doi 10. 3969/j issn 1672-6073. 2010. 02. 021

# 基于 FLAC 软件的气压 沉井刃脚反力计算

齐春艳<sup>1</sup> 赵 岚<sup>2</sup> 成国文<sup>3</sup>

(1 中国地质大学(北京) 北京 100083; 2 上海市长宁区市政工程管理署 上海 201103; 3 中国石油大学 北京 102249)

摘要 采用显式有限差分程序 FLAC 模拟计算环形沉井基础切口处的刃脚反力。计算时,假定土体服从 Mohr Coukmb强度准则和关联流动法则。该方法的优点是可以避免对滑移面的任意性进行假设,方便利用不规则形状单元适应模拟各类复杂边界,并可把多种影响土体最终极限承载力的因素 (如内聚力 c,内摩擦角 华,重度 r以及表面超载 q等)综合考虑到一起,从而较为精确地计算沉井基础的刃脚反力。最后,把计算结果与已有结果及现场测试结果进行了比较。结果表明,用 FLAC计算其结果比用 Bolton & Lau, Kumar计算和用 Vesic公式计算的结果都小,与 Terzaghi公式计算的结果较为吻合,和现场实测结果最为接近。

**关键词** 沉井基础 刃脚反力 侧摩阻力 关联流动 法则

中图分类号 U443.13<sup>+</sup>1 **文献标志码** A 文章编号 1672-6073(2010)02-0088-05

# 1 沉井工法概况

沉井基础常常被用于桥梁、悬空水塔、烟囱、煤矿竖井等工程结构的基础中。通常所说的沉井工法,分为开口沉井工法 (Open caisson method)和气压沉井工法 (pneumatic caisson method)两种。其中,开口沉井工法在我国已经有许多施工实例。气压沉井工法是在其下部设置一个气密性高的钢筋混凝土结构工作室,向工作室内注入压力与刃口处地下水压力相等的压缩空气,使其在无水的环境下进行挖土排土,箱体在本身自

收稿日期: 2009-10-16 修回日期: 2009-11-25

作者简介: 齐春艳, 地质工程师, 在读博士, 就职于大庆油田勘探开发研究院, 长期从事工程地质、油层结构调整等方面的研究工作, duan lind @ sina com

重以及上部荷载作用下下沉到指定深度,最后在沉井结构面底部浇注混凝土底板。气压沉井工法自 1843 年于法国诞生以来,由于随着开挖深度的增加,箱内的高压气体对箱中工作人员的身体健康具有很大的损害而没有得到多大发展。王梦恕院士就该工法总结说,截至 20世纪 90年代,由于该工法的致命弊病,致使该工法被我国和世界一些发达国家弃之不用。

近年来,随着世界各国经济和工业技术的高速发展,特别是随着计算机技术、自动化技术和机电一体化技术的快速发展,使无人沉井工法得以实现。目前,该工法在设计理论和施工技术方面都取得了很大发展,但因其技术要求较高,且整套设备昂贵,仅被世界上少数几个发达国家掌握并广泛使用,其中最有代表性的是日本。由于已经掌握了非常成熟的大深度基础的设计与施工技术,气压沉井工法已经成为日本深基础应用的首选,排在桩基础之前,仅次于直接基础,列在基础形式的第2位。而在我国,新时期压气沉井工法的介绍从2003年后才开始陆续出现,目前正在起步阶段,还未见有关实例公开报道。

## 2 工程背景

上海市轨道交通某一标段中间风井工程是我国在综合运用计算机通信、自动控制和机电一体化等现代技术的前提下,首次使用气压沉井技术进行施工的样板工程。为了获得最为宝贵的第一手资料和现场测量数据,在施工现场按照规范和预定要求,埋设了采集数据的传感器,获得了大量原始数据,从而对在施工过程中的沉井结构受力、土体极限承载力、沉井下沉姿态控制、工作室内气压对阻止地下水进入工作室的效果、沉井下沉对周边土体、建筑物和道路等环境的影响进行

多方面的研究。笔者曾对与沉井基础有关的环形基础 的竖向极限承载力作过一定研究<sup>[1]</sup>,这里仅对气压沉 井工法中沉井刃脚反力的计算进行初步探讨。

