

DOI:10.16030/j.cnki.issn.1000-3665.2018.02.11

大应变静力触探数值模拟及锥形因子影响因素分析

肖先波¹, 李 波², 王 婷¹, 邱 敏³

(1. 湖州职业技术学院, 浙江 湖州 313000; 2. 长江科学院, 湖北 武汉 430010;
3. 中国地质大学(武汉)工程学院, 湖北 武汉 430074)

摘要:以模拟圆锥在不排水黏土中的静力贯入和分析其影响因素为目标,假设土体为均质弹性—完全塑性材料且服从 Mises 屈服准则,采用任意拉格朗日—欧拉(ALE)网格划分技术确保锥尖土体在大应变条件下的网格质量,进行大应变有限元数值模拟,并分析了稳定状态下土体刚度指数、原位应力状态和锥尖粗糙程度对塑性区半径与锥形因子的影响,获得了锥形因子表达式。模拟结果表明:塑性区随着刚度指数的增大而增大,锥尖周围塑性区的径向扩张处于柱形孔扩张和球形孔扩张之间,更接近于球形孔扩张;锥形因子随土体刚度指数、锥尖粗糙程度的增大而增大,随土体原位应力状态参数的增大而减小;得到的锥形因子表达式可以量化土体刚度指数、原位应力状态和锥尖粗糙程度的影响,具有较高的精确度。

关键词:静力触探;大应变有限元;锥形因子;刚度指数;原位应力状态;锥尖粗糙程度

中图分类号: TU435

文献标识码: A

文章编号: 1000-3665(2018)02-0070-07

Large-strain numerical simulation for cone penetration and analysis of influence factors for the cone factor

XIAO Xianbo¹, LI Bo², WANG Ting¹, QIU Min³

(1. Huzhou Vocational and Technological College, Huzhou, Zhejiang 313000, China; 2. Changjiang River Scientific Research Institute, Wuhan, Hubei 430010, China; 3. Faculty of Engineering, China University of Geosciences (Wuhan), Wuhan, Hubei 430074, China)

Abstract: Simulation of static penetration of cone in the undrained clay and analyses of its influence factor are taken as the research objectives. It is assumed that the soil is idealized as a homogeneous elastic and perfectly plastic material obeying the Von-Mises yield criterion. An Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) technique is adopted to preserve the quality of mesh under the condition of large-strain for performing large strain finite element numerical simulation. The influences of the rigidity index, in situ stress state and the cone roughness on the radius of the plastic zone and the cone factor under steady-state conditions are analyzed and a theoretical correlation for the cone factor is developed in this study. The simulation results show that the plastic zone increases with the increasing rigidity index, the radial expansion of the plastic zone around the cone tip is between the cylindrical cavity expansion and the spherical cavity expansion, which is closer to the spherical cavity expansion. The cone factor increases with the increasing rigidity index and the cone roughness while the cone factor decreases with the increase of in situ stress state parameter. The formula for the cone factor proposed in this article can be used to quantify the effects of the soil rigidity index, in situ stress state and the cone roughness with reasonable accuracy. The research results are helpful to understand the mechanism of CPT and improve the calculation accuracy of the undrained shear strength.

收稿日期: 2017-08-04; 修订日期: 2017-08-28

基金项目: 浙江省公益技术研究计划项目资助(LGF18E080004); 湖州市公益性应用研究项目资助(2016GY19)

第一作者: 肖先波(1977-), 男, 副教授, 硕士研究生, 主要从事岩土工程应用研究。E-mail: xiaoxianbo@163.com

Keywords: cone penetration; large-strain finite element; cone factor; rigidity index; in situ stress state; cone roughness

圆锥静力触探(CPT)作为主要的原位测试技术,已成功进行了大量工程应用,其实用性、简便性及经济性得到了工程界的认可^[1],尤其适用于远距离输水工程、高速公路、铁路这种线形分布的大型工程^[2]。利用静力触探试验可以直接获取土体锥尖阻力、侧壁摩阻力和孔隙水压力等参数,由于侧壁摩阻力受摩擦筒材料特性影响较大,而孔隙水压力测量值经常出现很大的误差,所以对测量成果的应用以锥尖阻力为主^[3]。贯入黏性土和其它细粒土时,对锥尖阻力的研究主要集中在锥形因子 N_c (承载力系数)上,即:

$$N_c = \frac{q_c - \sigma_{v0}}{s_u} \quad (1)$$

式中: q_c ——锥尖阻力;

s_u ——黏性土不排水强度;

σ_{v0} ——上覆土压力。

由于土体大应变和非线性等原因,对锥尖阻力的严格分析很困难,通常只能做一些近似理论分析。目前,主要的近似理论方法有承载力理论、孔穴扩张理论、稳态变形理论、应变路径法和运动点位错方法等^[4]。

