

强夯加固湿陷性黄土路基的瞬态动力数值模拟

王克忠^{1,2)} 方锐³⁾ 候岩峰⁴⁾ 蔡美峰¹⁾

1) 北京科技大学土木与环境工程学院, 北京 100083 2) 山东农业大学水利土木学院 271018;
3) 华北电力设计院, 北京 100011 4) 河北省部长高速公路筹建管理处, 邯郸 056107

摘要 用有限单元法数值计算了黄土路基单点多次夯击过程, 在算例中给出了邯长高速公路夯击过程中地基内各点的应力、位移变化规律, 并将计算结果与强夯法施工现场的测试结果作了比较. 结果表明: 模拟计算较好地反映了路基土体在强夯加固过程中的物理、力学参量的变化规律.

关键词 强夯加固; 湿陷性黄土; 数值模拟
分类号 P642.13*

强夯法加固地基的技术已在国内外的地基加固工程中得到了广泛的应用. 但到目前为止, 强夯法仍停留在经验设计阶段, 严格的强夯模型的建立和理论分析计算不多^[1-3]. 强夯的边界接触应力是强夯理论分析的重要边界条件, 也是强夯理论分析的一大难点所在. 根据实测夯锤冲击地面的应力波为单峰形的特点, 常将强夯产生的瞬态荷载简化成三角形, 峰值和夯击时间用一维非弹性模型确定. 有限元法的优点是可以方便地实现对涉及到的各类复杂地基本构模型、边界条件和复杂形体等问题进行数值分析. 强夯法加固地基的机理复杂, 影响因素很多且涉及到众多耦合和非线性问题, 因此大部分研究中都把实际问题作了简化, 其计算结果应用到工程上还有一定困难. 采用较实际的力学模型对强夯过程进行理论分析和数值模拟, 可了解和掌握湿陷性黄土在受夯击时的应力分布规律、夯后土体变形区域和大塑性变形分布范围.

1 强夯时夯锤的刚体运动特性

从高处自由下落的夯锤撞击到地表面时, 接触应力是随时间改变的, 其分布也是不均匀的. 为便于分析, 本文假设锤底应力为均匀分布, 并假定夯锤为刚体, 夯锤与地表面为光滑接触, 即

切向分力为零. 则接触瞬时夯锤的刚体运动方程为:

$$mg - F(t) = m \frac{\partial u_s(t)}{\partial t} \quad (1)$$

式中, m 为夯锤质量, $F(t)$ 为夯锤底面所受到土的反力, $u_s(t)$ 为夯锤的位移, g 为重力加速度. $F(t)$ 与夯锤和地表接触应力 $\sigma_s(t)$ 的关系为:

$$F(t) = -\pi a^2 \sigma_s(t) \quad (2)$$

式中, a 为夯锤的底面半径; $\sigma_s(t)$ 为地基表面与夯锤的接触应力, 拉应力为正, 压应力为负. 将式(2)代入式(1), 有

$$mg + \pi a^2 \sigma_s(t) = m \frac{\partial^2 u_s(t)}{\partial t^2} \quad (3)$$

利用初始条件: 当 $t=0^+$ 时, $u_s(t)=0$, $\frac{\partial u_s(t)}{\partial t} = \sqrt{2gH} = v_0$. 此式中 v_0 为夯锤自高度 H 落下与地面接触瞬间的初速度, H 为夯锤的落距. 对式(3)进行 Laplace 变换得

$$\pi a^2 \hat{\sigma}_s(q) + \frac{mg}{q} = m[q^2 \hat{u}_s(q) - v_0] \quad (4)$$

式(4)即为在域内边界接触应力与表面位移的关系式.

2 强夯土体模型

如图1强夯加固过程中夯锤对地基土体施加一个巨大的瞬时冲击力, 使土体发生一系列的物理变化, 如土体结构的破坏或液化、排水固结压密以及触变恢复^[4], 其作用结果是在一定范围内地基强度提高, 孔隙挤密. 模拟计算中采用如下假设: ①夯锤为刚体, 夯击过程中夯锤底部始终

收稿日期: 2004-05-26 修回日期: 2004-11-12
基金项目: 教育部博士点基金项目(No. 20020008021)
作者简介: 王克忠(1961—), 男, 副教授, 博士研究生

