

饱和土剪切波速在基桩缺陷定量分析中的应用研究

智胜英^{1, 2}, 王建华¹

(1. 天津大学岩土工程研究所, 天津 300072; 2. 天津港建设公司, 天津 300456)

摘要: 在基桩缺陷定量分析中准确定量地描述桩土之间的相互作用是非常重要的。以黏滞阻尼器模拟桩土之间的相互作用, 对 6 种饱和土进行了桩土相互作用模型试验和剪切波速试验。试验结果表明, 可以对这些饱和土在土剪切波速与阻尼系数之间建立一致的相关关系。同样依据试验结果分析了试验阻尼系数和理论值的差别, 得到了以剪切波速的函数表示的理论值修正系数。由桩身纵向振动响应解析解利用正交试验方法分析了阻尼系数、瞬态冲击力的脉冲宽度和幅值、桩弹性模量、桩密度、桩长以及桩截面积对速度波衰减过程的影响, 确定了阻尼系数是影响速度波衰减的唯一显著因素, 得到了速度波沿桩身的衰减规律。进而结合土剪切波速与阻尼系数之间的相关关系和桩身缺陷处的能量分配特性建立了利用土剪切波速和桩顶速度响应进行基桩缺陷定量分析的关系式。根据建立的关系式分析了利用剪切波速确定阻尼系数所带来的误差, 结果证明由剪切波速最终得到的缺陷程度相对利用试验阻尼系数得到的结果误差一般在 10% 以内, 所以利用剪切波速确定阻尼系数是可行的。

关键词: 土剪切波速; 阻尼系数; 基桩缺陷定量分析; 速度波

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2009)06-0864-07

作者简介: 智胜英(1979-), 女, 河北内邱人, 博士研究生, 主要从事基桩振动特性和无损检测的相关研究。E-mail: zhishengying@eyou.com。

Application of saturated soil shear wave velocity in quantitative analysis of pile defects

ZHI Sheng-ying^{1, 2}, WANG Jian-hua¹

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. Tianjin Harbour Construction Company, Tianjin 300456, China)

Abstract: It is very important to describe the pile-soil interaction accurately and quantitatively in quantitative analysis of pile defects. Simulating the pile-soil interaction with a viscous damper, the pile-soil interaction model experiment and the shear wave velocity experiment of six kinds of saturated soils are performed. The test results show that the consistent relation between soil shear wave velocity and damping coefficient can be established for these saturated soils. The difference between experimental damping coefficient and rational damping coefficient is also analyzed with the results, and the coefficient for correction for rational damping coefficient, which is a function of shear wave velocity, is achieved. With the analytical solution of pile response under longitudinal vibration, the influence of factors on the attenuation rules of velocity wave along pile shaft is studied. The factors include the damping coefficient, the impulse duration and amplitude of transient impact force, and the elastic ratio, density, length, sectional area of piles. With the result, it is confirmed that the only significant factor which influences the attenuation rules of velocity wave is the damping coefficient, and the attenuation rule of velocity wave is obtained. Then, the relational expression is established with the relation between the soil shear wave velocity and the damping coefficient and the energy distributing character at the defect to analyze pile defect quantitatively with soil shear wave velocity and velocity response of pile top. With the expression, the error of determining the damping coefficient with shear wave velocity is analyzed. The results show that most of the final errors in defect degrees are lower than 10% and it is feasible to determine the damping coefficient with shear wave velocity.

Key words: soil shear wave velocity; damping coefficient; quantitative analysis of pile defects; velocity wave

0 引言

目前, 由于桩基工程中施工特性的限制, 基桩缺

基金项目: 高等学校博士学科点专项科研基金项目(20030056043)

收稿日期: 2007-11-01

陷出现的概率有时较高, 缺陷的存在将导致基桩实际承载力与设计值的偏差。为了为后续工程提供依据, 定量确定缺陷程度是很有必要的。由于桩侧土对桩的作用难以定量确定, 当前的动测方法无法对桩身完整性进行准确的定量判断^[1-2]。在柴华友和雷林源的研究中指出, 可以用黏滞阻尼器来模拟桩土之间的相互作用, 这种情况下的桩土相互作用模型见图 1^[3-4]。

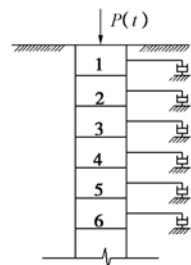


图 1 桩土相互作用简图

Fig. 1 Diagram of pile-soil interaction

黏滞阻尼器的阻尼系数是很难确定的。Novak、Nogami 和 Aboul-Ella^[5]曾通过分析桩竖向简谐振动时桩土的响应, 得到下式所示的沿桩身单位长度的桩土相互作用时土的复刚度, 复刚度的虚数部分代表土对桩产生的阻尼。在以后的研究中, 其系数经转化后作为桩侧土的阻尼系数被广泛应用^[6-8]。

$$k_w = 2\pi G(1 + iD_s)a_0^* K_1(a_0^*) / K_0(a_0^*) \quad (1)$$

式中 G 为土的剪切模量, $G = \rho_s V_s^2$; ρ_s 为土密度; V_s 为土剪切波速; $D_s = \tan \delta$, δ 为土的损耗角; $a_0^* = a_0 i / \sqrt{1 + iD_s}$; $a_0 = \omega r_0 / V_s$, ω 为简谐振动的频率, r_0 为桩径; K_0 , K_1 分别为零阶和一阶的修正贝塞尔函数。

