doi: 10.11720/wtyht.2026.0081
杜立志, 梁子豪, 任念, 等. 基于可控震源扫频振动的地基刚度测试方法[J]. 物探与化探, 2026, 50(5): 1000−1006. https://doi.org/10.11720/wtyht.2026.0081
Du L Z, Liang Z H, Ren N, et al. A preliminary study on foundation stiffness testing method based on controlled-source frequency sweep vibration[J]. Geophysical and Geochemical Exploration, 2026, 50(5): 1000−1006. https://doi.org/10.11720/wtyht.2026.0081

基于可控震源扫频振动的地基刚度测试方法

杜立志[1], 梁子豪[1], 任念[1], 王艳龙[2]
(1. 吉林大学 建设工程学院, 吉林 长春 130061; 2. 中水东北勘测设计研究有限责任公司, 吉林 长春 130061)

摘 要: 针对浅层地基低频动刚度及其频变特征原位测试需求, 本文建立了可控震源连续扫频与垂向速度导纳相结合的识别方法。在人工压实地基与原状土地基上开展 10~110 Hz 竖向扫频试验, 由重锤及激振板加速度反算激振力, 并在 20 Hz 以下频段由导纳换算动刚度。对两类地基分别进行三次重复及 10、20、40、60 Hz 起始扫频试验, 在扫描频率范围内导纳曲线吻合良好, 并获取了两类地基随振动频率在 10~20 Hz 频段内的动刚度数值变化, 两类地基动刚度均随频率升高而降低, 压实地基变化幅度更大。该方法可获取低频振动条件下地基等效动刚度, 用于不同处理状态下地基的动力对比评价, 同时为小应变条件下的地基动力参数评估提供了一种现场测试技术路径。

关键词: 地基动刚度; 机械阻抗法; 可控震源
中图分类号: TU43; P31 **文献标识码**: A **文章编号**: 1000-8918(2026)05-1000-07

0 引言

地基在动力荷载作用下的响应特性是土动力学与土—结构相互作用研究的核心内容, 直接关系到基础稳定性评价与振动敏感型工程的动力设计需求。相关研究最早可追溯至弹性半空间理论框架。Lysmer 等[1] 基于经典弹性半空间模型, 推导了刚性基础在垂向简谐荷载下的动力阻抗公式, 指出地基动刚度在低频段主要受土体弹性模量控制, 惯性项与辐射阻尼的贡献相对较弱。Gazetas[2] 进一步系统汇总了地面及埋置基础在不同振型(垂向、水平、摇摆)下的动态阻抗函数, 形成了较为系统的基础动力参数化方法体系。上述研究奠定了基础—地基动力相互作用的理论基础, 并为后续导纳分析方法在基础与地基中的应用提供了重要依据。

随着试验技术与数值模拟手段的不断发展, 浅基础及地基土体的动力行为研究取得了更为系统的进展。在模型试验与数值仿真方面, Abed Hasen 等[3] 通过在加筋砂土中开展浅基础动力沉降试验, 揭示了基础刚度与加载频率之间的耦合关系, 指出土体结构性及加筋效应会影响低频段动刚度的衰减规律, 但整体仍可用弹性半空间模型近似描述。Madaschi 等[4] 基于全尺寸动力加载试验对风塔基础的动态刚度进行了实测校核, 发现尽管实际土体存在非线性与孔隙演化效应, 其低频范围内的动刚度仍与半空间理论预测具有良好一致性。类似地, Gil 等[5] 通过砂土地基物理模型试验验证了基础动刚度随频率上升而降低的特征, 并指出低频段响应受土体剪切模量主导, 辐射阻尼影响有限。Hakro 等[6] 进一步采用有限元方法分析了不同荷载与土体条件下的浅基础动力响应, 其结果与物理试验结果吻合, 证实了低频动刚度的频率依赖特性。

在现场试验中, Tileylioglu 等[7] 通过在大型现场试验结构上对浅基础施加低频强迫振动, 在低频段识别浅基础动刚度与阻尼, 验证了半空间模型对现场阻抗识别的适用性, 并揭示不同振型下刚度、阻尼的频率依赖性。Amendola 等[8] 依托全尺寸土—结构相互作用试验, 综合强迫振动、环境振动等多种方式识别基础阻抗函数, 发现共振附近阻抗值对试验类

收稿日期: 2026-04-03; **修回日期**: 2026-07-31
基金项目: 国家重点研发计划项目 (2018YFC0603203)
第一作者: 杜立志(1979−), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事工程物探方法与仪器研究工作。Email: dulizhi98@jlu.edu.cn

