

桩承式路堤中平面土拱效应室内模型试验研究

庄妍^{1,3}, 崔晓艳², 刘奂孜², 梁栋², 李嘉俊², 吴敏², 陶志威², 苗雨⁴

(1. 河海大学岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室, 江苏南京 210098; 2. 河海大学土木与交通学院, 江苏南京 210098; 3. 江苏省岩土工程技术工程研究中心, 江苏南京 210098; 4. 华中科技大学土木工程与力学学院, 湖北武汉 430074)

摘要: 介绍了平面土拱效应室内模型试验的试验装置与试验方法, 对比分析了桩承式路堤中填土的竖向应力分布与 Terzaghi 理论方法以及 Hewlett & Randolph 理论方法中的分布规律, 并对 Hewlett & Randolph 理论方法进行了修正。研究结果表明: 路堤高度 h 与桩间距 s 比值对土拱效应产生具有重要影响, 当 $h/s < 0.67$ 时, 没有土拱效应; 当 $0.67 < h/s < 1.33$ 时, 土拱效应部分产生; 当 $h/s \geq 1.33$ 时, 土拱效应完全产生, 且此时路堤填土的竖向应力分布与 Hewlett & Randolph 方法的分布规律相同; 与 Hewlett & Randolph 方法相比, 修正的 Hewlett & Randolph 方法与模型试验结果更接近。试验同时分析了路堤高度的变化对桩土应力比的影响, 试验结果表明: 随着路堤高度的增加, 桩土应力比逐渐增大, 但是增大的速率随着路堤高度的增加而减小。

关键词: 桩承式路堤; 土拱效应; 室内试验

中图分类号: TU470

文献标识码: A

Laboratory test of two dimensional arching effect in piled embankment

Zhuang Yan^{1,3}, Cui Xiao-yan², Liu Huan-zi², Liang Dong², Li Jia-jun², Wu Min², Tao Zhi-wei², Miao Yu⁴

(1. Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics and Embankment Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 3. Jiangsu Province's Geotechnical Research Center, Nanjing 210098, China; 4. School of Civil Engineering and Mechanics, Huazhong University of Science & Technology, Wuhan, 430074, China)

Abstract: This paper described the equipment and test methods of the two dimensional soil arching laboratory tests. The distribution of vertical stress in the embankment was reported, and compared with the results of Terzaghi and Hewlett & Randolph methods. The modification of the Hewlett & Randolph method was also discussed. It was found that the ratio of embankment height h and pile spacing s play an important role in the formation of soil arching. The laboratory test results show that there is no soil arching for $h/s < 0.67$, partial soil arching generated for $0.67 < h/s < 1.33$ and fully soil arching generated for $h/s \geq 1.33$. The distribution of vertical stress in the embankment captures the same tend of the results of Hewlett & Randolph method for $h/s \geq 1.33$. The difference between the results of modified Hewlett & Randolph method and experimental results is smaller than that of Hewlett & Randolph method. The effect of embankment height on the stress ratio between piles and subsoil n were also investigated, it was found that the value of n increases with increasing the embankment height, whereas the growth rate reduced with the increase of embankment height.

Key words: piled embankment; arching effect; Laboratory test

收稿日期: 2017-02-21

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51478166); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目 (2016B04414, 2016B20614, 2015B17814, 2015B25914); “111” 计划项目 (B13024); 河海大学大学生创新创业训练项目 (201610294029); “青蓝工程” 资助

作者简介: 庄妍 (1982-), 女, 江苏邳州人, 教授, 博士生导师, 主要从事软土地基加固和路面安定性分析等方面的研究。

桩承式路堤是软土地基上修筑路堤所采用的重要方式。桩承式路堤中经常形成应力重分布的“土拱”现象。近年来,国内外学者针对土拱效应进行了大量的室内试验、理论模型以及数值模拟方面的研究,提出了不同的土拱模型和计算方法^[1-14]。从现有的研究中发现,很难找到一种设计方法可以准确地描述出路堤填土中的土拱效应模型,对于它的形成条件和荷载传递特性也没有形成一种系统化的研究。并且已有的模型试验中较少能把桩、软土、路堤以及加筋体整体考虑在内进行土拱试验研究。因此,进一步开展对桩承式路堤中土拱效应的研究有着重要的科学研究价值。本文通过二维土拱室内模型试验模拟了桩承式路堤中的路堤、加筋体、软土以及桩,分析了路堤高度变化对路堤中竖向应力分布、桩土应力比的影响,以揭示桩承式路堤中“土拱效应”的产生、发展过程,为以后的工程建设提供依据和积累经验。