在用沉井工法来修建深基础时,沉井切口水平上的土体被挖出后,沉井由于自重而下沉。当沉降通过软弱土层时,由于切口周围处的极限压力超过了土体极限抗力,沉井切口下的土体平衡被破坏,会造成沉井沉降过快。这时就必须增加切口下土体的面积(即刃脚宽度)来使沉井能够顺利下沉到预定深度;当沉井刃脚穿越过硬土层时,可能会出现沉不下去的情况,这时就必须增加上部载荷或减少切口下土体的面积(即刃脚宽度)来使沉井能够顺利下沉到预定深度。因此,准确计算沉井刃脚反力的大小对于合理设计刃脚宽度,确保沉井安全顺利下沉具有十分重要的意义。另外,确切计算其刃脚反力值的大小,对于准确计算沉井侧壁摩擦阻力和沉井下沉时各阻力分担状况,以及工作室内气压值大小的预设也具有重要意义。

## 3 沉井刃脚反力计算

目前,计算沉井刃脚端阻力的方法主要有间接法和直接法两种<sup>[2]</sup>。间接法就是用沉井的总下沉力减去侧摩阻力得到刃脚端阻力,而传统上侧摩阻力的计算是假定井壁与土之间的单位面积摩擦力随着土的深度而增加,然后按折算深度法计算得到,这种计算是非常粗糙而不准确的。直接法也称叠加法,是把刃脚看作条形基础,认为地基土的破坏是由于刃脚的压力和超载共同作用产生的。根据极限平衡理论<sup>[3]</sup>,用 Terzaghi公式可以近似计算沉井刃脚端阻力大小<sup>[4]</sup>。 Terzaghi公式用叠加法计算地基基础极限承载力<sup>[5-7]</sup>,有

$$\mathbf{q}_{i} = \mathbf{d}\mathbf{N}_{e} + \mathbf{q}\mathbf{N}_{q} + 0.5\gamma\mathbf{h}\mathbf{N}_{\gamma} \tag{1}$$

式中, N<sub>c</sub>、N<sub>g</sub>、N<sub>y</sub>分别为承载力系数。

 $N_c$ 、 $N_q$  的表达式分别由 P rand tl(1920)和 R essner  $I^{8-91}$ (1924)导出,有

$$N_{\sigma} = e^{\pi \tan^{\varphi}} \tan^{2} (\pi / 4 + \phi / 2)$$
 (2)

$$N_c = (N_a - 1) \cot \theta \tag{3}$$

 $N_7$ 通过查阅专用的承载力系数表而得到。其后,Vesic(1973)又对 Terzaghi公式中的  $N_7$ 进行了修正  $[^{10]}$ ,有

$$N_{\gamma} = 2(N_{q} + 1) \tan \varphi \tag{4}$$

Bolton & Lau<sup>[11]</sup> (1993)和 Kumar<sup>[12]</sup>则用滑移线法,对基础底面光滑和基础底面完全粗糙两种情况分别计算了条形基础和圆形基础在内摩擦角为 5°~52°时 N,

的值, 总结得出求 
$$N_y$$
的方法 $^{[11-12]}$ , 有  $N_y \approx (N_q - 1) \tan(1.5\varphi)$  (5)

有些工程技术人员根据经验,用直接估算的方法估计沉井刃脚反力的大小,认为刃脚端阻力可取总下沉力的 30%,但这种依靠经验获得的沉井刃脚反力和侧摩阻力都十分不准确,误差非常大。

近年来,美国 Itasca公司的大型岩土工程软件 FLAC<sup>[13]</sup>被越来越多的工程技术人员和科研人员用来 分析计算边坡稳定性、基坑开挖与土钉墙施工过程模 拟、地基基础的极限承载力等多方面的问题。FLAC确 保了塑性屈服载荷和连续塑性流动能够被精确模拟, 既适用于小变形计算,也适用于大变形的计算,其突出 优点就是可以把黏聚力 ç超载 q土体自重 次形状系 数 $^{[7]}$ (即  $F_{cs}$ 、 $F_{us}$ 和  $F_{\gamma s}$ ,由于把沉井各边看做条形基础, 形状系数  $F_{cs} = F_{qs} = F_{\gamma_s} = 1$ )、内摩擦角  $\varphi$ 、剪胀角  $\psi$ 等 几乎所有影响土体的最终极限承载力的因素综合到一 起来考虑,从而更加准确地计算出土体的极限承载力, 并获得沉井的刃脚反力。目前,国内外还鲜见有关气 压沉井刃脚反力计算的报道。本文用 FLAC模拟计算 气压沉井的刃脚反力,计算时假定土体遵循摩尔一库 仑强度准则和关联流动法则,最后,把用 FLAC计算的 结果与已经发表和现场测试的结果进行了比较。