型与解释模型不敏感, 与解析与数值解吻合较好, 表明全尺寸现场试验可重复地用于标定基础动力阻抗。Li 等[9] 针对扫频信号激励建立了振动机—地基耦合振动模型, 将板—地接触简化为等效动力刚度与阻尼, 揭示板—地相互作用及低频带宽对动力响应的影响。de Silva 等[10] 通过对比不同现场测试的导纳—阻抗识别程序, 提出了在低频段优化地基动刚度计算的频域反演方法。导纳识别在国内的研究主要集中在桩基与基础检测中的应用。刘建磊等[11] 通过实测动刚度研究桥桩承载能力, 指出动刚度能够有效反映基础工作状态, 并与静载试验结果具有良好相关性。张春毅等[12] 将瞬态阻抗法用于高铁 CA 砂浆层脱空检测, 表明导纳曲线低频段的斜率能够敏感反映基层脱空或接触状况的变化。朱川[13] 对阻抗法的发展与应用进行了系统总结, 指出其在低频段响应较稳定, 并对整体刚度变化较敏感。现有研究多面向桩—土体系或轨道多层结构, 针对激振板下浅层天然地基的导纳识别研究仍相对有限。

综上, 从理论模型的经典研究, 到近年来试验验证、数值仿真与现场试验的研究均表明: 地基—基础体系在工程相关的低频段内, 其动力响应主要受弹性刚度控制, 适宜采用阻抗或导纳方法进行动刚度表征。然而, 将可控震源扫频激励与机械阻抗法结合用于地基原位动刚度测试的研究仍相对不足, 尤其是在低频段导纳稳定性、不同地基条件下的适用性验证及结果的工程解释方面仍缺乏系统研究。本文针对浅层地基低频等效动刚度的原位测试需求, 将可控震源连续扫频激励与机械阻抗法中的垂向速度导纳分析相结合, 建立了一套现场测试与识别地基动刚度的方法, 为浅层地基垂向等效动刚度识别提供了一种可工程化应用的途径。

1　理论基础与计算方法

1.1　地基作为弹性半空间的动力响应特征

地基土体可视为在水平与竖向方向无限延伸的弹性半空间, 其动力响应机理与具有明确几何边界的有限长结构(如桩基)存在本质差异。经典半空间理论指出, 半空间受动态荷载作用时, 其能量主要以波动形式向介质内部辐射, 不会形成类似梁、桩等有限结构中常见的固有模态与共振峰。因此, 地基的动力响应呈现连续、平滑、无尖锐峰值的阻抗特征[14]。

在频域分析框架下, 将基础视为刚性板置于均质、各向同性弹性半空间上。阻抗的复数分解可写为实部和虚部, 实部包含刚度项及惯性修正项, 虚部主要对应阻尼项, 与导纳互为倒数。基础—半空间体系的垂向动态阻抗可表示为[1-2]:

$$Z(\omega)=\frac{P(\omega)}{U(\omega)}=K(\omega)+\mathrm{i}\omega C(\omega)-\omega^2 M(\omega), \tag{1}$$

式中: $Z(\omega)$为垂向动态阻抗; $P(\omega)$为垂向荷载的频域分量; $U(\omega)$为垂向位移的频域分量; $K(\omega)$为动刚度; $C(\omega)$为阻尼项; $M(\omega)$为参振质量。半空间垂向阻抗的闭式解由弹性力学边值问题求得, 最终表示为剪切模量 G、泊松比 ν、基础半径 R 及圆频率 ω 的函数, 工程上常用剪切波速V_s引入无量纲频率a_0:

$$V_\mathrm{s}=\sqrt{\frac{G}{\rho}}, \tag{2}$$

$$a_0=\frac{\omega R}{V_\mathrm{s}}, \tag{3}$$

当$a_0 \ll 1$时, 等价于激振板等效尺寸 D 远小于剪切波长, 即:

$$\frac{2\pi D}{\lambda_\mathrm{s}} \ll 1, \tag{4}$$

此处λ_s用于表征垂向阻抗理论的低频几何适用条件, 采用V_s是因为垂向动力阻抗标准解惯用 G 与V_s参数化。 此时基础附近土体的动力响应主要表现为局部压缩变形, 而波动辐射效应较弱, 在该条件下, 阻抗函数的主要贡献来自刚度项, 质量项与辐射阻尼项均为高阶小量, 可满足:

$$\omega^2 M(\omega) \ll K(\omega), \omega C(\omega) \ll K(\omega)。 \tag{5}$$

因此, 当频率趋近于零或位于低频区间时, 垂向动态阻抗可表示为:

$$Z(\omega) \approx K(\omega)。 \tag{6}$$

1.2　地基动刚度计算

当地基产生的振动位移较小时, 可将激振板视为刚体, 并将板下地基等效为集中参数质—弹体系, 本文选用质弹地基模型简化计算, 地基动刚度 K_d 根据低频段导纳曲线计算。

