

文章编号 :1000-6869(2003)05-0092-06

湿陷性黄土在强夯作用下的非完全弹性碰撞 与冲击应力解析

水伟厚¹, 高广运¹, 吴延炜², 王亚凌²

(1 同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092; 2 中化岩土工程有限公司, 北京 102600)

摘要:在考虑夯锤自重的基础上,结合动力基础半空间理论,并基于夯锤与土体的非完全弹性碰撞,导出了强夯夯锤位移、速度、加速度和锤底冲击应力时程关系等一系列解析式。同时利用工程实测数据,对湿陷性黄土地基上夯锤与土体的共同作用进行了研究。研究表明,恢复系数影响夯锤的冲击速度,冲击速度显著影响强夯的冲击应力。

关键词:湿陷性黄土;强夯;非完全弹性碰撞;冲击应力;恢复系数

中图分类号:TU431 文献标识码:A

Non-perfect elastic collision and impact stress analysis during dynamic compaction on collapsible loess

SHUI Weihou¹, GAO Guangyun¹, WU Yanwei², WANG Yaling²

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. China Zhonghua Geotechnical Engineering Co. Ltd., Beijing 102600, China)

Abstract: Based on considering the tamper weight itself and the non-perfect elastic collision of the tamper and ground in dynamic compaction (DC), series solutions of the displacement, velocity, acceleration and impact stress were derived by use of the half space theory. Moreover, the interaction of the tamper and ground was studied by comparing the calculated values with experimental data obtained on the collapsible loess site. It is shown that the coefficient of restitution affects the impact velocity of tamper and impact velocity affects the impact stress apparently.

Keywords: collapsible loess; dynamic compaction (DC); non-perfect elastic collision; impact stress; coefficient of restitution

1 前言

强夯法是工艺经验上相对成熟,理论研究还很不完善的一种经济高效的地基处理方法,其加固机理与夯实效果等的理论研究还处于不成熟阶段^[1]。毫无疑问,强夯冲击应力的研究是强夯理论研究中的根本问题。

国内外许多学者通过实践和理论两个方面对强夯冲击产生的地基动力反应进行了研究^[2-8]。Brandl (1980)根据实测的动应力波形拟合了不同深度处的动应力峰值沿水平方向的变化规律^[2];裘以惠等(1984)现场测定了黄土在强夯时的锤底和深层土中的动应力^[3];

Mayne 等(1984)总结了 10 余次工程中实测的地面峰值速度 V_{\max} ^[4];Rollin (1998)给出了湿陷性土中强夯时的最大峰值速度与夯击能和距离的经验关系^[5]。理论方面 Scott 等(1975)用集总参数法求解了弹性介质的土锤接触面应力公式^[6];钱家欢等(1986)用室内动力固结仪和边界元法求解了强夯后土中的应力、变形等^[7];Jessberger 等(1981)根据牛顿第二定律和室内动力固结试验成果提出接触面应力公式^[8],但将冲击过程中的夯锤与土体的碰撞简化为绝对非弹性碰撞,不符合实际情况,也没有考虑参振土体对夯锤速度和冲击应力的影响。基于此,本文按非完全弹性碰撞理论,解析了强夯作用下的冲击应力。