1 试验概况

1.1 试验装置

试验在一边长为 0.90 m,高 1.30 m 的由钢化玻璃和角钢制作而成的模型槽中进行,如图 1 所示。试验中设置 3 根钢制桩梁,桩长 l 为 0.40 m,桩梁

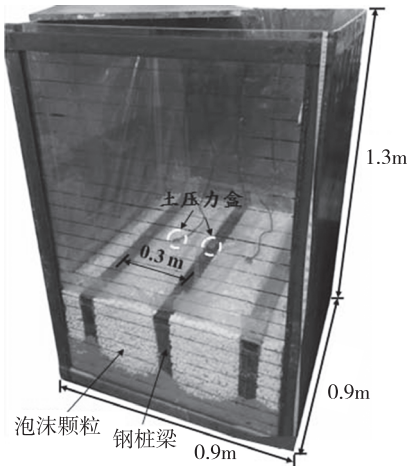


图 1 二维土拱试验模型槽示意图
Fig.1 The diagram of model test of two dimensional arching effect

宽 a 为 0.05 m,桩间距 s 为 0.30 m,桩的平面布置图如图 1 所示。模型试验与实际路堤结构的尺寸比例为 1:10。为了能够在试验中形成明显的拱效应,桩间土采用变形较大的泡沫颗粒,厚度为 0.4 m;路堤填土为砂土,填筑高度为 0.2~0.6 m 范围变化。为方便观测土拱,模型槽一侧用钢化玻璃,其余三侧面使用钢材制作。为减轻模型槽侧壁摩擦影响,在钢化玻璃一侧涂凡士林,其余三侧面铺塑料薄膜。

1.2 试验材料

路堤填土:路堤填筑材料用细黄砂,通过含水率、直剪等试验测得细黄砂的干密度 ρ ,内摩擦角 φ ,粘聚力 c ,比重 G_s 如表 1 所示。进行了砂土的颗分试验,试验结果如图 2 所示。

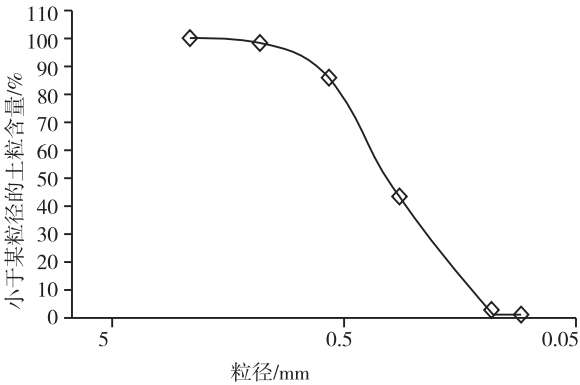


图 2 细黄砂级配曲线
Fig.2 The diagram of fine sand grading

地基软土:为了使得桩和地基土之间产生足够大的差异沉降以便更好地发挥土拱效应实验,使用 30 cm 厚聚苯乙烯泡沫模拟地基土。

1.3 试验工况

进行了路堤高度为 200、300、400、500、600 mm 的模型试验,具体试验工况见表 2。

1.4 试验方法

将尺寸为 900 mm × 50 mm × 400 mm 的钢制桩梁以 300 mm 的桩间距放置在模型槽中,桩梁周围填筑泡沫颗粒。在填筑路堤填料(细砂)的过程中,

表 1 砂土基本物理指标
Tab.1 Parameters of fine sand

天然密度 /(g·cm ⁻³)	最小干密度 /(g·cm ⁻³)	最大干密度 /(g·cm ⁻³)	土粒比重 G_s	粘聚力 c /kPa	内摩擦角 φ /°
1.31	1.05	1.70	2.65	16.4	30.6

表2 试验工况
Tab.2 Test program

序号	桩帽尺寸 a/mm	桩间距 s/mm	路堤高度 h/mm	h/s
1	50	300	200	0.67
2	50	300	300	1.00
3	50	300	400	1.33
4	50	300	500	1.67
5	50	300	600	2.00