由于地基动刚度可根据导纳曲线低频段分析, 激振频率较低时, 将钢板—地基土简化成质—弹模型, 设重锤质量为 M_1, 钢板质量为 M_2, 重锤加速度与激振板加速度分别为 a_1、a_2, 地基土视作无质量弹簧, 刚度为 k, $F(t)$ 表示时域上的激振力随时间变化的时程, F_0 表示频域上的激振力, $z(t)$ 表示在激振力作用下产生的时域位移响应, 其一阶导数$\dot{z}$代表时域速度响应, 二阶导数$\ddot{z}$代表时域加速度响应, Z_0 表示频域位移响应, ω为角频率。根据达朗贝尔原理, 体系的运动微分方程为:

$$M\ddot{z}+kz=F(t), \tag{7}$$

其中激振力 F 按牛顿第二定律计算:

$$F(t)=M_1a_1+M_2a_2, \tag{8}$$

简谐形式的激振力与位移响应为:

$$F(t)=F_0\cos(\omega t), \tag{9}$$

$$z(t)=Z_0\cos(\omega t)。 \tag{10}$$

为方便求导,代入欧拉公式将激振力与位移响应、速度响应、加速度响应写为复数形式:

$$F(t)=F_0e^{i\omega t}, \tag{11}$$

$$z(t)=Z_0e^{i\omega t}, \tag{12}$$

$$\dot{z}=i\omega Z_0e^{i\omega t}, \tag{13}$$

$$\ddot{z}=-\omega^2Z_0e^{i\omega t}。 \tag{14}$$

将式 (11)、式 (12)、式 (14) 代入式 (7),可得到:

$$F_0=\frac{k-\omega^2M}{i\omega}v, \tag{15}$$

则速度阻抗Z_v为:

$$Z_v(\omega)=\frac{F_0}{v}=iM\omega+\frac{k}{i\omega}, \tag{16}$$

式中:v表示频域速度响应。

速度导纳为其倒数:

$$Y_v=\frac{1}{iM\omega+\dfrac{k}{i\omega}}, \tag{17}$$

可计算速度导纳的幅值为:

$$|Y_v|=\sqrt{\frac{\omega^2}{(-\omega^2M+k)^2}}=\frac{1}{\sqrt{\left(-\omega M+\dfrac{k}{\omega}\right)^2}}, \tag{18}$$

当激振频率较低时,$\omega^2M\ll k$,分母中的ω^2M可忽略,即$\left|-\omega^2M+k\right|\approx k$,则速度导纳写为:

$$|Y_v|=\frac{v}{F_0}=\frac{\omega}{k}, \tag{19}$$

用K_d表示地基动刚度并替换k,则

$$K_d=\frac{\omega}{\left|\dfrac{v}{F_0}\right|}=\frac{2\pi f}{\left|\dfrac{v}{F_0}\right|}。 \tag{20}$$

2 试验方案

2.1 试验流程

相比于传统的激振设备,可控震源能够激发连续扫频信号,具有高精度相位一致性,便于多次叠加提高信噪比,振动能量可控,信号质量可控[15],从而可获取稳定的导纳数据。可控震源激振时,可控震源车的激振板与地面耦合,锤体上安装有加速度传感器,获取锤体运动加速度a_1,激振板上安装速度传感器和加速度传感器,分别测得速度响应v和激振板加速度a_2,将重锤、激振板视为刚体,激振力为两部分惯性力之和,由此可计算可控震源施加地表的激振荷载F的大小应为$M_1a_1+M_2a_2$。将F作 FFT 变换得到作用力的幅值,接着将实测到的速度值v作 FFT 变换得到所测速度的幅值,提取 FFT 变换后的v与F同频分量的幅值比,得到速度导纳幅值谱,分析比较导纳曲线,通过对导纳频谱曲线在低频段的数据进行相应计算可得到所测地基的动刚度K_d,(N/m)。具体计算过程如图 1 所示。