## 4 模型的建立和计算

本工程沉井基础为矩形环形基础,基础底面的边长分别为  $15.6\,\mathrm{m}$ 和  $25.24\,\mathrm{m}$ 环形基础的高为  $29.062\,\mathrm{m}$ 这里仅画出含有刃角部分的示意图。基础刃脚的宽度为  $0.6\,\mathrm{m}$ 沉井底平面和立面如图  $1\,\mathrm{m}$  所示。为了测量沉井刃脚处的真实土压力,在刃脚正下方埋设了土压力盒,埋设位置如图  $1(\mathrm{a})$ 中  $\mathrm{A}$  点、 $\mathrm{B}$  点和  $\mathrm{C}$  点所示。由于刃脚宽度和基础的最短边长度之比为 0.6/15.  $6=1/26\ll 1/10$ ,所以计算时把环形基础的刃脚看做条形基础,并采用平面应变方法计算该环形基础的刃脚反力。

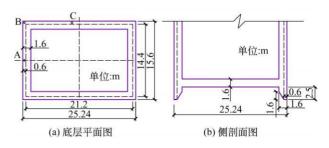


图 1 气压沉井示意图

因为模型是轴对称情形,所以计算时只计算右半部分。模型的计算宽度和深度为  $15\,\mathrm{m} \times 15\,\mathrm{m}$ .均为条形基础宽度的 10倍。基础正下方的单元是  $0.06\,\mathrm{m} \times 0.06\,\mathrm{m}$ 的正方形单元,其他单元为矩形单元,边长分别为正方形单元的  $1.16\,\mathrm{c}$ ,  $1.1^3$  倍等,依次类

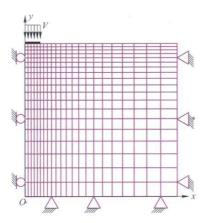


图 2 模型边界条件与网格划分

和模型的边界条件如图 2所示。

图 2中, 土的左边界为对称轴, 对称轴上的节点只 能沿竖直方向移动,而不能沿水平方向移动;土的右边 界和底面边界的节点均为固定约束,这些节点的竖直 和水平位移均为 0。因为本模型是模拟完全摩擦的情 形,基础底面与土体之间没有相对移动,故5个节点的 水平位移均为0。基础的载荷是通过施加在模型顶部 第 1层单元的 5个节点 (即节点 (1, 20)、(2, 20)、(3, 20)、(4, 20)、(5, 20))上的大小相等、方向竖直向下的 速度来模拟的,为了尽可能地减小初始速度对计算结 果的影响,初始速度的取值应尽量小,计算步数足够大。 这里,初始速度的大小取  $2.5 \times 10^{-5}$ /step。模拟计算时, 限定最大不平衡力  $P_A$  的范围为  $0.01 \text{ N} < P_A < 0.02 \text{ N}$ , 各土性参数的取值分别为:重度  $\gamma=25$  kN  $m^3$ ,内聚力 c= $20 \text{ kN /m}^2$ ,表面超载 q与下沉深度 d的关系满足 q= $\gamma$ d 当下沉深度 d分别取 0,05,1m时,超载 q分别为 0, 12. 5、25 kN  $m^2$ ,其中  $\varphi$ 为土的内摩擦角,其取值为  $\varphi$ =  $30^{\circ}$ (为实验室试验所得);剪胀角  $\psi = \varphi$ (遵循关联流动 法则),剪切模量 G = 100 MPa 体积模量 K = 200 MPa(相当于杨氏模量 E = 260 MPa 泊松比  $\mu = 0.3$ )。表面超 载用竖直向下、大小等于q的初始应力和水平向大小等于 K。q的初始应力来模拟;土的自重通过在土体单元的积分点 上施加竖直向下、大小等于土重度 γ的初始应力和水平向 上、大小等于 K, γ的初始应力来模拟, 其中 K, 是静止土压力