2 夯锤与土体的非完全弹性碰撞

质量为 m_1 的物体向质量为 m_2 的物体碰撞(见图 1),两物体的运动轨迹在同一条直线上。 m_1 和 m_2 两

基金项目:上海市重点学科资助。

作者简介:水伟厚(1976-)男,河南三门峡人,博士研究生。

收稿日期:2003年5月

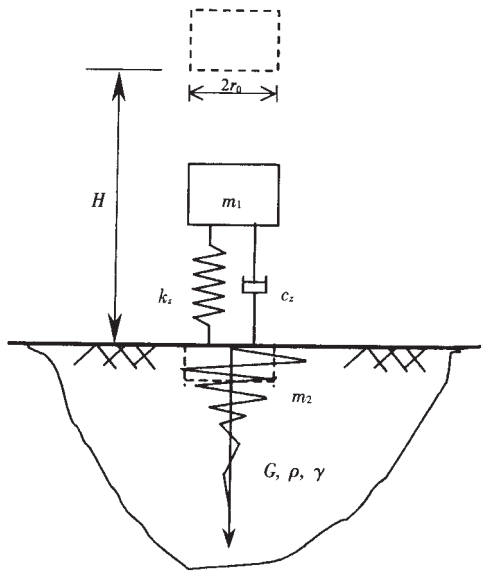


图1 强夯等效作用体系

Fig. 1 Equivalent system of DC impact

物体接触前(瞬间)两质心的速度分别为 v_{11} 和 v_{21} , 碰撞接触后(瞬间)速度分别为 v_{12} 和 v_{22} 。按物理学中碰撞课题,对 $m_1 m_2$ 这个系统由动量守恒有

$$m_1 v_{11} + m_2 v_{21} = m_1 v_{12} + m_2 v_{22} \quad (1)$$

其速度变化关系式为

$$R_c = \frac{v_{22} - v_{12}}{v_{11} - v_{21}} \quad (2)$$

式中, R_c 为恢复系数。

$R_c = 1$ 时为理想情况,物体在碰撞结束时,变形完全恢复,动能没有损失,这种碰撞称为完全弹性碰撞。

$R_c = 0$ 时是极限情况,在碰撞结束时,物体的变形丝毫没有恢复,这种碰撞称为完全非弹性碰撞或塑性碰撞。

$0 < R_c < 1$ 为非完全弹性碰撞,情况界于上述二者之间,变形部分恢复,动量守恒,动能不守恒(由于塑性变形、机械摩擦、空气阻力和发热发声等作用引起的能量损耗)。

$R_c < 0$ 或 $R_c > 1$ 时有其它作用引起的能量转化。联立(1) (2)式解得

$$v_{12} = v_{11} - (1 + R_c) \frac{m_2}{m_1 + m_2} (v_{11} - v_{21}) \quad (3)$$

由夯锤振动系统的 $v_{11} = \sqrt{2gH}$, $v_{21} = 0$, 得

$$v_{12} = \frac{m_1 - R_c m_2}{m_1 + m_2} \cdot v_{11} \quad (4)$$

夯锤对土体的恢复系数 R_c 和参振土体质量 m_2 是影响夯锤速度变化的两个主要因素。恢复系数 R_c 介于 0 和 1 之间,且与土的类型、密实度、含水量等因素有关。由现场观测,可假定参振土体 m_2 是与夯锤同底面积、高度依土的类型、密实度、含水量等因素而在 0~1 倍锤高范围内变化的圆柱体的质量,它是反映夯锤与土体共同作用关系的重要因素之一。一般情况下(见图 2),土体越密实,重度越大,恢复系数越大,参振土体的体积越小,形变过程初速度 v_{12} 越大,反之亦然。当 $R_c = 0.1 \sim 0.3$ 时, $v_{12}/v_{11} \approx 0.83$; 当 $R_c > 0.3$ 时 v_{12}/v_{11} 随 R_c 的增大而迅速增大。

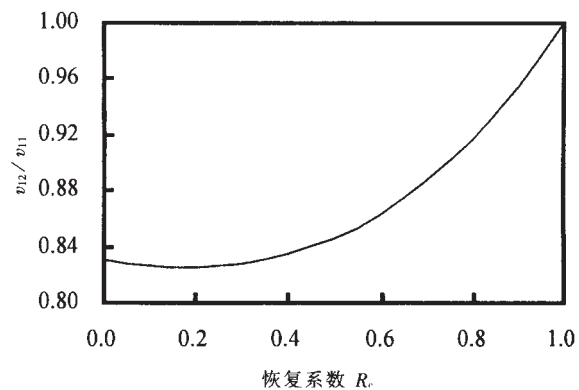


图2 恢复系数 R_c 与 v_{12}/v_{11}

Fig. 2 Relationship between restitution coefficient R_c and v_{12}/v_{11}

恢复系数随土体密实度的增大而增大,但有一定的极限(小于 1),这个极限决定于夯锤与土体中弹性波所消耗的能量^[9]。随恢复系数的增加,冲击力的持续时间将减少,而作用于土体中的冲量则增大,导致冲击应力峰值也增大。

