

文章编号: 1000-7598-(2008)11-3119-05

夯击方式对强夯加固效果的影响

田 水¹, 王 钊²

(1. 武汉理工大学 土木工程与建筑学院, 武汉 430070; 2. 武汉大学 土木建筑工程学院, 武汉 430072)

摘 要: 工程实践表明,“重锤低落距”和“轻锤高落距”的作用效果有较大差别。在考虑材料非线性、几何非线性、接触非线性、运动非线性以及它们之间相互耦合特性的基础上,利用显式瞬态非线性有限元分析技术分析了强夯夯锤对地基土的冲击碰撞过程,得到了土体的运动轨迹、夯锤与土体之间的最大撞击力、撞击持续时间、夯沉等结果,分析了不同夯击方式下的能量利用效率及土的物理力学指标对夯击方式的敏感性,结果表明“重锤低落距”优于“轻锤高落距”这一结论是有条件的。

关 键 词: 强夯; 有限元法; 大变形; 动量

中图分类号: TU 443

文献标识码: A

Effect of impact mode on treatment effect of dynamic compaction

TIAN Shui¹, WANG Zhao²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China;

2. School of Civil and Architectural Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China)

Abstract: The practices show that “heavy hammer and low fall” and “light hammer and high fall” give different treatment effects. Considering material nonlinearity, geometric nonlinearity, contact nonlinearity, movement nonlinearity and coupling characters of them etc., large deformation dynamic nonlinear FEM based on explicit time integration is applied to simulating the impact process of dynamic compaction. The trace of soil, maximum collision force, collision duration have been obtained at the same single blow energy but with different combination of height and hammer weight. From the analysis, the efficiency coefficient and the influencing degrees of these soil parameters on the treatment effect are obtained. The results show the conclusion of “heavy hammer and low fall is superior to light hammer and high fall” is conditioned.

Key words: dynamic compaction; finite element method; large deformation; momentum

1 引 言

强夯法自从创设以来得到了广泛应用,并取得了良好的效果,是“一种经济而简便的地基加固方法”^[1]。强夯法经过几十年的应用和发展,已成功地应用于加固碎石土、砂土、低饱和度粉土和黏性土、湿陷性黄土、杂填土、素填土、工业废渣等各类地基土^[2-3]。

强夯过程是一种复杂的非线性动态响应过程,具有非常明显的动力特性,由于强夯加固机制与土体本身的复杂性,强夯加固效果的评价、加固设计参数的取值、夯点的合理布置等问题,至今仍然未

得到完全解决^[4]。

现有的强夯分析、设计方法主要是依据能量进行评判,但工程测试表明,在相同的夯击能量下,采用不同的夯击方式其作用效果有较大的差别,工程实践也表明,“重锤低落距”和“轻锤高落距”的作用效果有较大差别^[5-7]。

为了研究夯击方式对强夯加固效果的影响,本文采用动力显式非线性有限元方法对强夯过程进行分析,得到了不同夯击方式下夯锤与土体的撞击力、撞击持续时间以及土体物理力学参数对夯沉的影响等方面的结果,研究了夯击方式对强夯加固效果的影响及土性参数的敏感性。

收稿日期: 2007-01-25

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (No.50279036)。

作者简介: 田水,男,1968年生,副教授,博士,主要从事特殊土与非饱和土方面的研究。E-mail: tshuiwh@yahoo.com.cn

2 基本理论

2.1 运动方程

强夯过程属于大变形动力问题,在强夯夯锤的动态冲击作用下,在各个离散的时间点上运动方程可写为^[8]

$$[m]\ddot{\mathbf{x}}_i + [c]_i \dot{\mathbf{x}}_i + [k]_i \mathbf{x}_i = \mathbf{P}_i \quad (1)$$