在发现弹塑性介质中开挖深孔所需压力与相同条件下扩张相同体积的孔所需压力之间存在一定的比例关系后,BISHOP等^[5]首次建立起孔穴扩张和静力触探之间的联系。YU等^[6]研究表明,由于孔穴扩张理论考虑了土体的刚度、压缩性(或剪胀性)和贯入过程中水平应力的减少等因素的影响,孔穴扩张理论得出的预测结果较承载力理论更为精确。这就使得利用孔穴扩张理论研究静力触探机理在更多的学者当中流行起来^[7~9]。利用孔穴扩张理论,采用理想弹塑性模型,可以得出简单的锥形因子精确解,但不能考虑贯入速率、土体应力历史的影响,不能模拟垂直稳态贯入的连续性。事实上,锥形因子还会受到圆锥粗糙程度、原位应力状态的影响。要考虑以上因素的影响,就需要采用有限元方法。有限元方法分析锥尖阻力主要有小变形和大变形两种分析方法。传统的小变形方法容易产生较大误差,因为在探头的贯入过程中,探杆附近的侧向应力增大了,探杆周围的应力变化将导致锥尖阻力比小应变情况下更大。除此之外,传统的小应变有限元分析不能产生必要的残余应力场,所以不能得到一个合适的极限锥尖阻力。一般来说,当应变超过10%

时就不再满足小变形理论的变形条件。特别是当土体承受较大荷载且发生较大的压缩变形时,土体的变形具有明显的非线性、大变形的特点。研究表明,在静力触探过程中,探头周围土体的平均应变常超过10%,有的剪切应变甚至达到40%。因此在利用有限元方法研究静力触探贯入过程时,经典的弹塑性小变形理论会产生较大的误差,引入大变形理论很有必要。

LU等^[10]将黏土视为理想弹塑性材料,服从Tresca屈服准则,采用RITSS(网格重划分和插值技术)大位移方法量化了刚度指数、原位应力状态和锥土摩擦系数对锥形因子的影响,并与应变路径法进行了对比。Tolooiyan等采用Drucker-Prager模型及任意拉格朗日-欧拉(ALE)技术模拟了砂土中CPT贯入,并将模拟结果与实测锥尖阻力展开对比,获得了较好的一致性,证明了ALE技术的适用性。本文采用有限元商业软件Abaqus模拟探头在不排水黏土中的贯入过程,不分析孔压场的变化,采用Mises屈服准则,相关联流动法则模拟不排水黏土的弹塑性行为。采用ALE网格划分技术对探头的贯入进行复杂的大应变分析,并将大应变分析结果与传统的小应变分析结果进行了对比。研究了探头贯入达到稳定状态时土体刚度指数、原位应力状态和锥尖粗糙程度对锥形因子与塑性区半径的影响,并由此建立锥形因子表达式,利用该表达式反演不排水强度,验证该表达式的精确性。

1 ALE方法在Abaqus中的实现形式

1.1 有限元法方法的优点

对于岩土贯入问题的求解,相比于其他方法,有限元方法有如下优点^[11],这些优点与孔穴扩张理论的优点正好对应起来,便于对二者进行分析对比。

- (1) 可以模拟土的刚度和压缩性;
- (2) 可以定义初始应力场;
- (3) 可以采用不同的本构模型;
- (4) 不需要预先假设破坏模式;
- (5) 可以准确模拟探头的几何形状。

1.2 ALE方法的实现形式

尽管有限元方法具有许多优点,在利用有限元方法模拟静力触探贯入过程中存在几个特别需要解决的问题:(1) 锥尖附加的高应变区,存在大应变、大变形;(2) 高度扭曲的网格;(3) 边界条件明显改变。而解

决以上问题,需要用到大变形分析理论。Abaqus 提供了一系列自适应技术处理以上问题,其中最主要的是任意拉格朗日—欧拉自适应网格划分方法(ALE)。在 ALE 描述中,计算网格可以在空间中以任意的形式运动,即可以独立于物质坐标系和空间坐标系运动。这样通过规定合适的网格运动形式就可以准确地描述物体的移动界面,并维持单元的合理形状,即便网格发生极大扭曲变形,ALE 方法也能在分析过程中保证高质量的网格。

ALE 将纯拉格朗日分析和纯欧拉分析的优点结合起来。一个完整的 ALE 分析包括两个步骤:(1) 建立一个新的网格;(2) 将旧网格的解答与状态变量传输到新网格上。ALE 通过反复扫描自适应域以创造一个平滑的网格。在网格扫描过程中,分析域中节点根据相邻节点和网格中心位置按照一定的网格光滑化方法重新定位。一般采用体积光滑方法减少扭曲,并保持原有网格的变化梯度。如图 1 所示,M 点的新位置由周边 4 个单元中心点 C 的体积加权平均值来确定。加权量会试图将 M 点朝远离 C1、指向 C3 的方向推进,从而减少 4 个单元的扭曲。