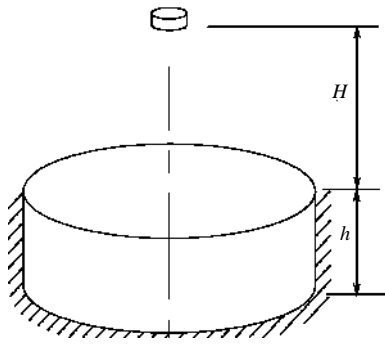


图1 强夯土体模型示意图

Fig.1 Model of dynamic consolidation loess

保持水平;②地基土为均质弹塑性介质;③土体水平和垂直方向的渗透系数不同;④夯击过程中地基处于准静态,且不考虑地基土的惯性力。

(1)边界条件. 被夯击湿陷性黄土体为圆柱形,离夯击点较远处的土体所受夯击影响忽略不计,并假定距夯击点一定距离处土柱侧面不透水且无法向位移,顶部夯击区外是自由表面,则边界条件为:

$$\text{土体底部 } z=0 \text{ 处, } w=0, F_R=0, v_z=0 \quad (5)$$

$$\text{侧面 } r=R, w=0, F_z=0, v_r=0 \quad (6)$$

$$\text{顶面 } z=h \text{ 非夯击区, } F_R=0, F_z=0, p=0 \quad (7)$$

$$\text{顶面 } z=h \text{ 夯击区, } v_z=0 \quad (8)$$

式中, w 为点的竖向位移, p 为边界上的给定荷载, v_z 为孔隙水渗流速度, F_R 为夯锤侧面土体环向应力, F_z 为夯锤底侧土体垂向应力,

(1)实常数选择. 强夯法有效加固深度随夯击能量的变化而改变^[5], 夯击能愈大, 有效加固深度也愈大. 考虑到圆柱土体的实际变形和应力变化沿垂向逐渐变小的趋势, 取模型计算参量 $H=12 \text{ m}$, 夯锤半径 $R=1.5 \text{ m}$, 实际夯锤重量 $W=mg=2000 \text{ kN}$, 实验段土的密实度 $\rho=1.526 \times 10^3 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, 土体弹性模量按下式计算^[6]

$$E = \left(1 - \frac{2\mu^2}{1-\mu} \right) E_p \quad (9)$$

式中, E_p 为压缩模量; μ 为泊松比, 取 0.3^[6]. 加荷过程(拟静力法)据动量定理计算接触应力, 再根据接触应力得到接触压力, 取夯锤为研究对象, 考虑冲击前瞬时夯锤的速度为 $v_0 = \sqrt{2gH}$ (H 为夯锤落距)和相互作用结束瞬间夯锤的速度 v_1 , 设锤土接触面的最大应力为 σ_{\max} , 接触时间为 Δt . 文献[8]从动量定理推出了接触面应力的峰值 σ_{\max} 和平均值 $\bar{\sigma}$ 公式^[7,8]:

$$\sigma_{\max} = 2\bar{\sigma} = \frac{2W}{S} \left(1 + \sqrt{\frac{2H}{g} \frac{1}{\Delta t}} \right) \quad (10)$$

式中, W 为夯锤的重量, S 为夯锤的底面积, m 为

夯锤的质量. 接触时间 Δt 可由下式得到, 如果忽略夯击时的夯能损失, 则有:

$$\Delta t \approx \sqrt{\frac{2L}{g}} \quad (11)$$

式中, L 为单击时的夯沉量. 由此便可求得 F_{\max} 或 \bar{F} . 进而可以得到接触压力 N . 根据以上公式及本工程参数可以求得从夯锤与地面接触到夯锤入土静止所要时间 $\Delta t = 0.085 \text{ s}$.

3 模型求解

(1)单元划分. 强夯过程模拟中, 夯坑周边土体单元将形成较大的变形破坏范围, 特别是由于夯锤的冲剪作用, 夯坑侧壁附近上将形成一剪切滑移带, 若不采用特殊处理, 将很容易出现网格畸变^[7]而导致计算过程中网格失稳, 采用三角形格元和重分技术都不能完全保证计算的顺利进行. 文献[10]中介绍: 在 1986 年版的 EPIC 编程程序以及 Kimsey 和 Zukas 的文章中引入了侵蚀元 (Erosion) 的概念, 当某一单元的等效塑性应变达到某一指定的临界值时, 便认为该单元完全破坏, 丧失抵抗变形的能力, 在单元节点上只保留该单元的质量, 并在体力作用下运动. 引入侵蚀元, 采用矩形格元分析强夯夯击过程, 可以很好地消除单元网格畸变的影响, 模拟分析较大的夯沉量. 该土体模型网格为矩形, 边长为 0.5 m, 整个模型横向分 60 个单元, 竖向 24 个单元, 共 1440 个矩形单元. 采用 Drucker-Prager 准则^[9], 该准则由 Mohr-Coulomb 准则和 Mises 准则扩展和推广而来, 具有简单实用、参数少的优点.

(2)模型本构方程.

$$\{d\sigma\} = [D_{ep}]\{d\varepsilon\} \quad (12)$$

式中, $\{d\sigma\}$ 为应力增量列阵; $\{d\varepsilon\}$ 为应变增量列阵; $[D_{ep}]$ 为弹塑性矩阵.