以 50 mm 为 1 层, 分层进行填筑, 每层砂土的控制密实度为 1.5 g/cm^3 。每层填土之间铺设薄层彩砂, 并在玻璃外侧绘制刻度线; 同时在桩梁上方以及软土中心上方沿着路堤高度每隔 100 mm 放置土压力盒。对于考虑加筋体的试验, 在加筋体表面以一定间隔粘贴应变片。将路堤填筑至预订高度后, 用相机拍摄此时路堤填土的图片。然后静置 24 h, 再用相机拍摄此时路堤填土变形后的照片。同时, 读取土压力盒和应变片测量仪器的读数。

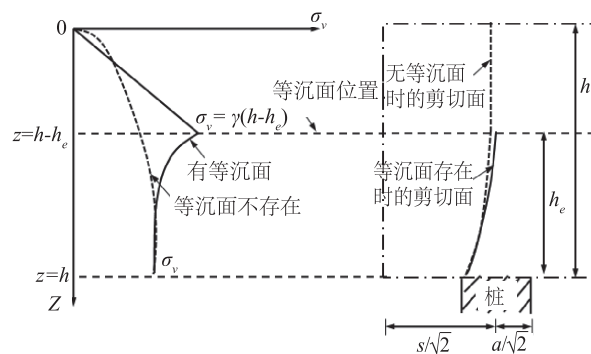
2 试验结果与分析

2.1 桩承式路堤中竖向应力的分布规律

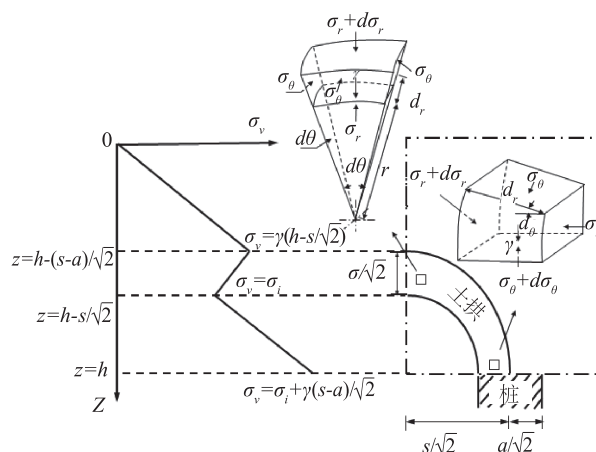
Russell & Pierpoint^[2] 对三维情况下的 Terzaghi 方法^[1] 进行推导, 得到了桩承式路堤中两桩中心所对应路堤填土的竖向应力分布, 如图 3(a) 所示: 当路堤高度比较低时, 路堤中不存在等沉面, 而路堤中的竖向应力沿着路堤高度逐渐增大 (图 3(a) 虚线所示); 当路堤高度足够高时, 路堤中出现了等沉面, 路堤中的竖向应力先以路堤填土重度 γ 的速率增大至等沉面, 然后沿着路堤高度而减小。这是因为在土拱效应的作用下, 更多的应力传递到了周围坚硬的土层上 (桩上方的填土), 而使得两桩中心所对应路堤填土的竖向应力相应地减少。图 3(b) 描述的是 Hewlett & Randolph^[4] 方法中两桩中心所对应路堤填土的竖向应力分布。可以看出: 路堤填土的竖向应力先以路堤填土重度 γ 的速率增大至外拱的高度位置处 ($z=h-(s-a)/\sqrt{2}$), 然后在土拱作用区域内线性减小至内拱高度处 ($z=h-s/\sqrt{2}$), 在该高度以下, 路堤填土的竖向应力以填土重度 γ 的速率逐渐增大, 整个竖向应力沿着路堤高度呈现出 “Z” 型曲线。