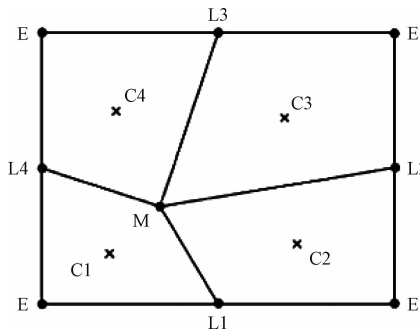


图 1 网格扫描过程中的一个节点的重新定位

Fig. 1 Relocation of a node during a mesh sweep

自适应网格 ALE 方法引入对流动量平衡方程与质量守恒方程,这就导致了独立的网格和物质运动,Abaqus 就是通过耦合物质运动和网格运动来解答修正后的方程。方程网格建立以后,需要将解答和状态变量从旧网格传输到新网格上。Abaqus 提供两种传输方法,一是 Van Leer 提出的二阶方法,二是 donor cell 提出的一阶方法。其中二阶方法对准静态问题、瞬时动力冲击都比较适用。由于静力触探测试被当作准静态问题而且在模拟探头的贯入过程中需要进行频繁自适应网格划分,所以采用二阶方法。其传输方式如图 2 所示,主要可以分为 4 步。

(1) 根据当前单元和 2 个相邻单元上积分点的变

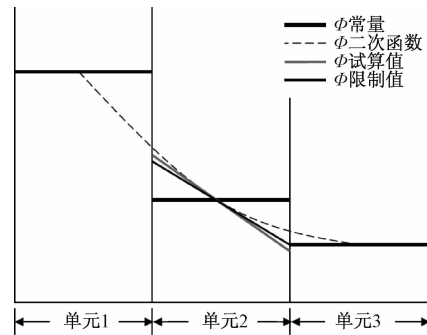


图 2 二阶传输方法

Fig. 2 Second order advection

量值 Φ (单元内为恒定值) 构造一个二次函数。

(2) 对二次函数在当前单元积分点处求导,得到一个线性分布模式计算式 Φ_{trial} 。

(3) 较小二次函数斜率,直到其最小值和最大值落到两侧单元原始值范围之内为止。

(4) 所有单元线性分布模式确定以后,在每个新单元上对变量积分,处于新单元的体积之后即为映射支后的新变量值。

2 黏土中圆锥静力贯入的数值模拟

2.1 基本参数

CPT 的贯入可以简化为轴对称问题,选择直径为 0.036 m、锥角为 60° 的常规 CPT 探头作为贯入圆锥。圆锥贯入深度为 20 倍的圆锥直径,即 0.72 m。取锥尖附近 $1.5 \text{ m} \times 1.5 \text{ m}$ 作为计算域以保证模型边界在塑性变形区之外,模型左侧 $0.2 \text{ m} \times 1.5 \text{ m}$ 范围内使用 ALE 方法对网格进行重划分。

本研究对不排水黏土采用理想弹塑性模型,不分析孔压场的变化,屈服面采用 Mises 模型,流动法则采用相关联的法则。土体弹性模量保持为 2.98 MPa,泊松比为 0.49 (模拟不排水状态),屈服强度 $c_u = 10 \text{ kPa}$,土体饱和重度取 20 kN/m^3 ,土体刚度指数 $I_r = G/s_u$ 。

圆锥的贯入过程分两步进行,第一个 Dynamic/Explicit 分析步确定圆锥贯入前的应力状态,为了克服 Dynamic/Explicit 在计算初始加速度时因为不包含初始应力对解答造成波动,将对应的分析步时间取一个极小值,并固定所有节点的所有自由度。将第二个 Dynamic/Explicit 分析步时间总长设置为 36 s, CPT 的标准贯入速度为 2 cm/s , 36 s 意味着圆锥贯入了 0.72 m,即 20 倍的探头直径。

在定义荷载、边界条件环节,通过定义模型所受竖

向应力模拟不排水黏土所受上覆压力,本次模拟中竖向应力取 100 kPa。在贯入过程中,约束模型区域底部两个方向的位移和左、右边界的水平位移,模型初始网格和边界条件如图 3 所示。

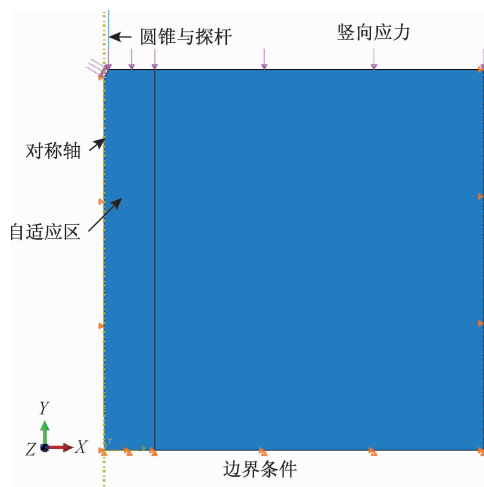


图 3 模型边界条件与受力状态

Fig. 3 Model boundary conditions and loading

圆锥贯入过程中,将圆锥的外表面设定为主控面,模型左上角的面定义为从属面,表明锥面可以穿透土体,而土体不能进入锥面。在 Tangential/Behavior 项定义接触面切向特性,通过定义圆锥表面的摩擦系数分析贯入过程中探头的粗糙程度对土体力学行为的影响。