由上面的结果可知, 由土的复刚度得到的理论阻尼系数形式是非常复杂的, 在推导的过程中也没有考虑稳态激振和瞬态激振的差别。另外, 这种结果仅仅是理论推导的结果, 在实际中的阻尼系数是否符合这种关系没有经过具体的试验验证。

为了通过试验建立确定桩侧土阻尼系数的方法, 笔者进行了桩土相互作用模型试验, 实测了不同土的桩土相互作用阻尼系数^[9]。结果表明土阻尼系数可以表示为上覆有效压力的函数, 但是对选用的不同种类的土这个函数是不同的。土类千差万别, 不可能对每一种土进行试验来确定土阻尼系数和上覆有效压力之间的相关关系, 所以这种结论在实际应用时仍存在一定的困难。

土层的剪切波速反映了土层密度、应力状态、饱和度、颗粒特征等多种因素的综合影响, 在式 (1) 中, 土剪切波速也是确定土复刚度的一个重要参数。同时它是一个可以现场测量的土性参数, 因此考虑通过试验探讨阻尼系数与土的剪切波速之间的相关性。

1 阻尼系数与剪切波速的相关关系

1.1 桩土相互作用模型试验

为测定不同土的阻尼系数, 进行了桩土相互作用模型试验。试验中采用长 1 m、直径 0.1 m 的圆柱形模型桩, 以外径 0.31 m、高 1.05 m, 壁厚 0.005 m 的钢质圆桶作为试验容器。将试验桩垂直放置在圆桶中心, 然后按照预先确定的密实度分层向桩侧填土。试验中选用了 6 种饱和桩侧土: 砂土 I、砂土 II、粉土 I、粉土 II、粉质黏土以及软黏土。6 种土的物性指标见表 1。为了使桩侧土饱和, 对于软黏土采用饱和的原状淤泥分层填入试验圆桶, 其他土则采用水头饱和方法。对饱和桩侧土以压力机作为竖向加载装置逐级向土层施加竖向荷载, 模拟位于不同深度的土层受到的上覆有效应力。土层固结后用手锤在桩顶激振, 同时采用固有频率 10 HZ 的速度传感器和 GJY-1 型桩基检测仪测量并记录桩顶速度响应信号, 试验中速度传感器安装于大约 0.6 倍半径处, 手锤激振的位置与之对称。图 2 为记录得到的典型试验结果。虽然试验中波在圆筒边界波可能会发生反射并影响桩底反射纵波的能量, 桩侧土也并非真正处于 K_0 状态, 但是由于纵波波速相对其他类型波要大的多, 认为圆筒边界的反射对桩底第一次反射波的影响是可以不计的。所以依据试验结果中的入射和第一次反射波的幅值和出现时间计算得到阻尼系数。

表 1 试验用土的物性指标

Table 1 Physical indices of soils

土类	天然重度 ($\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$)	饱和 含水率 /%	塑限 /%	液限 /%	塑性 指数 /%	不同颗粒所占比例/%			
						>0.25 mm	0.25 ~0.075 mm	0.075 ~0.005 mm	<0.005 mm
砂土 I	17.0	19.2	—	—	—	34.68	60.89	—	—
砂土 II	16.0	12.0	—	—	—	86.15	9.22	—	—
粉土 I	17.4	22.8	20.2	24.1	3.9	0.40	2.40	88.69	8.51
粉土 II	18.4	16.2	13.8	18.6	4.8	1.10	12.70	81.97	4.23
粉质黏土	17.0	27.6	18.8	29.5	10.7	0.98	2.01	82.40	14.61
软黏土	17.5	55.2	26.4	54.8	28.4	—	—	—	—

