

文章编号: 1000-7598-(2013) 增 2-0413-08

列车激振荷载下 PCC 桩复合地基动力分析

付强^{1,2}, 丁选明^{1,3}, 刘汉龙^{1,2}, 孔纲强^{1,2}

(1. 河海大学 岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室, 南京 210098; 2. 河海大学岩土工程科学研究所, 南京 210098; 3. 河海大学 水资源高效利用与工程安全国家工程研究中心, 南京 210098)

摘 要: PCC 桩-网复合地基作为一种新型处理软土路基的结构形式, 在软弱土地区高速铁路建设中已获得应用, 其在列车激振荷载下的动力特性值得研究。本文确定了合理的列车动荷载加载形式, 应用有限元软件 ABAQUS 建立了轨道-路堤-桩-土复合地基三维动力耦合有限元模型, 基于基床、桩、垫层和地基模量参数变化, 进行了路堤、桩体以及地基土的动力特性分析。结果表明: PCC 桩复合地基动应力响应有别于实心桩, 动应力波在管桩中发生反射交叠作用, 桩与垫层动力相互作用大于土与垫层动力相互作用。基床表层模量变化对桩-土动力变化影响不大。垫层刚度的增加提高了桩体的动荷载分担比, 同时桩顶动应力随着桩与垫层动力相互作用的增强而增大。随着 PCC 桩模量的提高, 动应力在桩体中传播速度加快, 动应力增大, 使其承担了大部分动荷载, 有效地降低了地基土承受的动荷载, 同时减弱了上部荷载在复合地基内部影响。随着距离中心桩距离的增大, 边桩动应力逐步减小。

关 键 词: 高速铁路; 列车激振荷载; PCC 桩复合地基; ABAQUS; 动力有限元分析

中图分类号: TU 435

文献标识码: A

Dynamic analysis of PCC pile composite foundation under train vibration load

FU Qiang^{1,2}, DING Xuan-ming^{1,3}, LIU Han-long^{1,2}, KONG Gang-qiang^{1,2}

(1. Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics and Embankment Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;

2. Geotechnical Research Institute, Hohai University, Nanjing 210098, China; 3. National Engineering

Research Center of Water Resources Efficient Utilization and Engineering Safety, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: As a new type structure form in soft soil foundation treatment, PCC pile-net composite foundation has been used in high speed railway construction in soft soil area. The dynamic characteristics of PPC pile composite foundation under the train vibration load is worth studying. A reasonable train dynamic loading form is determined in this paper. A three-dimensional dynamic coupling finite element model of tracks-embankment-pile-soil composite foundation is established using software ABAQUS. The dynamic characteristics of embankment, pile and foundation soil are studied based on the modulus changes of foundation bed, pile, cushion layer and foundation. The results show that the dynamic response of PCC pile composite foundation is different from the solid pile; the reflection overlap effect of dynamic stress occurs in the pile. The dynamic interaction of pile and cushion layer is greater than that of soil and cushion layer. The modulus changes of foundation bed don't affect the dynamic stress of pile-soil seriously. The dynamic load sharing ratio of the pile body increases with the increasing of the cushion stiffness. Meanwhile, the increase in modulus of the cushion enhances the dynamic stress of the pile top, which is due to dynamic deformation coordination occurring between piles and cushion. The increase in modulus of the pile enhances the dynamic stress of the pile and increases the propagation speed of dynamic stress. The PCC pile can bear most of the dynamic load and reduce the dynamic load of the soil, thus reduce the influence of upper load on composite foundation effectively. As the distance increases with the center pile, the dynamic stress of the side pile decreases.

Key words: high speed railway; train vibration load; PCC pile composite foundation; ABAQUS; dynamic finite element analysis

1 前 言

高速铁路路基动力响应的分布和变化规律是研

究和解决列车运行平稳度和路基安全的重要方面, 而动力响应最直接的诱因是列车荷载, 通过确定列车荷载来研究路基动力特性是其中一种方法^[1-2]。

收稿日期: 2013-03-24

基金项目: 国家自然科学基金高铁联合基金重点项目资助 (No.U1134207); 创新团队; 江苏省自然科学基金项目 (No.BK20122811); 教育部新世纪优秀人才支持计划。

第一作者简介: 付强, 男, 1986 年生, 博士研究生, 主要从事土动力学和地基处理研究。E-mail: fuqutdhu@163.com

轨道几何不平顺是引起车路系统各种动态响应的主要原因。当高速铁路采用无缝线路时,随机不平顺将占主导地位。潘昌实^[3]、梁波^[4]参照轨道几何不平顺管理标准,用一个包含静荷载和一系列正弦函数叠加而成的动荷载来模拟列车荷载,探讨路基不同部位刚度变化对其动力响应的影响规律,并进行实测与计算对比。

当前,中国高速铁路迅猛发展,难以避免通过软弱土地区,为降低沉降和提高列车运行舒适度,一般采用高架通过软土地区,但是造价高昂,而采用桩-土复合地基则可达到提高地基承载力和降低成本的效果,PCC 现浇大直径管桩是河海大学刘汉龙^[5]研制的一种新型管桩,其具有提高地基承载力和经济节约特点,在京沪高速铁路南京段获得了应用。列车荷载下桩-土复合地基动力特性和承载特性分析是高速铁路路堤设计分析必须考虑的问题,桩-土复合地基在高速铁路荷载下的动力研究理论还不成熟,落后于工程实践。铁路整体系统中,轨道、枕木、道床、基床、垫层、桩、土各部分的参数都参与影响系统整体动力特性,研究复合地基各部分的动力特性,分析路堤动应力波传播机制及系统各部分参数变化对其影响十分必要。本文利用 ABAQUS 进行列车动荷载下在 PCC 桩复合地基动力有限元分析,研究动应力在路堤桩复合地基中传播机制,基于基床、桩、垫层和地基模量参数变化,进行了复合地基动应力传播影响因素分析。