图 4 描述的是模型试验中路堤高度对路堤中

竖向应力分布的影响。从图 4 中可以看出: 随着路堤高度的增加, 路堤底部的竖向应力有增大的趋势。当路堤高度为 200 mm 时, 软土上方路堤中的竖向应力与不考虑土拱效应时的理论计算值 (γh) 基本上重合, 由此可知土拱效应没有发生。当路堤高度大于 200 mm 时 ($h=300 \text{ mm}$ 时, 如图 4 (b)), 软土上方路堤中的竖向应力明显小于不考虑土拱效应时的理论计算值 (γh), 该结果与三维 Terzaghi 方法中等沉面不存在时路堤填土的竖向应力分布规律比较相近 (图 3 (a)), 由此可知随着路堤高度的增加, 土拱效应逐渐发生 (即部分土拱效应产生)。当路堤高度不小于 400 mm 时, 可以看到软土上方路堤中的竖向应力分布呈现 “Z” 型曲线, 这与 Hewlett & Randolph^[4] 的试验结果相一致。从二维土拱室内试验结果可以得出如下结论: 当 $h/s < 0.67$ 时 ($h \leq 200 \text{ mm}$), 没有土拱效应; 当 $0.67 < h/s < 1.33$ 时, 土拱效应部分产生; 当 $h/s \geq 1.33$ 时 ($h=400、600 \text{ mm}$), 土拱效应完全产生。



(a) 修正的 Terzaghi 方法 (Russell & Pierpoint^[2])



(b) Hewlett & Randolph 方法

图3 不同理论方法中桩承式路堤的竖向应力分布规律
Fig.3 The distribution of the vertical stress of embankment for different theoretical methods

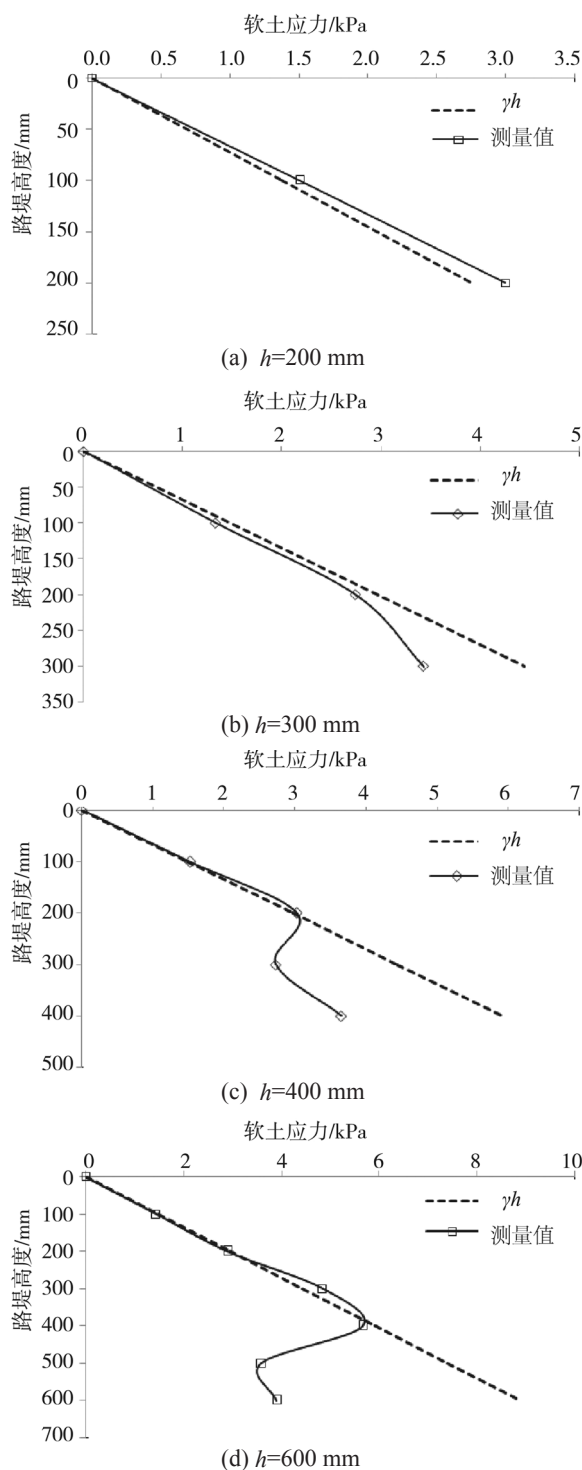


图4 模型试验中路堤的竖向应力随路堤高度分布规律
Fig.4 The distribution of vertical stress with the embankment height from model tests

