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¹ 赵 岚² 成国文³ (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 FIAC模拟计算环形 沉井基础切口处的刀脚反力。计算时,假定土体服从 MohrCoukmb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 f、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刀脚反力。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 FIAC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⁺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,duanlnd@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^[1],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^[2]。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^[3],用 Terzaghi 公式可以近似计算沉井刃脚端阻力大小^[4]。Terzaghi 公式用叠加法计算地基基础极限承载力^[5-7],有

$$\mathbf{q}_{\mathrm{r}} = \mathbf{d} \mathbf{N}_{\mathrm{e}} + \mathbf{q} \mathbf{N}_{\mathrm{q}} + 0.5 \gamma \mathbf{b} \mathbf{N}_{\gamma} \tag{1}$$

式中, N_e 、 N_q 、 N_γ 分别为承载力系数。

 N_{c} 、 N_{q} 的表达式分别由 Prandtl (1920)和 Ressner^[8-9] (1924)导出,有

$$\mathbf{N}_{\mathbf{q}} = \mathbf{e}^{\pi \tan^{\varphi}} \tan^{2} \left(\pi / 4 + \phi / 2 \right) \tag{2}$$

$$\mathbf{N}_{c} = (\mathbf{N}_{q} - 1) \cot \boldsymbol{\varphi} \tag{3}$$

 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^[11] (1993)和 Kumar^[12]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 N₂ 的值,总结得出求 N_γ的方法^[11-12],有

$$\mathbf{N}_{\mathbf{y}} \approx (\mathbf{N}_{\mathbf{q}} - 1) \tan(1.5 \varphi) \tag{5}$$

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^[13]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 q超载 q土体自重 X.形状系 数^[7] (即 F_{es} 、 F_{as} 和 F_{γ_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 φ 、剪胀角 ψ 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 m和 25.24 m,环形基础的高为 29.062 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 m,沉井底平面和立面如图 1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(a)中 A点、B点和 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

URBAN RAPID RAIL TRANSIT 89

(C)1994-2023 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

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 m×15 m,均为条 形基础宽度的 10倍。基础正下方的单元是 0.06 m× 0.06 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 1.1倍、1.1²倍、1.1³倍等,依次类



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 2.5×10^{-5} /step。模拟计算时, 限定最大不平衡力 P_A的范围为 0.01 N < P_A < 0.02 N, 各土性参数的取值分别为:重度 $\gamma = 25$ kN $/\text{m}^3$,内聚力 c= $20 \text{ kN}/\text{m}^2$,表面超载 q与下沉深度 d的关系满足 q= γ d, 12.5、25 kN /m²,其中 φ 为土的内摩擦角,其取值为 $\varphi =$ 30° (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, Y的初始应力来模拟,其中 K, 是静止土压力

系数,取值为0545(由实验室 K。固结试验得到)。土体遵循 MohrCoulamb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

$$\mathbf{Y}_{\text{force}} = \mathbf{Y}^{1,20} + \mathbf{Y}^{2,20} + \mathbf{Y}^{(3,20)} + \mathbf{Y}^{(4,20)} + \mathbf{Y}^{5,20)}$$
(6)
$$\mathbf{q}_{\text{ilt}} = \mathbf{Y}_{\text{force}} \ /0.5(\mathbf{x}_{5} + \mathbf{x}_{6})$$
(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 1.0×10⁻⁶。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。



表¹ 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)	B bton & 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	613.2	603.5
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 Prandt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 Uber 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 ForAppl 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 N₇ For rough strip footings using the method of characteristics[J]. Canadian Geotechnical Journal 2003, 40(3): 669–674.
- $\left[13\right]$ IFASCA Consulting Group FLAC Fast Lagrangian Analysis

URBAN RAPID RAIL TRANSIT 91

of continua Version 4.0 [M]. Minneapolis 2002.

[14] Berezantsev V G. Axially symmetric problems of the theory of limiting 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

Q iChunyan¹ Zhao Lan² Cheng Guowen³

(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 in termal friction angle gravity surcharge ete are synthetically considered into a single integrated problem in the computation. Compared with the results derived from theTerzaghi'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.

Keywords 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

2010年 3月 18日,"十一五"国家 科技支撑计划重点项目"新型城市轨道 交通技术"课题四"城市轨道交通运行 与控制系统研究"召开结题验收会。验 收会由住房城乡建设部建筑节能与科 技司科研开发处陈新处长主持,出席会 议的有北京市政府徐波副秘书长,北京 交通大学校长宁滨,科技部武平、金茂 菁处长,住房和城乡建设部兰荣、王英 姿处长,北京市重大项目办公室杨广武 总工程师、北京交通大学国家重点实验 室主任唐涛教授等。验收专家组由中 国工程院院士施仲衡为组长的 9名专家 及 2名经济专家组成。

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-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 CBTC系统的核 心技术;基于通信的 CBTC系统集成方 法研究,主要研究 CBTC系统的集成方 法、系统测试技术及测试平台构建、 CBTC系统设计及能力分析验证方法 等;城市轨道交通的安全评估与认证, 主要研究国家安全标准及安全评估认 证方法,着力构建适于我国城市轨道交 通系统的安全评估系统,开展第三方的 安全评估咨询等;城市轨道交通基础设 施状态安全检测,研究城市轨道交通基 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 (含奧 运支线)项目和广州地铁 4号线项目之 后,"TrainGuard MT"系统在中国的又 一次成功应用。该系统具有支持混合 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 CBIC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)