2 分析模型

2.1 荷载模型

列车荷载是一个很复杂的问题,同时涉及列车轴重、悬挂体系、行车速度、轨道组成、线路平顺等诸多因素,列车荷载模型多种多样,通过建立试验区段,开展高速铁路路基的现场行车振动测试是最直观也是最重要的确定列车振动荷载的方法。Dawn 和 Stanworth^[6]对英国铁路路基开展了相应的现场动力响应测试,结果显示铁路路基承受的列车荷载是单向脉冲形式应力波。李军世^[7]利用波动的可叠加性,采用了多组轮载用 Fourier 级数形式表达的列车荷载,它适用于波传导单元。每组轮载都是经过钢轨、轨枕的传递和分散作用后才到达道床表面的,因此在模拟列车荷载时必须考虑到钢轨、轨枕对列车荷载的传递和分散作用。可以用能反映荷载周期性的类似脉冲波的激振形式的波来模拟。李西斌^[8]曾采用类似激振荷载研究桩承式加筋路堤机制,取得了一定的成果。文中采用文献[4]提出的激

振力函数来模拟列车荷载,其中包括静荷载和由一系列正弦函数叠加而成的动荷载

$$F(t) = p_0 + p_1 \sin \omega_1 t + p_2 \sin \omega_2 t + p_3 \sin \omega_3 t \quad (1)$$

式中: $F(t)$ 为列车动荷载; $p_0=85$ kN 为车轮静载; p_1, p_2, p_3 分别对应于某一频率的振动荷载。

动车 M_0 为簧下质量,对应荷载幅值

$$p_i = M_0 a_i \omega_i^2 \quad (2)$$

式中: a_i 为对应的典型矢高; ω_i 为对应车速下相应条件下不平顺振动波长下的圆频率,计算式为

$$\omega_i = 2\pi \frac{v}{L_i} \quad (3)$$

式中: v 为列车运行速度; L_i 为相应的典型波长。

和谐动车轴重 170 kN,取单边轮载 85 kN, M_0 为 2 t。对于高速列车运行情况,考虑到列车运行平稳性和车载产生附加动荷载,参照梁波^[2]利用英国几何不平顺管理值,取对应于这两种控制条件的典型不平顺振动波长和相应的矢高为: $L_1=10$ m, $a_1=3.5$ mm; $L_2=2$ m, $a_2=0.4$ mm; $v=324$ km/h,计算得 $F_1=19.2$ kN, $F_2=54.8$ kN, $\omega_1=52.4$ Hz, $\omega_2=261.8$ Hz, ω_3 对应较高高频,其在列车车体动力反应中体现出来,在此没有进行计算,对应的激振力为一不规则波型,其前 0.05 s 振动曲线见图 1。

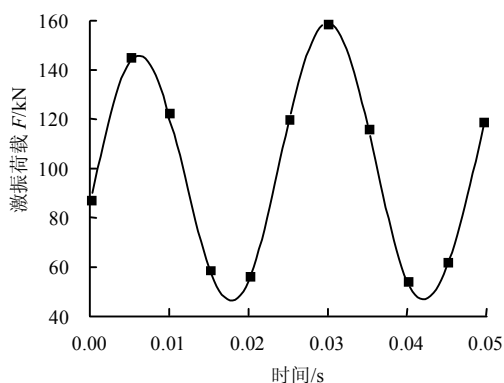


图 1 列车激振荷载与时间的关系

Fig.1 Relationship between train vibration load and time

2.2 有限元模型

定量确定轨道激励荷载,在列车高速运行情形下,列车轮载落在每根枕木上的概率相当,也即在很短时间内轮载作用在单一枕木上动力荷载相当。设计取 5 根枕轨道连接体进行动力计算,施加竖向方向动力荷载,不施加沿线路方向水平动力荷载,动应力波沿路堤向下传播,主要进行列车激振荷载下 PCC 桩复合地基路堤动力分析。

以京沪高速铁路典型路堤设计标准,为研究 PCC 桩复合地基复杂的桩-土应力变化规律,建立高

速铁路桩-土复合地基三维动力模型。设计路堤高度 3.628 m, 基床表层厚度为 0.7 m, 下部厚 1.8 m, 边坡坡比为 1:1, 垫层厚度为 0.5 m, 沿线路方向取 3 m 长。通过加大模型宽度和深度来解决动力波传播边界效应问题, 设计横向以中心桩为准左右各 25 m 宽, 地基深度取 40 m。设计 PCC 桩桩长 15 m, 间距 2.5 m 矩形布置, 桩体外径 1 m, 内径 0.76 m, 管壁厚 0.12 m, 为混凝土灌浆成型。为了提高桩体与路堤受力接触效果, 将 PCC 桩上部 0.5 m 深度填充混凝土, 浇筑为实心体。设计模型边界条件底部全自由度约束, 左右两侧水平约束, 沿线路方向水平约束。进行有限元网格划分, 共划分了 422 058 个单元, 500 452 个节点。建立的轨道-枕木-路堤-桩复合地基动力耦合三维有限元模型如图 2。

