3 率效应参数对板形重力安装锚沉贯深度的影响

板形重力安装锚形状及几何参数如图 3(b)

所示. 锚质量为 39.8 t, 锚的初始沉贯速度是 20 m/s. 土体不排水抗剪强度 $s_{u0} = (2.4 + 1.1)z$ kPa, 土体浮容重为 6 kN/m³. 率效应参数的取值范围及对沉贯深度的影响如表 7 所示, 表中的沉贯深度变化范围的计算方法与鱼雷锚的相同.

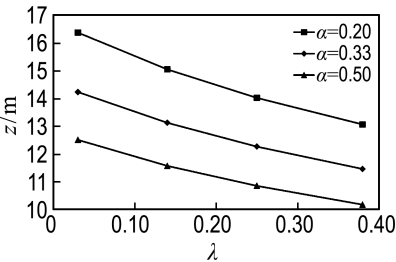
从表 7 可以看出, 土体率效应参数 (β, λ, λ') 对板形重力安装锚的沉贯深度影响更大, 甚至可达 40% 以上. 锚土之间的摩擦因数 α 对板形重力安装锚沉贯深度影响也较大, 从其变化的幅值来

看可达 22.0%, 因此板形重力安装锚的沉贯过程分析必须细致考虑土体率效应和锚土界面摩擦效应对锚的沉贯深度的影响.

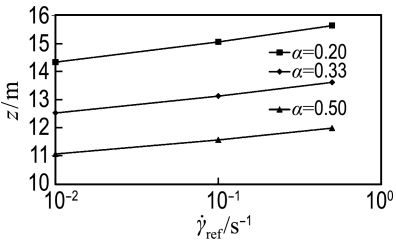
前文分析了幂函数模型的率效应参数对鱼雷锚沉贯深度的影响, 本节将分析半对数模型 (1b) 的率效应参数对板形重力安装锚沉贯深度的影响, 如图 9 所示. 从图 9(a) 可以看出, 随着率效应参数 λ 和摩擦因数 α 的增大, 锚的沉贯深度都在减小. 而随着参考应变率 $\dot{\gamma}_{ref}$ 增大, 锚的沉贯深度

表 7 板形重力安装锚沉贯深度变化范围

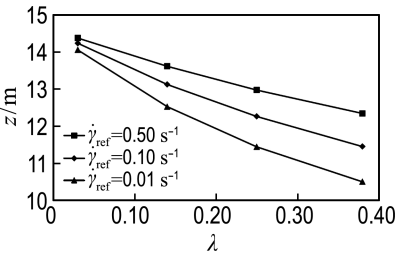
Tab. 7 The range of the penetration depth of the gravity installed plate anchor			
参数	取值范围	沉贯深度影响范围/%	备注
β	0, 0.02, 0.05, 0.08, 0.10	0~−38.9	$\dot{\gamma}_{ref}=0.01\text{ s}^{-1}$, $\alpha=0.33$
λ	0, 0.03, 0.14, 0.25, 0.38	0~−40.8	
λ'	0, 0.013, 0.064, 0.115, 0.165	0~−42.1	
$\dot{\gamma}_{ref}/\text{s}^{-1}$	0.01, 0.10, 0.50	−38.9~−27.3(幂函数)	$\beta=0.10, \alpha=0.33$
		−40.8~−30.4(半对数)	$\lambda=0.38, \alpha=0.33$
		−42.1~−32.8(反双曲正弦)	$\lambda'=0.165, \alpha=0.33$
α	0.20, 0.33, 0.50	−10.4~11.6	不考虑率效应



(a) $\dot{\gamma}_{ref} = 0.10\text{ s}^{-1}$



(b) $\lambda = 0.14$



(c) $\alpha = 0.33$

图 9 率效应参数的相互影响(板形重力安装锚)
Fig. 9 The mutual effect of strain-rate effect parameters (gravity installed plate anchor)

在增加(图 9(b)). 从图 9(c) 可以看出, 当 λ 较小时, $\dot{\gamma}_{ref}$ 对沉贯深度的影响较小, 随着 λ 的增大, $\dot{\gamma}_{ref}$ 对沉贯深度影响增大, 说明当 λ 较大时, 需要谨慎选择 $\dot{\gamma}_{ref}$. 从图 9(c) 还可以看出, 随着 $\dot{\gamma}_{ref}$ 的增大, λ 对沉贯深度的影响在减小(曲线的倾斜程度减小), 表明高的参考应变率会导致沉贯深度对 λ 不敏感.

以上的板形重力安装锚的沉贯深度是在 $R_{t2}/R_{f1} = 1.0$ 情况下的. 当 $\lambda = 0.14, \dot{\gamma}_{ref} = 0.10\text{ s}^{-1}$ 时, $R_{t2}/R_{f1} = 2.0$ 的沉贯深度比 $R_{t2}/R_{f1} = 1.0$ 的浅 16.9%, 再次表明研究锚的侧壁摩阻项与端承项之间土体率效应关系的必要性.