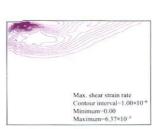
系数,取值为<sup>①</sup> 545(由实验室 K。固结试验得到)。土体遵循 Mohr Coulomb屈服准则,判定土体屈服的条件为基础下土 体出现连续的塑性滑动面。承载力区域为第 5点与第 6点 的中点到对称轴之间的距离。刃脚反力由计算沉井刃脚底面的节点力得到,有

$$Y_{\text{force}} = Y^{1,20} + Y^{2,20} + Y^{(3,20)} + Y^{(4,20)} + Y^{5,20}$$
 (6)

$$\mathbf{q}_{\text{ult}} = \mathbf{Y}_{\text{force}} / 0.5 \left( \mathbf{x}_5 + \mathbf{x}_6 \right) \tag{7}$$

### 5 计算结果

当沉井开始下沉时,基础下土体达到极限平衡状态,开始出现塑性流动状态,计算结果如图 3~图 4所示。



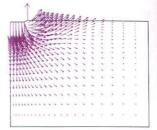
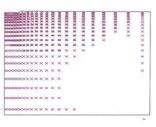


图 3 沉井开始下沉时 最大剪切应变率

图 4 沉井开始下沉时时位移矢量场

图 3为在基础载荷作用下基础下土体的最大剪切 应变率,图中等值线间隔均为 $1.0\times10^{-6}$ 。可以看出, 剪切区域的形状与 Prandtl和 Terzaghi假定的破坏机理 非常相似,如基础下有明显的刚性楔形三角区、放射状 剪切区和延伸到基础边缘的被动楔形区。图 4为位移 场矢量图,从该图可以看出,基础外边缘以外土体的位 移从基础外边缘向外逐渐减小,最后直到为 0。图 5为 基础下土体在发生塑性流动时的塑性应变,该图真实 地反映了土体在达到屈服极限时的塑性流动性状,直 观地显示出土体在破坏时的情形,这种情形与试验结 果[14]和用滑移线法[11-12]的计算结果相近,表明该计算 方法是符合实际的。模型数值计算结果如表 1所示, 并把用有限差分 FLAC 计算的结果与用解析法 (Terzahi, Vesic)和滑移线法 (Bolton & Lau, Kumar)计算 的结果作了比较,如图 6所示。从表 1可以看出,当下 沉深度 d分别为 0,0.5和 1m时,测点 A,B,C处的极 限压力平均值分别为 607. 5、796. 0、992. 4 kPa。 误差 = (计算值 -实测值) 实测值, 当下沉深度 d=0,0.5和 1m时,用 Terzahi公式所计算的结果与实测值之间的 误差值 = (643-607.5) /607.5=5.84% (827-796) / 796=6.5%和 (1011-992.4) /992.4=1.9%,用 FLAC 计算所得的结果误差值 = (607.5-598.3)/607.5 = 1.5%、(796-784.7)/796=1.4%和(992.4-980.2)/ 992 4=1. 2%。同时,从图 6和表 1可以看出,用有限差分方法的计算结果和 Terzaghi的计算结果符合得较好,而且和实测点 B最为接近,能较为准确地反映出土体达到极限平衡状态时刃脚处的极限土压力。从理论上讲,测点 A、B和 C的压力值是相等的,但由于施工时刃脚周围土体受开挖顺序的影响,而且开挖深度又不均匀,会造成测量结果的波动。综上所述,认为把沉井刃脚看做条形基础,用有限差分程序 FLAC计算所得沉井刃脚反力能较准确地反映工程实际,方法简便易行,结果准确可靠,是一种实用有效的方法。



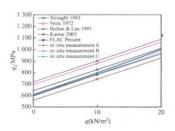


图 5 塑性应变图

图 6 各计算结果与 实测值的比较

表 <sup>1</sup> FLAC 计算结果与已发表结果和 现场实测极限土压力值比较

下況 深度 d/m	计算极限承载力 kPa					实测点极限土压力 /kPa		
	Terzagh (1943)	i Vesic (1972)	Bloton & Lau (1993)	Kumar (2003)	FLAC (Present)	测点 A	测点 B	测点 C
0. 0	643	697	721	560. 4	598. 3	605. 8	ı	
0. 5	827	881	905	744	784. 7	796. 6	801. 9	789. 6
1. 0	1011	1065	1089	928	980. 2	998. 1	1 003. 8	975. 3