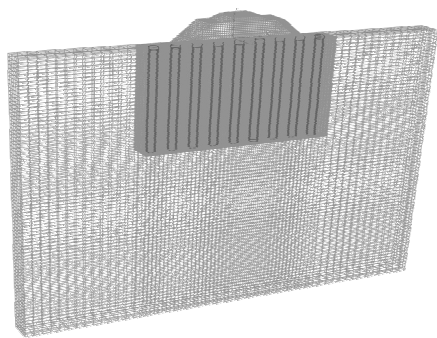


图 2 桩-土复合地基三维有限元模型
Fig.2 Three-dimensional finite element model of soil pile composite foundation

2.3 参数设计

在对实心桩动力反应分析中, 利用平面应变分析将桩简化为桩墙, 将桩体弹性模量进行一定等效, 确定方法如下^[9]:

$$E_{sp} = \frac{\pi D}{4l} E_p + (1 - \frac{\pi D}{4l}) E_s \quad (4)$$

式中: E_{sp} 为桩墙的弹性模量; E_p 为桩体弹性模型; E_s 为土体弹性模量; l 为桩间距; D 为桩体直径。该式在实心桩动力计算中, 可取得良好的效果。但若换为管桩进行动力传播规律研究, 二维平面应变等效方法就不能很好地体现出管桩动力传播特性, 因此需要采用三维桩体模型模拟 PCC 桩动力传播。设计轨道、枕木、桩为线弹性体, 路基、地基为黏弹性体, 桩-土动应力研究设计参数如表 1。

3 结果分析

铁路动力波沿路堤向下呈圆弧辐射型传播, 应力波在不同路堤材料中传播速度不同, 有快有慢, 在应力波到达桩与路堤垫层界面时候, 因桩身模量

的陡然增大, 桩体和土体应力波传播规律瞬时发生了变化, PCC 桩上部封口情况下的桩体动应力传播规律有别于一般管桩, 动应力经过桩顶后有一个缓冲过渡过程, 动应力在桩外侧和内部应力变化情况不同。

表 1 计算参数
Table 1 Calculation parameters

材料	长度 /m	弹性模量 E /MPa	泊松比 μ	密度 ρ /kg·m ⁻³	阻尼比
轨道	3	210 000 000	0.2	7 800	
枕木	0.22	30 000	0.2	2 500	
道床	0.628	200	0.2	2 200	0.05
		50			0.05
基床表层	0.7	100	0.3	2 000	
		150			
		200			
基床下部	1.8	30	0.3	1 800	0.05
		50			
垫层	0.5	100	0.25	1 800	0.05
		200			
		5			
软土层	15	10	0.35	1 200	0.05
		20			
持力层	25	20	0.3	1 500	0.05
		5			
PCC 桩	15	10	0.2	2 200	
		15			
		20			

3.1 桩与路堤动应力时程曲线

桩与路堤动应力时程曲线如图 3 所示。可清楚发现路堤顶部动应力明显大于路堤下部区域, 并且动应力曲线与激振荷载曲线相似, 最大值出现在初始加载时间段, 为 145 kPa。很显然, 桩 5、6、7、8 曲线形状不同, 路堤高度为 3.2 m, 基于动应力在路堤中传播速度, 动应力动应力沿着路堤向下传播所需时间与路堤材料属性有关, 动应力到达中心桩 5 时间稍早, 在 0.02 s 达到 20 kPa。随着与 5 号中心桩距离的增大, 6、7、8 号桩体动应力逐步减小并低于 5 号桩。

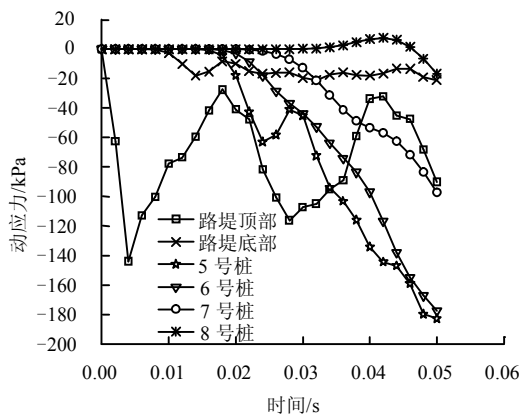


图 3 桩与路堤动应力时程曲线
Fig.3 Time-history curves of dynamic stress of piles and subgrade

3.2 PCC 桩动应力传播机制分析

动力加载下产生的动应力沿路堤向下传播, 在通过垫层后, 动应力波通过垫层与桩和土的动力接触作用向下发展。设定桩位 $X=0, 2.5, 5.0, 7.5$ m 分别为 5、6、7、8 号桩体中心点。考虑到桩与土弹性模量的巨大差距, 垫层和桩体最先发生动力作用, 然后是与土体发生动力作用, 动应力迅速穿过桩顶 0.5 m 实心区域, 沿着桩体向下传播, 同时应力波在桩体中传播速度远大于在桩心土的, 两者的动应力幅值也相差较大。图 4 为垫层弹性模量为 200 MPa 的桩-土复合地基在 $t_5=0.05$ s 时刻动应力分布矢量线剖面图。由图可以看出, 经由路堤传播的动应力沿桩管体向下传播, 沿中心桩两侧桩体动应力矢量线基本一致, 中心桩动应力矢量线较大, 依次向两侧桩体矢量线相对减小一些, 从荷载激发点到 6、7 号桩经历倾斜方向波的传导, 管桩对不同动应力入射方向有不同的传播模式, 在靠近中心桩侧动应力幅值较大而另外一侧。中心桩动应力遇到桩体下部硬土层出现一定的应力波反射, 在中心桩及两侧桩体体现比较明显。随着边桩距离中心桩距离的增大, 桩体动应力矢量线逐步减小, 9 号桩动应力受激振荷载影响幅度很小。