3 强夯作用下的冲击应力解析

3.1 动力平衡方程式的建立

离地面高度 H 的质量块 m_1 , 以零初速度向下做自由落体运动,在地表与地基半空间碰撞,然后在半空间表面做自由振动(见图 1)。半空间与其表面及其上的质量块所组成的体系具有无限多个自由度,从自由振动的角度来说,它具有无限多个“振型”。Gutzwiller (1962) 用数学方法严密地表达了这种瞬态混合边值问题,然后用正交多项式方法进行了求解^[10],所得解答说明除了极复杂、极短促的初始阶段外,此种瞬态振动可近似用一个最基本的“振型”(相应于主频的振型)

来描述。这就从理论上提供了用等效集总的单自由度模型来分析这个问题的可能性。将地基简化成阻尼-弹簧体系,图1中的 c_z 为地基竖向阻尼系数, k_z 为地基竖向弹簧系数,则夯锤的动力平衡方程式为

$$m_1 \frac{d^2 u(t)}{dt^2} - m_1 g = -c_z \frac{du(t)}{dt} - k_z u(t) \quad (6)$$

式中右边两项为地基对夯锤的运动阻力和变形阻力。这两种阻力都与夯锤运动方向相反,所以均取负号,左边为夯锤与地面接触后瞬间所具有的动力。将式(6)整理后得

$$m_1 \ddot{u}(t) + c_z \dot{u}(t) + k_z u(t) = m_1 g \quad (6)$$

若令无阻尼圆频率 $\omega_n = \sqrt{k_z/m_1}$, 阻尼比 $\beta = c_z/(2\sqrt{k_z m_1})$, $\lambda = c_z/2m_1$, 有阻尼圆频率 $\omega_d = \sqrt{1-\beta^2}\omega_n$, 则对欠阻尼系统($\beta < 1.0$)方程(6)的通解为

$$u(t) = e^{-\beta\omega_n t} (A \sin \omega_d t + B \cos \omega_d t) + \frac{m_1 g}{k_z} \quad (7)$$

式中 A 、 B 为待定系数,由边界条件确定。

3.2 边界条件

夯锤与半空间土体接触瞬间,其初始位移条件为 $u(t)_{t=0} = 0$,初速度条件为 $\dot{u}(t)_{t=0^+} = v_{12}$ 。 v_{12} 为形变过程初速度,其物理意义说明如下。

强夯夯锤从高处落下,以高速冲击地面,要产生两个过程。第一为形变过程,即夯锤与地面接触后,原来静止的锤下土体的表面区域 m_2 获得了很大的冲击加速度和速度,开始向下运动(当然土体的运动是一个下陷和压缩的过程)。夯锤速度由 $v_{11} = \sqrt{2gH}$ 迅速减小到 v_{12} ,此时夯锤的运动才符合质-阻-弹体系中质量块的力学模型。若用式(5)求解,其初速度应当为 v_{12} (如图2,在恢复系数 $R_c = 0 \sim 0.3$ 时其速度瞬间降低幅度达17%左右)。由于锤土接触,表面区域土体先加速到与夯锤具有相同的速度,然后与夯锤一起做减速运动,压缩下部土体,直至与夯锤一起都减速到零。伴随着冲击的是很高的动应力集中,结果冲击波以固定的速度将局部化的动应力传播到土体和夯锤中,这个过程遵循动量守恒。第二个过程为形变恢复过程,土体受压缩后的弹性会使夯锤和土体都要产生向上的回弹(锤有反跳,在夯击几次后土体刚度增大。对有硬壳层的土体,回跳现象愈明显),这个过程的数量相对夯坑深度很小。强夯是一个夯锤与受影响土体的能量转换和传递的过程,应力状态的高速变化和阻尼粘滞力使发生的应变与位移滞后于应力, v_{12} 不应是