ALE 重划分技术成功的效率很大程度取决于初始网格的形态,对于普通区域,采用四边形单元形状,结构化网格划分技术即可实现。对于 ALE 重划分区,考虑到圆锥贯入的变形形态,还需要对网格控制做一些调整,增加网格密度,确保圆锥贯入相当深的距离后网格质量仍能令人满意。圆锥贯入前后模型网格如图 4 所示。

2.2 土体刚度指数的影响

2.2.1 稳定状态的辨识

传统的小应变模拟很难辨别深层贯入过程中的极限承载力,常用方法是设定一个初始刚度,一旦增量刚度减小到一个特定的数值后即认为达到稳定状态,该方法会大大低估锥尖阻力。对于大应变 ALE 模拟,由于土体是均质的,圆锥贯入一定深度后锥尖的挤土效应就会达到稳定状态,即锥尖阻力达到稳定状态。这里,锥尖阻力 q_c 以锥尖所受竖向应力表示,通过改变不排水强度确定土体刚度指数 I_r 。图 5 给出了锥形因子 N_c (归一化锥尖阻力) 随圆锥归一化贯入深度 h/D

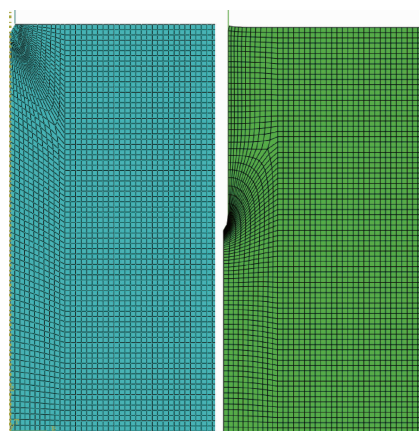


图 4 圆锥贯入前后模型网格

Fig. 4 Model grid before and after cone penetration

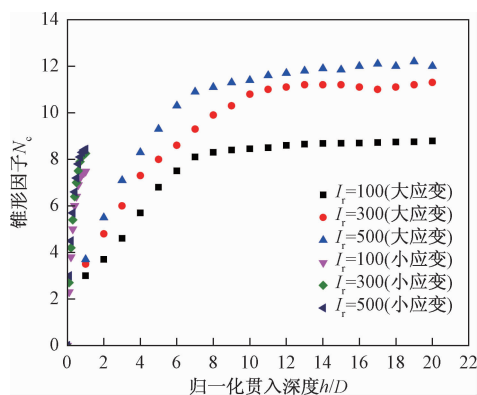


图 5 锥形因子随贯入深度变化散点图

Fig. 5 Scatter diagram for the cone factor vs penetration depth

的关系。如图 5 所示,刚开始归一化锥尖阻力均随着贯入深度的增加而增大,贯入一定深度后,传统小应变归一化锥尖阻力停止增长,大应变归一化锥尖阻力趋于稳定。在传统小应变模拟分析中,由于网格发生过度扭曲,导致小应变曲线与大应变曲线发生分离,最终停止增长。尽管归一化小应变锥尖阻力和大应变锥尖阻力都随着刚度指数的增大而增大,二者的极限锥尖阻力还是有很大差别。 $I_r = 100$,小应变归一化锥尖阻力可取 7.48,大应变归一化锥尖阻力稳定在 8.6 左右,大应变归一化锥尖阻力比小应变高 15%; $I_r = 300$,小应变归一化锥尖阻力可取 8.25,大应变归一化锥尖阻力稳定在 10.8 左右,大应变归一化锥尖阻力比小应变高 31%; $I_r = 500$,小应变归一化锥尖阻力可取 8.43,大应变归一化锥尖阻力稳定在 11.8 左右,大应变归一化锥尖阻力比小应变高 40%。

模拟结果表明,传统小应变分析不适合计算圆锥贯入过程中的极限承载,大应变极限承载力随着贯入深度的增大而增大,在贯入深度超过 $12D$ 以后,3 条大

应变曲线都达到稳定状态,超过 $12D$ 以后承载力的增加可以忽略不计。

2.2.2 土体刚度指数的影响

以往的研究表明,刚度指数在 $50 \sim 500$ 之间时,刚度指数对锥形因子影响较大,本次研究中土体刚度指数 I_r 分别取 $100, 300, 500$ 。绘制锥形因子 N_c 随刚度指数 I_r 变化的对数图(图 6)。由图 6 可知,可以将 3 个点的连线拟合合成 1 条直线,直线的对数方程为:

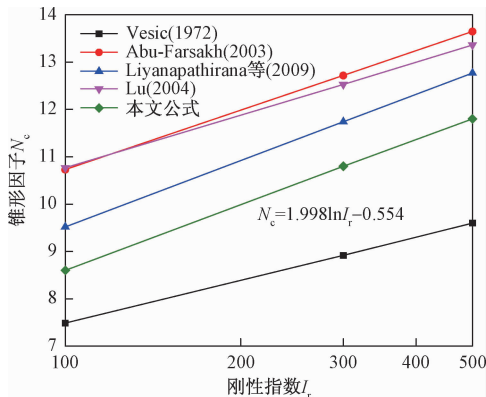


图 6 锥形因子随土体刚度指数变化曲线

Fig. 6 Variation curves for the cone factor vs rigidity index

$$N_c = 1.998 \ln I_r - 0.554 \quad (2)$$

这样就得到了原位应力状态各向同性均质土体中、锥尖完全光滑条件下锥形因子的关系式,为了验证该关系式的正确性,将其他学者获得的锥形因子拟合直线绘制于图 6 内,获得了较好的一致性,该拟合直线与 Abu-Farsakh^[12]等人提出拟合直线变化规律一致,且处于中间值。

2.2.3 塑性区的变化

圆锥贯入土体时,最初只有锥尖周围出现塑性区,随着贯入深度的增加,塑性区向探杆侧壁扩展。塑性区大小受到很多因素的影响,如锥头的粗糙程度、土体刚度和初始应力各向异性等。YU 等^[13]研究表明,锥头和探杆的粗糙程度对塑性区的发展微乎其微,而原位应力各向异性对塑性区影响较小,当土体刚度指数较大的,各向同性原位应力会使塑性区域竖向范围最大化、径向范围最小化。塑性区的扩展主要取决于土体刚度,刚度指数的增加会使得塑性区发生巨大变化,本文主要对此展开研究。

模拟锥尖完全粗糙、探杆完全光滑,土体刚度指数 I_r 分别为 $100, 300, 500$ 条件下,圆锥在原位应力各向同性均质土体中贯入达到稳定状态时的塑性区(图 7)。如图 7 所示,网格的形态都比较好,体现了 ALE 方法的效果。可以观察到塑性区随着刚度指数的增大

而增大,最大塑性应变主要集中在锥尖肩部与探杆一侧一定范围内,因为锥尖肩部有明显转折,容易出现应力集中现象,所以塑性应变最大。探杆一侧的塑性区几乎与探杆平行,且塑性应变由近及远逐渐减弱,该结果与 TEH 等^[14]、YU 等^[15]模拟结果一致。靠近锥尖的塑性区在径向的扩张类似于一个半球形。图 8 显示了归一化塑性区半径随土体刚度指数变化曲线,其中柱形孔与球形孔扩张曲线由 VESIC 计算得来。对比可知,LIYANAPATHIRANA^[11]的模拟曲线、LU 的模拟曲线位于柱形孔扩张曲线和球形孔扩张曲线之间。LU 的模拟曲线和本文的模拟曲线变化规律与球形孔扩张一致,三者的大小比较接近,表明塑性区的径向扩张更接近于球形孔扩。

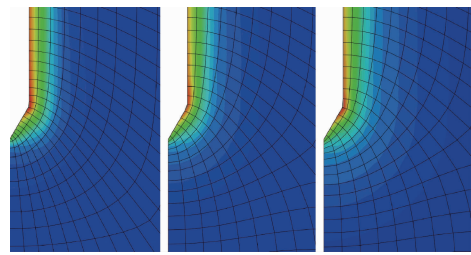


图 7 稳定状态下塑性区大小 (I_r 分别为 $100, 300, 500$)

Fig. 7 Size of the plastic zone in the steady state ($I_r = 100, 300, 500$)

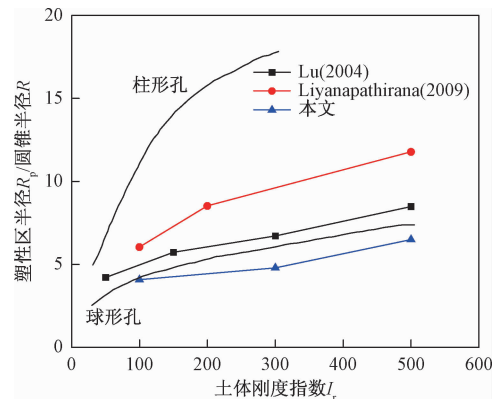


图 8 归一化塑性区半径随土体刚度指数变化曲线

Fig. 8 Variation curves for the normalized plastic zone radius vs rigidity index

2.3 圆锥与探杆粗糙程度的影响

研究圆锥和探杆粗糙程度对锥形因子的影响时,由于显式算法可以应对复杂的接触条件,所以不需要设置特别的接触单元。圆锥—土体接触面和探杆—土体接触面的摩擦状态特性是一样的,即假设土体附着于锥体上,直到接触面上的剪应力达到预设的土体剪切强度土体才能发生自由滑移。Mises 材料最大剪应