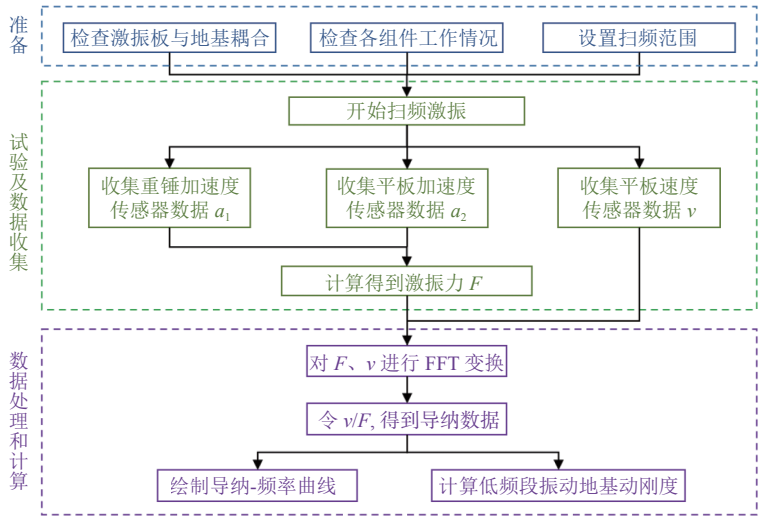


图 1 试验流程

Fig. 1 Test flowchart

2.2 试验装置与参数

可控震源的基本装置由重锤、活塞、活塞杆、激振板、加速度传感器以及速度传感器组成(图 2)。激振力可以根据地面的反馈进行调节,以往的动刚度测试装置激振力受到限制,对激发的力不能实时控制,现场操作效率低[16-17]。通过可控震源装置测试

动刚度可在较长持续时间内提供低频激励, 有利于提高低频响应的信噪比和现场测试效率[18]。

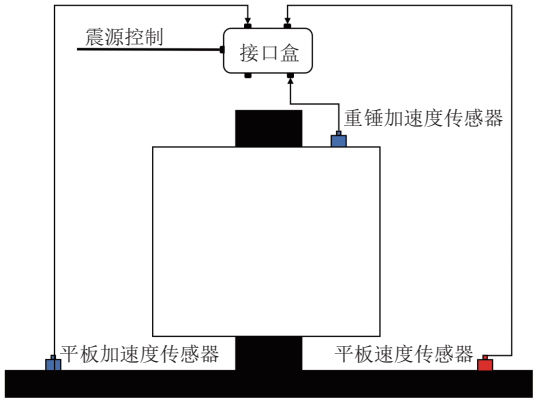


图 2　可控震源传感器配置示意

Fig. 2　Schematic of controlled source sensor configuration

利用可控震源测试地基动刚度时, 震源车施加在激振板上的静载预压力 G 远大于动激振力幅值 $F(t)$, 即 $G \gg |F(t)|$以保证在激振过程中, 激振板与地表具有较好的耦合状态。激振板与地面耦合状态如图 3 所示。本次测试涉及的主要参数及获取方式见表 1。



图 3　激振板与地面耦合

Fig. 3　Coupling between the vibration plate and the ground surface

表 1　参数及获取方式

Table 1　Parameters and acquisition methods

参数	内容	获取方法
M_1	重锤质量	固定值197 kg
M_2	激振钢板质量	固定值98 kg
a_1	重锤加速度	实测
a_2	激振板加速度	实测
F	震源激发传递给地面的力	根据$F=M_1a_1+M_2a_2$计算
v	激振板速度	实测
K_d	地基动刚度	根据导纳曲线计算

本文采用可控震源激振, 测试震源激振板下方地基的动刚度。本次试验对人工压实地基和原状土地基进行测试, 人工压实地基为近期压实处理场地, 原状土地基为未扰动粉土地层。在每个测点分别进行 10~110 Hz, 20~110 Hz, 40~110 Hz, 60~110 Hz 扫频激振, 并采集速度及加速度信号, 每个扫频参数重复采集 3 次, 数据采集采样间隔 0.5 ms, 样点数 16 384。

2.3　试验地基物理参数

本研究的动刚度测试试验在长春地区室外场地开展, 该区域地层以第四系沉积的粉质黏土为主, 局部夹粉砂或细砂。为提高试验结果的可解释性, 对两类地基的基本物理参数总结如表 2 所示。

表 2　地基土物理参数

Table 2　Physical parameters of foundation soil

参数类别	人工压实地基	原状土地基
土类	粉质黏土	粉质黏土
天然密度/(g·cm^{-3})	2.04	1.91
干密度/(g·cm^{-3})	1.8	1.62
含水率/%	13	18.3
横波波速V_S/(m·s^{-1})	259.3	176
纵波波速V_P/(m·s^{-1})	468.9	313.4
压实系数 K	0.96	

