

文章编号:1671-1637(2026)07-0039-14

浅埋管幕法隧道竖向应力计算模型与工程应用

黄明¹, 陈骏宁¹, 赖丰文¹, 路德春^{*2,3}, 肖雄⁴, 李洪江⁵

(1. 福州大学 土木工程学院, 福建 福州 350108; 2. 厦门大学 建筑与土木工程学院, 福建 厦门 361005;
3. 北京工业大学 岩土与地下工程研究所, 北京 100124; 4. 厦门特区建设建筑材料有限公司,
福建 厦门 361000; 5. 东南大学 岩土工程研究所, 江苏 南京 210096)

摘要:传统水平微分单元法表征土拱效应时,忽略了单元层间剪切力对竖向应力传递的贡献,从而导致计算结果偏于保守。鉴于此,首先将管幕法隧道简化为活动门(Trapdoor)模型,采用有限元极限分析(FELA)方法,系统探究了不同深宽比及土体内摩擦角条件下浅埋活动门滑裂角的变化规律;据此,基于大主应力轨迹线,建立了拱形微分单元竖向应力计算模型,推导了浅埋活动门竖向应力解;进一步阐明了土体内摩擦角、剪胀角及地面超载对活动门归一化竖向应力的影响规律;最后将所提模型应用于某管幕法隧道工程,探究其工程适用性。研究结果表明:所提模型计算结果与既有解、FELA解及室内模型试验结果吻合良好;相较于经典 Terzaghi 理论及规范方法,归一化竖向应力分别降低 30.7%与 45.3%,碳排放量分别减少 9.1%与 16.6%。

关键词:隧道工程;管幕法隧道;拱形微分单元法;竖向应力;土拱效应

中图分类号:U452 **文献标志码:**A **DOI:**10.19818/j.cnki.1671-1637.2026.273

Calculation model for vertical stress of shallowly buried pipe-roofing tunnels and its engineering application

HUANG Ming¹, CHEN Jun-ning¹, LAI Feng-wen¹, LU De-chun^{*2,3},
XIAO Xiong⁴, LI Hong-jiang⁵

(1. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, Fujian, China; 2. School of Architecture and Civil Engineering, Xiamen University, Xiamen 361005, Fujian, China; 3. Institute of Geotechnical and Underground Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China; 4. Xiamen Special Zone Construction Investment Materials Co., Ltd., Xiamen 361000, Fujian, China; 5. Institute of Geotechnical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, Jiangsu, China)

Abstract: The traditional horizontal differential element method used to characterize the soil arching effect neglects the contribution of inter-layer shear forces to vertical stress transfer, leading to conservative calculation results. In view of this, the pipe-roofing tunnel was first simplified into a “trapdoor” model. A finite element limit analysis (FELA) method was adopted to systematically investigate the variation of the slip angle of the shallow trapdoor under different depth-to-width ratios and soil internal friction angles. Accordingly, based on the trajectory of the major principal stress, a vertical stress calculation model of an arched differential element was

出版历程:2026-01-13 收稿,2026-03-11 修回,2026-03-20 录用

基金项目:国家自然科学基金青年科学基金项目(52438005,52378392,52408356);国家级青年人才项目(00389335)

作者简介:黄明(1983-),男,江西瑞金人,教授,博士生导师,工学博士,E-mail:huangming05@fzu.edu.cn.

* 通信作者:路德春(1977-),男,黑龙江绥化人,教授,博士生导师,工学博士,E-mail:dechun@bjut.edu.cn.

引用格式:黄明,陈骏宁,赖丰文,等.浅埋管幕法隧道竖向应力计算模型与工程应用[J].交通运输工程学报,2026,26(7):39-52.

Citation:HUANG Ming, CHEN Jun-ning, LAI Feng-wen, et al. Calculation model for vertical stress of shallowly buried pipe-roofing tunnels and its engineering application[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2026, 26(7): 39-52.

established, and the vertical stress solution for the shallow trapdoor was derived. Furthermore, the influences of soil internal friction angle, dilation angle, and surface surcharge on the normalized vertical stress of the trapdoor were clarified. Finally, the proposed model was applied to a pipe-roofing tunnel project to explore its engineering applicability. Research results indicate that the calculation results of the proposed model show good agreement with existing solutions, FELA solutions, and laboratory model test results; compared with the classical Terzaghi theory and code methods, the proposed model reduces the normalized vertical stress by 30.7% and 45.3%, respectively, and it reduces carbon emissions by 9.1% and 16.6%, respectively.

Keywords: tunnel engineering; pipe-roofing tunnel; arched differential element method; vertical stress; soil arching effect

Publication history: Received 2026-01-13; Received in revised form 2026-03-11; Accepted 2026-03-20

Funding: National Natural Science Foundation of China for Youth Science Foundation (52438005, 52378392, 52408356); National Youth Talent Project (00389335)

* **Corresponding author:** LU De-chun, professor, PhD, E-mail: dechun@bjut.edu.cn.

0 引 言

随着人口密集化增长和城市用地日益紧张,大力开发地下空间成为新的战略发展需求^[1]。在此背景下,诸如地下人行通道和地铁隧道等地下工程建设如火如荼^[2-3]。这些工程大多处于浅埋条件($H/B \leq 2.0$, H 和 B 分别为地下构筑物埋深和宽度)^[4],对地表沉降控制极为严格^[5-6]。管幕法通过在隧道开挖轮廓线外侧顶入一系列钢管,形成超前支护体系,从而有效控制开挖过程中的地层变形。管幕结构力学性能设计与其竖向应力密切相关^[7],若低估竖向应力,可能导致管幕结构挠度过大,进而发生地层塌陷^[8-9],造成重大经济损失或人员伤亡;反之,若高估管幕结构竖向应力,则可能导致设计偏于保守,从而增加钢管用量、混凝土用量及碳排放量^[10]。因此,准确预测浅埋管幕法隧道竖向应力对于保障管幕结构安全和实现低碳化设计具有重要意义。

隧道开挖易导致上覆土体不均匀沉降,土体剪应力逐渐发挥,诱发“土拱效应”^[11],导致土体应力重分布,荷载沿结构两侧转移。研究表明^[12-13],合理考虑土拱效应有助于节约成本,实现地下结构低碳化和轻量化设计。因此,如何表征土拱效应是准确预测浅埋管幕法隧道竖向应力的关键。Terzaghi等^[14]基于活动门(Trapdoor)试验,推导了土拱效应作用的地基竖向应力表达式。尽管Terzaghi土拱理论已广泛应用于大量工程设计,但仍存在以下局限性。

(1)Terzaghi土拱理论忽略了主应力偏转,认为侧向土压力系数 $K_h=1$ 。然而,Handy等^[15]认为该值小于1,陈若曦等^[16]则认为该值大于1;笔者认为两者

的差异主要源于荷载传递(主应力偏转)路径的选择。

(2)Terzaghi土拱理论假设活动门上方滑裂面竖直延伸至地面,然而Papamichos等^[17]和Santichaianant等^[18]通过试验证明,浅层活动门滑裂面更接近塔形。

(3)Terzaghi土拱理论认为活动门竖向应力均匀分布,Hassoun等^[19]通过模型试验发现,因土拱效应导致应力转移,活动门竖向应力呈两侧大、中间小的分布规律。

针对上述问题,为更加准确地量化浅埋隧道竖向应力,已有学者展开大量研究。例如,赖丰文等^[20]基于塔形滑裂面假定,采用水平微分单元法,推导了不完全土拱效应作用下浅层地基竖向应力。Evans^[21]基于极限平衡理论,假定滑裂角 α 等于剪胀角 ϕ ,推导了砂土地层浅埋活动门竖向应力解析解。Rui等^[22]提出三角形、塔形及等沉3种土拱发展模式,认为滑裂角大小为内摩擦角余角($\alpha=\pi/2-\phi$),在此基础上,基于水平微分单元法推导了活动门竖向应力解。Lai等^[23]考虑主应力偏转,基于滑裂角等于内摩擦角($\alpha=\phi$)的假设,将活动门上方松动区划分为相互作用的水平微分单元,进而推导了浅层地基的竖向应力解。

水平微分单元法是求解浅埋隧道竖向应力的主流方法^[20-23]。然而,该方法仍存在以下局限性:①水平微分单元法常忽略了单元层间水平剪切力对荷载传递的贡献,导致计算结果偏于保守^[24-25];②将小主应力沿大主应力轨迹线进行积分,得到平均竖向应力 σ_{av} ,并认为同一微分土层内竖向应力均为 σ_{av} ,存在一定误差;③水平微分单元法通常将滑裂面处正应力与单元上下表面平均竖向应力的比值定义为侧