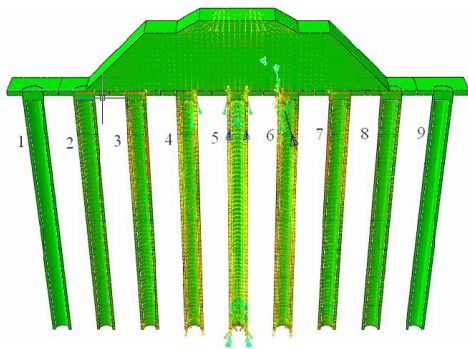


图 4 $t_5=0.05$ s 桩与土体切面动应力矢量线图

Fig.4 Dynamic vector line of pile-soil section at $t_5=0.05$ s

定义桩体左侧和右侧为桩体内侧和外侧, 提取桩 5、6、7、8 在 $t_1=0.01$ s、 $t_2=0.02$ s、 $t_3=0.03$ s、 $t_4=0.04$ s、 $t_5=0.05$ s 时间点动应力沿桩长分布数据, 对比分析桩体动应力传播变化规律, 如图 5 所示。因动应力波在不同介质中传播速度不同, 路堤高度达 3.6 m, t_1 动应力波未到达桩顶, 桩体动应力为 0, t_1 后波到达桩顶并迅速向下传播。图 5(a)中桩 5 主要承受竖向动应力波, 在 0.02 s 内沿桩身动应力较小, 并沿桩长基本呈线性减小, 桩顶动应力接近 18 kPa, 至 5 m 深度则不足 1 kPa。随着时间增加,

动应力波快速下传, 0.03 s 桩身动应力呈‘中间大、两头小’规律, 加载波有波峰与波谷, 而相应的桩体动应力波也体现出类似于动力加载波的波形特征。桩体动应力之后大幅度提高, 至 0.05 s 桩体动应力分布比较均匀, 基本在 150 kPa 上下波动, 应力波到达下部硬土层出现反射回来现象, 动应力波在桩体内正向传播和反射相互干扰, 在接近桩底部 0.5 m 位置动应力高达 222 kPa, 整个动力过程中桩体内外两侧动应力值曲线完全重合, 体现出中心竖向加载波动力波传播特征。

图 5(b)中桩 6 内外侧动应力曲线与桩 5 则不同, 初始 0.02 s 动应力很小, 内侧桩顶最大动应力为 13 kPa。至 0.03 s 时, 动应力大幅度提升, 最大达 124 kPa, 但内外数值不同, 动应力波在管桩内反射干扰作用加上路堤与桩顶相互作用, 在动变形协调过程中, 归因于桩与垫层变形发展, 靠近内侧桩体动应力大于外侧, 0.05 s 内侧最大应力为 400 kPa。而波动传播也是内侧快于外侧, 局部桩体出现反向压应力, 随着时间推移, 桩体内外两侧动应力曲线出现交叉叠合, 即在桩体一定位置出现应力相等的情况, 之后波动散开, 沿桩体向下发展, 并且内外侧两次交叉区域面积逐步增大, 体现出了 PCC 桩体动应力波动的时间空间效应。图 5(c)和(d)中动应力波动规律和 5(b)描述的基本相同, 但随着桩体所在位置逐步向外, 动应力波在桩体中传播大小发生了变化, 正向和反向最大动应力均在 80 kPa 左右, 沿桩长动应力波动变化, 波动幅度大于桩 5、6, 内外侧动应力曲线交叉叠合区域面积也大于前两者, 但动应力数值均大幅度减小。随着桩体远离中心竖向加载区, 桩体动应力逐步减小, 至路堤边角附近, 桩 9 的动应力波动几乎为 0, 在此没有标出。图 6 为 $t_5=0.05$ s 地基中心剖面沿水平向动应力曲线, 由图可以看出, 在一维剖面上轨道竖向激振荷载下动应力波到达桩顶面在水平方向的数值大小, 沿中心点向外左右方向动应力幅值出现波动变化, 动应力峰值点均为 PCC 桩顶面所在位置, 并且在桩体内外侧应力幅值较大, 存在负向动力处则体现出该处桩与路堤垫层接触作用较强烈, 动力接触作用下引发桩体、垫层、土体复合变形。图 7 为 0.05 s 时桩-土复合地基放大变形网格图, 定点激振荷载在路堤中产生的动应力波传到桩土界面后, 从中心桩向外变形逐步减小, 体现出复合地基桩和土体应力变形发展的趋势, 一定程度解释了局部桩顶出现负向动应力的原因。