3　试验结果分析

本文分别在经人工压实的地基和原状地基两处场地进行了试验, 并进行对比分析。

图 4 为人工压实地基测试区域在不同扫频范围下的速度导纳曲线, 激振频率范围分别为 10~110 Hz, 20~110 Hz, 40~110 Hz, 60~110 Hz 的速度导纳曲线图。

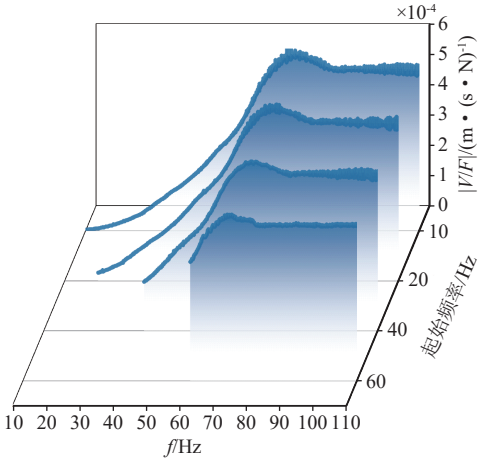


图 4　人工压实地基不同起始频率扫频导纳曲线

Fig. 4　Frequency sweep admittance curves for manually compacted foundations at different initial frequencies

由图可知, 曲线在 10~110 Hz 之间测试的导纳曲线连续性较好, 未见明显异常突变, 可反映其随频率变化的总体趋势。在起始频率不同时, 各条导纳曲线趋势相同, 随着激振频率的升高, 速度导纳值也在变大, 且相应频率下所对应的导纳值基本相同。为

进一步验证不同起始频率测试数据的一致性，将4组不同起始频率下测得的数据进行对比分析(图5)。根据拟合导纳曲线可以看出，不同起始频率对人工压实地基的导纳识别结果基本无影响，每组数据对应的导纳曲线在频率小于55 Hz段基本吻合。

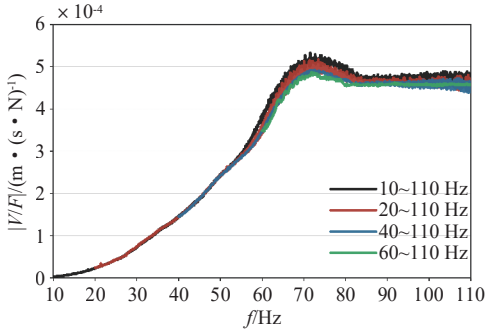


图5　人工压实地基不同频率范围导纳曲线拟合

Fig. 5　Fitting of admittance curves for manually compacted foundations across different frequency ranges

为验证同一测点测试数据的稳定性，分别对10~110 Hz扫频测试的3次试验数据进行对比(图6)，其导纳曲线基本吻合，试验具有良好的重复性。

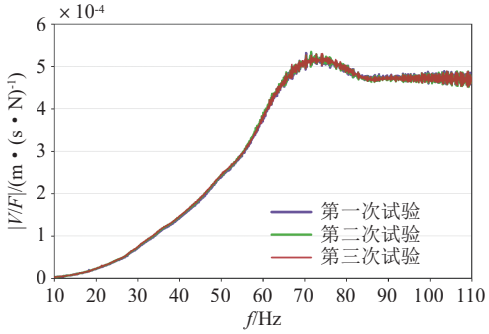


图6　人工压实地基三次10~110 Hz扫频导纳曲线

Fig. 6　Admittance curves from three repeated 10~110 Hz sweep tests for manually compacted foundations

为测试该方法在不同地基条件下的适用性，本文另选取了一处原状土地基进行测试。在原状土测试区域，激振频率范围仍设置为10~110 Hz，20~110 Hz，40~110 Hz，60~110 Hz，其速度导纳曲线如图7所示。

从原状土地基的导纳曲线来看，在各个频段，其数据仍保持稳定，且其变化趋势与人工压实地基测试结果相近。为验证当测试区域场地条件不同时，不同起始频率是否会影响测试结果，将不同起始频率所得的导纳图拟合(图8)，发现导纳曲线一致性较好，在该场地条件下，不同起始频率的试验结果稳定。

