

桩承式路堤土拱效应的应力计算方法比较

范礼彬, 章定文, 刘松玉

(东南大学交通学院, 江苏 南京 210096)

摘要: 在桩承式路堤土拱效应的分析中, 桩土应力比是评价土拱效应的重要参数。土拱效应对分析桩承式路堤荷载传递和沉降变形有重要的影响。目前比较常用的几种土拱效应计算方法的假设条件和适用范围都存在一定的差异。Terzaghi 和 Low 的计算方法仅适用于平面土拱中, Hewlett 和 Randolph 和德国 EBGEO 2004 方法仅适用空间土拱, 而英国规范 (BS8006) 的计算方法同时适用于平面土拱和空间土拱。讨论了常用土拱效应计算方法的基本假设差异, 并结合几个工程实例分析了各种计算方法的适用性。

关键词: 桩承式路堤; 土拱效应; 计算方法; 桩土应力比

中图分类号: TU473.1

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2013)S2-1155-04

作者简介: 范礼彬(1988-), 男, 江西玉山人, 硕士研究生, 主要从事岩土工程研究。E-mail: fanlb@foxmail.com。

Comparison of calculating methods for stress of soil arching effect of piled embankments

FAN Li-bin, ZHANG Ding-wen, LIU Song-yu

(School of Transportation, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: The stress concentration ratio is an important parameter in the analysis of soil arching effect of piled embankments. The soil arching effect has an important influence in the analysis of load transfer and the embankment settlement. The computational methods for soil arching effect have many differences in assumed conditions and scopes of application. The Terzaghi's and Low's methods are only applicable to 2D situation, the Hewlett & Randolph's and EBGEO 2004's methods are only applicable to 3D situation, and the BS8006's method is applicable to 2D and 3D situations. The differences between basic assumptions of the common soil arching computation effect are discussed, and the applications of different calculation methods are analyzed combined with engineering examples.

Key words: piled embankment; soil arching effect; computational method; stress concentration ratio

0 引言

桩承式路堤是近年来在软土地区发展起来的一种路堤型式。路堤荷载通过桩体传递给深层强度较高的土层, 使得路堤总沉降及工后沉降减小; 由于桩和加筋体的存在使得路堤稳定性提高, 可加快路堤的填筑速度, 大大缩短了施工工期, 具有良好的经济性^[1]。

由于桩抗压刚度大于桩间土抗压刚度, 使得桩间土上路堤沉降大于桩帽上路堤沉降, 两者之间存在相对位移。在路堤沉降变形过程中, 桩间土上部路堤填土通过与桩帽上部路堤填土之间相互作用的剪应力将部分路堤自重传递给桩帽, 使得桩间土承担的荷载减小, 桩承担的荷载增加, 这种现象称之为桩承式路堤填土中土拱效应^[2]。1936年Terzaghi^[3]通过活动门试验证实了土拱效应的存在, 在荷载的作用或者重力的作用下, 土体发生了压缩和变形, 从而土体产生了不均匀的沉降, 致使土颗粒之间产生互相“楔紧”作用, 在

移动板附近一定范围的土层中产生土拱效应。Low等^[4]对散体颗粒的应力传递结构进行了基础性的研究, 分析土拱效应, 必须确定土拱的拱轴形状和拱体的几何参数。Handy^[5]首次提出拱轴形状为近似于悬链线的主应力流。土拱的形状较为复杂, 目前还没有精确的表达式表示其形状, 大多依据一定的假设。目前对土拱形状假设主要有: Terzaghi^[6]提出的平面土拱模型、Marston^[7]提出的等沉面计算模型、Low等^[4]提出的半圆形模型、Carlsson^[8]提出的三角拱形模型及Hewlett和Randolph^[9]的半球形模型等。

在国内, 一些学者基于以上的基本假设, 对上述土拱理论进行了改进和修正。陈云敏等^[10]认为拱顶和拱脚的土单元体并不是在任何情况下都会达到极限状态, 而与路堤高度、路堤材料性质、桩间距等因素有