接触前的速度 $v_{11} = \dot{u}(t)_{t=0^-}$,而应该为夯锤与半空间表面土体接触后(瞬间)夯锤的速度,即形变过程初速度。

3.3 动力平衡方程式的求解

将初始位移条件为 $u(t)_{t=0} = 0$,初速度条件为 $\dot{u}(t)_{t=0^+} = v_{12}$ 代入式7,求解待定系数后得到

$$u(t) = e^{-\lambda t} \left(\frac{v_{12} - \frac{\lambda}{k_z} m_1 g}{\omega_d} \sin \omega_d t - \frac{m_1 g}{k_z} \cos \omega_d t \right) + \frac{m_1 g}{k_z} \quad (8)$$

此式即为夯锤的运动方程。式中 v_{12} 、 λ 、 ω_d 由前文公式算定,其中 k_z 、 c_z 根据半空间理论^[11],等效集总体系的弹簧和阻尼系数分别为

$$k_z = \frac{4Gr_0}{1-\mu}, \quad c_z = \frac{3.4r_0^2 \sqrt{G\rho}}{1-\mu}$$

式中, r_0 为夯锤的半径, G 、 ρ 、 μ 分别为半空间的剪切模量、质量密度和泊松比。如Hansbo、Mayne^[4]所示,与强夯夯击产生的大应变相关的剪切模量大约为低振幅剪切模量($G_0 \approx \rho \cdot v_s^2$)的1/10,即 $G \approx \rho \cdot v_s^2/10$,其中 v_s 为剪切波速。

3.4 冲击加速度等一系列公式

从夯锤的运动方程式(8)出发还可得到一系列实际强夯机理分析和设计计算需要的结果。略去推导过程,下面只列出有关公式:

(1) 相应于最大位移(振幅)的时间 t_A

$$t_A = \frac{1}{\omega_d} \arctg \frac{v_{12} \omega_d}{\lambda v_{12} - g} \quad (9)$$

(2) 夯锤的最大位移 $u(t)_{\max}$

$$u(t)_{\max} = e^{-\lambda t_A} \left(\frac{v_{12} - \frac{\lambda}{k_z} m_1 g}{\omega_d} \sin \omega_d t_A - \frac{m_1 g}{k_z} \cos \omega_d t_A \right) + \frac{m_1 g}{k_z} \quad (10)$$

式中 t_A 由式(9)算得。

(3) 夯锤的速度时程关系 $\dot{u}(t)$

$$\dot{u}(t) = e^{-\lambda t} \left[\frac{g - \lambda v_{12}}{\omega_d} \sin \omega_d t + v_{12} \cos \omega_d t \right] \quad (11)$$

(4) 相应于最大速度的时间 t_v

$$t_v = \frac{1}{\omega_d} \arctg \frac{(g - 2\lambda v_{12}) \omega_d}{\lambda g + v_{12} \omega_n^2} \quad (12)$$

(5) 夯锤的最大速度 $\dot{u}(t)_{\max}$

$$\dot{u}(t)_{\max} = e^{-\lambda t_v} \left(\frac{g - \lambda v_{12}}{\omega_d} \sin \omega_d t_v + v_{12} \cos \omega_d t_v \right) \quad (13)$$

式中 t_v 由式(12)算得。

(6) 夯锤的加速度时程关系 $\ddot{u}(t)$

$$\ddot{u}(t) = e^{-\lambda t} \left[(g - 2\lambda v_{12}) \cos \omega_d t - \frac{\lambda g + v_{12} \omega_n^2}{\omega_d} \sin \omega_d t \right] \quad (14)$$

(7) 相应于最大加速度的时间 t_a

$$t_a = \frac{1}{\omega_d} \arctg \frac{2\lambda g + (1 - \beta^2) v_{12} \omega_n^2}{\lambda v_{12} \omega_d (2 + \frac{1}{1 - \beta^2}) - g \omega_d (2 - \frac{1}{1 - \beta^2})} \quad (15)$$