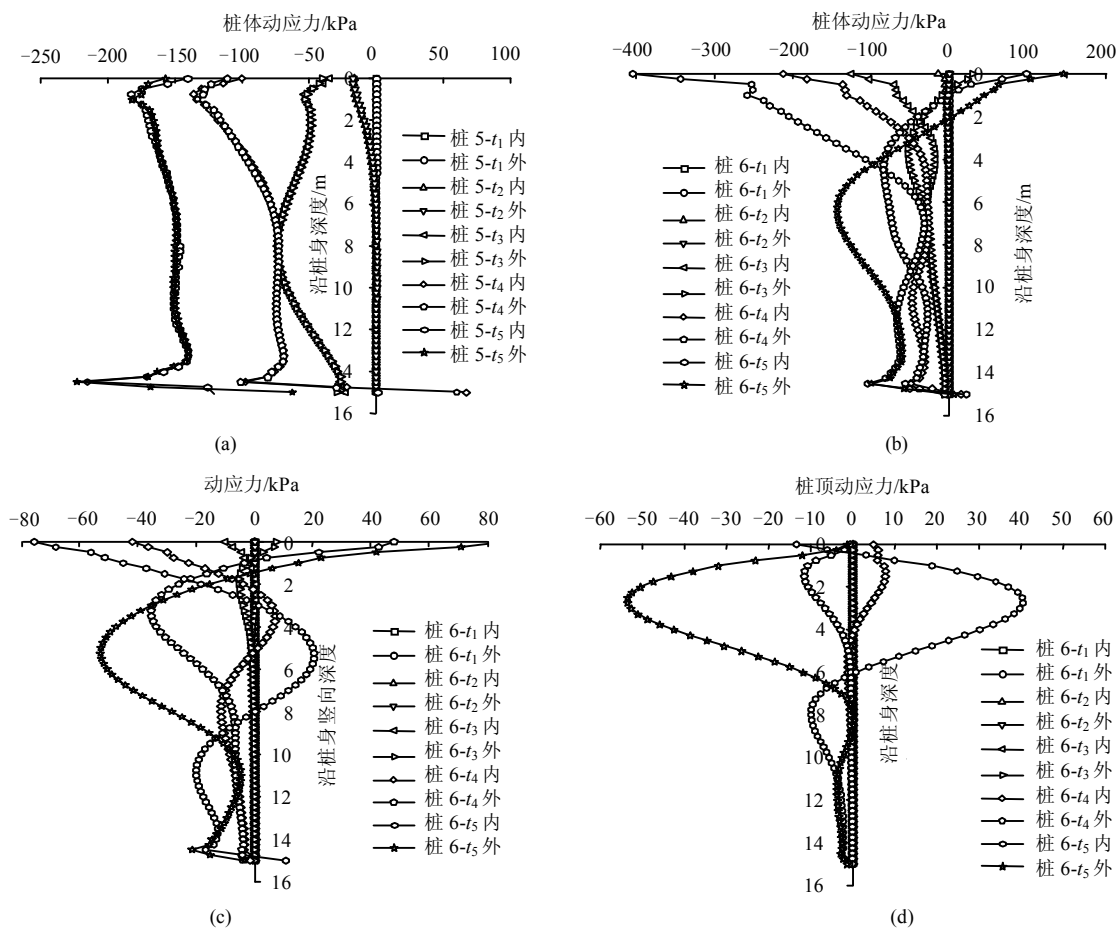


图 5 不同时刻 PCC 桩体动应力对比曲线

Fig.5 Comparison curves of dynamic stress in PCC pile at different times

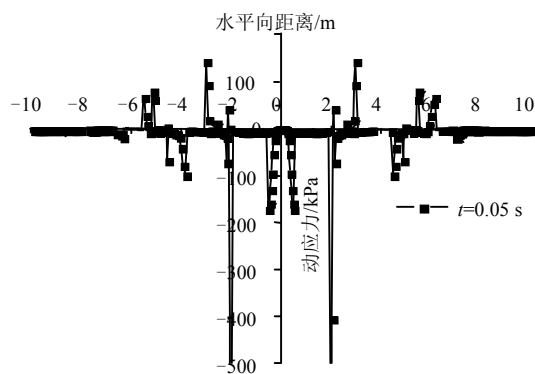


图 6 0.05 s 地基表层中心剖面沿竖向动应力曲线

Fig. 6 Vertical dynamic stress curve along with foundation center surface profile at 0.05 s

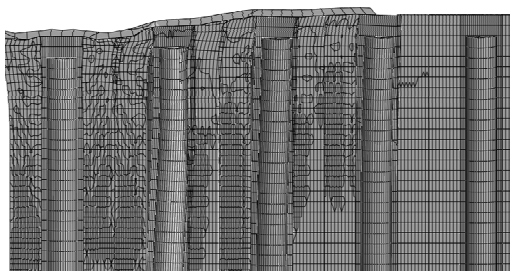


图 7 放大系数为 500 的桩土复合地基变形网格图

Fig.7 Deformed meshes of displacement magnified with a factor of 500 for soil pile composite foundation

3.3 桩心土动应力分析

图 8 为激振历时阶段 5 个时间点桩心土动应力变化。由图可知, 桩 5、6、7 桩心土动应力在加载时间内变化不大, 应力波在桩底部遇到硬土层界面而发生了波的反射, 以致出现小幅动波动, 仅在接近桩顶面和桩底界面约 2 m 内有小幅变化。其中, 桩 5 桩心土动应力最大值为 5 kPa, 但在总体上桩心土动应力很小。由此可以看出, 在路堤与桩-土复合地基动荷载传递过程中, 桩体承担大部分动荷载, 土体只承担小部分荷载, 动应力波主要沿管桩体快速传播。

