

文章编号: 1000-7598-(2007)06-1095-08

PCC 桩低应变检测中的三维效应

费康¹, 刘汉龙², 张霆²

(1. 扬州大学 岩土工程研究所, 扬州 225009; 2. 河海大学 岩土工程研究所, 南京 210098)

摘要: 分析了低应变检测对 PCC 大直径薄壁混凝土管桩的适用性。对低应变中受瞬间冲击荷载作用的完整和缺陷 PCC 桩的动力响应进行了一维及三维有限元模拟, 详细研究了 PCC 桩低应变检测中的三维效应。研究结果表明: 除了一维应力波理论中的纵向振动外, PCC 桩顶所测的动力响应中还包含弯曲振动以及波在桩顶表面传播和内外边界上的反射的影响。在研究结果的基础上, 对 PCC 桩低应变检测试验中激振点和测点的最佳位置和如何合理分析试验结果给出了建议。

关键词: 现浇薄壁管桩; 低应变检测; 有限元

中图分类号: TU 435

文献标识码: A

Three-dimensional effects in low strain integrity test of PCC pile

FEI Kang¹, LIU Han-long², ZHANG Ting²

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Yangzhou University, Yangzhou 225009, China;

2. Institute of Geotechnical Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: The objective of this paper is to present a theoretical evaluation of the capabilities of low strain integrity tests in estimating the pile length and integrity of PCC pile, a type of large diameter thin-wall cast-in-place concrete pile. One-dimensional and three-dimensional finite element modelling are performed to gain an understanding of the dynamic response of intact and defective PCC pile subjected to impulse loads. The three-dimensional effects in low strain integrity test of PCC pile are studied in detail. The result shows that the impact response of a PCC pile is affected by bending vibration, longitudinal vibration and waves reflected between the side boundaries at the surface of pile top. Based on the numerical results, suggested guidelines for selection of the locations of the hammer impact point and the recording point and test results interpretation of this new type of pile are given.

Key words: thin-wall cast-in-place concrete pile; low strain integrity test; finite element method

1 引言

PCC 桩是一种在现场振动沉管所形成的环形空腔内浇注混凝土而成的素混凝土薄壁管桩^[1,2]。它的桩径较大(通常为 1.0~1.5 m), 混凝土强度等级通常为 C15~C25, 桩长可达 25 m, 因而其单桩承载力高, 目前主要用于承担竖向荷载。因为 PCC 桩壁较薄(通常为 120~200 mm), 若在施工过程中出现缩颈、断裂、夹泥等缺陷, 可能会造成 PCC 桩的承载力严重下降, 并造成过大的沉降。因此, 必须对工程桩的施工质量进行检测, 以便采取相应措施, 防止工程事故的发生。

低应变动力检测方法是目前检测桩长和桩身

完整性应用最多的方法^[3-5], 其理论基础是一维弹性杆纵波理论。这类方法易于操作, 对检测缩径、夹泥、空洞、断桩等完整性缺陷有一定的可靠性。对于 PCC 桩这种大直径、薄壁管桩, 一维应力波理论是否适用, 忽略 PCC 桩的三维效应是否合理, 是否会带来对桩长及桩身完整性的误判, 以及激振点和测点的位置对检测结果的影响是首先要回答的问题。目前, 研究者们主要通过数值计算来分析管桩低应变检测中的特点, 如陈凡等^[6]通过数值计算与试验速度曲线的对比分析研究, 提出了预制管桩顶面不同点激励速度峰值时间差的关系式。本文采用一维及三维有限元对完整桩和缺陷桩的低应变动力检测进行了数值模拟, 在时域和频域内对计算结果

进行了详细分析,明确了弯曲振动的影响。另外,分析了 PCC 桩桩长检测和桩身完整性检测对信号接受布点的不同要求,并对检测结果的合理分析提出了建议。

2 检测方法、原理简介

低应变动力检测方法是通过对桩顶施加脉冲激振荷载,桩身质点因受迫振动产生压缩应力波沿桩体向下传播,当此应力波遇到桩阻抗,发生变化的界面便会产生反射与透射。当桩身某处阻抗变大(扩颈等),反射波与入射波反相;当桩身某处阻抗变小(桩端、缩颈、断裂等),反射波与入射波同相。通过桩顶的传感器所记录的反射波的波形、振幅、频率及平均波速等分析,可综合判别桩的完整性,确定缺陷部位或桩长,从而对桩的质量作出综合评价。

对所测的桩顶动力响应分析可在时域内进行,即反射波法(sonic echo method);也可在频域内进行,即冲击反应法(impulse response method)、机械阻抗法等。在时域法中,通过分析桩顶速度反应波形,按照式(1)可计算桩长或桩阻抗改变的界面深度:

$$L = V_c t / 2 \quad (1)$$

$$V_c = \sqrt{E / \rho} \quad (2)$$

式中: L 为桩长或阻抗改变界面距桩顶的距离; V_c 为纵波在桩身中的传播速度; t 为桩顶入射波与界面反射波的时间差; E 为桩身材料的弹性模量; ρ 为桩身材料的密度。