(8) 夯锤的最大加速度 $\ddot{u}(t)_{\max}$

$$\ddot{u}(t)_{\max} = e^{-\lambda t_a} \left[(g - 2\lambda v_{12}) \cos \omega_d t_a - \frac{\lambda g + v_{12} \omega_n^2}{\omega_d} \sin \omega_d t_a \right] \quad (16)$$

式中 t_a 由式(15)算得。

上述各项公式均有明显的物理意义,限于篇幅,将另文阐述。

3.5 强夯的冲击应力

落距为 H 的夯锤 m_1 自由落体在地表与地基半空间碰撞,然后在半空间表面做自由振动,简化成质量-阻尼-弹簧体系后夯锤的加速度如式(14)所示,峰值加速度如式(16)所示。

若从实用出发,将基底压力简化为均匀分布,则强夯夯锤对半空间地基的冲击应力为

$$\sigma_d(t) = \frac{m_1}{\pi r_0^2} \left\{ g - e^{-\lambda t} \left[(g - 2\lambda v_{12}) \cos \omega_d t - \frac{\lambda g + v_{12} \omega_n^2}{\omega_d} \sin \omega_d t \right] \right\} \quad (17)$$

冲击应力的峰值 $\sigma_{d\max}$ 为

$$\sigma_{d\max} = \frac{m_1}{\pi r_0^2} \left\{ g - e^{-\lambda t_a} \left[(g - 2\lambda v_{12}) \cos \omega_d t_a - \frac{\lambda g + v_{12} \omega_n^2}{\omega_d} \sin \omega_d t_a \right] \right\} \quad (18)$$

式中的 t_a 由式(15)算得。

由式(14)和(17)可以看出,强夯作用下的冲击应力主要有以下几个特性:

(1) 加速度式(14)和冲击应力式(17)考虑了影响冲击应力的主要因素

分析式(14)可知,冲击加速度不仅考虑了夯锤(锤重、底面积、落距)和地基土物理力学性质(剪切波速、土体密实度、泊松比)的影响,还考虑了夯锤与土体之间的相互作用(参振土体、恢复系数)其示意式如下

$$\ddot{u}(t) = f \left(\frac{m_1, H, r_0}{\text{夯锤}}, \frac{v_s, \rho, \mu}{\text{地基}}, \frac{R_c, m_2}{\text{共同作用}} \right) \quad (19)$$

(2) 冲击应力与形变过程初速度 v_{12} 密切相关

在其它条件相同时,研究式(17)发现, v_{12} 越大,冲击应力越大。由式(4)可知, v_{12} 与影响区域参振土体质量 m_2 、恢复系数 R_c 和接触前速度 v_{11} 有关。其它因素相同条件下, m_2 越大, v_{12} 越小;恢复系数 $R_c > 0.3$ 后随其增大, v_{12}/v_{11} 增大。这就是在相同的单击夯击能条件下,为何对砂土地面的实测冲击力均大于粘性土,前者约为后者的3倍^[12]。

(3) 冲击应力与土体特性参数 λ 和 ω_d 有关

冲击应力与土体特性参数 λ 和 ω_d 有关, λ 和 ω_d 由弹簧系数 k_s 、阻尼系数 c_s 、阻尼比 β 、无阻尼自振圆频率 ω_n 等决定,仅取决于体系之性质(参数)与夯锤质量。

(4) 峰值加速度和落距的关系

由加速度式(14),夯锤加速度与 v_{12} 成正比,在参振土体的质量和恢复系数不变的情况下, v_{12} 与 v_{11} 成线性关系,所以峰值加速度和落距平方根有很好的线性关系,如图3所示。计算参数取夯锤重量 250kN,夯锤底面积 4m²,落距依次为 1m、2m、5m、10m。A. Oshima(1994)^[13]在砂土上的现场试验(夯锤重量为 250kN,夯锤底面积为 4m²,落距也依次为 1m、2m、5m、10m)也证明了这一点。