力表达式如下:

$$\tau_{\max} = \frac{2s_u}{\sqrt{3}} \quad (3)$$

式中: s_u ——土体在三轴压缩 ($\theta = 30^\circ$) 状态下的不排水抗剪强度。

对于给定的 Mises 屈服强度 c_u, s_u 的表达式为:

$$s_u = \frac{c_u}{\sqrt{3}} \cos \theta = \frac{c_u}{2} \quad (4)$$

接触面的摩擦力与锥体的粗糙程度成正比,因此,为了模拟锥体不同的粗糙程度,需要改变接触面最大允许剪应力,接触面上最大允许剪应的分数形式(摩擦系数)如下:

$$\alpha = \frac{\tau_{\text{int}}}{\tau_{\max}} \quad (5)$$

式中: τ_{int} ——锥体表面与土体接触面上的允许剪应力。

大量研究表明^[14,16-17],探杆的摩擦力对锥尖阻力影响甚微,因为对于 Mises 材料而言,探杆周围剪应力的增加不可能使得锥尖附近的平均应力增加。因此,本文只研究圆锥的摩擦力对锥形因子的影响。取 $\alpha_c = 0, 1/4, 1/2, 3/4, 1$ 等 5 种情况分析圆锥摩擦系数对锥形因子的影响,这里 $\alpha_c = 0$ 表示圆锥完全光滑, $\alpha_c = 1$ 表示圆锥完全粗糙。对于均值各项同性,刚度指数分别为 100, 300, 500 的土体,锥形因子随圆锥摩擦系数变化的模拟结果如图 9 所示。锥形因子随圆锥摩擦系数的增大而增大,近似一种线性关系。通过最佳线性拟合,取拟合直线斜率的平均值,得到锥形因子与刚度指数、摩擦系数的关系式:

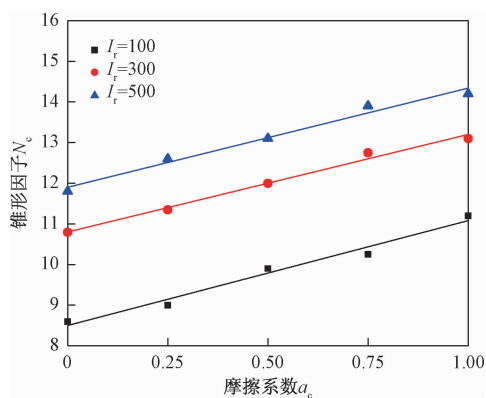


图 9 锥形因子随圆锥摩擦系数变化图

Fig. 9 Variation diagram for the cone factor vs cone friction coefficient

$$N_c = 1.988 \ln I_r - 0.554 + 2.47 \alpha_c \quad (6)$$

模拟结果表明,试验前必须测量圆锥的摩擦系数,

因为是否考虑锥面的摩擦系数会使得模拟结果差别高达 25%。

2.4 原位应力状态的影响

土体的原位应力状态对锥形因子也会有很大的影响,TEH 等^[13]定义原位应力状态参数 Δ 为:

$$\Delta = \frac{\sigma_{v0} - \sigma_{h0}}{2s_u} \quad (7)$$

式中: σ_{v0} ——原位竖向应力;

σ_{h0} ——原位水平应力。

原位应力状态参数反映土体的原位应力各向异性,其变化范围在 $-1 \sim 1$ 之间。当 $\Delta = 1$ 时,原位竖向应力最大;当 $\Delta = -1$ 时,原位水平应力最大;当 $\Delta = 0$ 时,原位竖向应力等于原位水平应力,即原位应力各向同性。

本次模拟中,对于特定的 I_r ,保持 $\sigma_{v0} = 100$ kPa 不变,通过改变 σ_{h0} 输入值大小来实现 Δ 的变化。绘制不同土体刚度指数和圆锥摩擦系数组合情况下,锥形因子随原位应力状态参数变化的散点图(图 10)。

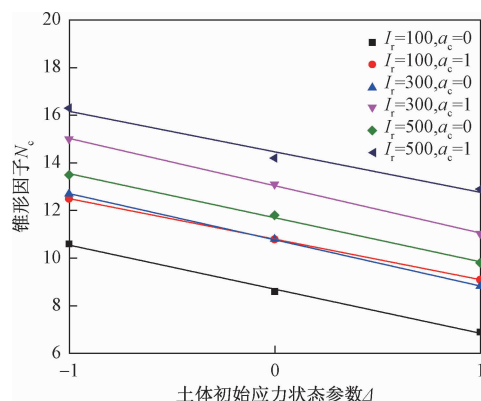


图 10 锥形因子随土体原位应力状态参数变化图

Fig. 10 Variation diagram for the cone factor vs in situ stress state parameter

如图 10 所示,6 条拟合曲线的斜率都比较接近,分别为 $-1.85, -1.7, -1.94, -1.99, -1.85, -1.7$, 其最大差值为 0.29,表明拟合曲线的斜率受土体刚度指数和圆锥摩擦系数的影响较小,取曲线的平均斜率 1.84,得到锥形因子与刚度指数、摩擦系数、初始应力状态参数的关系式为:

$$N_c = 1.988 \ln I_r - 0.554 + 2.47 \alpha_c - 1.84 \Delta \quad (8)$$

该公式适用范围为土体刚度指数 $I_r = 0 \sim 500$,圆锥摩擦系数 $\alpha_c = 0 \sim 1$,原位应力状态参数 $\Delta = -1 \sim 1$ 。为了验证本公式的精确性,取 $I_r = 200, \alpha_c = 0.5, \Delta = 0.5$ 模拟圆锥在稳态贯入时的锥尖阻力,利用饱和黏土不排水强度理论公式(1)和锥形因子关系式(8)反演不排水抗剪强度 s_u ,将反演的 s_u 值与数值模拟设定

的 s_u 值展开对比。结果显示, s_u 最大差值为 3.2%, 标准差为 2.1%。

最后, 将由数值模拟关系式与孔扩张理论表达式得到的锥形因子绘制于表 1 内。其中, LADANYI 等^[8]采用的是球形孔扩张方法, BALIGH^[9]和 YU^[18]采用的是柱形孔扩张方法, S 表示圆锥完全光滑, R 表示圆锥完全粗糙。对比可知, 利用数值模拟方法得到的锥形

因子比较接近, 体现了大应变有限元法的优势; 对比孔穴扩张方法和大应变有限元法, 发现无论锥头完全光滑还是完全粗糙, 利用大应变有限元方法得到的锥形因子处于 LADANYI 等、BALIGH 和 YU 值之间, 更接近于 LADANYI 等的计算结果。表明圆锥贯入过程中, 土体变形处于球形孔扩张和柱形孔扩张之间, 更接近球形孔扩张, 这与图 8 显示的结果一致。

表 1 不同计算方法下的锥形因子

Table 1 Cone factor from different calculation methods

I_r	孔穴扩张方法						大应变有限元法					
	LADANYI 等		BALIGH		YU		LU(RITSS)		LIYANAPATHIRANA		本文	
	S	R	S	R	S	R	S	R	S	R	S	R
50	6.5	8.5	—	15.9	8.5	13.8	9.6	10.9	8.1	9.4	—	—
100	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	8.6	10.9
150	8.0	10.0	—	17.0	9.8	15.0	11.3	12.7	10.1	11.8	—	—
300	8.9	10.9	—	17.7	10.6	15.8	12.4	13.8	11.4	13.3	10.8	13.3
500	9.6	11.6	—	18.2	11.2	16.4	13.2	14.5	12.3	14.4	11.8	14.3

3 结论

(1) 利用传统小应变分析无法得到圆锥贯入过程中的极限承载力, 大应变 ALE 分析中, 极限承载力随着贯入深度的增大而增大, 并在到达一定深度后达到稳定状态。

(2) 圆锥贯入达到稳定状态后, 塑性区随着刚度指数的增大而增大, 锥尖周围土体塑性区的径向扩张处于柱形孔扩张和球形孔扩张之间, 更接近于球形孔扩张。

(3) 锥形因子随土体刚度指数、锥尖粗糙程度的增大而增大, 随土体原位应力状态参数的增大而减小。采用大应变 ALE 模拟方法获得的锥形因子表达式能够量化土体刚度指数、原位应力状态和锥尖粗糙程度的影响, 具有较高的精确度。

随着静力触探技术在海洋工程中的应用, 研究对象由普通黏土转为软黏土和海相黏土。此时, 影响锥形因子的主要因素不再是土体刚度指数、原位应力状态和锥尖粗糙程度, 而是土体灵敏度和应变速率等。如何将更多的因素考虑进来, 并以一定的科学方法处理这些因素, 是未来研究的重点。

参考文献:

- [1] 李小雪, 彭祖武, 滕伟福. CPTU 试验在土体动力学参数计算中的应用研究[J]. 水文地质工程地质, 2013, 40(3): 84-88. [LI X X, PENG Z W, TENG W F. Analyses of calculating soil kinetic parameters with CPTU testing[J]. Hydrogeology & Engineering

Geology, 2013, 40(3): 84-88. (in Chinese)]