在频域法中,除了记录桩顶速度曲线之外,还需通过安装在手锤上的力传感器测量冲击荷载波形。通过快速傅立叶变换(FFT)得到响应的速度频谱 $V(\omega)$ 和力频谱 $F(\omega)$,两者相除可得到桩的导纳幅频曲线 $V(\omega)/F(\omega)$ 。由于桩在某些特定的频率下会发生共振,即桩的导纳曲线存在一系列的谐振峰,完整桩的导纳曲线波峰间隔均匀,曲线幅度整齐。根据一维应力波理论,可计算桩长或桩阻抗改变的界面深度:

$$L = V_c / (2\Delta f) \quad (3)$$

式中: Δf 为相邻谐振峰所对应的频率之差。

3 数值模型

3.1 材料模型

本文的研究重点是 PCC 桩几何形状引起的三维效应,为了得到清晰的反射波波形,分析中不考虑土体的存在,PCC 桩考虑为不受任何约束的均质

圆环柱体。

由于锤击荷载引起的应变很低,混凝土材料可模拟为均质线弹性材料,且忽略材料的阻尼作用。混凝土的密度 ρ 取为 2.4 g/cm^3 ,弹性模量 E 为 38.4 GPa ,泊松比 ν 为 0.2 。则根据式(2)对应的纵波波速为 4000 m/s ,P 波速度 V_p 为 4216 m/s ,S 波速度 V_s 为 2582 m/s ,R 波速度 V_R 为 2352 m/s 。

3.2 几何模型

本文计算方案考虑了一系列的桩尺寸的组合,具体为:壁厚 w 为 120 mm ,桩长 L 保持为 10 m 时,外径 D 分别取为 $0.5, 0.75, 1.0, 1.25 \text{ m}$; 外径 D 保持为 1.0 m 时,桩长变化为 $5, 10, 15 \text{ m}$ 。对各种计算方案,同时采用了一维及三维有限元进行计算分析。

在一维模型中,桩体采用两节点杆单元。三维模型中,桩体划分为 8 节点等参单元,利用对称性,沿锤击荷载作用范围中心线取一半模型进行分析,图 1 是 PCC 桩横截面的典型单元划分。为研究桩顶不同位置记录的动力反应之间的差异,在桩顶表面共设置 A, B, C, D, E 5 个测点。这 5 个测点都位于桩环的中心线上,各测点与桩中心连线与激振点和桩中心连线的相对角度 θ 分别为 $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ, 180^\circ$ (见图 2)。

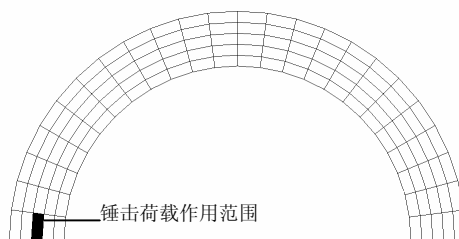


图 1 PCC 桩横截面网格划分
Fig.1 Finite element mesh of PCC pile

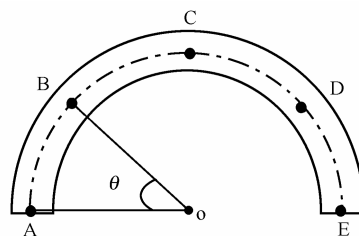


图 2 测点位置分布
Fig.2 Location of receiving points

3.3 荷载条件

本文分析中,低应变检测中手锤半径取为 2.5 cm ,冲击荷载 $p(t)$ 近似模拟为正弦压力波:

$$p(t) = p_0 \sin(\pi t / T_d), \quad 0 \leq t \leq T_d \quad (4)$$

式中: p_0 为锤击峰值压力, 取为 5 000 kPa; T_d 为锤击作用持续时间, 为 1×10^{-3} s。

锤击荷载随时间变化的曲线见图 3, 图 4 是相对应的力频谱图。由图可见, 锤击荷载的持续时间 T_d 决定了冲击荷载的频谱, 锤击荷载引起的能量主要集中在 $(0 \sim 1/T_d)$ 的频率范围之内, 本次分析中为 $0 \sim 1\,000$ Hz, 采样间隔为 0.025 ms, 总的计算时间为 25.6 ms。

在一维模型中, 冲击荷载简化为随时间正弦变化的集中荷载, 最大值为 9.8 kN。三维模型中, 冲击荷载模拟为作用在桩顶特定位置的单元表面的正弦压力波。由于材料为线弹性模型, 荷载的绝对值大小并不影响分析结果的正确性。