式中: m 为质量; $[c]_i$ 、 $[k]_i$ 分别为时间点 t_i 上的切线阻尼和切线刚度; $\mathbf{P}_i$ 为时间点 t_i 上的外力向量; $\mathbf{x}_i$ 、 $\dot{\mathbf{x}}_i$ 、 $\ddot{\mathbf{x}}_i$ 分别为时间点 t_i 上的位移矢量、速度矢量和加速度矢量。

2.2 土体的本构关系

在强夯夯锤的动态冲击作用下土体呈现出明显的非线性反应。由于土体数值模拟中广泛采用的 Drucker-Prager 模型简单实用、参数少且较为成熟,故分析时土体的本构模型采用 Drucker-Prager 理想弹塑性本构关系。

2.3 人工体积黏性^[9]

强夯夯锤冲击过程中,突加的荷载在土体内部形成压力、密度、质点加速度和能量的强间断,这种强间断将会引起数值振荡和计算失稳,造成动力学微分方程组的数值求解困难。本文采用增设人工体积黏性项的方法消除这种数值振荡,通过在压力项中加入一个人工体积黏性 q ,使应力波的强间断模糊成在狭窄区域急剧但连续的变化。该方法能有效地消除数值振荡及其导致的计算失稳。人工体积黏性由应变率张量的迹 $|\dot{\epsilon}_{kk}|$ 的线性项和 2 次项组成:

$$q = \begin{cases} c_1 a \rho l |\dot{\epsilon}_{kk}| + c_2 \rho l^2 |\dot{\epsilon}_{kk}|^2, & \dot{\epsilon}_{kk} < 0 \\ 0, & \dot{\epsilon}_{kk} \geq 0 \end{cases} \quad (2)$$

式中: c_1 和 c_2 为无量纲常数; a 为单元局部声速; E 为弹性模量; μ 为泊松比; ρ 为当前质量密度; l 为单元特征长度; 应变率张量的迹 $|\dot{\epsilon}_{kk}| = |\dot{\epsilon}_{11} + \dot{\epsilon}_{22} + \dot{\epsilon}_{33}| = |\dot{\epsilon}_v|$, $\dot{\epsilon}_v$ 为材料的体积应变率。

3 计算模型

在建立强夯夯击的非线性有限元模型时假定:

(1) 不考虑夯锤的变形,采用刚体模拟夯锤;(2) 不考虑夯锤夯击土体时 5 倍夯锤直径外土体的动力响应对能量吸收、转换的影响^[10]。在以上假设的基础上对强夯的动力性能进行分析。

由于对称性,有限元模型仅取 1/4。土体的两对称界面按对称条件约束水平位移和相应的转角。为反映半无限土体,外边界采用无反射边界以消除边界面的波反射。采用对称罚函数法计算夯锤与土体之间的接触力。

有限元计算网格采用修正的拉格朗日网格。土体、夯锤均采用块单元。有限元计算中采用重 20 kg,锤底面积为 3.87 m² 的夯锤。土体的物理力学指标见表 1。

表 1 土性参数

Table 1 Parameters of soil

重度 (kN·m ⁻³)	弹性模量 /MPa	黏聚力 /kPa	内摩擦角 /(°)	泊松比
18.0	20.00	50	20	0.36

4 计算结果及其分析

强夯时下落的夯锤具有冲量和动量,从动量公式可以看出,改变锤重和落距时会产生不同的动量和冲量。设计、施工时夯击功能的选择就是要根据土的物理力学性能及施工机械等对锤重、落距进行合理配套。

笔者分别对不同的落高和锤重组合成相同能级、不同动量的强夯进行计算分析。计算分析采用单次夯击能为 1 000 kN·m,夯击次数为 1 次,夯锤重量与落距的组合分别为 200 kN×5 m, 150 kN×6.667 m, 100 kN×10 m, 80 kN×12.5 m 等 4 种。由于工程中常采用夯沉量控制质量,故本文亦采用夯沉量来表述强夯的加固效果。