向土压力系数 K_h [26], 并通过 K_h 将侧向边界受力与上下表面平均竖向应力关联, 最终借助单元静力平衡条件构造基于平均竖向应力的微分方程, 以求解活动门平均竖向应力, 显然由于②的简化计算, 导致误差进一步扩大。据此, Lai 等 [25] 提出了“拱形微分单元法”, 用于求解受限空间支挡结构的土压力问题。需要指出, 关于“拱形微分单元法”的已有研究成果主要聚焦于挡土墙主动土压力问题, 其基于小主应力轨迹线建立弧形微分单元; 而活动门上方则为大主应力成拱, 两类问题的主应力偏转行为不一致。目前仍未有学者在活动门问题中尝试采用弧形微分单元, “拱形微分单元法”在该类问题中的适用性仍待考量。另一方面, 大部分学者将浅层活动门滑裂面概化为塔形, 但对滑裂角大小仍采用不尽相同的假设 [20-23]。Rui 等 [22] 指出, 准确确定滑裂角大小对精确量化浅层地基竖向应力至关重要。

有鉴于此, 本研究首先采用有限元极限分析 (Finite Element Limit Analysis, FELA) 方法, 揭示不同深宽比 (H/B) 及土体内摩擦角下浅层活动门滑裂角的变化规律。进一步基于“拱形微分单元法”, 建立浅埋活动门竖向应力计算模型。随后, 将所提模型计算结果与既有解、FELA 数值解及室内模型试验结果进行对比, 验证其合理性与准确性。在此基础上, 探究内摩擦角、剪胀角和地面超载对活动门归一化竖向应力的影响规律。最后, 将所提计算模型应用于深圳某浅埋管幕法隧道工程, 讨论其工程适用性。

1 主动活动门滑裂面分析

采用有限元极限分析软件 Optum G2 [27] 揭示不同深宽比及内摩擦角下浅层活动门上方滑裂角的变化规律。Optum G2 自带网格自适应功能, 能够在较低网格数量的前提下, 高精度地揭示土体破坏机制, 显著提升求解效率, 在求解岩土稳定性问题方面得到了广泛应用 [23-26]。

图1给出了问题定义。考虑活动门的对称特征, 建立了数值模型。选用无黏性土作为填料, 遵循摩尔-库仑屈服准则, 其天然重度 γ 为 $16.5 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$; 内摩擦角 φ 为 $15^\circ \sim 45^\circ$; 弹性模量 $E=30 \text{ MPa}$; 泊松比 $\mu=0.3$ [23]。活动门采用宽度为 B 的无重度刚性板进行模拟, 填土高度 $H=0.5B \sim 2B$ 。以填土左上角为原点 O , 水平方向为 x 轴, 竖直方向为 z 轴, 建立坐标系。活动门下方施加固定分布荷载 $p_0 = \gamma H$, 与上方填土重力相平衡, 上方施加荷载乘子

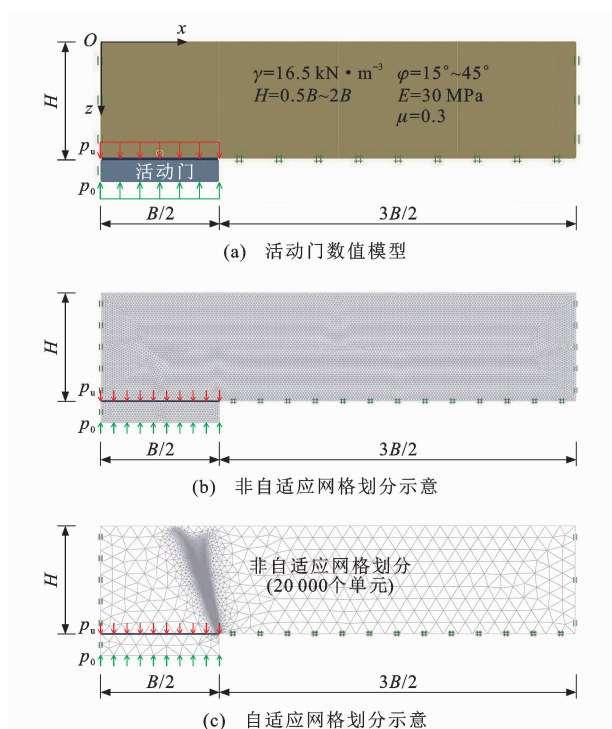


图1 问题定义及数值模型

Fig. 1 Problem definition and numerical model

$p_u=1 \text{ kPa}$ 并逐渐增加直至活动门发生主动破坏。数值模拟过程中, 填土两侧施加法向约束, 底部施加完全约束, 顶部为自由边界。该边界条件的设定保证活动门及上方填土仅发生竖向位移, 与右侧土体形成差异沉降, 以模拟土拱效应的形成。

图1(b)、(c)分别绘制了非自适应网格及自适应网格划分示意图。为准确给出更为清晰的滑裂面, 采用自适应网格划分, 初始单元数量为 5 000 个, 考虑剪切耗散率, 经计算迭代逐步增加至 20 000 个。

图2给出了活动门上方大主应力偏转矢量图。

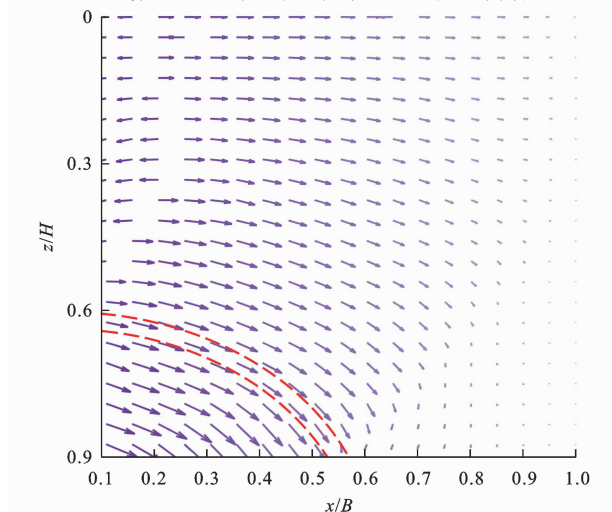


图2 大主应力偏转矢量图

Fig. 2 Vector diagram of major principal stress rotation

可以发现,由差异沉降诱发的土拱效应导致活动门上覆填土主应力发生偏转,其大主应力偏转迹线近似为圆弧,且圆弧状迹线的数学描述极具简洁性,故其在研究中被广泛采用。因此,后续推导基于圆

弧状大主应力迹线建立拱形微分单元。
将滑裂面和竖直方向的夹角定义为滑裂角 α 。表 1 给出了浅埋条件下,不同深宽比(H/B)及内摩擦角 φ 的活动门上方滑裂角 α 的变化示意图。

表 1 不同深宽比及内摩擦角的活动门上方滑裂角的变化

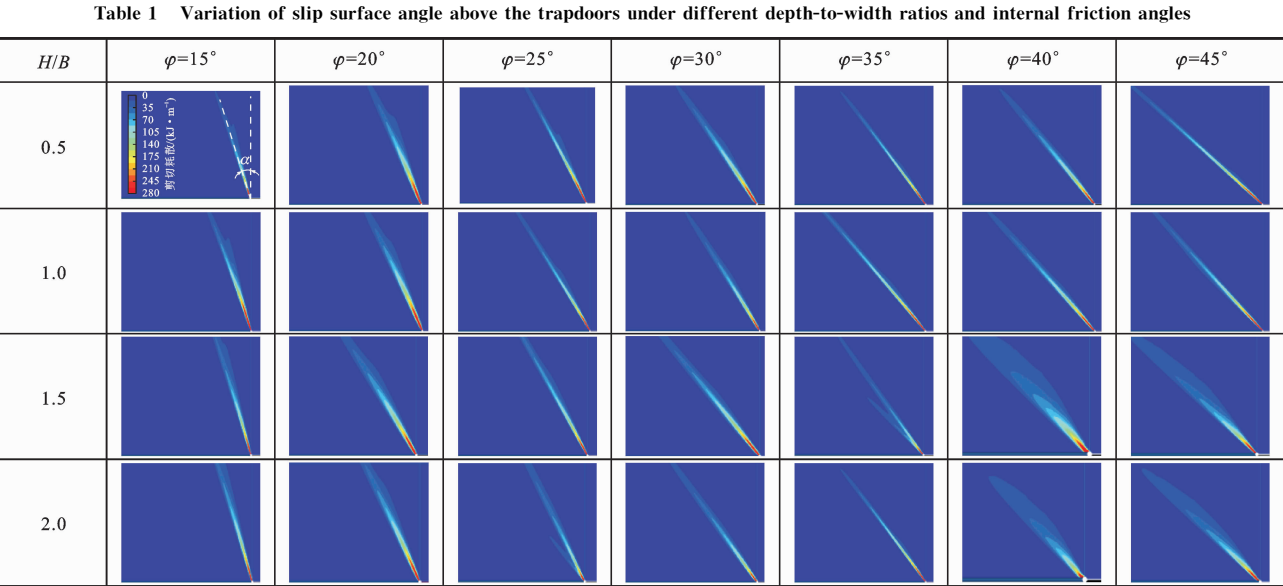


表 2 总结了不同深宽比及内摩擦角下活动门上方滑裂角的大小。可以发现,给定 φ 时, α 随 H/B 增大变化甚微; H/B 固定时, α 随 φ 增加同步增长,且两者在数值上极为接近。