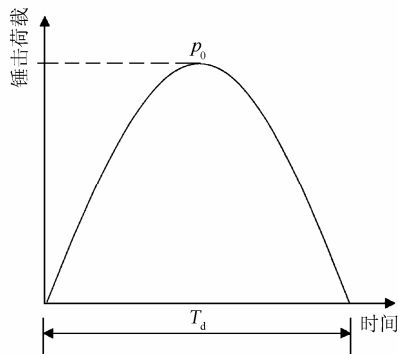


图3 正弦锤击荷载
Fig.3 Sinusoidal hammer impact load

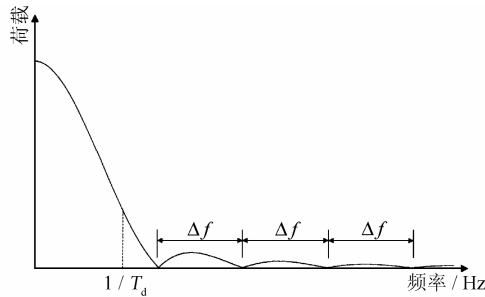


图4 锤击荷载的频谱
Fig.4 Frequency spectrum of hammer impact load

4 完整 PCC 桩的动力响应

4.1 时域分析

图 5 给出了 $L = 10$ m, $D = 1.0$ m 时中桩顶 C 点的速度-时域曲线。由图可见, 由于桩的有限元网格划分造成波沿桩身传播的不连续, 三维有限元分析得到的速度波形中存在着高频波动分量, 因而难以确定桩端反射波到达桩顶测点的时间, 也无法对桩长及桩身完整性作出合理的评价。然而在实际现场检测信号采集的过程中, 高频噪声分量会被一宽频滤波器滤波。为模拟实际情况, 笔者在分析中采取

了低通滤波 Lowpass 过滤器消除速度记录中高频噪声, 过滤后的速度-时域曲线同时绘于图 5 中, 由图可见, 过滤后的速度波形曲线光滑, 反射波波峰清晰, 更易于解释。

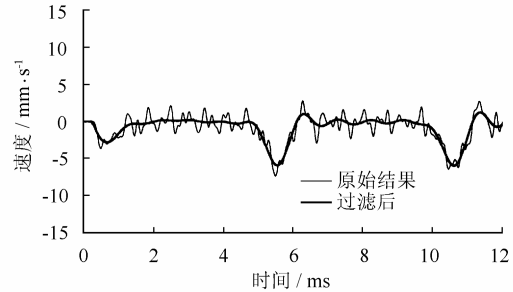


图5 C点过滤前后速度曲线
Fig.5 Original and filtered velocity history at point C

桩顶不同位置的测点 A, B, C, D, E 过滤后的速度时域曲线见图 6。为了研究三维效应, 图 6 同时给出了一维有限元的分析结果。一维有限元计算结果代表了一维应力波理论: 锤击引起的压缩应力波在桩底自由端反射为大小、形状相同的拉伸波向上传播, 传播到桩顶自由端后经过再一次的反射为向下传播的压力波, 此时顶速度为初始入射波的 2 倍。若不考虑阻尼作用, 上述过程将在桩身中不断重复。由一维模型计算所得的桩端反射波第 n 次到达桩顶的时间清晰可辨, 且与一维应力波理论值 TR_n 相吻合, 即

$$TR_n = n(2L/V_c) \quad (5)$$

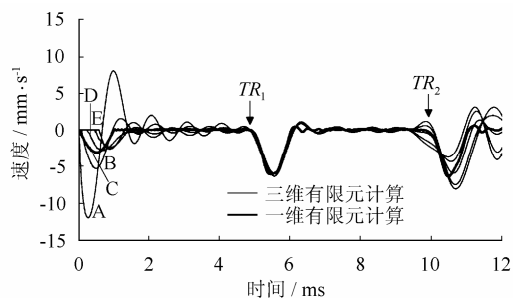


图6 桩顶各测点速度曲线
Fig.6 Filtered velocity histories at the PCC pile head

一维模型中隐含着平截面假设, 即假设桩横截面上各点的动力响应完全相同, 锤击荷载也被简化为作用在整个桩顶范围。然而对于大直径薄壁 PCC 管桩而言, 锤击荷载作用在桩截面一侧的桩壁, 一维简化忽视了荷载的不对称性, 三维模型更能反映低应变检测中 PCC 桩的真实动力响应。三维分析结果与一维应力波理论之间的差异正反映了 PCC 桩低应变检测中的三维效应。

根据固体中的弹性波理论, 锤击荷载在桩身中引起的应力波包括压缩波 P 波, 剪切波 S 波和表面瑞利波 R 波。沿着桩顶平面传播时, 这些波在桩壁的内外表面发生一系列折射和发射, 同时由于 PCC 桩的桩壁相对于波长很小, 沿着桩壁径向由内向外, 速度近似均匀, 因而应力波在 PCC 桩表面的传播可近似视为沿桩壁中心线弧向前传播。正如图 6 所示, 距激振点不同距离 (即不同的相对圆心角 θ) 的各测点 A, B, C, D, E 受到激振作用产生波动的时间与激振点相比有不同程度的滞后, 但各点滞后的时间间隔并不均匀。这是因为在 P 波、S 波和 R 波中, P 波速度最快, S 波速度比 R 波的速度略高, 桩顶平面离激振点某一距离的点将首先受到 P 波的激发, 随后是 S 波和 R 波。但由于 P 波导致的桩顶面质点竖向运动速度小、衰减快, 且 R 波占激振能量的大部分, P 波所占激振能量较小, 因而距离激振点稍远的质点的激振速度主要受速度较慢的 R 波和 S 波的影响。另外, 当速度较慢的 R 波从一侧环向还未传播到 E 点时, 速度较快的 S 波和 P 波已经通过另一侧环向到达相同的位置, 也造成了滞后时间间隔的不均等。