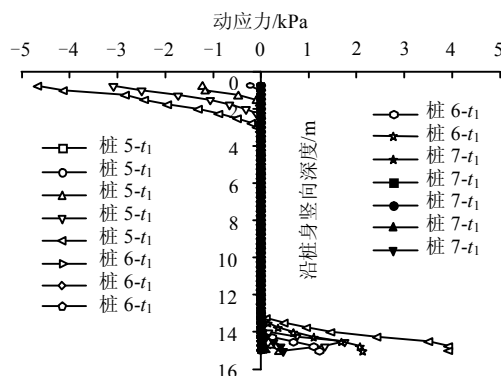


图 8 不同时刻 5、6、7 号桩心土动应力对比

Fig.8 Comparison curves of dynamic stress in inner soil of pile 5,6,7 at different times

4 PCC 桩复合地基动力影响因素分析

4.1 基床表层模量影响

基床表层模量为 50, 10, 150, 200 MPa, 得到中心桩 5 和桩 6 顶部动应力变化曲线见图 9。瞬时加载下桩顶动应力变化时程曲线基本一致, 动应力逐步增大, 应力波通过短暂时间 (接近 0.02 s) 穿过路堤到达桩顶部, $X=0$ m 处桩 5 及 $X=2.5$ m 处桩 6 顶部应力开始增大, 中心桩应力波动增加。基床模量为 50 MPa 时, 桩顶动应力最大可达 140 kPa, 随着基床模量增大, 动应力波动曲线非常接近, 模量变化对其影响减弱了。动应力传播并不只是在竖直方向, 还存在横向传播, 在动力波形波峰波谷转化相互干扰作用下, 应力波在桩内反

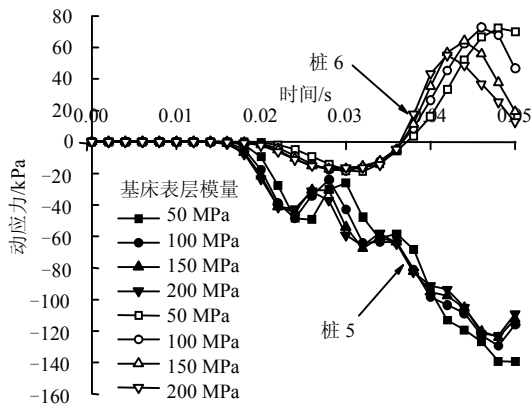


图 9 基床模量对桩顶应力影响

Fig.9 Influence of modulus of bed modulus on pile stress

4.2 桩体模量影响

如图 11、12 为设计桩体模量为 10, 15, 20 GPa 下桩和土动应力变化曲线, 所取动应力值均为 PCC 桩靠外侧单元。桩 5 动应力变化受桩模量变化影响较小, 桩 6 在 0.03 s 左右动压应力达 40 kPa, 之后动压应力减小并逐步转为反向动应力, 并且随着桩体模量的增大, 动应力波在管桩内的动力振荡增大, 具体体现在反射动应力上。桩体和土体弹性模量相差较大, 在 0.05 s 内路堤传导下桩间土动应力很小, 且不同桩体模量变化下桩间土动应力变化较小, 最大值接近 5 kPa。

4.3 地基土模量影响

如图 13, 在设定瞬时激振荷载作用下, 土体模量的增大, 相应的提高了应力波在桩之间的传播速度, 加大了桩体应力波之间的干扰叠加作用, 同时使得垫层、桩顶、土体三者相互作用发生变化, 中心桩 5 应力从 140 kPa 增大到 160 kPa, 而 $X=2.5$ m

射干扰, 产生动应力激荡, 桩 6 初始动应力低于中心桩, 0.03 s 时为 20 kPa, 之后动压应力转为反向动应力, 动应力在桩与垫层交界面发生波动变化, 桩体受偏心动应力, 在瞬时动力作用过程中, 桩体反向作用于垫层, 从而体现出反向动应力, 图中反向动应力出现下降, 也体现出了瞬时激振荷载下桩顶动应力的波动变化性。

由图 10 可知, 短暂时间内动应力波形与加载波形规律基本一致, 动应力波动增大, 随着基床模量增大, 桩间土动应力峰值到达时间均提前, 也即路堤材料弹性模量的增大提高了动应力波传播速度, 因桩和土之间弹性模量相差较大, 桩承担了大部分荷载, 土体只承受小部分荷载, 桩土动应力比最大值可以达到 25。

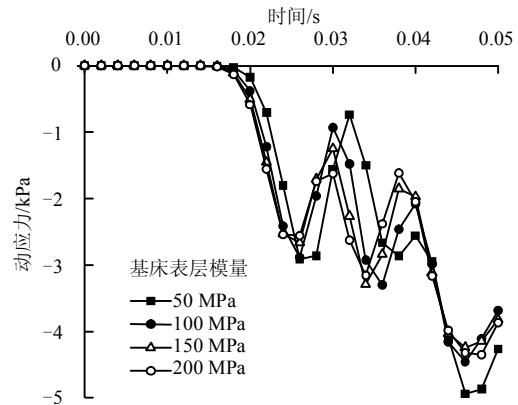


图 10 基床模量对桩间土应力影响

Fig.10 Influence of bed modulus on pile soil stress

桩 6 动应力增幅不大, 随着土体模量增加变化规律基本一致。由图 14 可知, 相同时间点桩间土动应力随土体模量增大而增大, 应力幅值在 0~5 kPa, 材料弹性模量的提高有利于其应力波的传播和增强, 因此土体动应力随自身弹性模量的增大而增大, 一定程度上造成了桩顶动应力的小幅增加。