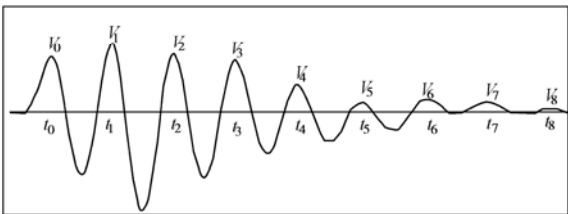


图 2 试验得到的典型桩顶速度响应结果

Fig. 2 Typical test results of velocity response at pile top

1.2 剪切波速试验

为了考察阻尼系数和剪切波速之间的相关性, 对桩土相互作用模型试验中选用的 6 种饱和土进行对应

状态的剪切波速试验。试验时,在三轴压力室内对土样施加围压,待固结后利用剪切波速传感器测定剪切波速。对砂土 I、砂土 II、粉土 I、粉土 II、粉质黏土五种土进行重塑土样的试验,试验步骤如下:①将干燥的试验用土制备成有一定含水率的土,然后放入密封罐内搁置一段时间,使其均匀;②利用直径 3.91 cm 的制样模具,用分三层压实的方法制备重塑土样。制备过程中保证重塑土样干密度与桩土相互作用模型试验时土样干密度一致;③将制备好的土样风干;④将风干后的土样套上橡胶膜,置于三轴压力室内,然后采用抽真空的方法对土样进行饱和;⑤土样饱和后对应桩土相互作用模型试验时的上覆有效压力对饱和土样施加各向均等的围压,并排水固结。固结过程中应用剪切波速传感器和 DB4 多波参数分析仪测量剪切波速,当半小时内剪切波从土样一端到达另一端所需时间的改变小于 $1 \mu\text{s}$ 时认为固结完成;⑥固结完成后测定等压状态下的剪切波速 V'_s ,然后施加下一级围压;⑦重复步骤⑤和⑥直至试验完成。对于软黏土采用旋转切削方法制备原状土样,然后同步步骤⑤~⑦进行试验。

需要说明的是,这里的剪切波速 V'_s 在各向均等的围压下测得,而桩土相互作用模型试验中土层近似处于 K_0 状态。所以考虑依据 Hardin 公式进行校正^[10],

$$G_{ij} = \frac{\text{OCR}^k S_{ij}}{F(e) \cdot 2(1+\nu)} \cdot p_a^{1-n} \cdot (\sigma'_i \cdot \sigma'_j)^{n/2} \quad (i, j = 1, 2, 3, \text{ 且 } i \neq j) \quad (2)$$

式中 G_{ij} 为 ij 面的剪切模量; σ'_i , σ'_j 分别为 i 和 j 方向的有效固结应力; OCR 为超固结比; S_{ij} 为无量纲系数; p_a 为标准大气压力; k 对于同一种土为常数; e 为孔隙比; ν 为泊松比; $F(e) = 0.3 + 0.7e^2$; n 为弹性常数,取 0.5。

又有

$$V_s = \sqrt{G/\rho_s} \quad (3)$$

在其他条件都相同的情况下,根据式(2), (3)得到在各向等压条件下($\sigma_3/\sigma_1=1$)剪切波速 V'_s 与 K_0 条件下($\sigma_3/\sigma_1=0.25 \sim 0.55$)^[11]剪切波速 V_s 之比

$$\frac{V'_s}{V_s} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 \sigma_1)^{0.5/2}}{(\sigma_1 \sigma_3)^{0.5/2}}} = 1.189 \sim 1.078 \quad (4)$$

从式(4)可知,各向等压条件下剪切波速 V'_s 约为 K_0 条件下 V_s 测试结果的 1.189~1.078 倍,考虑中间值,剪切波速的应力修正系数为 1/1.13。取剪切波速试验结果的 0.88 倍即 $0.88 V'_s$ 作为 K_0 状态下的 V_s 。

1.3 试验结果分析

根据试验结果,得到图 3 所示的 6 种饱和土阻尼系数随剪切波速的变化情况。结果证明虽然有一定的

离散性,阻尼系数和剪切波速之间仍然存在明显的相关性。通过拟合分析,发现可以近似用下式来表示六种饱和土阻尼系数和剪切波速之间的相关关系,

$$\beta = 104.22 e^{0.0055 V_s} \quad (5)$$

分析应用式(5)计算得到的阻尼系数值相对实测阻尼系数值的误差大多在 10% 以内,最大为 11.6%。

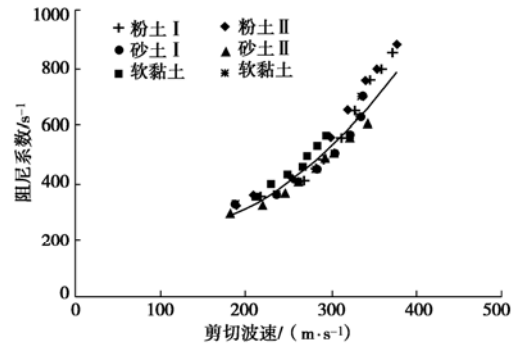


图 3 6 种饱和土的试验结果

Fig. 3 Test results for six kinds of soils

2 测定阻尼系数和理论值的误差

Novak 等通过理论推导得到的桩土相互作用时土的复刚度的表达式,依据阻尼系数的物理意义,单位长度阻尼系数 c 可表示为

$$c = \frac{r_0 \text{Im}(k_s)}{a_0 V_s} \quad (6)$$

依据 1.2 节中的剪切波速即可计算得到不同土层在不同含水状态时的 c 。计算中桩半径 r_0 取为 0.3 m,简谐振动的频率 ω 参考下式取值,

$$\omega = \pi/T \quad (7)$$

式中, T 为桩顶瞬态冲击的脉冲宽度,取为 0.8 ms。为了分析本文通过桩土相互作用模型试验得到的阻尼系数与上述理论结果的差别,将本文试验阻尼系数 β 依据下式转换为沿桩长单位长度阻尼系数,