#### 6 结论

- 1)用有限差分程序 FLAC计算所得刃脚反力与用传统的 Terzaghi公式计算所得的结果较为吻合,而且用该方法计算所得的结果更加接近实测值,验证了该方法的正确性和可靠性。Bolton & Lau (1993)用理论证明了用源于叠加法的 Terzaghi公式计算的基础极限承载力比实际结果偏于保守,这里用 FLAC再次证明了该结论的正确性。
- 2) 用 FLAC计算气压沉井刃脚反力时,可以避免 对基础下土体滑移面的形状和破坏机理进行假设。
- 3) 从最大剪切应变率和位移矢量图可以看出,基础下土体达到极限平衡状态时,基础外边缘以外土体的位移从基础外边缘向外逐渐减小,破坏方式与Prandtl和 Terzaghi假定的破坏机理较为相近。

4)用 FLAC计算沉井基础刃脚反力时,可以方便 地同时考虑土的黏聚力、表面超载、土体自重、基础形 状系数等多种土性参数对计算刃脚反力的影响。同 时,FLAC网格还可以划分为不规则单元,以适应更为 复杂的边界和计算区域,它为准确计算沉井下沉过程 中土体对刃脚的阻抗作用提供了简便实用且可靠的计 算方法,为沉井刃脚的结构设计和施工过程的控制以 及正确计算沉井侧摩阻力,并进一步研究沉井基础下 沉过程中的各下沉阻力分配情况提供了依据,较传统 的计算方法更加接近实际,具有重要理论价值和实际 意义。

#### 参考文献

- [1] Zhao L Wang J H. Vertical bearing capacity bearing capacity for ring footings Computers & Geotechnics [M]. Article in press 2007.
- [2]张凤祥·沉井与沉箱 [M]·北京:中国铁道出版社,2002
- [3] 沈珠江. 理论土力学 [M]. 北京: 中国水利水电出版 社, 2000
- [4] Terzaghi K. Theoretical soilmechanics. John Wiley & Sons [M]. New York 1943.
- [5] Frydman S Burd H J Numerical studies of bearing capacity factor [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 1997, 123(1): 20—29.
- [6] Yin JianHua Wang YuJie Selvadurai A P S Influence of nonassociativity on the bearing capacity of a strip footing[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 2001, (127), 985—989.
- [7] Erickson H L Drescher A. Bearing capacity of circular footings[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 2002, 128(1): 38—43.
- [8] Prandtl L Über die Harte plasticher Korper Nachrichten von der Koniglichen Gesellschaft der Wissenschaften [M]. Gottingen Math phys Klasse 1920, 74—85.
- [9] Reissner H. Zum Erddruck problem [C] //Proc, 1st Int Congr. For Appl. Mech. 1924, 295—311.
- [10] Vesic A S Analysis of ultimate loads of shallow foundations [J]. SoilMech And Found 1973, 99(1): 45-73.
- [11] Bolton M.D. Lau C.K. Vertical bearing capacity factors for circular and strip footings on MohrCoulomb soil [J]. Canadian Geotechnical Journal 1993(30): 1024—1033.
- [12] Kumar J  $N_{\nu}$  For rough strip footings using the method of characteristics [J]. Canadian Geotechnical Journal 2003, 40(3), 669-674.
- [13] ITASCA Consulting Group FLAC Fast Lagrangian Analysis

of continua Version 4.0 [M]. Minneapolis 2002.