动力平衡方程是把土体作为连续介质, 不考虑孔隙水与土骨架之间的相对运动, 考虑阻尼的影响, 则土体质点的运动方程为:

$$[M]\{\ddot{u}\} + [c]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{R\} \quad (13)$$

式中, $[M]$ 为集中质量矩阵, $\{\ddot{u}\}$ 为质点加速度列阵, $[c]$ 为阻尼矩阵, $\{\dot{u}\}$ 为质点速度列阵, $[K]$ 为刚度矩阵, $\{u\}$ 为质点位移列阵, $\{R\}$ 为质点荷载列阵.

4 模拟结果及分析

采用有限元软件对上述建立的二维数值模

拟计算,模拟方案采用单点夯击,得到夯击竖向位移分布图、弹性及塑性变形区以及应力分布图,这些图形能够反映土体夯击后的各项力学指标变化状况及强夯效果,以下从单点夯击后的沉降值、应力分布及塑性区分布情况进行分析。

(1)夯点土沉降量分析.单点夯沉量是判断强夯有效加固深度的重要参数,又是确定夯击次数的依据.工程实践和理论分析表明,随夯击数增加,土体密实度增加、孔隙度减小、土体被压实,所以单点夯沉量随着夯击次数的增加逐渐减小,如图2所示.工程上确定夯击次数的标准为最后两击夯沉量不大于20mm,同时考虑夯坑周围不发生过大隆起.强夯时孔隙水压力是影响夯沉量的主要因素之一,图3为强夯后土体的实测孔隙水压力变化曲线。

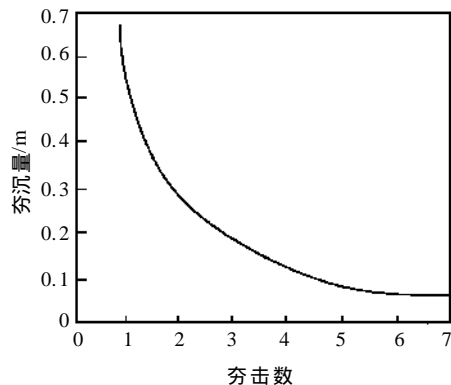


图2 单点夯沉量与夯击次数关系曲线

Fig.2 Relation of displacement with ramming times

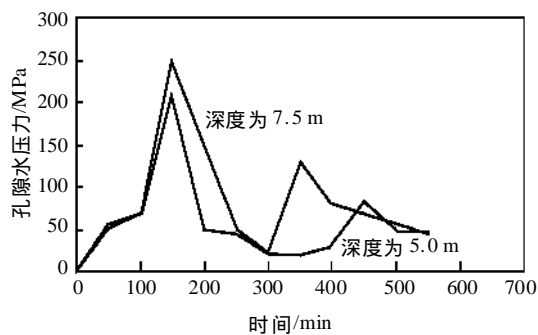


图3 强夯后孔隙水压力的变化曲线

Fig.3 Relationship between the pressure of pore water and time in dynamic consolidation

由图2可见,单击夯沉量随夯击次数的增加而减小,在第5次夯击之后,单击夯沉量趋于平稳,第7次夯击时单击夯沉量为0.049m.图4为单点6击时的夯点竖向位移模拟图。

(2)最大主应力分析.最大主压应力随着深度增加而逐渐减弱,其最大值出现在夯锤与土体接触面上.最大主应力随着夯击次数的变化而变化,夯击次数越多,最大主应力影响范围越大,

图5为6击时的最大主应力分布图.随着夯击次数的增加,影响范围逐渐扩大,到7击时夯锤下8m处最大主应力为0.48MPa,土体在此深度以上受到强夯的极大影响,土体强度提高很大.对一系列的夯击图分析,强夯过程中夯坑侧壁土体出现拉应力,而且随着夯击次数的增加有增长的趋势;但在第6夯时,开始有所回落,说明最佳夯击次数在6次左右.最大主应力变化情况在一定程度上可以反映土体的强夯效果.应用三维有限单元法对强夯土体进行瞬态动力学数值模拟,得到了土体模型在冲击力下最大主应力的分布情况及变化规律.图5所示应力分布从内向外呈递减趋势。