$$c = 2\rho_s \beta A \quad (8)$$

式中, ρ_s 为桩侧土密度。

由式(8),桩土相互作用阻尼系数 β 转化为 c 后引进了桩侧土密度和桩截面积的影响。计算结果得到的不同剪切波速所对应的理论阻尼系数值和试验阻尼系数值见图 4。

由图 4 中结果,理论阻尼系数值相对试验值偏大。定义本文通过试验得到的单位长度阻尼系数和理论值的比值为修正系数 ξ ,进一步的分析表明 ξ 可以表示为剪切波速的函数,

$$\xi = 0.000012 V_s^2 - 0.0059 V_s + 1.18 \quad (9)$$

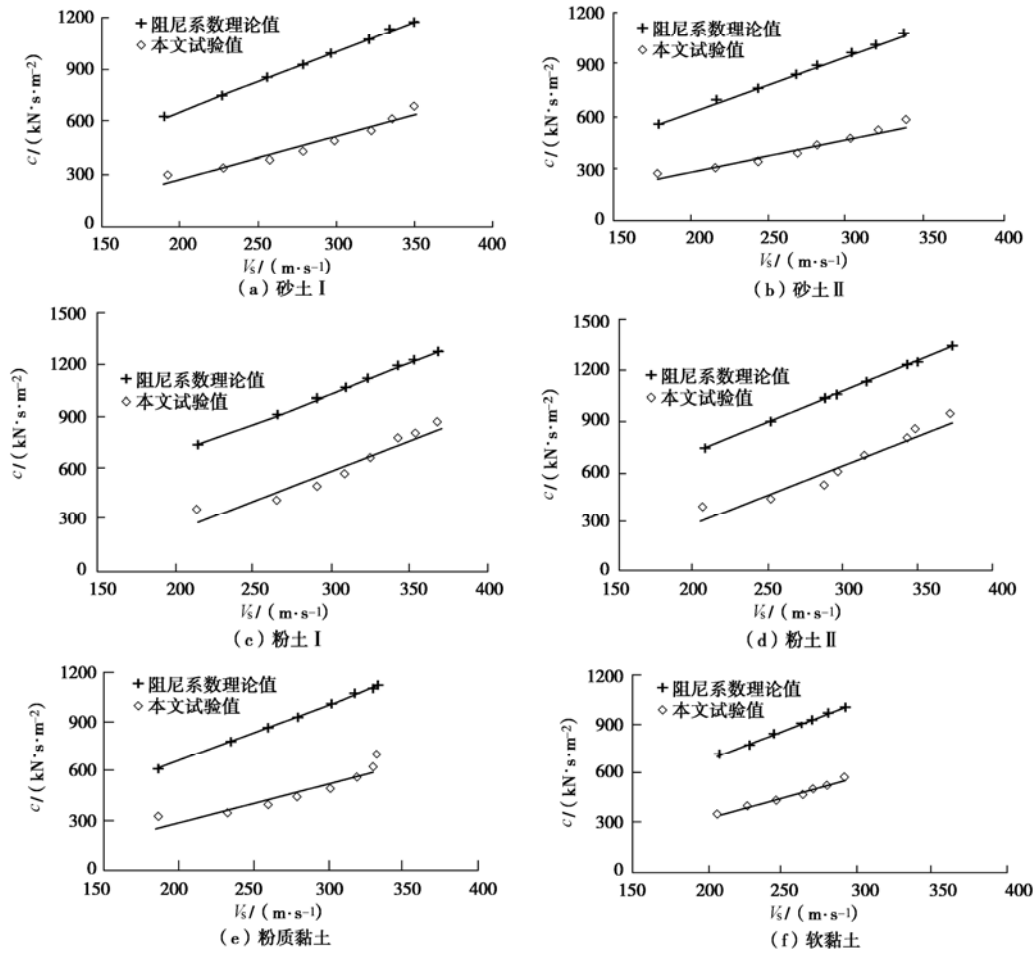


图4 不同方法得到的6种土单位长度阻尼系数

Fig. 4 Damping coefficients for six kinds of soils got with different methods

3 阻尼系数和剪切波速应用于基桩缺陷定量分析

3.1 阻尼作用下速度波沿桩身衰减规律

低应变条件下将土对桩的作用简化为黏滞阻尼器, 桩视为一维杆件, 分析阻尼作用下桩的一维波动问题。沿桩长取任意微段进行动力平衡分析, 得到桩土相互作用的阻尼波动方程

$$C^2 \frac{\partial^2 u(x, t)}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 u(x, t)}{\partial t^2} + \frac{\eta_s S}{\rho A} \frac{\partial u(x, t)}{\partial t} \quad (10)$$

式中 C 为桩身纵波波速, 且 $C = \sqrt{E/\rho}$; E 为桩的弹性模量; ρ 为桩身密度; η_s 为土体单位面积上的黏滞阻尼系数 ($\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^3$); S 为桩周长; A 为桩身截面积。

根据桩土相互作用阻尼波动方程定义桩土相互作用等效阻尼系数

$$\beta = \frac{\eta_s S}{2\rho A} \quad (11)$$

将桩顶施加的轴向瞬态冲击以半个周期的正弦波脉冲来模拟, 则有

$$p(t) = \begin{cases} p_0 \sin \theta t & (0 \leq t \leq T) \\ 0 & (t > T) \end{cases} \quad (12)$$