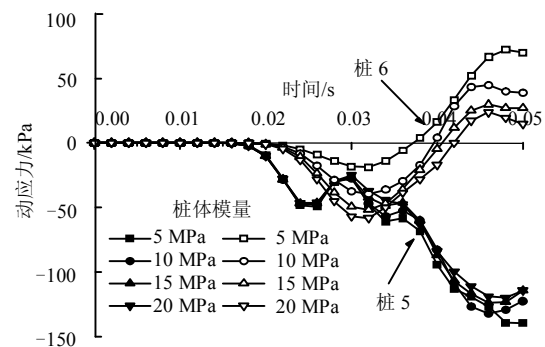


图 11 桩体弹性模量对桩应力影响

Fig.11 Influence of elastic modulus of pile on pile stress

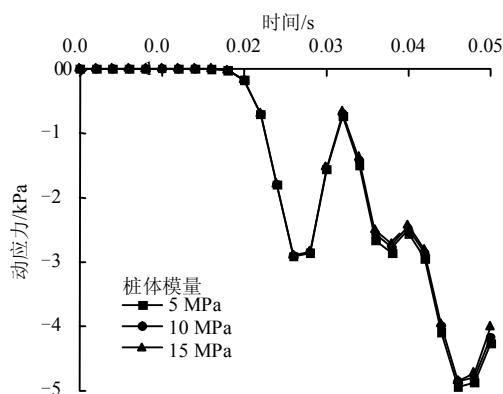


图 12 桩体弹性模量下桩间土动应力对比

Fig.12 Influence of elastic modulus of pile on pile soil stress

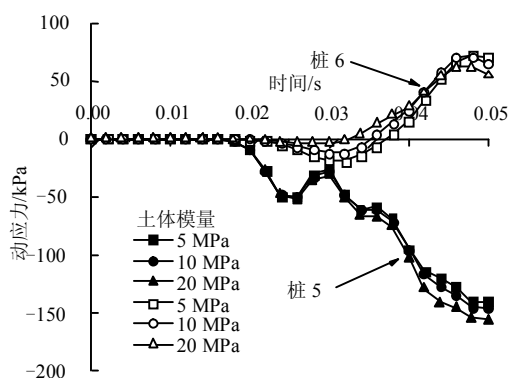


图 13 土体模量对桩应力影响

Fig.13 Influence of modulus of soil on pile top stress

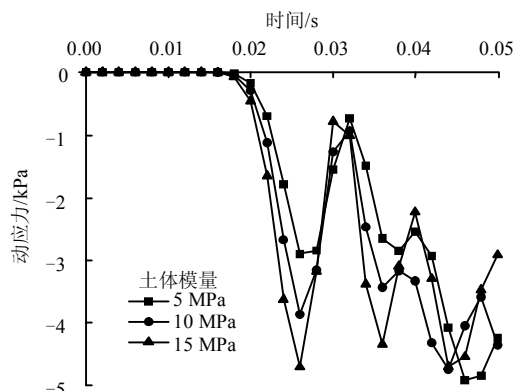


图 14 土体模量对桩间土应力影响

Fig.14 Influence of modulus of soil on pile soil stress

4.4 垫层模量影响

设计垫层模量为 50, 100, 200 MPa, 从图 15 可以看出, 随着垫层模量的增大, 垫层和桩顶接触相互作用增强了桩顶动应力, 桩顶动应力有所提高, 其中心桩顶动应力增幅不大, 最大达 20 kPa, $X=2.5$ m 边桩顶动应力增幅较大, 随着模量增大, 反射动应力提前出现, 至 0.05 s, 最大反向动应力值为 137 kPa。因此, 垫层模量的提高增强了管桩之间动应力波的相互作用效应。图 16 桩间土应力受垫层变化影响较小, 桩和垫层相互作用强烈, 而土与垫层动力相互作用则相对较小。

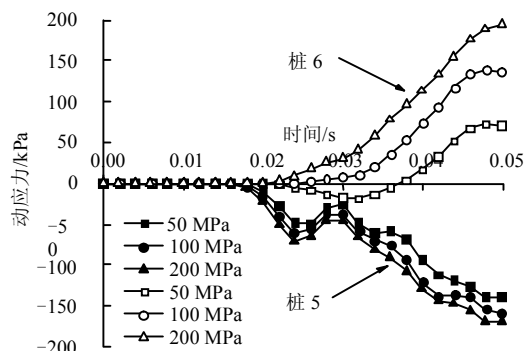


图 15 垫层模量对桩应力的影响

Fig.15 Influence of modulus of cushion on pile stress

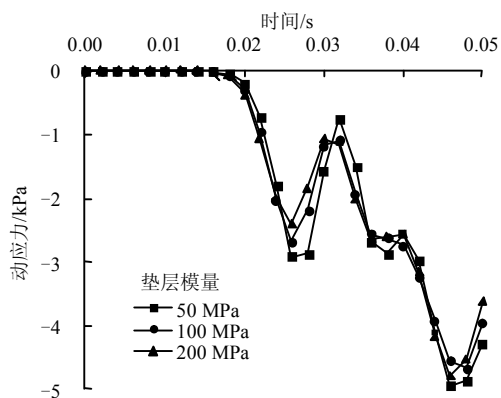


图 16 垫层模量对桩间土应力的影响

Fig.16 Influence of modulus of cushion on pile soil stress

5 结 论

(1) 列车激振荷载下 PCC 桩动力响应有别于实心桩, 动应力波在管壁之间存在相互干扰叠加作用, 短时间内在桩体内产生反射激荡并相互叠加。中心桩体主要受竖向动应力影响, 动应力沿路堤辐射传播至边桩, 沿中心桩向外, 桩体动应力依次减小。