同样对10~110 Hz扫频测试的3组数据进行比较(图9)，其曲线吻合较好，试验数据稳定。

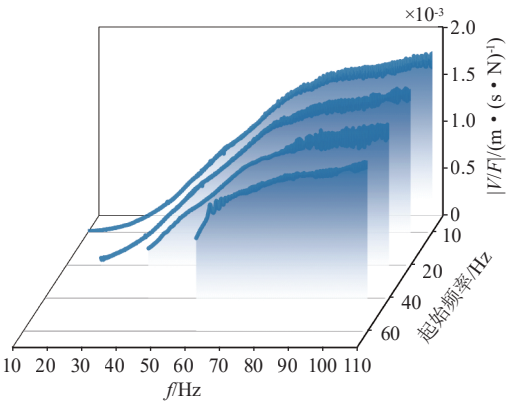


图7　原状土地基不同起始频率扫频导纳曲线

Fig. 7　Sweep frequency admittance curves at different initial frequencies for original state land foundation

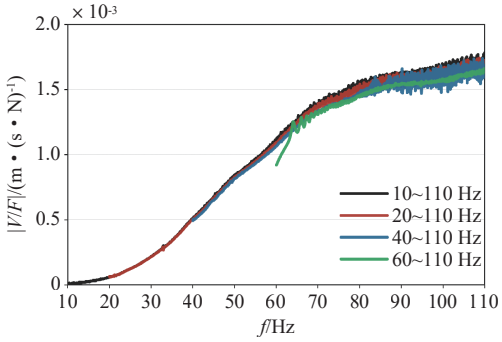


图8　原状土地基不同频率范围导纳曲线拟合

Fig. 8　Fitting of admittance curves for original state land foundation across different frequency ranges

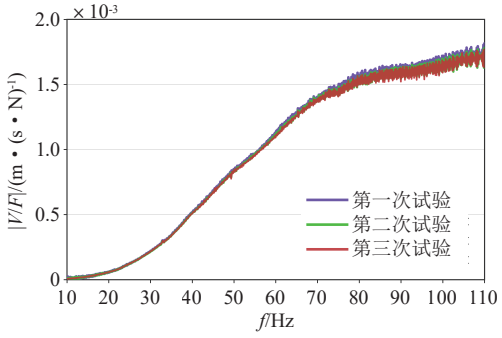


图9　原状土地基三次10~110 Hz扫频导纳曲线

Fig. 9　Admittance curves from three repeated 10~110 Hz sweep tests for the original state land foundation

分别将两处场地得到的导纳曲线进行频域平滑处理(图10、11)。将低频段频率(≤20 Hz)和对应的导纳值代入式(20)，即可得到各振动频率下地基的动刚度值(图12)。

由图10、图11及表2可见，两类地基虽均为粉质黏土，但人工压实地基干密度更高、含水率更低，两类场地在物性参数上具有明显差异。在导纳曲线上，这一差异体现为：在10~110 Hz全频段内，人工压实地基的速度导纳整体低于原状土，表明压实地