式中, p_0 为瞬态冲击力幅值, T 为半正弦波的脉冲宽度, 且 $\theta = \pi/T$ 。

将桩顶视为自由端, 忽略桩身混凝土的材料阻尼, 不考虑桩底土的支撑作用, 建立求解式(10)的定解条件, 并最终得到瞬态激振作用下的桩身速度响应解析解。在 $t < T$ 时, 解析解可表示为

$$\begin{aligned} v(x, t) = & \frac{p_0 \theta \cos \theta t}{2LEA} x^2 - \frac{p_0 \theta \cos \theta t}{EA} x - 2\beta C_{02} e^{-2\beta t} - \\ & A_0 \theta \sin(\theta t) + B_0 \theta \cos(\theta t) + \\ & \sum_{n=1}^{\infty} [e^{-\beta t} (-(C_{n1} E_n + \beta C_{n2}) \sin(E_n \cdot t) + \\ & (-\beta C_{n1} + C_{n2} E_n) \cos(E_n \cdot t)) + \\ & C_{n1} \theta \sin(\theta t) + B_n \theta \cos(\theta t)] \cos \frac{n\pi}{L} x \quad (13) \end{aligned}$$

$t \geq T$ 时, 瞬态激振作用下的桩身任意点速度响应解析解为

$$v(x, t) = -2\beta C_{02} (e^{-2\beta t} + e^{-2\beta(t-\frac{\pi}{\theta})}) +$$

$$\sum_{n=1}^{\infty} \left[e^{-\beta t} (-C_{n1} E_n + \beta C_{n2}) \sin(E_n \cdot t) + (-\beta C_{n1} + C_{n2} E_n) \cos(E_n \cdot t) - e^{-\beta(t-\frac{\pi}{\theta})} ((C_{n1} E_n + \beta C_{n2}) \sin(E_n \cdot (t-\frac{\pi}{\theta})) + (\beta C_{n1} - C_{n2} E_n) \cos(E_n \cdot (t-\frac{\pi}{\theta}))) \cos \frac{n\pi}{L} x \right], \quad (14)$$

式中, $C_{02} = \frac{3EA\theta B_0 - p_0\theta L}{6\beta EA}$,

$$B_0 = \frac{p_0((4\beta^2 + \theta^2)L^2 - 3C^2)}{3EAL(4\beta^2 + \theta^2)}, \quad A_0 = \frac{-2p_0\beta C^2}{EAL\theta(4\beta^2 + \theta^2)},$$
$$E_n = \sqrt{\left(\frac{n\pi C}{L}\right)^2 - \beta^2},$$
$$C_{n1} = \frac{4p_0\beta\theta L(E_n^2 + \beta^2)}{EA(n\pi)^2((E_n^2 + \beta^2 + \theta^2)^2 + (2\beta\theta)^2)},$$
$$C_{n2} = \frac{-2p_0\theta L + EA(n\pi)^2(\beta C_{n1} - \theta B_n)}{EA(n\pi)^2 E_n},$$
$$B_n = \frac{2p_0\theta^2 L(E_n^2 - 3\beta^2 - \theta^2)}{EA(n\pi)^2((E_n^2 + \beta^2 - \theta^2)^2 + (2\beta\theta)^2)}.$$

由于应用半正弦波来模拟桩顶的瞬态冲击, 在某一时刻 t_0 , 桩顶速度波幅达到最大值 V_0 , 这个最大值也是桩底出现反射波之前桩身任意点、任意时刻速度响应的波幅最大值, 随后桩身响应波幅最大值开始衰减。定义 t_0 时刻以后各时刻 t_i 桩身响应波幅最大值 $V_i (i=1, 2, 3, \dots)$, 则 V_i 与 V_0 的比值亦随时间逐渐衰减。依据式 (13) 和式 (14), 桩身速度响应解析解 V_i 与 V_0 的比值是桩土相互作用阻尼系数 β 、半正弦波的脉冲宽度 T 、瞬态激振力幅值 p_0 、桩弹性模量 E 、桩密度 ρ 、桩长 L 以及桩身截面积 A 的函数。为了分析各参数对桩身速度响应波幅值衰减过程的影响, 将各参数取为不同的水平, 进行正交试验分析速度波随时间衰减的过程。分析中将桩土相互作用阻尼系数 β 取为 6 个水平, 其余各因素取为 3 个水平。各因素在不同水平的取值见表 2。

表 2 各因素取值范围与水平

Table 2 Level and span of factors

水平	β /s ⁻¹	T /ms	p_0 /N	E /(10 ⁴ MPa)	ρ /(10 ³ kg·m ⁻³)	L /m	A /m ²
1	100	0.80	15	2.50	2.00	10	0.07
2	200	1.15	30	2.94	2.35	20	0.30
3	300	1.50	60	3.50	2.80	30	0.80
4	400						
5	500						
6	600						