表 2 不同深宽比及内摩擦角的活动门上方滑裂角的大小

Table 2 Slip surface angle above the trapdoors under different depth-to-width ratios and internal friction angles

$\varphi/(^{\circ})$	H/B	$\alpha/(^{\circ})$	$\varphi/(^{\circ})$	H/B	$\alpha/(^{\circ})$
15	0.5	15.20	30	1.5	31.38
15	1.0	15.74	30	2.0	30.60
15	1.5	15.96	35	0.5	35.56
15	2.0	16.16	35	1.0	36.39
20	0.5	20.90	35	1.5	33.58
20	1.0	20.82	35	2.0	33.33
20	1.5	21.48	40	0.5	39.19
20	2.0	20.91	40	1.0	41.09
25	0.5	26.16	40	1.5	39.49
25	1.0	26.30	40	2.0	39.32
25	1.5	25.34	45	0.5	45.90
25	2.0	25.72	45	1.0	45.54
30	0.5	30.48	45	1.5	43.62
30	1.0	30.61	45	2.0	43.88

为进一步探究滑裂角和内摩擦角的相关性,由表 2 得到,各种工况下滑裂角和内摩擦角的最大偏差为 1.67° ,平均偏差为 0.47° ,相对误差由式($\alpha -$

$\varphi)/\varphi \times 100\%$ 计算,平均相对偏差为 $3.40\% < 5\%$ 。图 3 给出了两者的拟合结果。结果表明,有限元极限分析结果和 1 : 1 直线高度吻合,拟合优度 $R^2 = 0.990$,上述研究结果表明滑裂角近似等于内摩擦角。这与 Lai 等^[23-25]与 Chen 等^[26]的研究结果一致,得出滑裂角等于内摩擦角,同时黏聚力对滑裂角影响甚微,并将该结论适用边界限定于浅埋条件;对于深埋条件,滑裂面逐渐外扩并形成对数螺旋曲面。值得注意的是,表 2 中 $\varphi = 35^{\circ}$ 或 $\varphi = 45^{\circ}$ 时个别滑裂角略小于内摩擦角,这主要与深宽比增大导致滑裂面形态过渡有关,同时也包含 FELA 数值计算的正

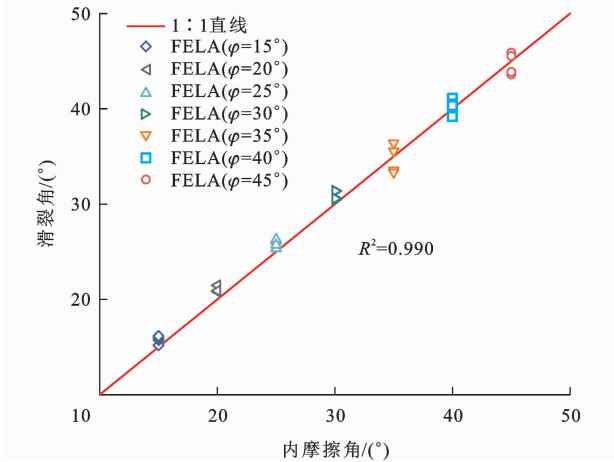


图 3 滑裂角和内摩擦角拟合结果

Fig. 3 Fitting result of slip surface angle and internal friction angle

$\sum F_x = 0$, 得到

$$\tau_w \sin(\alpha) + \sigma_w \cos(\alpha) = \sigma_1^w \cos(\alpha + \theta_w) \cos(\theta_w) + \sigma_3^w \sin(\alpha + \theta_w) \sin(\theta_w) \quad (6)$$

联立式(5)、(6), 消去 σ_w , 得到

$$\tau_w = \frac{1}{2}(N-1) \sin[2(\alpha + \theta_w)] \sigma_3^w \quad (7)$$

联立式(5)、(6), 消去 τ_w , 得到

$$\sigma_w = \sigma_1^w \cos^2(\alpha + \theta_w) + \sigma_3^w \sin^2(\alpha + \theta_w) = C_1 \sigma_3^w \quad (8)$$

$$C_1 = N \cos^2(\alpha + \theta_w) + \sin^2(\alpha + \theta_w)$$

假设拱形微分单元上边界任意点处竖向应力 σ_v^i 随相对埋深 Δz_{Ai} 线性变化^[25], 可以得到

$$\sigma_v^i = \sigma_v^w - \gamma \Delta z_{Ai} \quad (9)$$

$$\Delta z_{Ai} = R_{AO} [\sin(\beta_i) - \sin(\beta_w)] \quad (10)$$

式中: σ_v^w 为拱形微分单元在边缘处的竖向应力; β_i 为拱形微分单元任意点 i 处小主应力方向与水平方向的夹角; β_w 为拱形微分单元边缘处小主应力方向与水平方向的夹角, $\beta_w = \frac{\pi}{2} - \theta_w$ 。

图 5 描述了 D 点(图 4)应力状态。横坐标为正应力 σ , 纵坐标为剪应力 τ 。考虑摩尔-库仑准则并结合摩尔应力圆, 得到

$$\sigma_v^i = C_2 \sigma_3^i \quad (11)$$

$$C_2 = N \cos^2(\beta_i) + \sin^2(\beta_i) \quad (12)$$

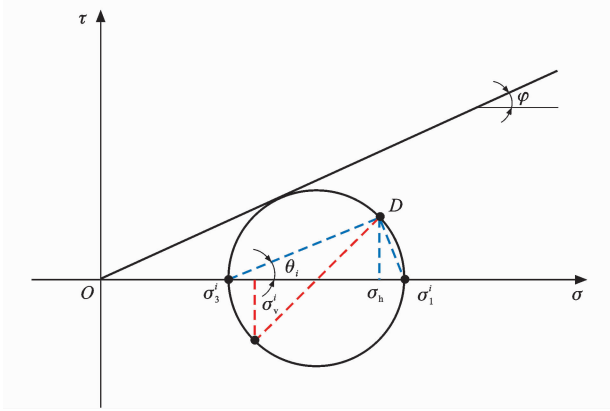


图 5 D 点应力状态

Fig. 5 Stress state at point D

同理得到

$$\sigma_v^w = C_2 \sigma_3^w \quad (13)$$

$$C_2 = N \cos^2(\beta_w) + \sin^2(\beta_w) \quad (14)$$

联立式(9)、(11)及式(13), 得到

$$\sigma_3^i = \frac{C_2}{C_2^i} \sigma_3^w - \frac{\gamma \Delta z_{Ai}}{C_2^i} \quad (15)$$

由于计算模型左右对称, 因此, 大主应力对微分单元竖向合力无贡献。将拱形微分单元上任意点处的小主应力沿其荷载传递路径进行积分, 得到作用

在拱形微分单元上表面的竖向合力为

$$F_z^{AB} = 2 \int_{\beta_w}^{\frac{\pi}{2}} \sigma_3^i \sin(\beta_i) R_{AO} d\beta_i \quad (16)$$

联立式(12)、(14)~(16), 得到

$$F_z^{AB} = [2C_2 R_{AO} \sigma_3^w + 2\gamma R_{AO}^2 \cos(\theta_w)] C_3 - 2\gamma R_{AO}^2 C_4 = 2C_2 C_3 R_{AO} \sigma_3^w + 2\gamma R_{AO}^2 [C_3 \cos(\theta_w) - C_4] \quad (17)$$

$$C_3 = \frac{\arctan[\sqrt{N-1} \sin(\theta_w)]}{\sqrt{N-1}} \quad (18)$$

$$C_4 = \left\{ \left[\frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{\tan(\theta_w)}{\sqrt{N}}\right) \right] \sqrt{N} - \theta_w \right\} / (N-1) \quad (19)$$

同理作用在拱形微分单元下表面的竖向合力大小为

$$F_z^{A'B'} = 2C_2 C_3 R_{A'O'} (\sigma_3^w + d\sigma_3^w) + 2\gamma R_{A'O'}^2 [C_3 \cos(\theta_w) - C_4] \quad (20)$$

作用在侧向边界的竖向合力可按式(21)表示

$$F_z^{AA'} = F_z^{BB'} = [\tau_w \cos(\alpha) - \sigma_w \sin(\alpha)] \frac{dz}{\cos(\alpha)} \quad (21)$$

联立式(7)、(8)及式(21), 得

$$F_z^{AA'} = F_z^{BB'} = C_5 \sigma_3^w dz \quad (22)$$

$$C_5 = \frac{1}{2}(N-1) \sin[2(\alpha + \theta_w)] - C_1 \tan(\alpha) \quad (23)$$