4.1 土体运动轨迹

由强夯产生的冲击波有压缩波(P波)、剪切波(S波)和瑞利波(R波)之分,各种波在土体加固中的作用不同。强夯时不同部位的土体受到的冲击波作用不仅大小不同,P波、S波和R波的比例也不相同,因此不同部位土体的运动轨迹亦各不相同。图 1 为在落距为 5 m,夯锤重量为 200 kN 的夯锤作用下土体的运动轨迹。由图可见,土体的不同部位不仅位移大小不同,其运动轨迹也是不相同的,对称轴下的土体仅作垂向运动,夯锤半径外的地表土体的运动轨迹为“8”字形,夯锤半径外的地下土体的运动轨迹基本为“0”字形。由图可见,土体先向斜下方运动,然后先横行弹性回缩,横行弹性回缩的同时土体仍然向下运动,最后竖向弹性回缩。

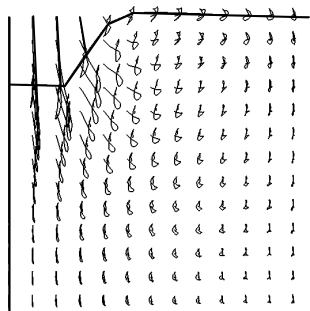


图 1 土体运动轨迹

Fig.1 Trace of nodes

4.2 夯锤冲击力与撞击持续时间

图 2 为夯锤冲击力时程曲线。由图可看出，在强夯过程中夯锤和土体之间的撞击力无明显的跳跃现象，夯锤冲击力时程曲线为单峰型。

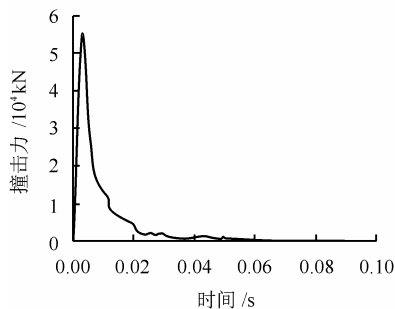


图 2 夯锤冲击力的时程曲线

Fig.2 Process curve of collision force of hammer

在相同能级下不同的夯击方式对应着不同的夯锤动量。由表 2 可知，“重锤低落距”对应的夯锤动量大于“轻锤高落距”对应的夯锤动量。表 2 同时列出了不同夯击方式下强夯在夯击过程中夯锤与土体间的最大撞击力及撞击持续时间，可见夯锤撞击力的变化幅度非常大，且随着动量的增大而减小，撞击持续时间随着动量的增大而增大，其变化幅度比较小。

表 2 最大撞击力与撞击持续时间

Table 2 Maximum collision force and collision duration

夯锤重量 /kN	落距 /m	动量 /(kg·m·s ⁻¹)	最大撞击力 /kN	撞击持续时间 /s	夯沉 /m
200	5.000	200 000	56 921	0.082 1	0.065
150	6.667	173 205	58 378	0.079 5	0.059
100	10.000	141 420	69 425	0.069 6	0.052
80	12.500	126 488	75 778	0.065 2	0.055

表 2 中不同动量的最大撞击力与动量的关系如图 3 所示。由图可见，若保持夯击能级不变（1 000 kN·m），最大撞击力的变化幅度与撞击持续时间的变化幅度均随着动量的增大而减小。

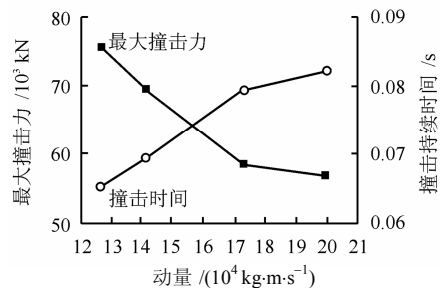


图 3 最大撞击力、夯击持续时间与夯锤动量的关系

Fig.3 Relationship between maximum collision force, collision duration and momentum of hammer