选用 $L_{18}(6 \times 3^6)$ 正交表, 利用式 (13) 和 (14) 分析 V_i/V_0 随时间 $t_i - t_0$ 的衰减过程。计算得到的典型试验结果见图 5。

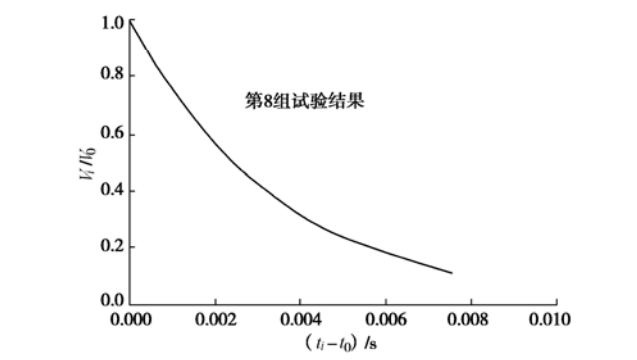


图 5 桩身响应波幅比衰减的过程

Fig. 5 Attenuation process of wave amplitude ratio

根据计算结果, 可以用下式来描述波幅比与时间之间的关系,

$$V_i/V_0 = a_1 e^{a_2(t_i - t_0)}, \quad (15)$$

式中, 不同试验的 a_1, a_2 的取值见表 3。

表 3 不同试验得到的 a_1, a_2 值

Table 3 a_1 and a_2 for different experiments

试验号	a_1	a_2	试验号	a_1	a_2
1	1.0002	-98.77	10	1.0027	-379.54
2	1.0005	-98.20	11	1.0043	-368.97
3	1.0011	-97.64	12	1.0131	-361.88
4	1.0016	-194.92	13	1.0028	-467.75
5	1.0020	-192.73	14	1.0101	-454.13
6	1.0042	-190.48	15	1.0120	-438.62
7	1.0007	-288.41	16	1.0100	-553.86
8	1.0035	-283.51	17	1.0105	-532.56
9	1.0069	-278.65	18	1.0015	-505.78

对表 3 中数据进行极差分析, 结果表明各因素对 a_1 影响程度从大到小为 $\beta > L > T > E > A > p_0 > \rho$, 对 a_2 影响程度从大到小为 $\beta > T > p_0 > E > A > \rho > L$, 所以桩身密度 ρ 对 a_1, a_2 的影响都较小。忽略桩身密度 ρ 的影响仍采用 $L_{18}(6 \times 3^6)$ 正交表分析 V_i/V_0 随时间 $t_i - t_0$ 的衰减过程。分析中将桩身密度 ρ 取为 $2.35 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 。依据分析得到的 a_1, a_2 重新进行方差分析, 得到表 4 和表 5 中各因素的 F 值。

表 4 a_1 的方差分析表

Table 4 Analysis of variance table for a_1

误差来源	偏差平方和	自由度	方差	F
β	21.4×10^{-5}	5	4.3×10^{-5}	5.9
T	4.6×10^{-5}	2	2.3×10^{-5}	3.2
p_0	4.6×10^{-5}	2	2.3×10^{-5}	3.2
E	2.7×10^{-5}	2	1.3×10^{-5}	1.8
L	8.3×10^{-5}	2	4.2×10^{-5}	5.7
A	4.2×10^{-5}	2	2.1×10^{-5}	2.9
误差	1.5×10^{-5}	2	7.3×10^{-6}	
总和	47.3×10^{-5}	17		

通常, 若 $F > F_{0.95}(f_{\text{因素}}, f_{\text{误差}})$, 该因素的影响是显著的; 若 $F < F_{0.95}(f_{\text{因素}}, f_{\text{误差}})$, 该因素的影响是不显著的。在显著性水平 $\alpha = 0.05$ 时, $F_{0.95}(5, 2) = 19.3$,

$F_{0.95}(2,2)=19.0$ ，所以由表 4 中结果，各因素对试验指标 a_1 均无显著影响，可忽略不计。又 18 组试验的结果中， a_1 平均值为 1.005。所以 a_1 值近似取为 1。依据表 5 中结果，阻尼系数对 a_2 结果有显著影响，其余因素对 a_2 结果影响均不显著，所以将其他因素影响忽略不计，直接分析 a_2 与阻尼系数的关系。分析结果表明， a_2 与阻尼系数之间存在相关关系

$$a_2 = -0.8659\beta - 18.3 \quad (16)$$

表 5 a_2 的方差分析表

Table 5 Analysis of variance table for a_2				
误差来源	偏差平方和	自由度	方差	F
β	394138.6	5	78827.7	2046.4
T	1002.8	2	501.4	13.0
p_0	228.2	2	114.1	3.0
E	143.8	2	71.9	1.9
L	40.2	2	20.1	0.5
A	289.0	2	144.5	3.8
误差	77.0	2	38.5	
总和	395919.6	17		