虽然各测点收到激励的时刻有不同程度的滞后, 但桩端反射波到达各点的时间是一致的, 并与理论到达时间 TR_1 相吻合, 各点的反射波峰大小均与一维应力波理论相同, 表明在一定深度以下, P 波的传播平截面假设是成立的。若按通常的做法, 按照入射波-反射波确定的波在桩身中的传播时间小于实际情况。以 E 点为例, 滞后时间为 0.625 ms, 已知波速 4 000 m/s, 则按照式 (1) 所确定的桩长位置将比实际桩长短 1.25 m。因此, 在以确定桩长为主要目的的低应变检测中, 传感器安装的位置应尽量靠近激振点。

三维分析结果的另外一个显著的特点是与一维应力波理论相比, 激振点附近 (如 A 点和 B 点) 的速度波形的初始激励波的波峰幅值较高, 波峰的宽度相对较窄。速度在第一个波峰之后改变方向, 出现一个反相波峰。若按一维应力波理论解释, 则意味着桩顶浅部桩阻抗增加, 存在着扩颈现象, 则对桩的完整性会作出错误的判断。而距离激振点一定距离的 C, D, E 点, 反相反射波峰不再存在, 速度波形与理论情况相接近, 表明在以检测桩身完整性为主要目的的低应变检测中, 传感器应与激振点保持一定距离, 相对圆心角应大于 45° 。这与 Chow 等^[7]针对桩直径大于 0.4 m 的低应变检测给出的建议: “传感器距桩中心的距离应大于 0.5 倍半径”

类似。另外, 与一维应力波理论相比, 桩顶各点的速度波形都存在不同程度的波动, 即存在一系列小的波峰和波谷。注意到 A, B 两点与 D, E 两点的波动反相, C 点速度曲线相对平滑, 表明桩横截面上存在着某种对称于 C 点的波动。随后的频域分析中表明造成这种现象的原因是 PCC 桩的弯曲振动。

图 7 是桩外径 $D = 1.0$ m 时不同桩长下的 A 点的归一化速度曲线, 图 8 是桩长 10 m 时不同桩径下的 A 点归一化速度曲线, 图中的 v^* 是由式 (6) 给出的一维应力波理论速度, $TR_1 - L 5$ m 代表桩长 5 m 情况下桩端反射波第一次到达桩顶时间的一维应力波理论值, 其他符号意义类似。

$$v^* = F / z \quad (6)$$

式中: F 为锤击荷载 (kN); z 为桩的波阻抗, 定义为 $\rho V_c A$, 其中 A 是桩的截面积。

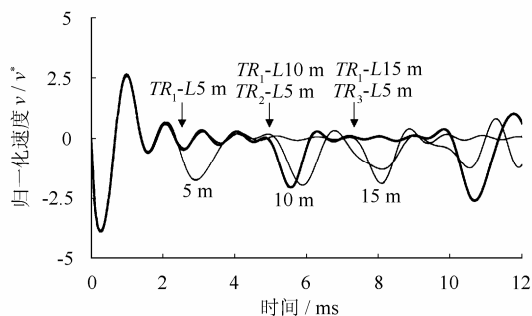


图 7 不同桩长下 A 点速度曲线

Fig.7 Velocity histories at point A at various pile lengths

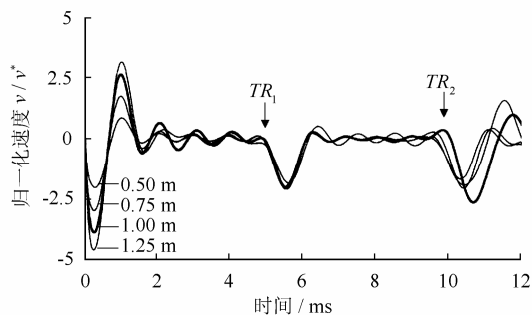


图 8 不同半径下 A 点速度曲线

Fig.8 Velocity histories at point A at various pile diameters

图 7 和图 8 表明, 激振点附近出现的这种反相波峰与桩长无关, 只与桩的半径有关系。桩的半径越大, 手锤与桩的半径比越小, 三维效应越显著, 造成的波峰峰值越大。图 7 中各桩长下 A 点的速度曲线, 在桩端反射波到达桩顶互相吻合, 表明速度曲线的波动与主要是波在桩顶表面各边界反射、折射、叠加的结果。值得注意的是, 对于桩长较短的情况 (如 5.0 m), A 点速度曲线存在的波动掩盖了桩端反射波, 无法确定反射波的到达时间, 在低应

变检测中将无法确定桩的长度。

图 9 和图 10 分别是不同桩长和不同桩径下 C 点的归一化速度曲线。与其他各点相比, C 点速度曲线波动很小, 更贴近一维应力波理论, 尤其是最重要和有实际意义的桩端反射波第一次到达桩顶之前这一段时间内。对于桩长 5.0 m 的情况, 也可容易地确定桩端反射波的到达时刻。与图 7 类似, 图 9 中各桩长下 C 点的速度曲线, 在桩端反射波到达桩顶互相吻合。图 10 表明, 不同桩径下 C 点的初始激励时刻延迟略有不同, 但桩端反射波到达桩顶的时刻和反射波的波形是完全相同的。图 6、图 9 和图 10 都表明 C 点的速度曲线平滑、波动小, 入射波和反射波波峰明显, 最符合一维应力波理论。因此, 对以检测 PCC 桩桩身完整性为主要目的的低应变检测中, 传感器的最佳位置应与激振点之间呈 90° 夹角。