[14] Berezantsev V.G. Axially symmetric problems of the theory of lin iting equilibrium of granularmaterial [M]. Government

publishing house for technical theoretical literature Moscow 1952

(编辑:郝京红)

# Resistance of Pneumatic Caisson Cutting Edge Computed by FLAC

QiChunyan Zhao Lan Cheng Guowen

(1 China University of Geosciences Beijing 100083; 2 Changning Municipal Engineering Administration Department Shanghai 201103; 3 China University of Petroleum Beijing 102249)

Abstract. The explicit finite difference method was used to compute the caisson cutting edge resistance in this paper. A Mohr-Coulomb yield criterion and the associated flow rule were assumed for the soil mass behavior in the computation. This method has the advantages in that the assumption for arbitrary slip line surface can be avoided. In this method it is convenient to use irregular elements to simulate all sorts of complicated boundary conditions and many soil physical parameters such as cohesion. Internal friction angle gravity surcharge ete are synthetically considered into a single integrated problem in the computation. Compared with the results derived from the Terzaghi's formula. Vesic's revised formula and Kumar and Bolton & Lau's slip line method, the computed result by this method agreed well with that from the Terzaghi's formula and was very close to the in-situ measurement value.

Key words, caisson foundation resistance of cutting edge lateral frictional resistance associated flow rule

## "城市轨道交通运行与 控制系统研究"结题

会上,课题负责人郜春海作结题报 告,详细讲述了课题研究内容、任务完 成情况以及课题取得的成果。专家听 取汇报后,考察了课题组研发的城市轨 道交通运行和控制系统综合仿真测试 验证平台。经质询和深入讨论,专家组 一致认为:课题组完成了城市轨道交通 基于通信的列车控制系统 (CBTC)的系 统体系结构、技术规范和关键技术的研 究,首次采用无线与波导管结合通信方 式,实现了城市轨道交通运行控制的 地一车双向、大容量信息传输;首次在 国内实验室建立了一套基于通信的城 市轨道交通运行和控制系统仿真与测 试系统,形成了具有国际先进水平的、具有 自主知识产权的 CBIC运行控制系统;研

制开发的 CBIC 系统在大连 8 9 km线路上进行了中试试验,试验结果表明 CBIC 系统的各项功能和性能基本达到工程化的要求,具有良好的产业化推广应用前景。专家组建议:加快研究成果的转化,将自主开发的CBIC核心成果产品化、产业化,形成我国的高新技术产业链。

(马琳 供稿)

# 城市轨道交通 CBTC工程 研究中心启动建设

为充分发挥北京高校在创新型国家和创新型城市建设中的作用,进一步加强北京高等学校技术创新能力建设,加速科技成果的工程化和成熟度,提升科技成果转化和产业化步伐,北京市教委于 2009年启动了北京市高等学校工程研究中心建设工作。

北京交通大学申报建设"城市轨道 交通 CBIC系统北京市高等学校工程研 究中心",于 2009年底通过了北京市教 委组织的专家评审。该研究中心的建 设将紧密结合 CBIC系统基础研究、自 主核心技术研发、核心技术产业化以及 测试验证平台的建立,为城市轨道交通 CBIC系统提供技术开发及成果工程化 的试验、验证、检测、定标等环境条件和 必需的技术装备,最终形成城市轨道交 通 CBIC关键技术和核心技术的展示与 研究开发平台。

工程研究中心的主要研究方向有: 基于通信的 CBTC系统核心技术研究, 主要研究车地安全传输技术、列车定位 技术、安全系统设计等 CBIC 系统的核心技术;基于通信的 CBIC 系统集成方法研究,主要研究 CBIC 系统的集成方法、系统测试技术及测试平台构建、系统测试技术及测试平台构定进入及能力分析验证,主要研究国家安全标准及安全评估与证,主要研究国家安全标准及安全证为证,并是第三人称,并是第三人称,并是第三人称,并是第三人称,对完成市轨道交通系统的安全评估咨询等;城市轨道交通基础设备监测的技术和方法,构建安全检测的平台。

(冯海燕 供稿)

# 西门子无线自动列车控制系统 在广州地铁 5号线成功应用

2009年 12月,采用了西门子无线自动列车控制系统——"TrainGuard MT"系统的广州地铁 5号线正式开通运营。这是自北京地铁 10号线 (含奥运支线)项目和广州地铁 4号线项目之后,"TrainGuard MT"系统在中国的方案统具有支持混合运营模式、列车控制级别和信号机的自动切换、车载设备的前后冗余功能、W—LAN和无线加密技术等特点,是先进的CBTC解决方案之一。经过实践检验的"Trainguard MT"系统也会应用到南京、广佛、重庆、苏州等城市,开创无线移动闭塞系统的新时代。

(鲁放 供稿)