表 2 中不同动量的夯锤作用下夯坑深度与夯锤动量的关系如图 4 所示。由图可见，夯坑深度并非随夯锤动量而单调增加，而是先降低，然后再增加，在动量等于 $14 \times 10^4 \text{ kg·m/s}$ 时有一拐点，这一现象目前尚未有相关报道，为何出现这种情况，有待进一步地研究。

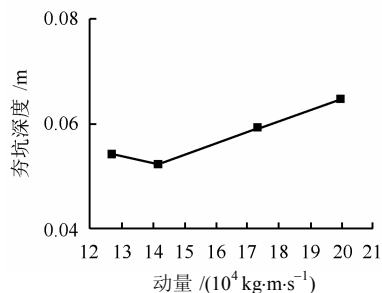


图 4 夯坑深度与夯锤动量的关系

Fig.4 Relationship between crater depth and momentum of hammer

4.3 能量利用效率

强夯法是在极短的时间内对地基土施加一个巨大的冲击能，其加载历时很短，夯击能主要以振动波的形式在地基土内传播，一部分使土体颗粒更加紧密，另一部分则消耗于摩擦热、空气中传播的声波及锤底气流阻力等，并非所有的振动波能量都真正起到了加固作用，故有必要分析夯击能量中起加固作用的能量占总能量的百分比，即有效比例，这种比例可用效率系数 n 表示：

$$n = \frac{\int Fds}{Mgh} \quad (3)$$

式中：分子为撞击力与力的作用距离的乘积，即撞击力作的功，分母为夯击前夯锤的势能，即夯击能级。

图 5 为效率系数与夯锤动量的关系曲线。由图可见，随着夯锤动量的增大，夯击能量的效率系数

亦明显增大,这表明采用“重锤低落距”的加固效率大于“轻锤高落距”,这与工程实践的认识是一致的。

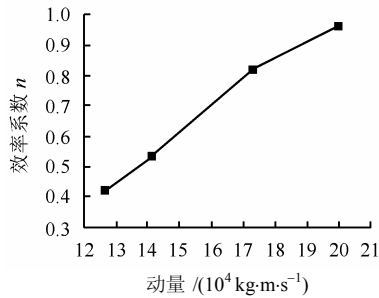


图5 效率系数与夯锤动量的关系

Fig.5 Relationship between efficiency coefficient and momentum of hammer

4.4 土体物理力学指标对夯坑深度的影响

在表1基础上依次改变土体的各个指标参数以研究土的物理力学指标对夯坑深度的影响。

(1) 重度

图6为不同土体重度下夯坑深度随动量的变化关系曲线。从图中可以看出,不同重度的土体在强夯夯锤作用下夯坑深度与夯锤动量的关系曲线形状基本一致,在动量小于 $14 \times 10^4 \text{ kg}\cdot\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 时,夯坑深度随着动量的增大而减小;当动量大于 $14 \times 10^4 \text{ kg}\cdot\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 时,夯坑深度随着动量的增大而增大。这表明“重锤低落距的加固效果优于轻锤高落距”这一结论是有条件的。

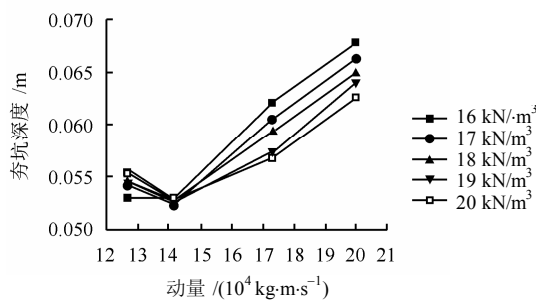


图6 不同重度夯坑深度与夯锤动量的关系

Fig.6 Relationship between crater depth and momentum of hammer in different densities