(3)塑性形变区分析.图6为单点多次夯击的塑性区分布图,土体模型的塑性形变区随夯击数

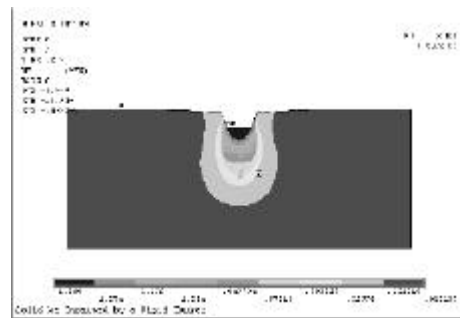


图4 6击土体竖向位移示意图

Fig.4 Distribution of displacement after the sixth ramming

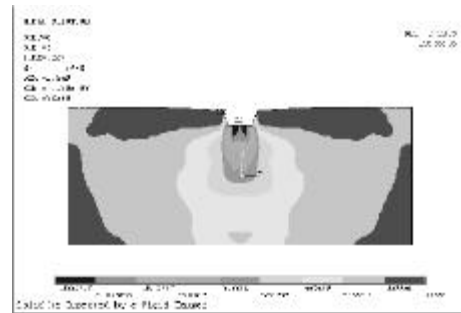


图5 单点6击土体最大主应力分布图

Fig.5 Distribution of maximal stress after the sixth ramming

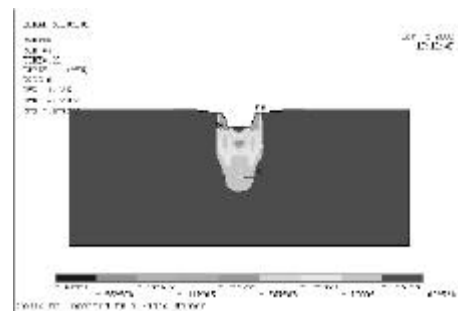


图6 单点5击土体塑性形变分布图

Fig.6 Distribution of plastic deformation after the fifth ramming

不断扩大,开始几击增大趋势明显,第5击之后变化不大,土体塑性形变区趋于稳定.

5 结论

(1)土体中的竖向位移主要发生在夯锤正下方一定范围内,且随深度衰减较快,特别是后面几击,土体位移主要发生在土体上部.

(2)强夯法瞬态动力学数值模拟结果证明:强夯法处理地基存在最佳夯击次数,在此夯击次数范围内,土体加固范围随着夯击次数的增加而增加;多余的夯击对土体加固效果影响不大,对工程没有实际意义.

(3)夯间土加固是相邻夯击对土体的侧向挤密,夯间土范围内土体加固强度较夯点土体的加固强度要小的多,因此点夯后采用满夯是必要的.

参 考 文 献

- [1] Menard L, Borioise Y. Theoretical and practical aspects of dynamic consolidation of civil engineers. *Geotechnique*, 1975, 25 (1): 3
- [2] Fang H Y, Ellis G W. Laboratory study of ground response to dynamic densification. *Frity Eng Lab Rep*, 1983(3): 462
- [3] 张永钧, 杨广鉴, 蔡梓林. 强夯法处理可液化地基的试验研究. 北京: 中国建筑科学研究院, 1984
- [4] 钱家欢, 钱学德, 赵维炳, 等. 动力固结的理论与实践. *岩土工程学报*, 1986, 8(6): 1
- [5] 刘惠珊, 饶志华. 强夯置换的设计方法与参数. *地基基础工程*, 1996(3): 46
- [6] 曾庆军, 李茂荣, 李大勇. 强夯置换深度的估算. *岩土工程学报*, 2002, 23(5): 608
- [7] 陈洁, 李尧臣, 周顺华. 强夯, 强夯加固地基的数值模拟. *岩土工程学报*, 2000, 21(12): 1
- [8] 郭见扬. 强夯夯锤的冲击力问题. *土工基础*, 1996, 10(2): 36
- [9] 龚晓楠. 高等土力学. 江西: 浙江大学出版社, 1999. 71
- [10] Durbin F. Numerical inversion of Laplace transforms. *Comput J*, 1974, 17(4): 371

Numerical simulation of collapsible loess foundation reinforced by dynamic consolidation technique

WANG Kezhong^{1,2)}, FANG Rui³⁾, HOU Yanfeng⁴⁾, CAI Meifeng¹⁾

1) Civil and Environmental Engineering School, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

2) College of Hydraulic and Civil Engineering, Shandong Agricultural University, Taian 271018, China

3) North China Electric Power Design Institute, Beijing 100011, China

4) The Administration and Construction Department of Han-chang Expressway, Handani 056107, China

ABSTRACT The single-point ramming process of loess road foundation was simulated by the finite element method. The distributions of stress, displacement and pressure in the foundation during dynamic consolidation were provided with a sample of Han-Chang Expressway. Computational results were compared with the measured data at the consolidation site. It is shown that the numerical simulation can exactly reveal the change of physical and mechanical parameters of the collapsible loess foundation during dynamic consolidation.

KEY WORDS dynamic consolidation; collapsible loess; numerical modeling