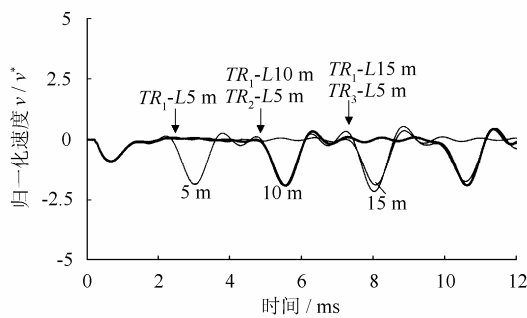


图 9 不同桩长下 C 点速度曲线

Fig.9 Velocity histories at point C at various pile lengths

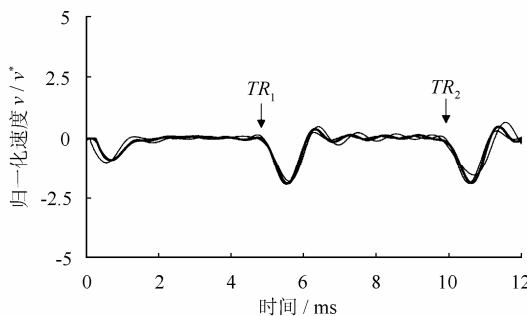


图 10 不同半径下 C 点速度曲线

Fig.10 Velocity histories at point C at various pile diameters

4.2 频域分析

频域分析可从振型的角度中进一步分析 PCC 桩低应变检测中动力响应的特点。由于 B 点和 D 点的速度响应分别与 A 点和 E 点相类似, 图 11 和图 12 给出了 $L=10\text{ m}$, $D=1.0\text{ m}$ 时的点 A, C, E 处速度频谱及对应的导纳曲线 ($V(\omega)/F(\omega)$)。为了便于比较, 一维有限元计算所得的结果也同时绘于

图中。

一维有限元计算所得的桩导纳曲线存在一系列等幅等频率间隔的共振峰, 共振峰频率间隔 $\Delta f=200\text{ Hz}$, 与利用式 (3) 所得的理论值相等。

与一维结果相比, A 点和 E 点处的导纳曲线同样存在一系列频率间隔近似为 200 Hz 的共振峰, 但波的幅值随频率增加而略有增大。另外, 在这些等间隔的共振峰之间, 还存在一些对应于速度-时域曲线上的波动现象的低幅值小峰。从振型的角度出发, 可解释如下。

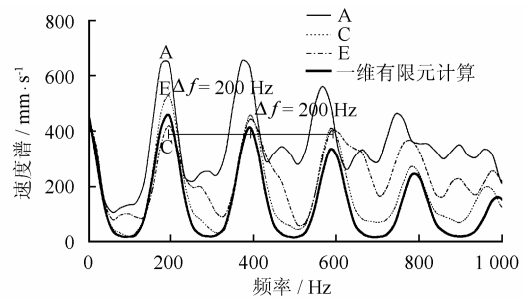


图 11 桩顶各点的速度频谱

Fig.11 Velocity spectra at the PCC pile head

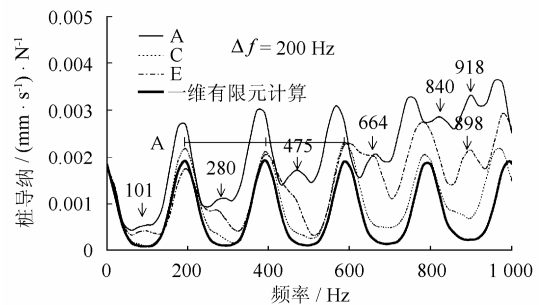


图 12 桩顶各点的导纳曲线

Fig.12 Mechanical admittance curves at the PCC pile head

一维应力波理论中, 桩端基础无限柔性 (或不考虑桩端土的存在) 的自由桩受激振荷载作用后产生纵向振动, 其第 n 阶振型对应的频率为

$$f_n = n \frac{V_c}{2L}, \quad (n=0,1,2,\dots) \quad (7)$$

实际上, 在 PCC 桩低应变检测中, 由于 PCC 桩的特殊几何形状, 锤击荷载只能作用于一侧的桩壁, 桩身受到偏心荷载作用, 在 PCC 桩产生纵向振动的同时, 也会产生横向振动和弯曲振动。这些振动均有对应的振型及频率, 所有被激励的振型将对速度频谱及桩导纳曲线产生影响。注意到横向振动对纵向速度影响很小, 因此, PCC 桩的动力响应主要受纵向振动和弯曲振动控制。