关, 改进了Hewlett和Randolph基于极限状态的空间土拱效应分析方法。陈仁朋等^[11]采用有限元分析方法, 建立了考虑路堤、桩和桩间土的完整解析模式, 对桩承式路堤的研究也有借鉴意义。本文首先总结目前比较重要的几种土拱效应的计算方法, 然后将这些计算方法的计算结果进行对比分析, 为桩承式地基的设计提供参考。

1 土拱效应计算方法

1.1 Terzaghi 土拱效应计算方法

基于著名的活动门试验, Terzaghi^[6]建立了平面土拱效应计算模型, 如图1所示。Terzaghi指出, 土拱极限高度为2倍活动门的宽度, 在此高度以上的土体则不产生位移, 不受影响。

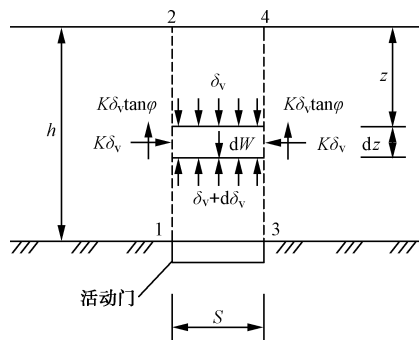


图1 Terzaghi 土拱效应计算模型^[6]

Fig. 1 Terzaghi model for soil arching effect^[6]

当土体厚度 $h \leq 2S$ 时, 求解作用在Trapdoor上的土压力和Trapdoor两侧不动边界上的土压力分别为

$$\sigma_{vh} = \sigma_v|_{z=h} = \frac{\gamma S}{2K \tan \varphi} (1 - e^{-2K \frac{h}{S} \tan \varphi}) \quad (1)$$

$$\sigma_p = \frac{h(S+b)\gamma - \sigma_{vh}S}{b} \quad (2)$$

当土体厚度 $h > 2S$ 时, 亦可分别求解出作用在活动门上的土压力 σ_{vh} 和活动门两侧不动边界上的土压力 σ_p , 其中 σ_{vh} 为

$$\sigma_{vh} = \frac{\gamma S}{2K \tan \varphi} (1 - e^{-4K \tan \varphi}) + \gamma(h-2S)e^{-4K \tan \varphi} \quad (3)$$

其中, γ , φ , h 分别为土的重度、内摩擦角及土层厚度, S 为活动门的宽度, b 为活动门不动边界宽度 (相当于桩帽), K 为侧向土压力系数。

1.2 Hewlett 和 Randolph 土拱效应计算方法

Hewlett和Randolph^[9]根据模型试验观测结果, 提出了半球形土拱模型, 并假设球形土拱拱顶或拱脚处土单元体会达到极限状态, 并据此得出桩、土所承担的应力,

桩间土土压力为

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

$$\gamma \frac{(s-b)}{\sqrt{2}(2K_p - 3)} + \gamma \frac{s-b}{\sqrt{2}} \quad (4)$$

桩帽上土压力为

$$\sigma_p = \frac{\gamma s^2 h - \sigma_s (s^2 - b^2)}{b^2} \quad (5)$$

1.3 Low 土拱效应计算方法

Low等^[4]在Hewlett和Randolph^[9]的半球形模型基础上对土拱效应的计算方法进行了改进。主要假设: 土拱厚度为桩帽宽度的一半, 并且拱顶或拱脚土单元体会达到极限状态。