2.2 桩承式路堤中路堤底部竖向应力的修正

Hewlett & Randolph^[4]方法认为在三维情况下,土拱的形状是半球形的,且土拱的厚度是均匀的。土拱破坏发生在拱顶或者桩帽处,并给出了两种情况下作用在软土表面上的竖向应力表达式,如公式(1)、(2)所示:

当土拱破坏发生在拱顶时:

$$\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\frac{2K_p-2}{2K_p-3} \right) + \frac{1}{(s-a)} \left[h - \frac{s}{\sqrt{2}} \left(\frac{2K_p-2}{2K_p-3} \right) \right] \left(1 - \frac{a}{s} \right)^{2K_p-2} \quad (1)$$

当土拱破坏发生在桩帽处时:

$$\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)} = \frac{h}{(s-a)} \left\{ \left(1 - \frac{a^2}{s^2} \right) + \left(\frac{2K_p}{K_p+1} \right) \left[\left(1 - \frac{a}{s} \right)^{(1-K_p)} - \left(1 - \frac{a}{s} \right) \left(1 + \frac{K_p a}{s} \right) \right] \right\} \quad (2)$$

其中, σ_s 是作用在软土表面上的竖向应力; s 为桩间距; a 为桩帽的尺寸; h 为路堤的高度; γ 为路堤填土的重度; K_p 为被动土压力系数。

根据数值模拟结果可知土拱的厚度是不均匀的^[15],根据数值模拟结果可知土拱的厚度与路堤高度、桩间距、桩帽尺寸有关,并对土拱的内外拱高度进行修正,如下所示:

土拱的外拱高度 h_o 为:

$$h_o = 0.11 sh/(s-a) + 0.54s \quad (3)$$

土拱的内拱高度 h_i 为:

$$h_i = 0.35s - 0.01 sh/(s-a) \quad (4)$$

根据修正的内外拱高度,可以推求作用在软土上的竖向应力为:

当土拱破坏发生在拱顶时:

$$\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)} = \frac{h_i}{(s-a)} \left(\frac{2K_p-2}{2K_p-3} \right) + \frac{1}{(s-a)} \left[h - h_o \left(\frac{2K_p-2}{2K_p-3} \right) \right] \left(\frac{h_i}{h_o} \right)^{2K_p-2} \quad (5)$$

当土拱破坏发生在桩帽处时:

$$\frac{\sigma_s}{\gamma(s-a)} = \frac{h}{(s-a)} \left\{ \left(1 - \frac{a^2}{s^2} \right) + 4 \left((\lambda_1 - \lambda_3) \left(1 - \frac{a}{s} \right)^2 + \lambda_2 \left(1 - \frac{a}{s} \right) \right) \right\} \quad (6)$$

$$\text{其中 } \lambda_1 = \frac{K_p^2}{(K_p+1)} \left[\left(\frac{s-a/2}{s-a} \right)^{K_p+1} - 1 \right] - K_p \left[\left(\frac{s-a/2}{s-a} \right)^{K_p} - 1 \right];$$

$$\lambda_2 = K_p \left[\left(\frac{s}{s-a} \right)^{K_p} - \left(\frac{s-a/2}{s-a} \right)^{K_p} \right]; \quad \lambda_3 = \frac{K_p^2}{(K_p+1)} \left[\left(\frac{s}{s-a} \right)^{K_p+1} - \left(\frac{s-a/2}{s-a} \right)^{K_p+1} \right].$$

图5为路堤高度为500 mm时, Hewlett & Randolph方法,修正的Hewlett & Randolph方法以及模型试验结果对比图,计算可知,修正的

Hewlett & Randolph 方法与试验结果之间的误差约为 22.3%, 而 Hewlett & Randolph 方法与试验结果之间的误差约为 27.7%, 由此可知, Hewlett & Randolph 方法与修正的 Hewlett & Randolph 方法都能较好地