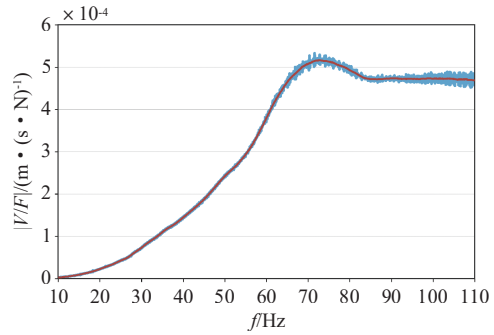


图 10　人工压实地基经过平滑后的导纳曲线

Fig. 10　Admittance curve of manually compacted foundation after smoothing

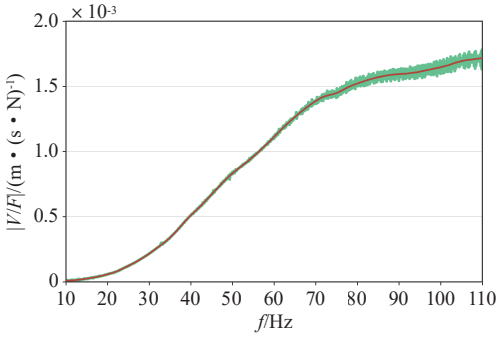


图 11　原状土地基经过平滑后的导纳曲线

Fig. 11　Admittance curve of original state land foundation after smoothing

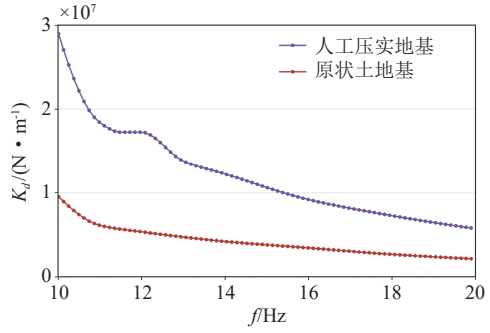


图 12　两种地基动刚度变化曲线

Fig. 12　Dynamic stiffness variation curves for two types of foundations

基对外部激振的速度响应受限程度更高。按式(20), 速度导纳较小者对应较大的K_d, 与上文动刚度曲线中压实地基高于原状土的规律一致。

从频段上看, 10~110 Hz 内, 4 种起始扫频频率下获得的导纳在人工压实地基上几乎完全重合, 原状土亦具有较好一致性, 说明在该频段内扫频已建立有效稳态响应, 导纳幅值可用于对比。10~110 Hz 三次重复试验的导纳曲线几乎重合, 表明本文导纳提取流程在两类场地上均具有可接受的重复性。

在低频段忽略了质量项和阻尼项后, 将刚度直接与导纳联系起来, 动刚度计算值仍表现出明显的频率相关性。在 10~20 Hz 频段内两类地基K_d均随频率升高而降低, 但变化幅度不同: 人工压实地基K_d由约 2.9×10^7 N/m 降至约 5.8×10^6 N/m, 20 Hz 处约为 10 Hz 的 20%; 原状土则由约 1.0×10^7 N/m 降至约 2.1×10^6 N/m, 降幅相当, 但同一频点下压实地基K_d约为原状土的 2.5~3 倍。这说明在本文小应变扫频条件下, 压实处理明显提高了激振板下土体的等效竖向动刚度。人工压实地基的动刚度在整个频率范围内的变化幅度明显大于原状土地基, 其曲线起伏更为显著, 频率敏感性更强, 表现为在不同频率下动刚度差值较大; 相比之下, 原状土地基的动刚度下降趋势相对平缓, 曲线形态更接近连续变化, 点位间离散性也更小。

从导纳与动刚度两项指标综合来看, 人工压实地基在扫频激励下表现出更显著的频率依赖性, 其动力响应在不同频率区间差异较大, 而原状土地基的响应变化幅度相对有限。

4　结论

1)在相同扫频激励条件下, 人工压实地基的速度导纳整体低于原状土地基, 由低频段导纳反算得到的动刚度则高于原状土; 两类地基的动刚度均随频率升高而逐渐下降。

2)不同起始频率下, 导纳曲线在有效频段内变化趋势一致; 10~110 Hz 三次重复扫频的导纳曲线基本重合, 试验重复性良好, 起始频率对两类地基对比结论影响有限。

3)本文提出的可控震源扫频与导纳分析结合的地基动刚度测试方法, 在小应变、低频范围内可稳定获取等效动刚度, 能够可靠区分不同地基结构条件下的动力特征, 为地基低频段等效动刚度的快速现场识别提供了可行方案, 为振动敏感型工程的动力设计和地基动力参数评估提供了新思路。

参考文献(References):

[1] Lysmer J, Richart F E Jr. Dynamic response of footings to vertical loading[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1966, 92(1): 65−91.

[2] Gazetas G. Formulas and charts for impedances of surface and embedded foundations[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1991, 117(9): 1363−1381.

[3] Abed Hasen N, Abbas J K. Experimental study of shallow foundation settlement under dynamic load in reinforced sandy soil[J]. Proceedings on Engineering Sciences, 2024, 5(4): 171−178.

[4] Madaschi A, Gajo A, Molinari M, et al. Characterization of the dynamic behavior of shallow foundations with full-scale dynamic

tests[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2016, 142(7): 04016026.

[5] Gil D F, Mendoza C C, Vásquez-Varela L R, et al. Physical model of shallow foundation under dynamic loads on sands[J]. Infrastructures, 2022, 7(11): 147.

[6] Hakro M R, Kumar A, Ali M, et al. Numerical analysis of shallow foundations with varying loading and soil conditions[J]. Buildings, 2022, 12(5): 693.

[7] Tileylioglu S, Stewart J P, Nigbor R L. Dynamic stiffness and damping of a shallow foundation from forced vibration of a field test structure[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 137(4): 344−353.

[8] Amendola C, de Silva F, Vratsikidis A, et al. Foundation impedance functions from full-scale soil-structure interaction tests[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2021, 141: 106523.

[9] Li G, Huang Z Q, Lian Z H, et al. A model for the vibrator–ground coupling vibration and the dynamic responses under excitation of sweep signal[J]. Advances in Structural Engineering, 2019, 22(8): 1855−1866.

[10] de Silva F, Amendola C, Pitilakis D, et al. A comparative study on the interpretation procedure of field tests for measuring the dynamic impedance of a surface footing[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2023, 27(11): 2970−2993.