为了验证弯曲振动的存在及弯曲振型的影响,

笔者将 PCC 桩划分为 2 节点梁单元, 进行了一个简化的弯曲振型模态分析。如前所述, 由于冲击荷载产生的能量主要集中在 0~1 000 Hz 的频率范围之内, 只有对应于这个频率范围内的振型会被激发, 因而图 13 只给出相应频率范围内的 12 个弯曲振型及对应的频率。由于频率分辨率的原因, 第一弯曲振型对应的频率在桩导纳曲线中并不明显, 但其他频率在图 11 和图 12 上清晰可见。A, E 两点导纳曲线的低幅共振峰对应的频率分别为 101, 280, 475, 664 Hz, 接近于图 13 中的振型 (b), (d), (f), (h) 对应的频率 107, 284, 481, 680 Hz。振型 (c), (e), (g), (i), (l) 相对应的频率分别是 191, 381, 581, 775, 976 Hz,

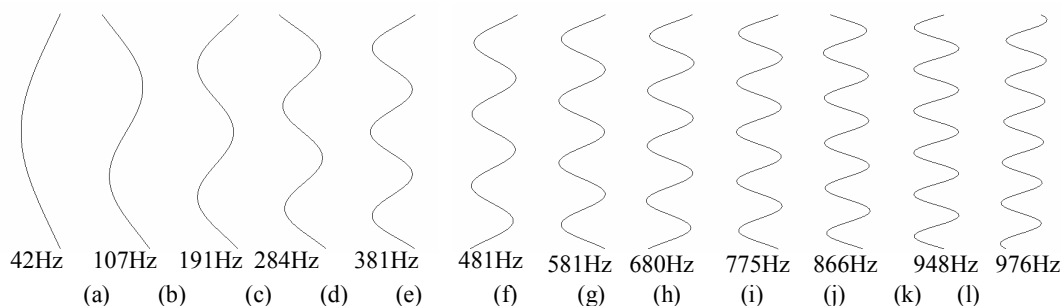


图 13 两端自由 PCC 桩的前 12 阶弯曲振型
Fig.13 First twelve bending modes of free-end PCC pile

点 C 位于弯曲振动的中性面上, 弯曲振动不造成该点的竖向运动, 因此, 是受弯曲振动影响最小的点, 这也解释了 C 点的速度-时域曲线最符合一维应力波理论的原因。图 14 和图 15 分别是不同桩长和桩径下 C 点的桩导纳曲线。由图可见, C 点导纳曲线的共振峰波幅近似相等, 频率间隔大小符合一维应力波理论, 如 5 m 桩长, $\Delta f = 400$ Hz; 10 m 桩长, $\Delta f = 200$ Hz; 15 m 桩长, $\Delta f = 133$ Hz。随着桩径增加, 桩的波阻抗也增加, 因而共振峰波幅随之减小, 但共振峰的频率间隔是保持不变的。

综上所述, PCC 桩在瞬间动力荷载作用下的动力响应包含弯曲振动和纵向振动, 以及波在桩顶表面传播引起的共振峰。与激振点相对圆心角 $\theta =$

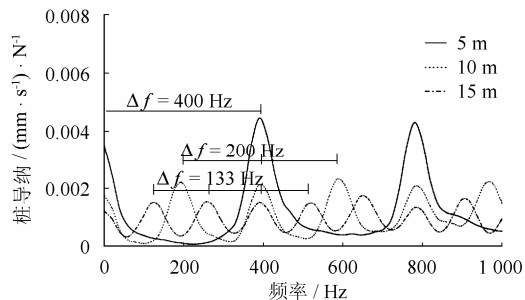


图 14 不同桩长下 C 点的导纳曲线
Fig.14 Mechanical admittance curves at point C at various pile lengths

775, 976 Hz, 这些频率值略小于纵向振动振型对应的频率 200, 400, 600, 800, 1 000 Hz。与一维应力波理论相比, 桩导纳曲线的共振峰收到两种振动的耦合影响, 造成纵向共振峰幅值增加, 且略向左偏移。在 A 点的导纳曲线中, 在 800~1 000 Hz 之间还存在两个共振峰, 分别对应于 840, 918 Hz, 分别对应于 S 波和 R 波沿桩壁环向传播所对应的共振频率 $\frac{V_s}{\pi(D-w)} = 851\text{Hz}$ 和 $\frac{V_R}{\pi(D-w)} = 934\text{Hz}$ 。在点 E, 一侧的波和通过桩壁另一侧传播的波在边界的反射, 波动现象更复杂, S 波和 R 波引起的共振峰叠加在一起, 呈现单个共振峰, 对应频率为 898 Hz。

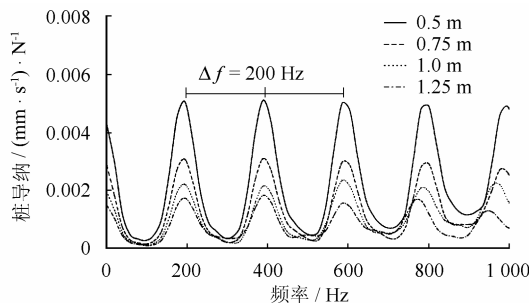


图 15 不同半径下 C 点导纳曲线
Fig.15 Mechanical admittance curves at point C at various pile diameters