如果采用式(5)计算板形重力安装锚在沉贯过程中翼板受到的端承阻力, 当 $R_{t2}/R_{f1} = 1.0, \lambda = 0.14, \dot{\gamma}_{ref} = 0.10\text{ s}^{-1}$ 时, 板形重力安装锚的沉贯深度偏浅 13.0%. 这表明对于板形重力安装锚, 翼板的端承阻力占总阻力的比重较大, 沉贯深度对端承阻力系数的变化更敏感, 采用 $N_c = 7.5$ 来计算板形重力安装锚沉贯深度是偏于危险的.

4 结 论

(1) 不论是鱼雷锚, 还是板形重力安装锚, 土体率效应均会造成锚的沉贯深度偏小 31%~42.1%, 所以在评估鱼雷锚和板形重力安装锚的沉贯深度时, 必须考虑率效应.

(2)当率效应参数(β, λ, λ')较大时,锚的沉贯深度对参考应变率的变化比较敏感.因此当率效应参数较大时,需谨慎选择参考应变率.

(3)摩擦项和端承项的率效应比值 R_{f2}/R_{f1} 对鱼雷锚和板形重力安装锚的沉贯深度影响较大,但目前关于 R_{f2}/R_{f1} 的取值尚无定论,因此需要进一步研究 R_{f2}/R_{f1} 的确切取值方法.

(4)目前常用的率效应模型均可以很好地描述土体率效应,在本文所研究的参数范围内,3种模型给出基本一致的影响.因此选择任何一个模型来描述土体率效应对沉贯深度的影响均可.但计算翼板的端承阻力时,采用以往的条形基础的承载力系数是偏于危险的.

(5)给出了可以满足任意形状和深度的矩形基础承载力计算公式.

参考文献:

- [1] RICHARDSON M D, O' LOUGHLIN C D, RANDOLPH M F, *et al.* Setup following installation of dynamic anchors in normally consolidated clay [J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2009, **135**(4):487-496.
- [2] TRUE D G. Undrained vertical penetration into ocean bottom soils [D]. Berkeley: University of California, 1976.
- [3] GRAHAM J, CROOKS J H, BELL A L. Time effects on the stress-strain behaviour of natural soft clays [J]. **Géotechnique**, 1983, **33**(3):327-340.
- [4] LEHANE B M, O' LOUGHLIN C D, RANDOLPH M F, *et al.* Rate effects on penetrometer resistance in kaolin [J]. **Géotechnique**, 2009, **59**(1):41-52.
- [5] RANDOLPH M, CASSIDY M, GOURVENEC S, *et al.* Challenges of offshore geotechnical engineering [C] // **Proceedings of the 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering: Geotechnology in Harmony with the Global Environment**. Rotterdam: Millpress Science Publishers, 2005:123-176.
- [6] SHEAHAN T C, LADD C C, GERMAINE J T. Rate-dependent undrained shear behavior of saturated clay [J]. **Journal of Geotechnical Engineering-ASCE**, 1996, **122**(2):99-108.
- [7] YIN Z Y, HICHER P Y, RIOU Y, *et al.* An elasto-viscoplastic model for soft clay [J]. **Geotechnical Special Publication**, 2006 (150):312-319.
- [8] YIN Zhenyu, KARSTUNEN M, HICHER P Y. Evaluation of the influence of elasto-viscoplastic

scaling functions on modelling time-dependent behaviour of natural clays [J]. **Soils and Foundations**, 2010, **50**(2):203-214.

- [9] TORISU S S, PEREIRA J M, DE GENNARO V, *et al.* Strain-rate effects in deep marine clays from the gulf of Guinea [J]. **Géotechnique**, 2012, **62**(9):767-775.
- [10] PALIX E, WU H, CHAN N, *et al.* **Liwan 3-1: How Deepwater Sediments from South China Sea Compare with Gulf of Guinea Sediments** [C]. Houston: Offshore Technology Conference, 2013: OTC-24010-MS.
- [11] BISCONTIN G, PESTANA J M. Influence of peripheral velocity on vane shear strength of an artificial clay [J]. **Geotechnical Testing Journal**, 2001, **24**(4):423-429.
- [12] AUBENY C P, SHI Han. Effect of rate-dependent soil strength on cylinders penetrating into soft clay [J]. **IEEE Journal of Oceanic Engineering**, 2007, **32**(1):49-56.
- [13] BOUKPETI N, WHITE D, RANDOLPH M, *et al.* Characterization of the solid-fluid transition of fine-grained sediments [C] // **Proceedings of the 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering 2009, OMAE2009**. New York: ASME, 2009:293-303.
- [14] SCHLUE B F, MOERZ T, KREITER S. Influence of shear rate on undrained vane shear strength of organic harbor mud [J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2010, **136** (10):1437-1447.
- [15] ABELEV A, VALENT P. Strain-rate dependence of strength of the gulf of Mexico soft sediments [J]. **IEEE Journal of Oceanic Engineering**, 2013, **38**(1):25-31.
- [16] DAYAL U, ALLEN J H. The effect of penetration rate on the strength of remolded clay and sand samples [J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1975, **12**(3):336-348.
- [17] O'LOUGHLIN C D, RICHARDSON M D, RANDOLPH M F, *et al.* Penetration of dynamically installed anchors in clay [J]. **Géotechnique**, 2013, **63**(11):909-919.
- [18] CHUNG S F, RANDOLPH M F, SCHNEIDER J A. Effect of penetration rate on penetrometer resistance in clay [J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2006, **132**(9):1188-1196.
- [19] YAFRATE N J, DEJONG J T. Influence of penetration rate on measured resistance with full-flow penetrometers in soft clay [J]. **Geotechnical Special Publication**, 2007(173):1-10.
- [20] LOW H E, MAYNARD M L, RANDOLPH M F,