3.2 缺陷定量分析关系式的建立

波阻抗定义为桩身密度、截面面积与纵波波速的乘积，是阻止界面位移和速度增大的力学参数。依据反射波原理，在桩身缺陷面上波阻抗发生变化，产生速度波的反射与透射。

图 6 为桩身缺陷模型图。 V_0 为桩顶入射波的波幅； V_r 为缺陷反射波回到桩顶后的波幅； V_{i1} ， V_{r1} ， V_{t1} 分别为截面 I 上的入射波、反射波和透射波的波幅； ρ_1 ， A_1 ， C_1 分别为桩身在波阻抗发生变化前的密度、截面面积与纵波波速， ρ_2 ， A_2 ， C_2 分别为桩身在波阻抗发生变化后的密度、截面面积与纵波波速。根据力和速度连续条件，在截面 I 上存在^[2]：

$$V_{r1}/V_{i1} = (1 - Z_2/Z_1)/(1 + Z_2/Z_1) \quad (17)$$

$$V_{t1}/V_{i1} = 2/(1 + Z_2/Z_1) \quad (18)$$

式中 Z_1 为 ρ_1 ， A_1 ， C_1 的乘积； Z_2 为 ρ_2 ， A_2 ， C_2 的乘积。

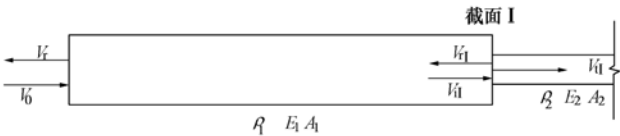


图 6 桩身缺陷模型图

Fig. 6 Model of pile defect

根据式 (15) 中速度波沿桩身的衰减规律，考虑由于桩顶是自由端而发生的速度波的叠加^[9]，则有

$$\frac{V_r}{V_0} = 2a_1 e^{a_2(t-t_0)} \frac{Z_1 - Z_2}{Z_1 + Z_2} \quad (19)$$

定义缺陷程度

$$\delta = 1 - A_2/A_1 \quad (20)$$

在桩侧土为均质土时，将桩身密度和波速的变化

等效考虑为截面积的变化，同时代入式 (5)，(15)，(16)，得到利用土剪切波速和桩顶响应进行缺陷量化分析的关系式

$$\delta = 2V_r/(V_r + 2e^{-(90.24e^{0.0055V_s} + 18.3)(t-t_0)}V_0) \quad (21)$$

在桩侧土为成层土时，假设各土层的剪切波速为 V_{sn} ，速度波自桩顶传播到第 n 层土底部时的时间为 t_n ，若在缺陷出现以前，桩侧土分为 k 层，则成层土中单缺陷桩进行缺陷量化分析的关系式

$$\delta = 2V_r/(V_r + 2e^{-\left[\begin{matrix} (90.24e^{0.0055V_{s1}} + 18.3)(t_1-t_0) + (90.24e^{0.0055V_{s2}} + 18.3)(t_2-t_1) + \dots + \\ (90.24e^{0.0055V_{sk}} + 18.3)(t_k-t_{k-1}) \end{matrix} \right]}V_0) \quad (22)$$

对成层土中多缺陷桩，若第 j 个缺陷反射波回到桩顶后幅值为 V_{rj} ，则第 j 个缺陷的缺陷程度关系表达式为

$$\delta_j = \frac{2V_{rj}}{V_{rj} + 2V_0 \prod_{m=1}^{j-1} \left[\frac{4(1-\delta_m)}{(2-\delta_m)^2} \right]^2 e^{2 \sum_{n=1}^k (-90.24e^{0.0055V_{sn}} - 18.3)(t_n - t_{n-1})}} \quad (23)$$

式 (21)，式 (22) 和式 (23) 应用于实际工程时对缺陷段长度有一定限制。依据现有的研究，利用动测曲线的入射波和反射波波幅在时域内分析基桩缺陷的临界缺陷长度 $l_d^* = CT/4$ ^[12]。当缺陷长度小于临界缺陷长度时，导致缺陷上下界面的反射波发生叠加，波峰点出现的时间以及幅值都发生变化，这时确定的缺陷程度存在一定误差。所以，式 (21)，式 (22) 和式 (23) 仅适用于缺陷长度大于临界缺陷长度时。

另外，在实际检测中桩径较大时，在桩顶存在三维效应。为了规避三维效应对幅值比的影响，应尽量在 $0.6R$ 附近处拾取速度信号，并尽量增大纵波波长与桩径的比值^[13]。

4 利用土剪切波速确定阻尼系数所带来的误差

在 1.3 节中，由剪切波速计算得到的阻尼系数值相对实测阻尼系数值存在一定误差。在缺陷的定量分析中，阻尼系数的误差最终将反映为确定的缺陷程度的误差。为了确定应用剪切波速确定阻尼系数的可行性，分析利用土剪切波速确定的阻尼系数进行缺陷定量分析所带来的误差。

假定均质土中桩存在单一缩颈缺陷，反射波波幅与入射波波幅比值为 0.2，反射波幅值出现时间与入射波幅值出现时间间隔为 0.003 s，利用实测剪切波速和式 (5) 确定阻尼系数进而进行缺陷定量分析。同时利用对应状态的实测阻尼系数进行缺陷定量分析。图 7 中描述了两种不同方法得到的缺陷程度。分析依据剪切波速得到的缺陷程度值相对依据实测阻尼系数得到的缺陷程度的误差，发现误差一般都在 10% 以内，最