- [2] 陈维家, 汪火旺. 静力触探中土层界面效应试验研究[J]. 水文地质工程地质, 2003, 30(2): 25-27. [CHEN W J, WANG H W. Research of soil-layer interface effect in cone penetrafiion test [J]. Hydrogeology & Engineering Geology, 2003, 30(2): 25-27. (in Chinese)]
- [3] TOLOOIYAN A, GAVIN K. Modelling the cone penetration test in sand using cavity expansion and arbitrary Lagrangian Eulerian finite element methods [J]. Computers and Geotechnics, 2011, 38(4): 482-490.
- [4] 刘松玉, 蔡国军, 童立元, 等. 现代多功能 CPTU: 技术理论与工程应用[M]. 北京: 科学出版社, 2013: 31. [LIU S Y, CAI G J, TONG L Y, et al. Modern multifunctional CPTU: technology theory and engineering application [M]. Beijing: Science Press, 2013: 31. (in Chinese)]
- [5] BISHOP R F, HILL R, MOTT N F. The theory of indentation and hardness tests [J]. Proceedings of the Physical Society, 1945, 57(3).
- [6] YU H S, MITCHELL J K. Analysis of cone resistance: review of methods [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 1998, 124(2): 140-149.
- [7] VESIC A S. Design of pile foundations[R]. National Cooperative Highway Research Program, Synthesis of Highway Practice 42, Transportation Research Board, National Research Council, 1977, Washington, D. C.

(下转第 83 页)

- J Y, YANG G X, WU F Q, *et al.* The large-scale shaking table test study of dynamic response and failure mode of bedding rock slope under earthquake [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2011, 32(10): 2977 – 2982. (in Chinese)]
- [13] 杨国香, 伍法权, 董金玉, 等. 地震作用下岩质边坡动力响应特性及变形破坏机制研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2012, 31(4): 696 – 702. [YANG G X, WU F Q, DONG J Y, *et al.* Study of dynamic responses characteristics and failure mechanism of rock slope under earthquake[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2012, 31(4): 696 – 702. (in Chinese)]
- [14] 杨国香, 叶林海, 伍法权, 等. 反倾层状结构岩质边坡动力响应特性及破坏机制振动台模型试验研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2012, 31(11): 2214 – 2221. [YANG G X, YE L H, WU F Q, *et al.* Shaking table model test on dynamic response characteristics and failure mechanism of anti-dip layered rock slope [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2012, 31(11): 2214 – 2221. (in Chinese)]
- [15] 刘汉香, 许强, 王龙, 等. 地震波频率对岩质斜坡加速度动力响应规律的影响[J]. *岩石力学与工程学报*, 2014, 33(1): 125 – 133. [LIU H X, XU Q, WANG L, *et al.* Effect of frequency of seismic wave on acceleration response of rock slopes [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2014, 33(1): 125 – 133. (in Chinese)]
- [16] 袁文忠. 相似理论与静力学模型试验[M]. 成都: 西南交通大学出版社, 1998. [YUAN W Z. Simulation theory and static model test[M]. Chengdu: Southwest Jiaotong University Press, 1998. (in Chinese)]
- [17] 林皋, 朱彤, 林蓓. 结构动力模型试验的相似技巧[J]. *大连理工大学学报*, 2000, 40(1): 1 – 8. [LIN G, ZHU T, LIN B. Similarity technique for dynamic structural model test[J]. *Journal of Dalian University of Technology*, 2000, 40(1): 1 – 8. (in Chinese)]

责任编辑: 张明霞

(上接第 76 页)

- [8] LADANYI B, JOHNSTON G H. Behavior of circular footings and plate anchors embedded in permafrost [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1974, 11: 531 – 553.
- [9] BALIGH M M. Theory of deep static cone penetration resistance[R]. Report No. R75-56, Department of Civil and Environmental Engineering, 1975, MIT, USA.
- [10] LU Q, RANDOLPH M F, HU Y, *et al.* A numerical study of cone penetration in clay [J]. *Geotechnique*, 2004, 54(4): 257 – 67.
- [11] LIYANAPATHIRANA D S. Arbitrary Lagrangian Eulerian based finite element analysis of cone penetration in soft clay [J]. *Computers and Geotechnics*, 2009, 36: 851 – 860.
- [12] Abu-Farsakh M, Tumay M, Voyiadjis G. Numerical parametric study of piezocone penetration test in clays [J]. *Int J Geomech*, 2003, 3(2): 170 – 181.
- [13] YU H S, HERRMANN L R, BOULANGER R W. Analysis of steady state cone penetration in clay[J]. *J Geotech Geoenviron Eng*, ASCE 2000, 126(7): 594 – 605.
- [14] TEH C I, HOULSBY G T. An analytical study of the cone penetration test in clay [J]. *Geotechnique*, 1991, 41(1): 17 – 34.
- [15] YU H S. Cavity expansion methods in geomechanics [M]. Rotterdam: Balkema, 2000.
- [16] HERRMAAN L R. Finite element analysis of contact problems [J]. *J Engng Mech*, ASCE 1978, 104: 1043 – 1059.
- [17] LU Q, HU Y, RANDOLPH M F. FE analysis for T-bar and ball penetration in cohesive soil [C]//Proc 10th Int Offshore and Polar Engineering Conf. ISOPE 2000, 2: 617 – 623.
- [18] David Durban, Norman A Fleck. Singular plastic fields in steady penetration of a rigid cone [J]. *J Appl Mech*, 1993, 59(4): 706 – 710.

责任编辑: 张明霞