(2) 弹性模量

图7为不同土体弹性模量下夯坑深度随动量的变化关系曲线。从图中可以看出,弹性模量较大的土体对动量的变化比较敏感,而弹性模量较小的土体对动量的变化并不敏感。在夯锤作用下夯坑深度与夯锤动量的关系曲线同样在动量等于 $14 \times 10^4 \text{ kg}\cdot\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 时为一拐点。

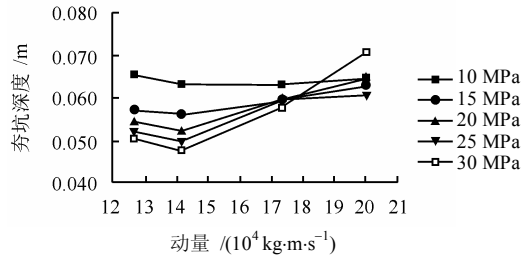


图7 不同弹性模量夯坑深度与夯锤动量的关系

Fig.7 Relationship between crater depth and momentum of hammer in different elastic modulus

(3) 黏聚力

图8为不同土体黏聚力下夯坑深度随动量的变化关系曲线。由图可见,黏聚力较小的土体对动量的变化比较敏感,而弹性模量较小的土体对动量的变化并不敏感;当黏聚力等于 90 kPa 时夯坑深度基本不随动量的变化而变化。

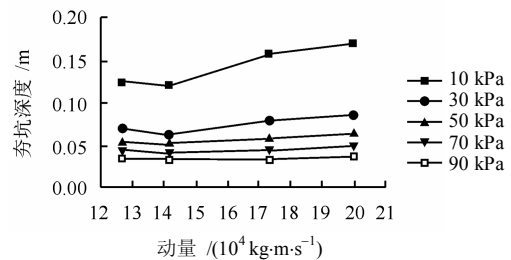


图8 不同黏聚力夯坑深度与夯锤动量的关系

Fig.8 Relationship between crater depth and momentum of hammer in different cohesions

(4) 内摩擦角

图9为不同土体内摩擦角下夯坑深度随动量的变化关系曲线。从图中可以看出,不同弹性模量的几条曲线形状基本相同;内摩擦角小时夯坑深度大,内摩擦角大时夯坑深度小;随着内摩擦角的增大,不同内摩擦角下夯坑深度的差距在逐渐减小。图形同时表明,内摩擦角较小的土体对动量的变化比较敏感,而弹性模量较大的土体对动量的变化不敏感。

(5) 泊松比

图10为不同土体泊松比下夯坑深度随动量的变化关系曲线。从图中可以看出,具有不同泊松比的土体在强夯作用下夯坑深度与动量关系曲线的形状是不一样的,具有较大泊松比的土体随着动量的增大夯坑深度先降低,然后再增大,而泊松比较小的土体随着动量的增大夯坑深度是单调增大的。

采用本文的计算方法看同时求出接触力的时程

关系、夯击效率系数和土体力学指标对夯坑深度的影响。

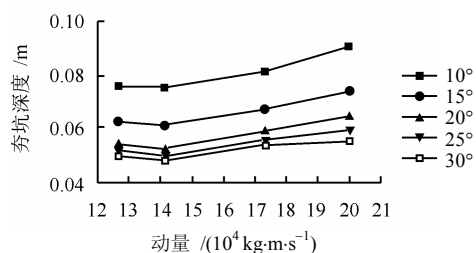


图 9 不同摩擦角夯坑深度与夯锤动量的关系

Fig.9 Relationship between crater depth and momentum of hammer in different friction angles

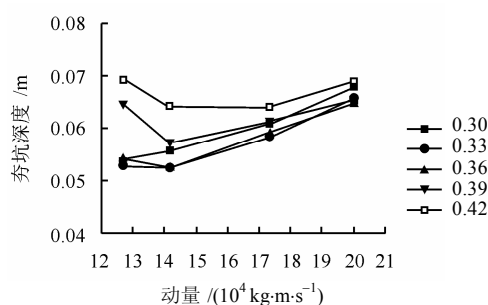


图 10 不同泊松比夯坑深度与夯锤动量的关系

Fig.10 Relationship between crater depth and momentum of hammer in different Poisson's ratios