拱形微分单元重力大小为

$$G = 2\gamma R_{AO} \sin(\theta_w) dz \quad (24)$$

2.2 拱形微分单元受力平衡

图 6 绘制了拱形微分单元受力平衡示意。拱形微分单元在上下表面竖向合力、自身重力、侧向边界正应力、剪应力的共同作用下受力平衡, 根据

$\sum F_z = 0$, 得到

$$F_z^{AB} + G - F_z^{A'B'} - F_z^{AA'} - F_z^{BB'} = 0 \quad (25)$$

联立式(17)、(20)、(22)、(24)、(25), 得到微分方程如下

$$\frac{d\sigma_3^w}{dz} + \frac{C_5}{C_6} \sigma_3^w = C_7 \quad (26)$$

$$C_6 = R_{AO} C_2 C_3 \quad (27)$$

$$C_7 = \frac{\gamma \sin(\theta_w)}{C_2 C_3} \quad (28)$$

求解式(26), 得到边缘处小主应力 σ_3^w 可按下式

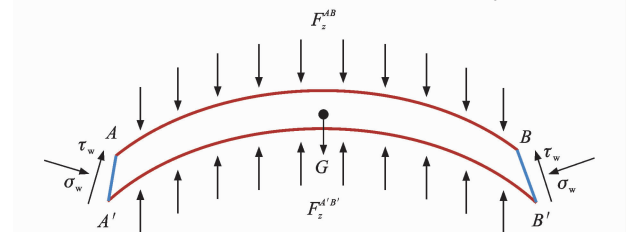


图 6 拱形微分单元受力平衡

Fig. 6 Force balance of arched differential elements

表示

$$\sigma_3^w = \frac{C_7 C_6}{C_5} + C \exp(-C_5 z / C_6) \quad (29)$$

式中: C 为待定系数,由边界条件决定。

代入 $z = H$,联立式(1)、(10)、(11)、(15)、(29),进一步解得

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_v &= \frac{2 \int_{-\frac{B}{2}}^0 \sigma_v^i dx}{B} = \\ &= \frac{2 \int_{\beta_w}^{\frac{\pi}{2}} \{C_2 \sigma_3^w - \gamma R_{AO} [\sin(\beta_i) - \sin(\beta_w)]\} R_{AO} \sin(\beta_i) d\beta_i}{B} = \\ &= \frac{C_2 C_7 C_6}{C_5} + C \exp(-C_5 z / C_6) + \frac{\gamma B}{4 \cot(\theta_w)} - \frac{\gamma B \theta_w}{4 \sin^2(\theta_w)} \quad (30) \end{aligned}$$

考虑地面超载,代入边界条件 $z = 0, \bar{\sigma}_v = p$,解得

$$C = \frac{p}{C_2} - \frac{\gamma B}{4 C_2 \cot(\theta_w)} + \frac{\gamma B \theta_w}{4 C_2 \sin^2(\theta_w)} - \frac{C_7 C_6}{C_5} \quad (31)$$

联立式(1)、(10)、(11)、(15),进一步得到作用在活动门任意位置处的竖向应力大小为

$$\sigma_v^i = C_2 \sigma_3^w - \frac{\gamma B [\sin(\beta_i) - \sin(\beta_w)]}{2 \sin(\theta_w)} \quad (32)$$

$$\beta_i = \arctan\left(\frac{B}{2 \cot(\theta_w) x_i}\right) \quad (33)$$

式中: x_i 为以活动门中轴线为 y 轴时,活动门上任意一点的横坐标。

需要注明的是,上文中 $C_1 \sim C_7$ 均为常数。

3 对比与验证

3.1 归一化竖向应力

3.1.1 模型试验 1

为验证所提模型的合理性,引用 Iglesia 等开展的离心机活动门试验结果^[29]进行对比。该试验采用宽 50.8 mm 的活动门,填料为玻璃珠($\varphi \approx 28.5^\circ$),填土高度 H 与活动门宽度 B 之比 $H/B = 0.5 \sim 4.0$ 。试验在 20g 离心加速度下进行,通过高精度传感器实时采集活动门荷载与位移数据,系统揭示了土拱效应的演化规律。图 7 对比了 FELA 数值解、室内模型试验、不同理论解的归一化竖向应力计算结果。需要指出的是,FELA 采用刚塑性假设,基于土体极限状态展开分析,具有极高的计算效率及精度,可用于验证所提解析模型。可以发现,所提模型在假设滑裂角等于内摩擦角的基础上,采用拱形微分单元法(ADEM)以考虑单元层间剪切力,计算结果和室内模型试验结果吻合良好,且均介于上限解 UB(FELA)和下限解 LB(FELA)之间,验证

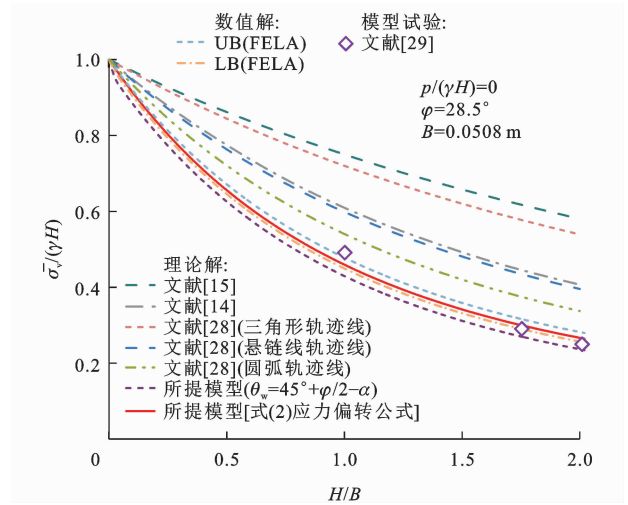


图 7 不同深宽比下归一化竖向应力计算结果对比

Fig. 7 Comparison chart of normalized vertical stress calculation results under different aspect ratios

了所提模型的合理性与准确性。Handy 等^[15]基于小主应力偏转轨迹线建立计算模型,所得竖向应力大于水平应力,计算结果相比 FELA 数值解及室内模型试验结果过于保守。Terzaghi 等^[14]假定侧向土压力系数为 1,忽略了主应力偏转,所得计算结果仍偏大。Da Silva Burke 等^[28]考虑了主应力偏转及土体剪胀作用[式(2)],分别对三角形、圆弧及悬链线 3 种应力轨迹线对竖向应力影响展开讨论。以 $H/B = 1.75$ 为例,三角形、悬链线及圆弧轨迹线所得归一化竖向应力计算结果与试验结果分别相差 0.287、0.144、0.084,悬链线轨迹线相比三角形轨迹线,精度提高 49.1%,圆弧轨迹线相比悬链线进一步提高精度 20.6%。结果表明,采用悬链线及三角形轨迹线均有可能低估主应力偏转,圆弧轨迹线能准确地描述活动门上方主应力偏转行为。需要指出, Da Silva Burke 等^[28]仍沿用了传统水平微分单元法,忽略了单元界面水平剪切作用,本文在其圆弧轨迹线计算模型的基础上采用了拱形微分单元法克服了这一缺陷(其余假设均一致),仅与试验结果相差 0.009,进一步提高精度 25.8%。

此外,所提计算模型若采用不考虑砂土剪胀的传统应力偏转角计算方法 $\theta_w = 45^\circ + \varphi/2 - \alpha$,可能会导致计算结果偏小,这主要是因为该公式高估了滑裂面处的应力偏转角。同样以 $H/B = 1.75$ 为例,采用传统应力偏转角计算方法及式(2)计算方法与试验结果分别相差 0.02 和 0.009,该结果表明了考虑砂土剪胀作用的必要性,式(2)较好地描述了该特性。如图 7 所示,在不同深宽比下,所提计算模型均与模型试验结果及 FELA 结果吻合良好,表明

Da Silva Burke 等^[28]提出的公式[式(2)]在不同深宽比下具有良好适用性。

3.1.2 模型试验 2

Iglesia^[30]开展的离心机活动门试验采用铝制模型箱(406 mm×330 mm×254 mm),活动门宽度 B 设为 25.4 mm,通过楔形系统驱动垂直位移(速率约 $0.18 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$),荷载由传感器实时采集。填料选用 New Jersey 4/14 粗砂(粒径 2.1 mm, $\varphi \approx 39^\circ$),相对密度约 60%。试验覆盖 $H/B = 0.5 \sim 4.0$,在 $40g$ 离心加速度下进行。图 8 给出了不同理论下归一化竖向应力结果。结果表明,所提模型和试验结果吻合良好,进一步强调了所提模型在高摩擦性填土中的准确性和可靠性。Terzaghi 土拱理论因忽略主应力偏转,所得计算结果偏大。值得注意的是,不同剪胀角假设下的竖向应力略有差异。以 $H/B = 2.0$ 为例, ψ 取 $\max\{0^\circ, \varphi - 30^\circ\}$ 、 $\varphi/2$ 、 $3\varphi/4$ 、 φ 所得结果与试验结果分别相差 0.013、0.02、0.031 及 0.049;本文所采用的剪胀角假设,即 $\psi = \max\{0^\circ, \varphi - 30^\circ\}$,相比其他假设,分别提高精度 3.5%、9.18%、18.4%,证明了本文计算模型及所采用的剪胀角假设的合理性。