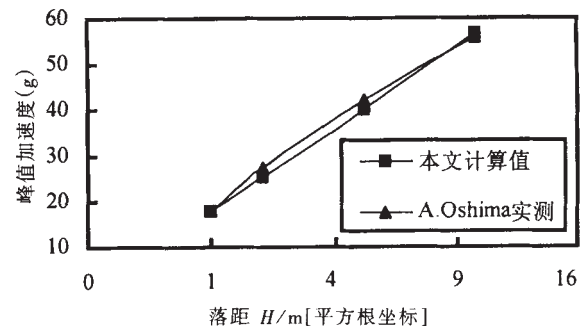


图3 峰值加速度与落距关系图

Fig. 3 Relationship between maximum acceleration and drop height

从以上的解释说明中不难发现,影响强夯效果的主要因素几乎全部包括在内,夯锤质量 M ,锤底面积 A ,落距 H ,夯击次数可由夯击效果及单击控制夯沉量反映出来, λ 和 ω_d 由弹簧系数 k_s 、阻尼系数 c_s 、阻尼比 β 、无阻尼自振圆频率 ω_n 等决定,仅取决于体系之性质(参数)与夯锤质量,因此,可认为上面的公式(17)比较全面地反映了强夯过程。

4 工程实例

工程场地位于山西Ⅱ级自重湿陷性黄土区(部分为Ⅱ级非自重湿陷区)。土层含水量较高,为19.1%~26%,干容重 $\gamma_d = 12.4 \sim 15.5 \text{ kN/m}^3$,湿陷性系数 $\delta_s = 0.019 \sim 0.064$,压缩系数 $a = 0.1 \sim 1.04 (\text{MPa})^{-1}$,旁压屈服值 $p_0 = 0.151 \sim 0.48 \text{ MPa}$ 。

表1给出了各夯点锤底动应力最大值的计算结果和实测值。可以看出湿陷性黄土地基强夯能级在 $2000 \text{ kN} \cdot \text{m} \sim 8000 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 时的峰值冲击应力在 $2400 \text{ kPa} \sim 9600 \text{ kPa}$ 之间。

表1 计算与实测锤底动应力最大值

Table 1 The calculated and measured values of peak dynamic stresses

夯击点	单17	单4	单3	单9	7群 A2-1
$M \times H/T \cdot \text{m}$	$15 \times 13 = 195$	$20 \times 15 = 300$	$20 \times 20 = 400$	$20 \times 25 = 500$	$25 \times 25 = 625$
锤底面积/ m^2	4	5	5	5	7
实测 $P_{\text{dmax}}/\text{kN} \cdot \text{m}^{-2}$	2430	3103	3136	3211	8988
计算 $a_{\text{dmax}}/9.81 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$	70.6	69.8	80.7	90.3	198.6
计算 $P_{\text{dmax}}/\text{kN} \cdot \text{m}^{-2}$	2675.9	2838.8	3275.0	3659.2	7092

对式(18)进行分析发现,强夯夯锤产生的应力波为一尖峰,衰减很快,没有明显的第二应力波。夯能为 $5000 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 的夯锤的冲击加速度达到 $90.3g$,冲击应力达到 3659.2 kN/m^2 ;最大夯能 $6250 \text{ kN} \cdot \text{m}$,产生的加速度为 $198.6g$,冲击应力为 7092 kN/m^2 。

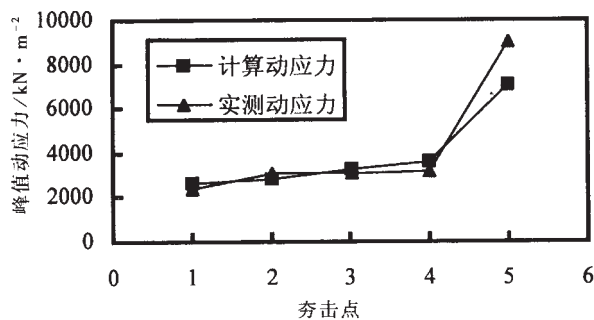


图4 计算与实测动应力最大值

Fig. 4 The maximum impact stresses between calculated values and field measurement data