桩间土压力为

$$\sigma_s = \alpha \gamma \left\{ \frac{(K_p - 1)(1 - \delta)(s+b)}{2(K_p - 2)} + (1 - \delta)^{(K_p - 1)} \right\} \left[h - \frac{s+b}{2} - \frac{s+b}{2(K_p - 2)} \right] \quad (6)$$

$$\text{桩帽上土压力为 } \sigma_p = \frac{h(s+b)\gamma - \sigma_s s}{b} \quad (7)$$

其中, $\sigma_\theta = K_p \sigma_r$, α 为应力扩散系数, 建议取 0.8, $\delta = b/(b+s)$ 。

1.4 英国规范 BS 8006 的土拱效应计算方法

对于正方形布桩的桩承式路堤, 英国规范 (BS 8006)^[12]中规定, 作用在桩帽上的土压力 σ_p 为

$$\sigma_p = \gamma h \left(\frac{C_c b}{h} \right)^2, \quad (8)$$

式中, C_c 为土拱效应系数 (对于打穿软土层的端承桩, $C_c = 1.95h/b - 0.18$; 未打穿软土层的摩擦桩, $C_c = 1.5h/b - 0.07$)。

对于平面土拱, BS 8006 采用 Maston 提出的公式进行求解, 作用在桩帽上的土压力为

$$\sigma_p = \gamma h \left(\frac{C_c b}{h} \right) \quad (9)$$

桩间土上的土压力为

$$\sigma_s = \frac{hs\gamma - \sigma_p b}{s - b} \quad (10)$$

式中, s 为桩间距, 英国规范 (BS8006) 中规定, 当路堤填土高度 $h \leq 1.4(s-b)$ 时, 按公式 (8) ~ (10) 进行计算桩承担的路堤荷载, 当 $h > 1.4(s-b)$ 时, $1.4(s-b)$ 高度以上的路堤填土荷载由桩帽下部的桩体承担。

1.5 德国 EBGEO 2004 的土拱效应计算方法

在德国的土拱效应计算方法^[13]中, 路堤填土高度至少为 $0.7S_d$, S_d 为相邻对角桩的桩间距。假设土拱形状为半球形半径为 $0.5 S_d$ 。

桩间土土压力为

$$\sigma_s = \lambda_1^z \gamma [h(\lambda_1 + h_g^2 \lambda_2)^{-z} + h_g ((\lambda_1 + \frac{h_g^2 \lambda_2}{4})^{-z} - (\lambda_1 + h_g^2 \lambda_2)^{-z})] \quad (11)$$

其中： $\lambda_1 = \frac{1}{8}(S_d - d)^2$ ； $\lambda_2 = \frac{S_d^2 + 2dS_d - d^2}{2S_d^2}$ ； $\chi = \frac{d(K_p - 1)}{\lambda_2 S}$ ，桩帽上土压力为

$$\sigma_p = (\gamma h - \sigma_c)A/A_c + \sigma_c \tag{12}$$

当 $h \geq S_d/2$ ， $h_g = S_d/2$ ；当 $h < S_d/2$ ， $h_g = h$ 。

2 土拱效应实例分析

运用上述 5 种计算土拱效应方法，对工程中的实例进行验算，说明这 5 种计算方法之间存在的差异性和适用条件的不同，计算过程中不考虑安全系数，同时也不考虑路堤的横向移动。

2.1 工程实例 1^[14]

在上海的某工程中，采用桩承式加筋路堤处理。桩体采用水泥土搅拌桩，正方形布置，桩心距为 3.0 m，桩径为 1 m，桩长 16 m；路堤填土高度为 5.6 m，黏聚力为 10 kPa，内摩擦角为 30°，重度 18.5 kN/m³。土工格栅的抗张刚度 $J=1180$ kN/m，最大允许应变 $\varepsilon=8.0\%$ 。

各土拱计算模型中桩、土应力及桩土应力比和实测值如表 1 所示。

表 1 桩土应力比实测值与计算结果比较

Table 1 Comparison between test and calculated stress concentration ratios

计算方法	Terzaghi	Low	BS8006(2D)	Hewlett	EBGEO	实测值
土中应力/kPa	11.9	46.7	56.1	74.8	35.6	40.3
桩上应力/kPa	287.1	217.4	198.7	334.3	611.8	567.9
桩土应力比	24.2	4.7	4.9	4.5	17.2	14