评估路堤底部两桩中心处填土的竖向应力, 而修正的 Hewlett & Randolph 方法与试验结果更接近。

2.3 路堤填土高度对桩土应力比的影响

图 6 为路堤高度对桩土应力比的影响。从图 6 中可以看出, 随着路堤高度的增加: 桩土应力比 n 逐渐的增大, 当 $h=100$ mm 时, n 约为 1.2; 当 $h=200$ mm 时, n 约为 3.0, 相比于 $h=100$ mm 时, n 增大了 150%; 当 $h=300$ mm 时, n 约为 6.5, 相比于 $h=100$ mm 时, n 增大了 442%; 当 $h=400$ mm 时, n 约为 8.5, 相比于 $h=100$ mm 时, n 增大了 600%; 当 $h=500$ mm (或 600 mm) 时, n 约为 9.0-9.5, 相比于 $h=100$ mm 时, n 增大了 650-690%。由此可以看出, 当路堤增加到一定高度时 ($h \leq 400$ mm, 即 $h/s \leq 1.3$), 路堤高度的进一步增加对桩土应力比的

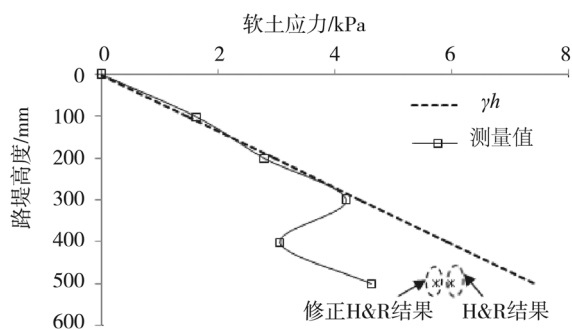
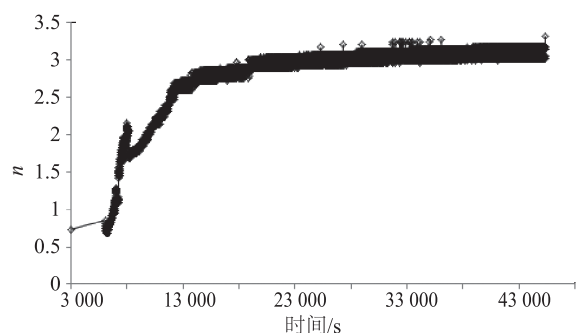
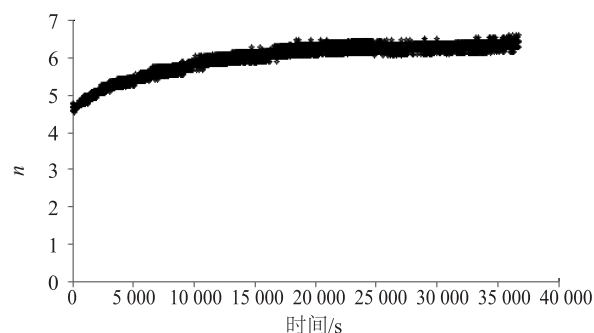


图 5 路堤底部竖向应力的修正结果 ($h=500$ mm)

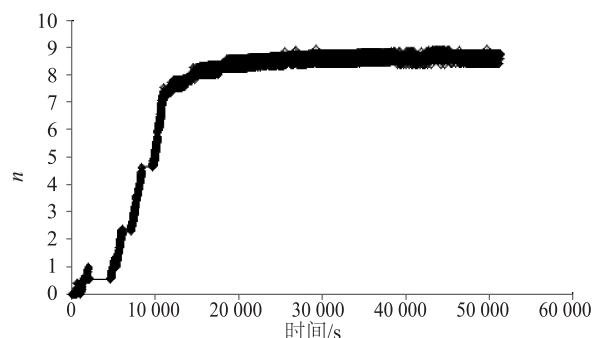
Fig.5 The modified vertical stress at the base of embankment ($h=500$ mm)