冲击力作用时间很短,按本文所示的土性条件,仅 $20 \sim 40 \text{ ms}$ 左右,与实测较为接近。显然,当土体较硬时,作用时间稍短,冲击应力大;当含水量较大土体较

软时,作用时间稍长。不同能量下作用时间差别不大,这也与文献[14]的结论一致,在 40 ms 后加速度急剧衰减到零附近。

单4夯点比单17夯点夯锤重量增加 50 kN ,夯击能增加 $105 \text{ kN} \cdot \text{m}$,但因夯锤面积增加了 1 m^2 ,强夯产生的峰值冲击应力仅增加了6%(见图4);而单3比单4夯点夯锤落距增加了 5 m ,速度 v_{12} 增加了 2.22 m/s ,锤重不变,夯击能增加 $100 \text{ kN} \cdot \text{m}$,冲击应力增加了 436 kN/m^2 ,增幅达15.4%。从单9与单3夯点也能得到相同的结论,所以速度对冲击应力的影响非常显著。

5 结语

(1)遵循半空间理论,推演出湿陷性黄土地基在夯锤非完全弹性碰撞下的位移、速度、加速度和冲击应力时程关系等一系列解析式。强夯夯锤的冲击应力最大值可以按式(18)计算,该式考虑了夯锤与土体的相互作用,其中 v_{12} 应为形变过程初速度,按式(4)计算。

(2)强夯夯锤产生的应力波为一尖峰,衰减很快,没有明显的第二应力波。冲击力作用时间很短,但冲击应力很大,湿陷性黄土地基强夯能级在 $2000 \text{ kN} \cdot \text{m} \sim 8000 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 时的峰值冲击应力在 $2400 \text{ kPa} \sim 9600 \text{ kPa}$ 之间。

(3)在湿陷性黄土地基上,强夯夯锤与土体碰撞的恢复系数 R_c 与 v_{12}/v_{11} 的关系见图2, R_c 随土体密实度的增大而增大,但有一定的极限(小于1),这个极限决定于夯锤与土体中弹性波所消耗的能量。恢复系数是反映夯锤与土体共同作用关系的重要因素之一。恢复系数 $R_c = 0 \sim 0.3$ 时其速度瞬间降低幅度达17%左右。

(4)速度对冲击应力的影响非常显著。

(5)峰值加速度和落距的平方根有很好的线性关系,与文献[12]的离心试验结果吻合较好。

参 考 文 献

- [1] 王铁宏主编. 全国重大工程项目地基处理工程实录[M]. 北京:中国建筑工业出版社,1998.
- [2] BRANDL H, SADGORSKI W. Dynamic stresses in soil caused by falling weights[A]. Proc. 9th. Int. Conf. Soil Mech. Found. Engrg[C]. 1977,(2):187-194.
- [3] 裴以惠,郭玉玲. 强夯法加固地基的土体动应力量测[J].

太原工学院学报,1984,(1):45-52.