从表 1 中可以得出该工程中桩、土应力实测值与德国 EBGEO 计算方法得到的桩、土应力值最吻合，在德国 EBGEO 计算方法中，考虑了水平加筋体对空间土拱的桩土应力比的影响。这和该工程中路堤的实际工作条件比较接近，所以计算结果与实测结果差异性不大。而其他计算方法在适用范围和假设条件上与德国 EBGEO 计算方法存在不同，使得计算值和实测值的差异性较大。

2.2 工程实例 2^[10]

杭甬高速公路所经的软土地基上，大部分为强度较低、压缩性高的淤泥质黏土和淤泥质粉质黏土，软基处理中主要采用排水板固结法、预应力混凝土管桩和搅拌桩等处理方法，对于采用预应力混凝土管桩处理路段进行了试桩试验，正方形布置，桩间距分别为 2.0 m、2.2 m、2.5 m，桩帽大小均为 100 cm×100 cm，桩长为 32 m；路堤填土为细砂和砂砾，填土高度均为

3.0 m，黏聚力为 0，内摩擦角为 30°，重度 18.0 kN/m³。实测桩体荷载分担比与计算值如图 2 所示。

从图 2 中可知，Hewlett 方法计算得到的桩体荷载分担比与实测值的吻合性较好，而其他计算方法结果存在较大的差异性，主要由于该工程中没有考虑水平加筋体的加筋作用，而 Hewlett 计算方法假设中也没有考虑加筋体的影响。同时，从图 2 中也可以得出，通过减少桩间距，来提高桩体荷载分担比。

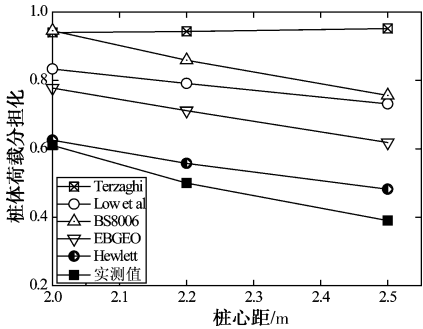


图 2 实测桩体荷载分担比与计算值结果比较

Fig. 2 Comparison between measured and calculated values of pile efficacy

2.3 工程实例 3

浙江大学^[15]采用模型试验分析了桩承式路堤的形状。试验装置由砖砌的底座、两个水袋及钢化玻璃组成的模型槽壁三部分组成，尺寸为 150 cm×100 cm×144 cm。对于该模型试验，其中一组试验的材料尺寸为：路堤填土高度 1080 mm，中间桩梁宽度 150 mm，桩梁净间距为 600 mm，无水平加筋体，路堤填料为干净的中粗河砂，填筑后重度为 15.5 kN/m³，内摩擦角为 30°。图 3 给出了各计算方法桩土应力比解析解和试验结果的对比情况。

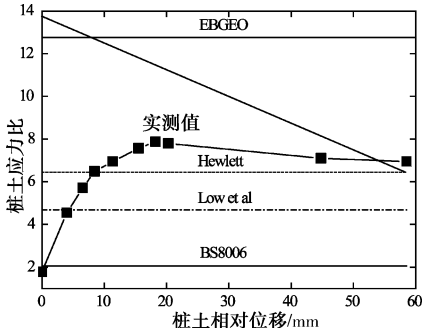


图 3 模型试验结果与计算结果的比较

Fig. 3 Comparison between test and calculated stress concentration ratios

从图 3 中可知，根据 Hewlett 计算方法所得桩土应力比整体上与模型试验的结果最为接近，对于本模型试验中的平面土拱，Low 方法求得桩土应力比与模型试验所得到的桩土应力比也具有较好的吻合性，而 BS 8006 和 EBGEO 的方法计算得到的桩土应力比与模型试验的结果有比较大的差异。