(2) 基床表层模量变化对桩-土动应力变化影响不大; 垫层模量的增大提高了桩与垫层相互动力作用效果, 桩体动应力增大以及动应力传播中反射叠加增多, 而桩间土则受其影响较小。随着 PCC 桩模量的提高, 动应力在桩内部传播速度加快, 同时动应力增大, 其承担了大部分动荷载, 有效的降低了地基土承受的动荷载, 缩小了上部荷载在复合地基内部影响范围。

参 考 文 献

- [1] MADSHUS C, KAYNIA A M. High-speed railway lines on soft ground: Dynamic behaviour at critical train speed[J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2000, 231(3): 689—701.
- [2] LARS H. Simulations and analyses of train-induced ground vibrations in finite element models[J]. *Soil*

- Dynamics and Earthquake Engineering**, 2003, 23(5): 403—413.
- [3] 潘昌实. PANDE G N. 黄土隧道列车动荷载响应有限元初步数定分析研究[J]. 土木工程学报, 1984, 17(4): 19—28.
PAN Chang-shi, PANDE G N. Preliminary deterministic finite element study on a tunnel driven in loess subjected to train loading[J]. **China Civil Engineering Journal**, 1984, 17(4): 19—28.
- [4] 梁波, 蔡英. 不平顺条件下高速铁路路基的动力分析[J]. 铁道学报, 1999, 21(2): 84—88.
LIANG Bo, CAI Ying. Dynamic analysis on subgrade of high speed railway in geometric irregular[J]. **Journal of the China Railway Society**, 1999, 21(2): 84—88.
- [5] 丁选明, 刘汉龙, 陈育民. 《现浇混凝土大直径管桩复合地基技术规程》JGJ/T213-2010 的编制与说明[J]. 施工技术, 2011, 40(2): 91—94.
DING Xuan-ming, LIU han-long, CHEN Yu-min. Compilation and explanation of technical specification for composite foundation of cast-in-place concrete large-diameter pipe pile JGJ/T213-2010[J]. **Construction Technology**, 2011, 40(2): 91—94.
- [6] GUTOWSKI D. Propagation of ground vibration: A review[J]. **Journal of Sound and Vibration**, 1976, 49 (2): 179—193.
- [7] 李军世, 李克钊. 高速铁路路基动力反应的有限元分析[J]. 铁道学报, 1995, 17(1): 66—75
LI Jun-shi, LI Ke-chuan. Finite element analysis for dynamic response of roadbed of high speed railway[J]. **Journal of the China Railway Society**, 1995, 17(1): 65—75.
- [8] 李西斌, 吴金耀. 高速列车荷载下桩承加筋路堤位移机制数值分析[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(增刊 2): 232—237.
LI Xi-bin, WU Jin-yao. Deformation mechanism of geosynthetic reinforced pile supported embankment under high-speed train loads[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2011, 33(Supp.2): 232—237.
- [9] 杨龙才, 宫全美, 彭声应, 等. 低矮路堤 CFG 桩复合地基动力有限元计算分析[J]. 铁道建筑, 2009, 7: 27—30.
YANG Long-cai, GONG Quan-mei, PENG Sheng-ying, et al. Dynamic FEM analysis on CFG pile composite foundation of low embankment[J]. **Railway Engineering**, 2009, 7: 27—30.
-
- 上接第 412 页
- [8] 尹振宇, 张冬梅, HICHER Pierre-yves, 等. 一个能够模拟软土时效特性的简单弹黏塑性模型[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(6): 880—888.
YIN Zhen-yu, ZHANG Dong-mei, HICHER Pierre-yves, et al. Modeling of time-dependent behavior of soft soils using simple elastoviscoplastic model[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2008, 30(6): 880—888.
- [9] NADER A, HASSAN R, AKBAR A, et al. Finite difference approach for consolidation with variable compressibility and permeability[J]. **Computers and Geotechnics**, 2007, 34: 41—52.
- [10] JEERAPOOLVARN S, CHALATURNYK R J, SCOTTR J D. Sedimentation consolidation modeling with an interaction coefficient[J]. **Computers and Geotechnics**, 2009, 36: 751—761.
- [11] 黄文熙. 土的工程性质[M]. 北京: 水利电力出版社, 1983.
- [12] TAYLOR D W. Fundamentals of soil mechanics[M]. New York: John Wiley and Sons Inc, 1948.
- [13] 陈小金, 刘云林. 固结试验数据的绘图及计算[J]. 矿产与地质, 2006, 6(18): 609—610.
CHEN Xiao-jin, LIU Yun-lin. Mapping and calculation of consolidation testing data[J]. **Mineral Resources and Geology**, 2006, 6(18): 609—610.
- [14] LOWE JOHN III, JONAS E, OBRICIAN V. Controlled gradient consolidation test[J]. **Journal of the Soil Mechanic and Foundation Engineering Division, ASCE**, 1969, 95(SM1): 77—97.
- [15] DUNCAN J M. Limitations of conventional analysis of consolidation settlement[J]. **Journal of Geotechnical Engineering, ASCE**, 1993, 119 (9): 1333—1359.
- [16] ABOSHI H. Consolidation settlement and soil improvement of soft clay[J]. **Soil Foundations**, 1990, 38(10): 7—14.