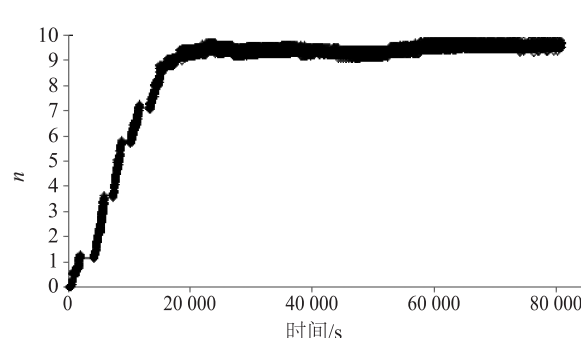
(a) $h=200$ mm



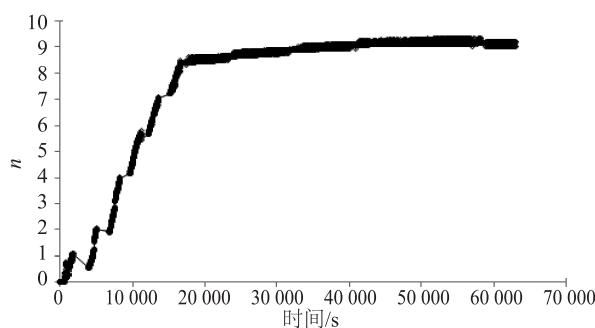
(b) $h=300$ mm



(c) $h=400$ mm



(d) $h=500$ mm



(e) $h=600$ mm

图 6 路堤高度对桩土应力比的影响

Fig.6 The effect of embankment height on stress ratio between piles and subsoil

提高效果并不明显,这是因为当 $h=400\text{ mm}$ 时,路堤中的土拱效应已经完全发挥,这与图4的试验结果相一致。

3 结论

1) 路堤高度 h 与桩间距 s 比值对土拱效应产生具有重要影响,当 $h/s < 0.67$ 时,没有土拱效应;当 $0.67 < h/s < 1.33$ 时,土拱效应部分产生;当 $h/s \geq 1.33$ 时,土拱效应完全产生,且此时路堤填土的竖向应力分布与Hewlett & Randolph方法的分布规律相同。

2) Hewlett & Randolph方法与修正的Hewlett & Randolph方法都能较好地评估路堤底部两桩中心处填土的竖向应力,而修正的Hewlett & Randolph方法与试验结果更接近。

3) 随着路堤高度的增加,桩土应力比逐渐增大,但是增大的速率随着路堤高度的增加而减小。

参考文献:

[1]TERZAGHI K. Theoretical soil mechanics [M]. New York: JohnWiley and Son, 1943: 66-75.
[2]RUSSELL D, PIERPOINT N. An assessment of design methods for piled embankments [J]. Ground Engineering, 1997, 30(10): 39-44.
[3]GUIDO V A, KNEUPPEL J D, SWEENEY M A. Plate loading tests on geogrid-reinforced earth slabs[C]// Proceeding. Geosynthetics' 87 Conference. New Orleans, 1987: 216-225.
[4]HEWLETT W J, RANDOLPH M F. Analysis of piled embankments [J]. Ground Engineering, 1988: 12-18.

[5]陈云敏,贾宁,陈仁朋. 桩承式路堤土拱效应分析[J]. 中国公路学报, 2004, 17(4): 1-6.
[6]BS8006 (2010), Code of Practise for strengthened/reinforced soils and other fills [S].
[7]SPANGLER M G, HANDY I. Soil Engineering [M]. Intext Educational Publishers, New York, USA, 1973.
[8]ANJANA BHASI, RAJAGOPAL K. Geosynthetic-Reinforced Piled Embankments: Comparison of Numerical and Analytical Methods[J]. Int. J. Geomech., 2015, 15(5): 1-12.
[9]CHEN Y M, CAO W P, CHEN R P. An experimental investigation of soil arching within basal reinforced and unreinforced piled embankments [J]. Geotextiles & Geomembranes, 2008, 26(2): 164-174.
[10]NAUGHTON P J. The Significance of Critical Height in the Design of Piled Embankments[C]// Geo-Denver. 2007: 1-10.
[11]HUANG J, HAN J. Critical Height of a Deep Mixed Column-Supported Embankment under an Undrained Condition[C]// Geocongress. 2008: 638-645.
[12]ELLIS E A, ASLAM R. Arching in piled embankments: Comparison of centrifuge tests and predictive methods - Part 1 of 2[J]. Ground Engineering, 2009(6): 34-38.
[13]ELLIS E A, ASLAM R. Arching in piled embankments: comparison of centrifuge tests and predictive methods - Part 2 of 2[J]. Ground Engineering, 2009(7): 28-31.
[14]费康,王军军,陈毅. 桩承式路堤土拱效应的试验和数值研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(7): 1975-1983.
[15]ZHUANG Y. Numerical modelling of arching in piled embankments including the effects of reinforcement and subsoil [D]. University of Nottingham, UK, 2009.

(责任编辑 王利君)