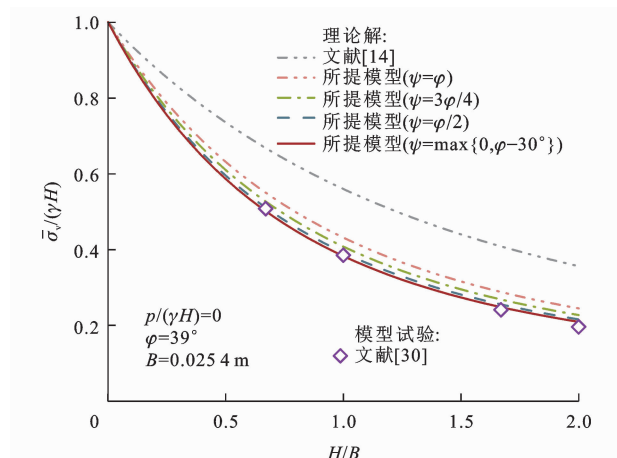


图 8 不同理论下归一化竖向应力计算结果对比

Fig. 8 Comparison of normalized vertical stress calculation results by different theories

3.2 竖向应力分布

为进一步验证所提计算模型,引用 Hassoun 等^[19]开展的活动门模型试验进行对比。该试验采用刚性模型箱(1 000 mm×400 mm×200 mm),活动门宽度 $B = 200 \text{ mm}$,通过电机驱动垂直位移(速率为 $0.016 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$),荷载由中央区域传感器实时采集。填料为砾石(粒径 5~12.5 mm, $\varphi \approx 53.6^\circ$),深宽比 $H/B = 0.25$ 。采用数字图像相关技术(DIC)记录位移场,反演分析活动门竖向应力分布。图 9

对比了活动门竖向应力分布计算结果。分析表明,所提模型计算结果因考虑单元层间剪切力,和室内模型试验结果及 FELA 数值解吻合良好,验证了所提模型的合理性和准确性。Terzaghi 等^[14]因未考虑主应力偏转,计算结果呈现为水平直线。Liang 等^[31]计算所得应力则在活动门边缘与中心区域存在显著差异,这与室内模型试验结果及 FELA 数值解仍存在一定偏差,这可能是因为其高估了活动门边缘处的主应力偏转角,同时忽略了微分单元间的水平剪切作用及土体剪胀作用。以活动门边缘为例,所提模型及 Liang 等竖向应力分别为 0.9、3.0 kPa,与模型试验结果偏差分别为 0.2、2.3 kPa,进一步证明了所提模型极大地提高了竖向应力计算精度,能准确表征活动门上方土拱效应。

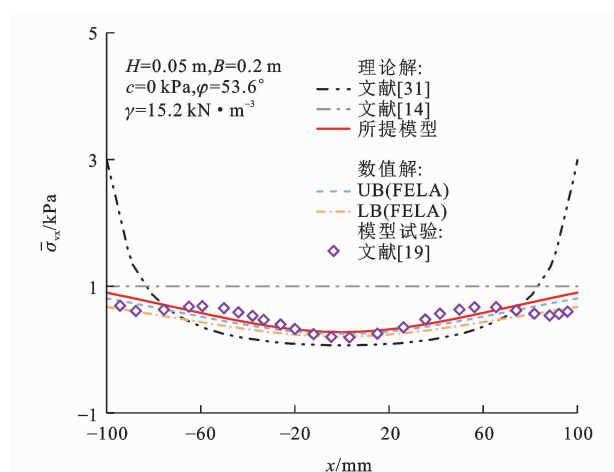


图 9 竖向应力分布计算结果对比

Fig. 9 Comparison of the calculation results of vertical stress distribution

此外,以上两小节基于 2 个不同的试验展开分析。尽管在不同内摩擦角下剪胀角存在差异,但所提模型采用考虑砂土剪胀的修正应力偏转角计算公式[式(2)],并基于拱形微分单元法以考虑层间单元剪切力,计算结果均与试验结果及 FELA 结果吻合良好,表明所提模型的合理性和准确性,以及 Da Silva Burke 公式[式(2)]在该研究框架下(浅埋,无黏性土)适用性良好。

4 参数分析

应用所提计算模型,探究内摩擦角、剪胀角及地面超载对归一化竖向应力影响规律。基础算例参数选取为:活动门宽度 $B = 0.2 \text{ m}$;内摩擦角 $\varphi = 40^\circ$;剪胀角 $\psi = 10^\circ$;土体重度 $\gamma = 20 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$;地面超载 $p = 0 \text{ kPa}$;黏聚力 $c = 0 \text{ kPa}$ 。除特别声明外,其余参数均与基础算例参数一致。

4.1 内摩擦角

图 10 揭示了不同深宽比 H/B 下内摩擦角 φ 对归一化竖向应力 $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 的影响规律。给定 H/B 时, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 随 φ 增大呈递减趋势, 这是由于随内摩擦角增大, 土体抗剪强度提高, 土拱效应显著增强。给定 φ 时, 随 H/B 增大, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 逐渐减小, 且其降低速率亦呈递减趋势, 这与图 7 一致。进一步观察图 10 发现, 当 $H/B=0.5$ 时, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 随 φ 增大呈凸曲线型减小; $H/B=1.0$ 时, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 随 φ 增大呈线性变化; $H/B>1.0$ 时, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 随 φ 增大呈凹曲线型减小。上述现象表明, 提高内摩擦角有助于增强土拱效应, 促进应力转移; 然而, 随着深宽比的增大, 应力转移效果逐渐减弱, 尤其当内摩擦角大于 30° 时, 该趋势更为显著。因此, 在超浅埋 ($H/B \leq 1.0$) 条件下, 增大土体内摩擦角更有助于增强土拱效应, 降低浅层地基竖向应力。

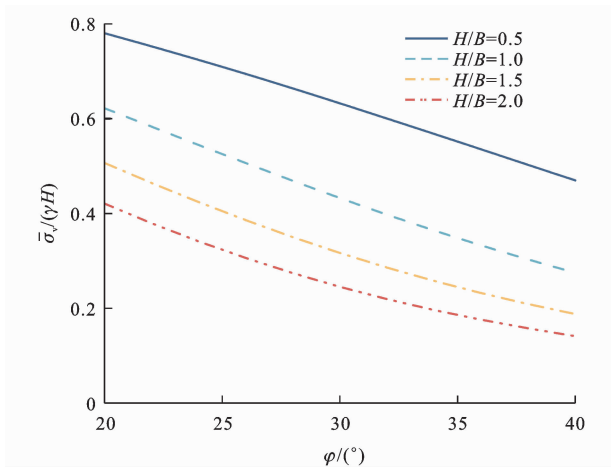


图 10 不同深宽比下内摩擦角对归一化竖向应力的影响规律
Fig. 10 Influence law of internal friction angle on normalized vertical stress under different depth-to-width ratios

4.2 剪胀角

图 11 厘清了不同深宽比 H/B 下归一化土体剪胀角 ψ/φ 对归一化竖向应力 $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 影响规律。该分析亦可用于评估应力偏转角公式[式(2)]中剪胀参数取值对计算结果的敏感性, 从而进一步检验该公式在浅埋活动门问题中的适用性。分析表明, 随着 ψ/φ 增大, 土拱效应逐渐减弱, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 相应增大, 这是因为滑裂面处土体剪胀效应显著, 应力重分布过程受到抑制。进一步观察发现, 当 $\psi/\varphi < 0.4$ 时, 随着 ψ/φ 增大, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 增长率极低, 且其随 H/B 增大逐渐减小; 当 $H/B > 1.0$ 时, 曲线趋于水平, 这可能是由于随埋深增大, 土体所受围压相应增大, 抑制了其剪胀行为。当 $\psi/\varphi > 0.4$ 时, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 随 ψ/φ 增大呈非线性增长趋势, 且 H/B 越小, 增长

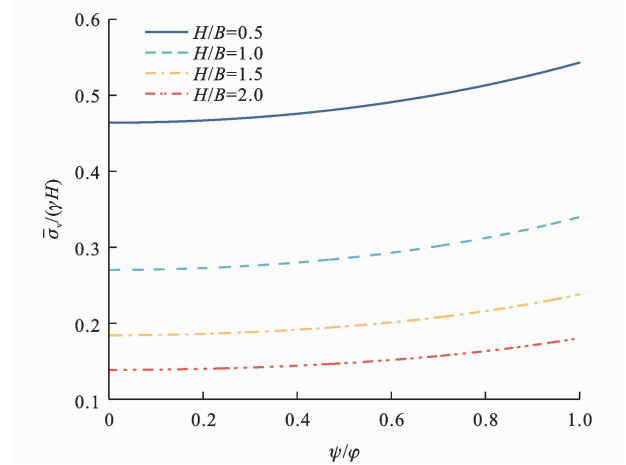


图 11 不同深宽比下归一化剪胀角对归一化竖向应力的影响规律
Fig. 11 Influence law of normalized dilatancy angle on normalized vertical stress under different depth-to-width ratios