- et al.* Geotechnical characterisation and engineering properties of Burswood clay [J]. **Géotechnique**, 2011, **61**(7):575-591.
- [21] GANESAN S A, BOLTON M D. Characterisation of a high plasticity marine clay using a T-bar penetrometer [J]. **Underwater Technology**, 2013, **31**(4):179-185.
- [22] STEINER A, KOPF A J, L'HEUREUX J, *et al.* In situ dynamic piezocone penetrometer tests in natural clayey soils - a reappraisal of strain-rate corrections [J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2014, **51**(3):272-288.
- [23] CHOW S H, O'LOUGHLIN C D, RANDOLPH M F. Soil strength estimation and pore pressure dissipation for free-fall piezocone in soft clay [J]. **Géotechnique**, 2014, **64**(10):817-827.
- [24] EINAV I, RANDOLPH M. Effect of strain rate on mobilised strength and thickness of curved shear bands [J]. **Géotechnique**, 2006, **56**(7):501-504.
- [25] LOW H E, LUNNE T, ANDERSEN K H, *et al.* Estimation of intact and remoulded undrained shear strengths from penetration tests in soft clays [J]. **Géotechnique**, 2010, **60**(11):843-859.
- [26] KIM Y H, HOSSAIN M S. Dynamic installation of OMNI-Max anchors in clay: numerical analysis [J]. **Géotechnique**, 2015, **65**(12):1029-1037.
- [27] SKEMPTON A W. The bearing capacity of clays [C] // **Proceedings of Building Research Congress**. London: [s. n.], 1951:180-189.
- [28] MA Hongliang, ZHOU Mi, HU Yuxia, *et al.* Interpretation of layer boundaries and shear strengths for soft-stiff-soft clays using CPT data; LDPE analyses [J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2016, **142** (1): 04015055.
- [29] ØYE I. Simulation of trajectories for a deep penetrating anchor; Report No. 250; 2000 [R]. Trondheim: CFD Norway, 2000.
- [30] SALGADO R, LYAMIN A V, SLOAN S W, *et al.* Two- and three-dimensional bearing capacity of foundations in clay [J]. **Géotechnique**, 2004, **54**(5):297-306.
- [31] EDWARDS D H, ZDRAVKOVIC L, POTTS D M. Depth factors for undrained bearing capacity [J]. **Géotechnique**, 2005, **55**(10):755-758.
- [32] QUOC V N. Numerical modelling of the undrained vertical bearing capacity of shallow foundations [D]. Toowoomba: University of Southern Queensland, 2008.

Influence of soil strain-rate effect on embedment depth of dynamically installed anchors

LIU Jun^{*1}, LI Mingzhi^{1,2}, HAN Congcong¹

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
2. Shanghai Investigation, Design & Research Institute Company, Limited, Shanghai 200434, China)

Abstract: Dynamically installed anchors, which are installed through self-weight, are newly developed anchors applied to deep-water mooring systems. During the dynamical embedment procedure, the soil is subjected to high shear strain-rate (about 25 s^{-1}). Hence, the soil strain-rate effect should be necessarily taken into consideration. The ranges of soil strain-rate parameters of three commonly used models are summarized based on the published literatures referred to soil strain-rate effect, and the influence of strain-rate effect on the embedment depth of dynamically installed anchors based on the motion differential equation is discussed in the following. The research results indicate that the embedment depth of dynamically installed anchors would drastically decrease (30%-40%) due to the soil strain-rate effect. The embedment depth is sensitive to the reference strain-rate when strain-rate parameters are in high values. The shear strain-rate effect ratio of the frictional resistance to the end bearing resistance has significant effect on the embedment depth and further investigation is necessitated to define this ratio. A new formula is proposed to calculate the bearing capacity of rectangular footing with any shape and embedment depth.

Key words: offshore foundation; dynamically installed anchors; strain-rate effect; embedment depth; bearing capacity factor