90° 夹角处受三维效应影响最小。

5 缺陷 PCC 桩的动力响应

为分析低应变检测对 PCC 桩桩身缺陷检测的能力, 笔者设计了一组缺陷桩。桩长 $L = 10$ m, 外径 $D = 0.5$ m, 壁厚 $w = 120$ mm。桩身材料性质与第 4 节中相同。桩顶以下 4 m 是一长度为 0.6 m 的低模量混凝土区, 占桩横截面面积的 100%, 其弹性模量为 384 MPa, 其余参数不变, 则低模量区纵波波速降为 400 m/s, 为正常混凝土的纵波波速的 1/10。

图 16 分别是点 C 的完整桩和缺陷桩的速度-时

域曲线的比较。速度-时域曲线清晰的显示波在缺陷顶面产生反射。需要注意的是,由于波在桩表面传播导致的滞后现象,根据已知波速推导的缺陷深度较真实情况略浅。考虑到波在缺陷区的不同传播速度及缺陷区的长度,缺陷桩桩端反射波到达桩顶的理论时间应为 7.7 ms,其位置标于图 16 中。由图可知,缺陷桩的桩端反射波难以辨别,在本文分析的情况下,缺陷反射波覆盖了桩端的反射波,难以确定缺陷桩的桩长。在其余位置的测点,由于完整桩的速度-时域曲线本身就存在一些波动,这些波动可能会影响到缺陷的识别,尤其是激振荷载施加处的 A 点(见图 17)。由于低模量区的存在,初始激振速度波峰值有所增加,缺陷顶面的反射与速度本身的波动叠加在一起,无法准确判断缺陷的存在及深度,桩端反射波同样也无法识别。

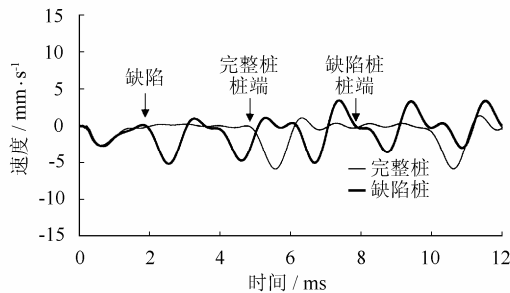


图 16 完整桩和缺陷桩 C 点的速度时域曲线比较

Fig.16 Comparison of velocity histories at point C of intact and defective piles

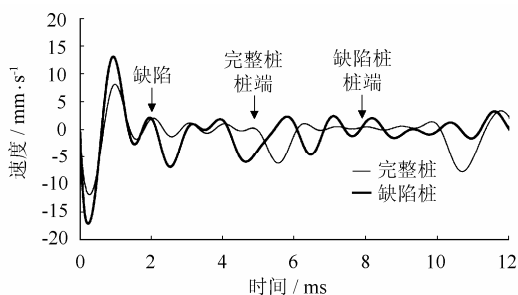


图 17 完整桩和缺陷桩 A 点的速度时域曲线比较

Fig.17 Comparison of velocity histories at point C of intact and defective piles

进一步在频域中分析,图 18 和 19 分别给出了点 C 和点 A 的完整桩和缺陷桩的导纳曲线的比较。由图可见,缺陷桩 C 点的导纳曲线呈现两个明显的大的共振峰,波峰幅度随频率增加而增加,频率间隔为 480 Hz,由式 (3) 确定缺陷的深度为 4.16 m,误差仅为 $(4.16-4)/4 = 4\%$ 。缺陷桩 A 点的导纳曲线在 400~1 000 Hz 之间存在 4 个幅值相当的共振峰。由于缺陷区的抗弯刚度降低较多,原来在完整

桩导纳曲线上对应于弯曲振动的共振峰幅值大幅增加,对应的频率也略有改变。但在实际检测中,是很难区分幅值相当的共振峰究竟是由桩身缺陷处的反射还是由于弯曲振动造成的,因此,也就无法判断缺陷的位置。

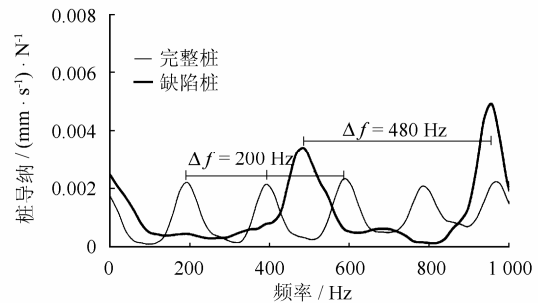


图 18 完整桩和缺陷桩 C 点的速度时域曲线比较

Fig.18 Comparison of mechanical admittance curves at point C of intact and defective piles

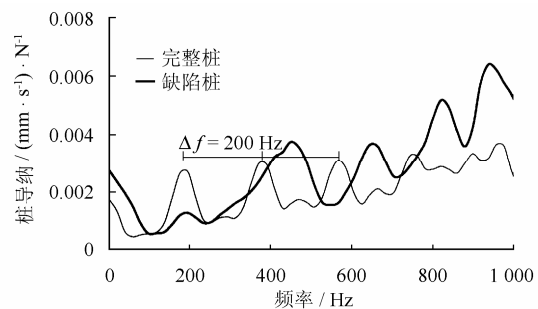


图 19 完整桩和缺陷桩 A 点的速度时域曲线比较

Fig.19 Comparison of mechanical admittance curves at point C of intact and defective piles