速率越快, 表明剪胀效应在较高水平时对土拱效应的抑制作用更为显著。上述敏感性分析结果表明, 采用 Talia 公式所得竖向应力随剪胀角变化规律可以准确描述土力学中剪胀效应对土拱效应的抑制作用, 进一步验证了该公式在本研究中的适用性与可靠性。

基于上述规律, 对于基础回填料的选择, 建议选用颗粒形态较为圆滑的砂土, 或掺入粉煤灰等化学改良剂^[32], 以抑制砂土颗粒间的相互错动与咬合作用, 从而适度降低土体剪胀角, 增强土拱效应, 有效降低浅层地基竖向应力。

4.3 地面超载

图 12 阐明了不同深宽比 H/B 下归一化地面超载 $p/(\gamma H)$ 对归一化竖向应力 $\bar{\sigma}_v/(\gamma H + p)$ 的影响规律。可以看出, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 随 $p/(\gamma H)$ 增大而逐渐降低。具体而言, 在 $0 < p/(\gamma H) < 2$, $\bar{\sigma}_v/(\gamma H)$ 下降

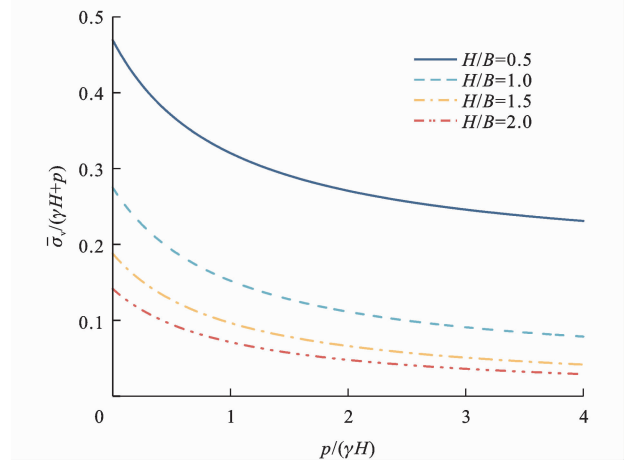


图 12 不同深宽比下归一化地面超载对归一化竖向应力的影响规律
Fig. 12 Influence law of normalized ground surcharge on normalized vertical stress under different depth-to-width ratios

较为显著,且 H/B 越小,降幅越大;当处于 $2 < p/(\gamma H) < 4$ 时,其下降幅度明显减缓;至 $p/(\gamma H) = 4$ 时,曲线基本趋于水平。上述规律表明,在超载水平较低($0 < p/(\gamma H) < 2$)时,增大超载能够有效增强土拱效应,促进应力向两侧转移;而当超载较大($2 < p/(\gamma H) < 4$)时,继续增加超载对土拱效应的提升作用有限,对归一化竖向应力的影响亦不显著。

5 工程应用

5.1 工程概况

图 13 给出了深圳市某管幕法隧道几何示意。该隧道工程纵向长度约为 66.5 m,考虑管幕法隧道开挖过程施工效应可将其沿纵向分为 6 段;其埋深为 7.0 m,横断面长约 7.6 m,得到深宽比约为 0.92,属于超浅埋地下工程,且下穿繁华街道,因此需对地表沉降严格控制。故采用直径 402 mm,壁厚 12 mm 的管幕结构支护,钢管间横向通过锁扣连接,密排形成“伞拱”结构,极大限制了隧道开挖时拱顶位移。现场土层为深圳典型的土岩复合地层,从上至下依次是中砂、粗砂及强风化花岗岩,详细地质情况见表 3。为考虑地面超载的影响,取 $p = 20$ kPa。

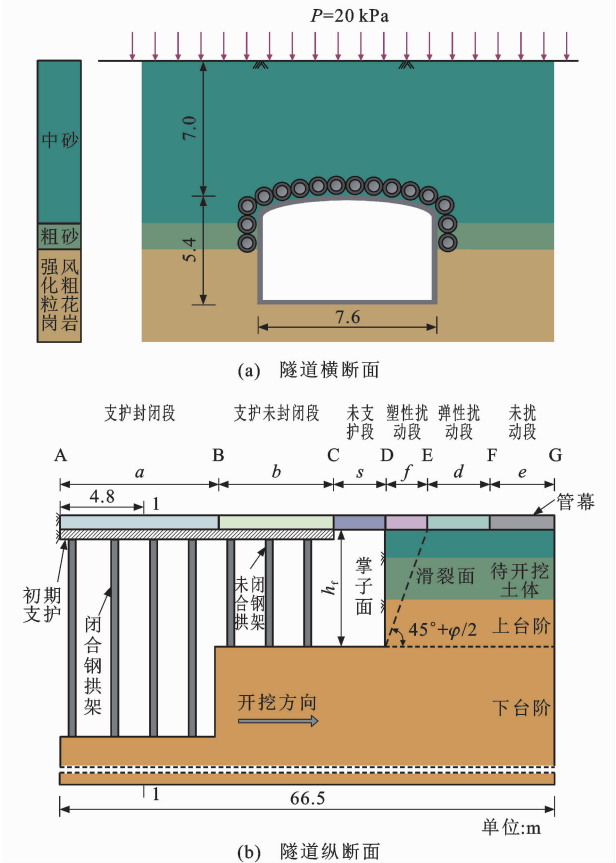


图 13 深圳某管幕法隧道
Fig. 13 Pipe-roofing tunnel in Shenzhen

需要指出,黏聚力 c 、内摩擦角 φ 及剪胀角 ψ 等参数可通过室内直剪试验、三轴试验或标准贯入试验等现场测试获取,也可参考地区地质勘察报告中的经验值。剪胀角经验公式为 $\psi = \max\{0^\circ, \varphi - 30^\circ\}$ 、应力偏转角 θ_w 计算公式参考式(2)。

表 3 现场地质情况

参数	土体		
	中砂	粗砂	花岗岩
层顶深度	0	8.1	9.7
黏聚力 c/kPa	0	0	27.5
内摩擦角 $\varphi/^\circ$	33.0	26.0	25.5
土体重度 $\gamma/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$	19.2	19.8	18.3
弹性模量 E/MPa	30	42	205

5.2 理论模型应用

5.2.1 模型验证

现场为动态监测管幕法隧道施工过程管幕应力变化以调整施工方案,于管幕顶部铺设微型土压力盒。采用预留凹槽齐平嵌入式安装方案,在管幕钢管顶部预制与传感器等厚凹槽,选用直径 60 mm、厚度 20 mm 的振弦式土压力盒,底部铺设 5 mm 细砂找平后嵌入,使其外表面与钢管外壁齐平,并以无收缩砂浆封填密实,以消除界面空隙及刚度突变影响。回填时在传感器上方采用细粒土轻夯密实,避免施工扰动与块体接触,同时对传感器进行单独标定,从而保证所测竖向应力具有较高精度与代表性。具体布置方式如图 14 所示。

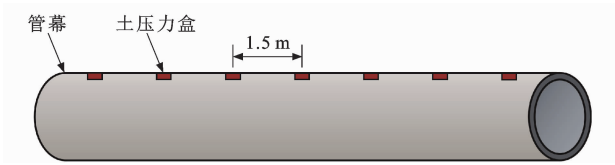


图 14 土压力盒布置
Fig. 14 Layout of the earth pressure box

将所提计算模型应用于该工程,考虑支护封闭段(钢拱架已完全闭合)上覆应力不受开挖影响,选取该区段距离隧道入口段 4.8 m 的 1-1 截面[图 13(b)]展开计算,并将结果与现场监测数据进行对比,结果如图 15 所示。结果表明,所提模型的计算结果和现场监测数据吻合良好,证明了该模型的可靠性与工程适用性。可以看出,所提模型和现场监测数据所得竖向应力计算结果均由于土拱效应而呈现“两边大,中间小”的分布规律,强调了所提模型能较好地反映隧道开挖产生的应力转移现象。但仍需指出,所提解析模型采用了一