3 结 论

本文对不同土拱效应的计算方法行了总结,并将各计算结果和工程实例中的实测结果进行了对比分析:

(1) 不同计算方法的计算结果相差较大,主要是由拱效应形成的假设条件和垫层加筋体张拉力等计算方法的差异造成的。

(2) 对于工程中采用水平加筋体的桩承式路堤形成的空间土拱,德国 EBGeo 计算方法得到的桩、土应力和桩土应力比与实测值具有很好的吻合性。

(3) 工程中未采用水平加筋体的桩承式路堤形成的空间土拱,Hewlett 计算方法得到的桩体荷载分担比与实测桩体荷载分担比的值比较接近。

(4) 模型试验结果表明,对于平面土拱,Low 方法计算结果与模型试验结果具有较好的吻合性,而 BS8006 和 EBGeo 的方法计算得到的桩土应力比与模型试验的结果有比较大的差异。

参考文献:

- [1] HAN Jie, GABR M A. Numerical analysis of geosynthetic reinforced and pile supported earth platforms over softsoil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2002, **128**(1): 44 - 53.
- [2] HAN Jie, AKINS K. Use of Geogrid-reinforced and pile supported earth structures[C]// Proceedings of International Deep Foundation Congress. Orlando: ASCE, 2002: 668 - 679.
- [3] TERZAGHI K. Stress distribution in dry and in saturated sand above a yielding trapdoor[C]// Proc 1st IC on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Cambridge, Mass, 1936, **1**: 307 - 311.
- [4] LOW B K, TANG S K, CHOA V. Arching in piled embankments[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1994, **120**(11): 1917 - 1938.
- [5] HANDY R L. The arch in soil arching[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1985, **111**(3): 302 - 318.
- [6] TERZAGHI K. Theoretical Soil Mechanics [M]. New York: John Wiley and Son, 1943: 66 - 75.
- [7] NAUGHTON P J. The significance of critical height in the design of piled embankments[J]. Soil Improvement, ASCE, 2007: 172 - 181.
- [8] CARLSSON B. Armerad jord-berakningspriniper för - banakar pa palar. Linköping[J]: 1987 Terrarema AB.
- [9] HEWLETT W J & RANDOLPH M F. Analysis of piled embankments[J]. Ground Engineering, 1988, **21**(3): 12 - 18.
- [10] 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. (CHEN Yun-min, JIA Ning, CHEN Ren-peng. Soil arch analysis of pile pposed embankments[J]. China Journal of Highway and Transport, 2004, **17**(4): 1 - 6. (in Chinese))
- [11] 陈仁朋, 贾 宁, 陈云敏. 桩承式加筋路堤受力机制及沉降分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, **24**(23): 4358 - 4367. (CHEN Ren-peng, Jia Ning, CHEN Yun-min. Mechanism and settlement analysis of pile supposed and geogrid reinforced embankments[J]. Chinese Journal of Rock Mecharfics and Engineering, 2005, **24**(23): 58-367. (in Chinese))
- [12] British Standard BS8006. Code of practice for strengthened reinforced soils and other fills[S]. London: British Standard Institution, 1995.
- [13] DGGT. EBGeo: Bewehrte Erdkörper auf punkt-oder linienförmigen Traggliedern[M]. 2004.
- [14] Priyanath Ariyaratne, Liyanapathirana D S, Leo C J. A comparison of different two dimensional idealizations for a geosynthetic reinforced pile-supported embankment[J]. International Journal of Geomechanics, ASCE, 2012(10): 1916 - 1927.
- [15] 曹卫平, 陈仁朋, 陈云敏. 桩承式加筋路堤土工效应试验研究[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(3): 436 - 441. (CAO Wei-ping, CHEN Ren-peng, CHEN Yun-min. Experimental investigation on soil arching in piled reinforced embankments[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(3): 436 - 441. (in Chinese))