- [4] MAYNE P W, JONES J S. Impact stresses during dynamic compaction[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1983, 109(10): 1342-1346.
- [5] ROLLINS K M, JORGENSEN S J, ROSS T E. Optimum moisture content for dynamic compaction of collapsible soils [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1998, 124(8): 699-708.
- [6] SCOTT R A, PEARCE R W. Soil compaction by impact[J]. Geotechnique, 1975, 25(1): 1-19.
- [7] 钱家欢, 钱学德, 赵维炳等. 动力固结的理论与实践[J]. 岩土工程学报, 1986, 8(6): 1-17.
- [8] JESSBERGER H L, BEIRE R A. Heavy tampings: theoretical and practical aspects[A]. Proc. of 10th International Conf. on Soil Mech. and Foundation Engineering[C]. Stockholm, 1981: 695-699.
- [9] BROBERG K B. Shock waves in elastic and elastic-plastic Media[M]. Stockholm, 1956.
- [10] GUTZWILL M C. The impact of a rigid circular cylinder on an elastic solid[A]. Proc. R. Soc. Series A [C]. London, U. K., 1962, Vol. 252.
- [11] RICHART F E, WORDS R D, HALL J R. Vibrations of soil and foundations[M]. Prentice-Hall. Inc, 1970.
- [12] 郭见扬. 强夯夯锤的冲击力问题(强夯加固机理探讨之一)[J]. 土工基础, 1996, 10(2): 35-40.
- [13] OSHIMA A, TAKADA N. Effect of ram momentum on compaction by heavy tamping[A]. Proc. 13th. Int. Conf. Soil Mech. Found. Engrg[C]. New Delhi, INDIA, 1994: 1141-1145.
- [14] SAKAYI Y, KOGA Y. An experimental study on impact load to sand layer by falling rock[A]. Proc. of JSCE[C]. Japan, 1983, 340: 127-137.

(上接第 77 页)

6 结论

(1) 混凝土板的冲切破坏是弯曲和冲切共存的破坏形式。冲切锥的冲出在瞬间完成, 之前板发生的变形主要是弯曲变形, 由柱边处弯曲裂缝开展、各刚性板块绕柱边转动形成。

(2) 钢纤维高强混凝土板的冲切破坏机理与无钢纤维混凝土板类似, 但钢纤维的存在全面改善了钢筋混凝土板的抗冲切受力性能: 钢纤维推迟了混凝土板中裂缝的形成和发展; 在同级荷载下, 尤其开裂后, 钢纤维混凝土板的挠度、转动量以及板面钢筋、混凝土的应变相应小于无钢纤维混凝土板。钢纤维含量越大, 相应实测值越小; 钢纤维混凝土板的强度、延性和吸能大于无钢纤维混凝土板; 钢纤维高强混凝土板冲切破坏具有一定的脆性, 但破坏时的脆性随钢纤维含

量的增大而明显降低。板面混凝土完整性良好, 未出现脱落掉块现象。

(3) 提出包含板斜锥面抗冲切力和板抗弯能力的极限承载力表达式, 公式适用于中、大冲跨比的普通混凝土、高强混凝土以及钢纤维普通、高强混凝土配筋冲切板。试验板冲切时强度的实测值和计算值的比较见表 2, 二者符合良好。

参 考 文 献

- [1] 曹宏杰, DILGER W H. 钢筋混凝土板柱节点冲切强度计算[J]. 建筑结构学报, 1990, 11(1): 30-40.
- [2] 周朝阳. 钢筋混凝土板抗冲切计算模型与配筋研究[D]. 长沙: 湖南大学, 1989.
- [3] 蒋大骅, 周克荣. 考虑错动和转动复合影响的钢筋混凝土板的冲切承载力塑性解[J]. 建筑结构学报, 1992, 13(6): 67-75.
- [4] 林旭健, 郑作樵, 钱在兹. 混凝土弯冲板的破坏机构与极限强度[J]. 工程力学, 2003, 20(1): 58-62.
- [20] GEDDES J D, MURRY E J. Passive inclined anchorages in sand [J]. J. Geotech. Engrg., ASCE, 1991, 117(5): 810-814.
- [21] GHALY A, CLEMENCE S P. Pullout performance of inclined helical screw anchors in sand [J]. J. Geotech. Engrg., ASCE, 1998, 124(7): 617-627.
- [22] TRAUTMANN C H, KULHAWY F H. Uplift load-displacement of spread foundations [J]. J. Geotech. Engrg., ASCE, 1988, 114(2): 168-184.
- [23] DUNCAN J M, SEED R B. Compaction-induced earth pressure under K_0 conditions [J]. J. Geotech. Engrg., ASCE, 1986, 112(9): 1-22.

(上接第 91 页)