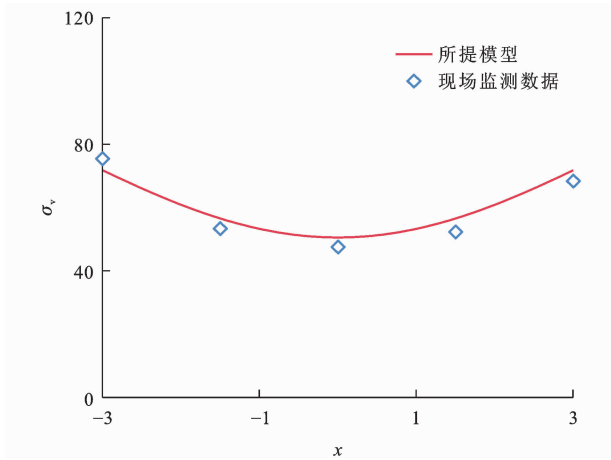


图 15 竖向应力分布计算结果对比

Fig. 15 Comparison of calculation results of vertical stress distribution

些潜在的理想化边界条件,如模型左右对称,故所得竖向应力亦关于中轴线对称。而现场监测数据表明,所得竖向应力并不会关于中轴线严格对称,这可能是由现场施工因素或地表不完全水平引起的偏压而导致的。

5.2.2 竖向应力沿深度变化

将所提计算模型应用于该工程,将所求得的竖向应力随深度变化结果与经典 Terzaghi 理论^[14]及规范方法进行对比,结果如图 16 所示。在 $z=0$ 处,三者结果一致;随着深度增加,所提模型、经典 Terzaghi 理论及规范方法均考虑了土拱效应引起的应力转移,故结果呈非线性增长。然而,经典 Terzaghi 理论和规范方法因忽略主应力偏转及单元层间剪切作用,计算结果偏于保守。定量分析表明,当 $z=H$ 时,所提模型计算得到的归一化竖向应力较经典 Terzaghi 理论与规范方法分别降低了

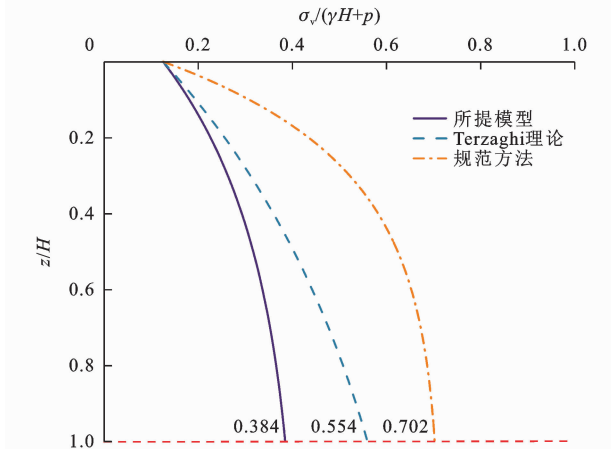


图 16 归一化竖向应力随深度变化对比

Fig. 16 Comparison of normalized vertical stress varying with depth

30.7%与 45.3%。

5.2.3 管幕设计

管幕通过约束隧道开挖诱发的地层位移,实现对地表沉降的有效控制。本文采用 Peck 公式^[33]计算地表沉降,如下

$$S(x) = S_{\max} \exp\left(-\frac{x^2}{2i^2}\right) \quad (34)$$

$$S_{\max} = \frac{V_s}{\sqrt{2\pi i}} = \frac{V_L A_t}{\sqrt{2\pi i}} \quad (35)$$

式中: $S(x)$ 为距隧道中心线 x 处的地表沉降; $S_{\max}$ 为最大地表沉降; x 为距离隧道中轴线的水平距离; i 为沉降槽宽度参数,即为沉降曲线拐点到中轴线的距离,通过式 $i = kz_0$ 计算,其中 k 是沉降槽宽度系数,对于深圳地区,建议取 $k = 0.75$ ^[34], z_0 为隧道埋深,故有 $z_0 = H$; V_s 为单位隧道纵向长度对应的地表沉降槽体积; V_L 为体积损失率; A_t 为隧道横断面面积,本文适用于城市环境常见的矩形断面隧道或拱顶弧度较小的马蹄形隧道,故 $A_t = BH_t$, B 为隧道跨径, H_t 为隧道开挖高度。

根据规范要求,浅埋隧道施工引起的地表沉降应控制在 5 mm 以内。故有 $S_{\max} = 5$ mm,可通过式(35)反算出隧道体积损失率。工程实践表明,浅埋隧道横断面水平收敛接近于 0,体积损失率主要由拱顶沉降导致;出于保守设计,假定隧道体积损失仅由拱顶沉降导致。故拱顶沉降 w_{crown} 可通过下式计算

$$w_{\text{crown}} = \frac{A_t}{B} \quad (36)$$

需要指出,由于在管幕设计中,通常假设初期支护和管幕协同变形,故式(36)所得拱顶沉降即为隧道拱顶管幕平均变形值,也为单根管幕沿纵向的挠度限值,记为 w_{ult} 。

管幕直径记为 D ,壁厚为 t ,则钢管惯性矩 I_1 及管内砂浆惯性矩 I_2 分别为

$$I_1 = \frac{\pi[D^4 - (D-2t)^4]}{64} \quad (37)$$

$$I_2 = \frac{\pi(D-2t)^4}{64} \quad (38)$$

钢管统一采用 Q235 钢,其弹性模量 $E_1 = 250$ GPa;管内砂浆弹性模量 $E_2 = 25$ GPa。管幕整体惯性矩可由式 $I = I_1 + I_2$ 得到,整体弹性模量 E 可由式(39)得出

$$E = \frac{E_1 I_1 + E_2 I_2}{I_1 + I_2} \quad (39)$$

应用所提竖向应力计算模型,其作用在管间微

拱上,逐渐向两侧转移至管幕结构上方,将管幕沿纵向简置为 Pasternak 地基上的 Euler-Bernoulli 梁,据此求解未支护段最大挠度。力学模型及控制方程分别如图 17 及式(40)表示。需要指出,微拱传递至管幕的竖向荷载、不同分段的基床系数、剪切层刚度表达式及弹性地基梁差分及矩阵形式详见文献[35],本文篇幅有限,不予赘述。

$$EI \frac{d^4 w(x)}{dx^4} + b^* k w(x) - b^* G_p \frac{dw^2(x)}{dx^2} = bq(x) \quad (40)$$

式中: EI 为管幕抗弯刚度; $q(x)$ 为作用在管幕上竖向荷载; k 为基床系数; G_p 为剪切层刚度; b 为地基梁宽度,故 $b=D$; b^* 为地基梁等效宽度,按式 $b^* = b[1 + (G_p/k)^{1/2}/b]$ 计算。

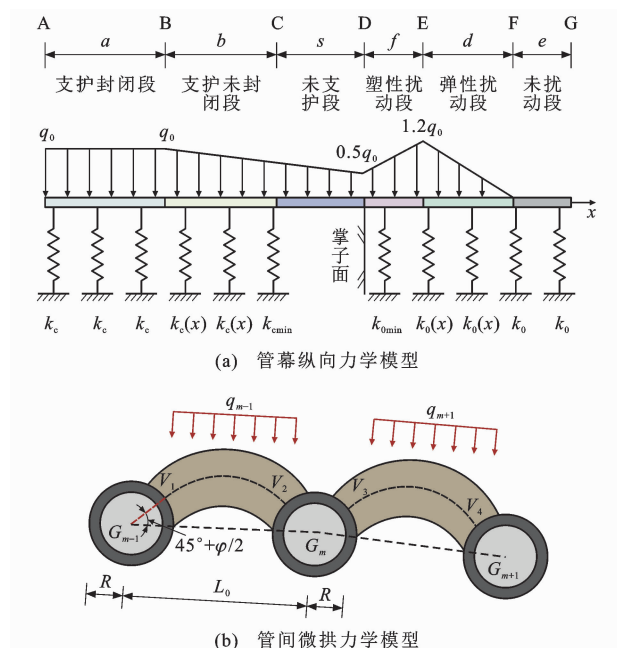


图 17 管幕挠度计算模型

Fig. 17 Calculation model of pipe roof deflection

工程中常见管幕直径有 219、273、299、325、400、402、600、770、800、960 mm,分别记为 $p_1, p_2, p_3, \dots, p_{10}$ 。计算过程逐渐增大管幕直径,并将每次计算的纵向挠度最大值 $w_{\max}$ 和 w_{ult} 展开对比,直至 $w_{\max} < w_{\text{ult}}$,此时所取管幕直径满足要求。

需要指出,本研究聚焦于竖向应力计算方法对管幕设计的经济性影响。为公平比较,在结构环节固定了壁厚($t=12$ mm)、材料(Q235 钢)与管幕数量(16 根)。计算结果表明:采用规范方法时,需使用管径 325 mm 的管幕方可满足要求;而采用经典 Terzaghi 理论与所提模型时,所需管径分别仅为 299 mm 与 273 mm。

5.2.4 管幕成本及碳排放量计算

由于 1 t 钢材生产过程碳排放量约为 2 t,工程造价参考深圳市场价,取 6 000 元 $\cdot$ t $^{-1}$ 。结合本工程中的管幕数量及纵向长度,可计算出 3 种方法对应的钢材总用量,进而评估生产过程工程造价及碳排放方面的差异。图 18 对比了 3 种方法的工程造价、碳排放量结果。所提模型相比经典 Terzaghi 理论及规范方法,降低了工程造价及碳排放量 9.1%、16.6%。