大为 12.4%。所以,利用剪切波速确定阻尼系数有一定精度,是可行的。

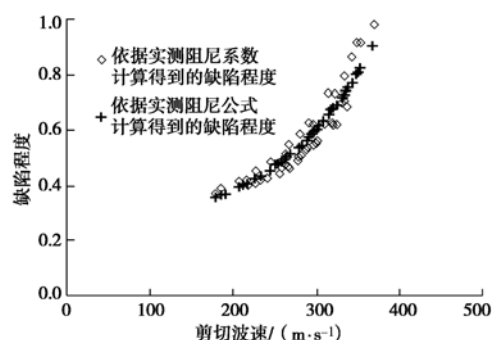


图7 两种方法得到的缺陷程度对比

Fig. 7 Comparison between defect degrees obtained by two methods

5 结 语

由于基桩检测在工程中所起的重要作用,进行基桩缺陷定量分析的相关研究是非常必要的。为了得到不同土土性参数与阻尼系数之间的关系,进行了桩土相互作用模型试验和对应应力状态的剪切波速试验,试验结果证明,对六种饱和土可以用一致的指数关系来描述阻尼系数随剪切波速的变化规律。通过正交试验分析,确定了影响速度波传播的主要因素,得到了速度波随时间沿桩身衰减的规律,利用此衰减规律和桩身缺陷处的能量分配特性,建立了仅与土剪切波速、波幅比、和时间有关的缺陷定量分析关系式。据此,分析了利用土剪切波速确定阻尼系数所带来的误差,结果表明利用剪切波速确定阻尼系数是可行的。

参考文献:

- [1] 黄理兴. 动测桩身完整性的新理念[J]. 岩石力学与工程学报, 2002, 21(3): 454 - 456. (HUANG Li-xing. New conception of pile integrity character by dynamic testing[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2002, 21(3): 454 - 456. (in Chinese))
- [2] KLINGMÜLLER O, KIRSCH F. A quality and safety issue for cast-in-place piles 25 years of experience with low-strain integrity testing in Germany: from scientific peculiarity to day-to-day practice[C]// DIMAGGIO J A, HUSSEIN M H. Current Practices and Future Trends in Deep Foundations. Reston, ASCE, Geotechnical Special Publication No 125, 2004: 202 - 221.
- [3] 柴华友. 桩土相互作用对基桩定量分析的影响[J]. 岩土力学, 1996, 17(4): 41 - 47. (CHAI Hua-you. Effect of pile-soil interaction on pile integrity quantitative analysis[J]. Rock and Soil Mechanics, 1996, 17(4): 41 - 47. (in Chinese))
- [4] 雷林源. 桩基动力学[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2000. (LEI Lin-yuan. Pile dynamics[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2000. (in Chinese))
- [5] NOVAK M, NOGAMI T, ABOUL-ELLA F. Dynamic soil reaction for plain strain case[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1978, 104(EM4): 953 - 959.
- [6] 柴华友. 波动理论在基桩完整性分析中的应用[J]. 振动工程学报, 1996, 9(3): 286 - 291. (CHAI Hua-you. Application of stress wave theory to quantitative analysis of pile integrity[J]. Journal of Vibration Engineering, 1996, 9(3): 286 - 291. (in Chinese))
- [7] LI D Q, ZHANG L M, TANG W H. Reliability evaluation of cross-hole sonic logging for bored pile integrity[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2005, 131(9): 1130 - 1138.
- [8] CHOW Y K, PHOON K K, CHOW W F, et al. Low strain integrity testing of piles: three-dimensional effects[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2003, 129(11): 1057-1062.
- [9] 王建华, 智胜英. 低应变条件下桩土相互作用的阻尼系数[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(9): 1800 - 1808. (WANG Jian-hua, ZHI Sheng-ying. Damping coefficients of pile-soil interaction with low strain[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(9): 1800 - 1808. (in Chinese))
- [10] HARDIN B O, BLANDFORD G E. Elasticity of particulate materials[J]. Journal of Geotech Engineering, 1989, 115(6): 788 - 805.
- [11] 洪毓康. 土质学与土力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 1999. (HONG Yu-kang. Soil texture and soil mechanics[M]. Beijing: China communications Press, 1999. (in Chinese))
- [12] 王雪峰, 陈培, 黄贻海, 等. 沿桩顶径向的动测三维效应分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(增1): 3209 - 3214. (WANG Xue-feng, CHEN Pei, HUANG Yi-hai, et al. Analysis of 3D effect of dynamic test along pile tip[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(S1): 3209 - 3214. (in Chinese))
- [13] 刘东甲, 刘煜洲, 王杰英. 单缺陷桩反射波法动测曲线峰-峰点反演的精度研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(8): 1383 - 1389. (LIU Dong-jia, LIU Yu-zhou, WANG Jie-ying. Study of peak-peak precision inversion for reflected wave testing curves of single defect piles[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(8): 1383 - 1389. (in Chinese))