6 结 论

对完整和缺陷 PCC 桩的低应变检测数值模拟结果及在时域和频域中的分析表明,通过选择合适的激振点和接受点的位置,低应变检测方法可适用于 PCC 桩桩长及桩身质量检测,具体结论如下:

(1) 距激振点不同距离的测点接受的初始激振波与激振点相比存在不同程度的滞后,但各点的桩端反射波到达桩顶的时刻一致,造成入射波和界面反射波时间差略小,因而预测的桩长或界面位置浅于实际情况。若以确定桩长为主要目的,传感器安装的位置应尽量靠近激振点。

(2) PCC 桩的低应变检测中存在明显的三维效应,桩顶所测的动力响应包含弯曲振动和纵向振动,以及波在桩顶表面传播内外边界上的反射影响。研究表明,与激振点相对圆心角为 90° 的位置受弯曲振动的影响最小,且不存在激振点附近紧接着初始激振波的反相波峰现象,最符合一维应力波理论。

(3) 波在缺陷界面的反射可能会掩盖桩端反射波的波形。同时,若传感器安装在激振点附近,速度-时域曲线本身的波动将会影响缺陷的正确识别,若以桩身完整性检测为主要目的,传感器设置点宜与激振点相对圆心角成 90° 。

(4) 实际低应变检测中,速度曲线波形不仅反映桩身阻抗变化情况,还反映桩周土质的相关信息。因此,桩壁内的土塞对低应变检测结果的影响是后期研究的目标。

参考文献

- [1] 刘汉龙,费康,马晓辉,等. 振动沉模大直径现浇薄壁管桩技术及其应用(I): 开发研制与设计理论[J]. 岩土力学, 2003, 24(2): 164—198.
LIU Han-long, FEI Kang, MA Xiao-hui, et al. Cast-in-situ concrete thin-wall pipe with vibrated and steel tube mould technology and its application(I): Development and design[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2003, 24(2): 164—198.
- [2] 刘汉龙,郝小员,费康,陈永辉. 振动沉模大直径现浇薄壁管桩技术及其应用(II): 工程应用与现场试验[J].

岩土力学, 2003, 24(3): 372—375.

- LIU Han-long, HAO Xiao-yuan, FEI kang, et al. Field pour concrete thin wall pile technology and its application(II): Application and in-situ test[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2003, 24(3): 372—375.
- [3] 徐攸在. 桩的动测新技术(第二版). 北京: 中国建筑工业出版社, 2003.
- [4] Finn R J, Gasman S L. Impulse evaluation of drilled shafts[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 1998, 124(10): 965—975.
- [5] Hearne T M, Stokoe K H and Reese L C. Drilled-shaft integrity by wave propagation method[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1981, 107(10): 1 327—1 344.
- [6] 陈凡,徐天平,陈久照,等. 基桩质量检测技术[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003.
- [7] 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): 1 057—1 062.

上接第 1094 页

参考文献

- [1] 谢定义,齐吉琳,朱元林. 土结构性参数及其与变形强度的关系[J]. 水利学报, 1999, (10): 1—6.
- [2] 沈珠江. 土的结构数学模型[J]. 岩土工程学报, 1996, 18(1): 95—97.
- [3] Rouainia M, Muir Wood D. A kinematic hardening model for natural clays with loss of structure[J]. **Geotechnique**, 2000, 50(2): 153—164.
- [4] Kavvas M, Amorosi A. A constitutive model for structured soils[J]. **Geotechnique**, 2000, 50(3): 263—273.
- [5] 沈珠江. 结构性黏土的弹塑性损伤模型[J]. 岩土工程学报, 1993, 15(3): 21—28.
- [6] 沈珠江. 结构性黏土的非线性损伤力学模型[J]. 水利水运科学研究, 1993, (3): 247—255.
- [7] 沈珠江. 结构性黏土的堆砌体模型[J]. 岩土力学, 2000,

21(4): 1—4.

- SHEN Zhu-jiang. A masonry model for structured clays[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2000, 21(4): 1—4.
- [8] 蒋明镜,沈珠江. 结构性黏土试样人工制备方法研究[J]. 水利学报, 1997, (1): 56—61.
- [9] Callisto L, Calabresi G. Mechanical behavior of a natural soft clay[J]. **Geotechnique**, 1998, 48(5): 495—513.
- [10] Mitchell R J. On the yielding and mechanical strength of Leda clays[J]. **Can. Geotech. J.**, 1970, 7(3): 297—312.
- [11] McRostie G C, Burn K N, Mitchell R J. The performance of tied-back sheet piling in clay[J]. **Can. Geotech. J.**, 1972, 9(3): 206—218.
- [12] Sangrey D A. Obtaining strength profiles with depth for marine soil deposits using disturbed samples[J]. **ASTM Special Technical Publication**, 1972. 106—121.