[11] 刘建磊, 马蒙, 李林杰, 等. 基于实测动刚度的桥桩承载能力评估研究 [J]. 岩土力学, 2015, 36(S2): 571−576.
Liu J L, Ma M, Li L J, et al. Study of bearing capacity evaluation for bridge piles by measured dynamic stiffness[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(S2): 571−576.

[12] 张春毅, 田秀淑, 张旭, 等. CRTSⅡ型无砟轨道 CA 砂浆层脱空的瞬态机械阻抗法检测试验研究 [J]. 国防交通工程与技术, 2015, 13(6): 26−29, 40.
Zhang C Y, Tian X S, Zhang X, et al. An experimental study of the transient mechanical impedance method for detecting the disengaging in the CA mortar layer of type-CRTS Ⅱ non-ballasted tracks[J]. Traffic Engineering and Technology for National Defense, 2015, 13(6): 26−29, 40.

[13] 朱川. 机械阻抗的研究现状及应用 [J]. 科技创新导报, 2017, 14(15): 33, 35.
Zhu C. Research status and application of mechanical impedance[J]. Science and Technology Innovation Herald, 2017, 14(15): 33, 35.

[14] Auersch L. Soil–structure interaction and damping by the soil—Effects of foundation groups, foundation flexibility, soil stiffness and layers[J]. Vibration, 2025, 8(1): 5.

[15] 孙海川. 可控震源地震采集技术在 H 探区煤炭勘查中的实验 [J]. 物探与化探, 2020, 44(1): 42−49.
Sun H C. Experimental study of vibroseis seismic acquisition technology on coal exploration in H prospecting area[J]. Geophysical and Geochemical Exploration, 2020, 44(1): 42−49.

[16] Zheng H T, Ertel J P, Kourmpetis M, et al. Integrity testing of cast in situ concrete piles based on an impulse response function method using sine-sweep excitation by a shaker[J]. Journal of Nondestructive Evaluation, 2019, 38(2): 55.

[17] 佟训乾, 林君, 姜弢, 等. 陆地可控震源发展综述 [J]. 地球物理学进展, 2012, 27(5): 1912−1921.
Tong X Q, Lin J, Jiang T, et al. Summary of development of land vibrator[J]. Progress in Geophysics, 2012, 27(5): 1912−1921.

[18] 苏海, 乔金, 张忠楠, 等. 基于大型低频可控震源的超深储层广角反射采集技术 [J]. 物探与化探, 2023, 47(2): 377−383.
Su H, Qiao J, Zhang Z N, et al. Wide-angle reflection acquisition technology for ultradeep reservoirs based on large-scale low-frequency vibroseis[J]. Geophysical and Geochemical Exploration, 2023, 47(2): 377−383.

A preliminary study on foundation stiffness testing method based on controlled-source frequency sweep vibration

DU Li-Zhi[1], LIANG Zi-Hao[1], REN Nian[1], WANG Yan-Long[2]

(1. *College of Construction Engineering, Jilin University, Changchun* 130061, *China*; 2. *China Water Northeastern Investigation, Design and Research Co., Ltd.,Changchun* 130061, *China*)

Abstract: To address the demand for in situ tests of the low-frequency dynamic stiffness and frequency-dependent behaviors of a shallow foundation, this study introduced a method that integrates controlled-source continuous frequency-sweep with vertical velocity admittance. Specifically, vertical frequency-sweep tests were carried out within the frequency range of 10~110 Hz on a manually compacted foundation and an undisturbed soil foundation. The excitation force was back-calculated based on the accelerations of the hammer and vibrator baseplate, and the dynamic stiffness was estimated based on the vertical velocity admittance of frequencies below 20 Hz. Frequency-sweep tests were repeated three times for each foundation under initial frequencies of 10 Hz, 20 Hz, 40 Hz, and 60 Hz. The admittance curves agreed well over the swept frequency range, and variations in dynamic stiffness within the 10–20 Hz frequency band were captured for both foundations. The results indicate that the dynamic stiffness decreased with increasing frequency for both foundations, with a greater amplitude observed in the manually compacted foundation. The proposed method can provide the equivalent dynamic stiffness of foundations under low-frequency vibration, thereby enabling the comparative assessment of the dynamics of foundations treated in different ways. Meanwhile, this method also offers a technical pathway for assessing the dynamic parameters of foundations under small strains.

Key words: dynamic stiffness of a foundation; mechanical impedance method; controlled source

（本文编辑：叶佩）