5 结 语

本文应用数值分析方法研究了相同能级下、不同夯击方式对强夯加固效果的影响, 计算分析表明:

(1) 虽然接触土体前“重锤低落距”的夯锤速度小于“轻锤高落距”的夯锤速度, 但由于夯锤较重, 夯锤夯击过程中减速较慢, “重锤低落距”的夯锤动量大, 夯锤与土体作用时间长。最大接触力主要受落距控制, 虽然“重锤低落距”的夯锤较重, 但它的最大接触力相对较小。

(2) “重锤低落距”的能量利用效率大于“轻锤高落距”的能量利用效率。

(3) 内摩擦角和黏聚力较大, 弹性模量较小的土对动量的变化不敏感;

(4) 总体来讲, 同等能级条件下“重锤低落距”的夯坑深度将大于“轻锤高落距”。从能量利用效率这一指标来看, “重锤低落距”的加固效果优于“轻锤高落距”。从夯坑深度这一指标来看, “重锤低落距”的加固效果优于“轻锤高落距”这一结论是有条件的。在密度、弹性模量及泊松比不变情况下, 夯坑深度并非随着动量的增大而单调增大, 实际应

用时应结合工程中土体的物理力学性能和施工能力综合考虑。

参 考 文 献

- [1] 潘千里. 国外一种新的地基加固方法——强夯法[J]. 建筑结构, 1978, (6): 7—11.
PAN Qian-li. A new reinforcing foundation method abroad dynamic consolidation[J]. **Building Structure**, 1978, (6): 7—11.
- [2] 汤定一. 强夯技术加固机理与质量检测研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2002.
- [3] 闵卫鲸. 强夯法改善高填方地基力学性能的机理研究及工程实践[D]. 成都: 西南交通大学, 2000.
- [4] 孔令伟, 袁建新. 强夯时地基土的应力场分布特征及应用[J]. 岩土力学, 1999, 20(3): 13—23.
KONG Ling-wei, YUAN Jian-xin. Stress field distribution characteristics of foundation during dynamic consolidation and its application[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 1999, 20(3): 13—23.
- [5] 和世明, 王永秀. 强夯法施工锤重参数的合理选用[J]. 山西交通科技, 2005, 10: 44—46.
HE Shi-ming, WANG Yong-xiu. The reasonable choice of tension weight parameter for dynamic consolidation construction[J]. **Shanxi Science & Technology of Communications**, 2005, 10: 44—46.
- [6] 李天光. 重锤低落距与轻锤高落距强夯法加固湿陷性地基效果对比[J]. 工程勘察, 1995, (2): 14—17.
LI Tian-guang. The comparison for the treatment effects of collapse loess using heavy hammer and low fall and light hamper and high fall dynamic compaction construction method[J]. **Geotechnical Investigation and Surveying**, 1995, (2): 14—17.
- [7] 徐万金. 重锤低落与轻锤高落强夯法加固地基效果比较[J]. 山西建筑, 2003, 9(12): 40—41.
XU Wan-ji. The comparison for the treatment effects of collapse loess using heavy hammer and low fall and light hammer and high fall dynamic consolidation construction method[J]. **Shanxi Architecture**, 2003, 9(12): 40—41.
- [8] 朱伯芳. 有限单元法原理与应用[M]. 北京: 水利电力出版社, 1998: 424—474.
- [9] HALLQUIST J O. Theoretical Manual for DYNA3D[M]. [S. l.]: Livermore Software Technology Co, 1998.
- [10] 田水, 王钊. 强夯动力性能的显式非线性数值分析[J]. 岩土力学, 2008, 29(6): 1580—1584.
TIAN Shui, WANG Zhao. Explicit nonlinear numerical analysis of dynamical performance of dynamic compaction [J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2008, 29(6): 1580—1584.