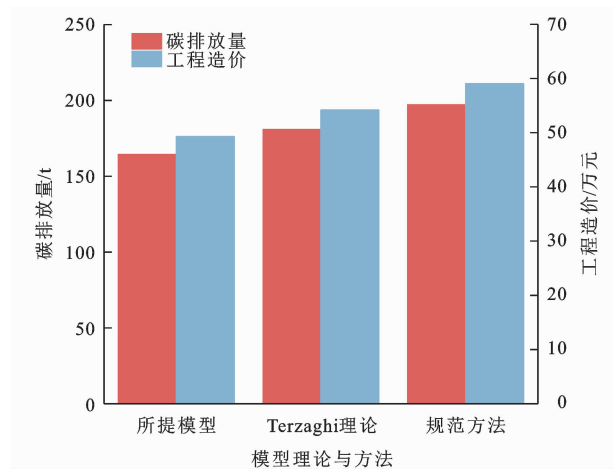


图 18 工程造价及碳排放量对比

Fig. 18 Comparison of engineering cost and carbon emissions

所提模型基于拱形微分单元法,在经典 Terzaghi 理论的基础上进一步考虑了单元层间剪切作用,能够更准确量化浅层地基竖向应力,从而在保证工程安全的前提下,减小工程造价及碳排放,兼具较强的经济效益和环境效益。应该指出,所提模型在城市环境下的浅埋暗挖隧道工程中具有高度适用性,但在深埋条件或诸如盾构法等其他工法隧道工程中的实用性仍待考量,建议结合有限元数值方法综合分析。地质条件方面,所提模型适用于无黏聚力地层或低黏聚力地层下的保守估计(0~0.5 kPa)^[36-37];在高黏聚力或成层地层下的适用性仍有待进一步提升。

6 结 语

(1)浅埋活动门上方大主应力轨迹线近似呈圆弧状;滑裂面呈塔形,滑裂角与内摩擦角近似相等,深宽比变化对滑裂角影响甚微。

(2)归一化竖向应力随深宽比增大逐渐减小;活动门竖向应力分布呈现两边大,中间小的抛物线型;所提模型由于考虑了单元层间剪切力,且采用了滑裂角等于内摩擦角的假设,所得计算结果和 FELA 数值解及室内模型试验结果吻合良好,证明了所提模型的合理性和准确性。若忽略单元层间剪切力,

可能导致计算结果偏保守;而采用滑裂角等于剪胀角的假设($\alpha=\psi$),则可能导致计算结果偏于不安全。

(3)超浅埋情况下($H/B\leq 1.0$),提高土体内摩擦角更有助于增强土拱效应,提高应力转移比例,进而降低活动门竖向应力。当 $\psi/\varphi<0.4$ 时,随着剪胀角增大,归一化竖向应力增长极为缓慢,深宽比大于1.0时,曲线接近水平;当 $\psi/\varphi>0.4$ 时,随剪胀角增大,归一化竖向应力非线性增长,且深宽比越小,增长速率越快。适当增大地面超载[$0<p/(\gamma H)<2$],能显著提高土拱效应,降低归一化竖向应力,且深宽比越小,降幅越显著;当超载水平较高[$2<p/(\gamma H)<4$]时,曲线逐渐趋于平缓。

(4)所提计算模型和现场监测数据吻合良好,与经典 Terzaghi 理论及规范方法相比,随深度增加竖向应力转移比例较高,表明现有地下结构设计方法欠缺对土拱效应的考虑,设计偏于保守。所提计算模型一定程度减少了工程造价及碳排放量,具备较强的工程适用性。

参考文献:

References:

- [1] 陈湘生,付艳斌,陈曦,等.地下空间施工技术进展及数智化技术现状[J].中国公路学报,2022,35(1):1-12.
CHEN Xiang-sheng, FU Yan-bin, CHEN Xi, et al. Progress in underground space construction technology and technical challenges of digital intelligence[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(1): 1-12.
- [2] 陈丽俊,陈建勋,高剑峰,等.软岩隧道初期支护主动补强加固原理与工程实践[J].交通运输工程学报,2025,25(4):80-93.
CHEN Li-jun, CHEN Jian-xun, GAO Jian-feng, et al. Principle and engineering practice of active reinforcement for initial support of soft rock tunnels[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2025, 25(4): 80-93.
- [3] 刘小锋,李晓龙,段盛龙,等.隧道结构对其联络通道顶管施工破洞过程的力学响应[J].交通运输工程学报,2025,25(4):94-108.
LIU Xiao-feng, LI Xiao-long, DUAN Sheng-long, et al. Mechanical response of tunnel structure to hole-breaking process of cross passage pipe jacking construction[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2025, 25(4): 94-108.
- [4] 来弘鹏,姚毅,高强,等.浅埋隧道开挖引起地层位移的双极坐标求解法[J].交通运输工程学报,2023,23(4):178-189.
LAI Hong-peng, YAO Yi, GAO Qiang, et al. Bipolar coordinate solving method of ground displacement caused by shallow tunnel excavation[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2023, 23(4): 178-189.
- [5] 徐敬民,徐成华,施烨辉,等.隧道施工引起的松砂土层与地表结构响应[J].交通运输工程学报,2023,23(4):190-204.
XU Jing-min, XU Cheng-hua, SHI Ye-hui, et al. Responses of loose sand ground and surface structure caused by tunnel construction[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2023, 23(4): 190-204.
- [6] 宋伟涛,张佩,杜修力,等.土性对浅埋盾构隧道施工地层响应影响研究[J].岩土力学,2025,46(7):2179-2188.
SONG Wei-tao, ZHANG Pei, DU Xiu-li, et al. Influence of soil property on ground response during construction of shallow shield tunnel[J]. Rock and Soil Mechanics, 2025, 46(7): 2179-2188.
- [7] 刘德仁,安政山,徐硕昌,等.靖远地区大厚度黄土地基浸水湿陷过程及土中竖向应力特征试验研究[J].岩土力学,2023,44(1):268-278.
LIU De-ren, AN Zheng-shan, XU Shuo-chang, et al. Experimental study on immersion collapsibility process and vertical stress characteristics of large thickness loess foundation in Jingyuan area[J]. Rock and Soil Mechanics, 2023, 44(1): 268-278.
- [8] 芮瑞,杨宇,杨海青,等.地层塌陷引起土体变形的阵列式三维活动门试验研究[J].岩石力学与工程学报,2023,42(12):2898-2907.
RUI Rui, YANG Yu, YANG Hai-qing, et al. Array three-dimensional trapdoor experimental study on soil deformation due to ground collapse[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(12): 2898-2907.
- [9] 徐海岩,王志杰,陈昌健,等.土砂互层隧道塌方及演变规律的模型试验研究[J].岩土工程学报,2021,43(6):1050-1058.
XU Hai-yan, WANG Zhi-jie, CHEN Chang-jian, et al. Model tests on characteristics and evolution of tunnel collapse in soil-sand interbedded strata[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(6): 1050-1058.
- [10] WANG G S, LU D C, JI G G, et al. A lifecycle carbon emission evaluation model for urban underground highway tunnel facilities[J]. Underground Space, 2025, 24: 352-370.
- [11] 陈福全,赖丰文,李大勇.受空洞坍塌影响的加筋路基研究综述[J].岩土力学,2018,39(9):3362-3376.
CHEN Fu-quan, LAI Feng-wen, LI Da-yong. State of the art in research of geosynthetic-reinforced embankment overlying voids[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(9): 3362-3376.
- [12] 张程程,刘观仕,杨景胜,等.板间距对风积沙金属装配式基础上拔承载力影响研究[J].岩石力学与工程学报,2022,41(10):2149-2160.
ZHANG Cheng-cheng, LIU Guan-shi, YANG Jing-sheng, et al. Influence of slab spacing on uplift bearing capacity of metal grillage foundations in aeolian sand[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2022, 41(10): 2149-2160.
- [13] 吴楷,陈仁朋,孟凡衍,等.基坑开挖坑底土拱效应离心模型试验及数值分析[J].岩土工程学报,2024,46(9):1936-1944.
WU Kai, CHEN Ren-peng, MENG Fan-yan, et al. Centrifuge modeling of excavation and numerical analyses of soil arching below excavation base[J]. Chinese Journal of

- Geotechnical Engineering, 2024, 46(9): 1936-1944.
- [14] TERZAGHI K. Theoretical soil mechanics[M]. New York: John Wiley & Sons, 1943.
- [15] HANDY R L. The arch in soil arching[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1985, 111(3): 302-318.
- [16] 陈若曦,朱 斌,陈云敏,等. 基于主应力轴旋转理论的修正 Terzaghi 松动土压力[J]. 岩土力学, 2010, 31(5): 1402-1406.
CHEN Ruo-xi, ZHU Bin, CHEN Yun-min, et al. Modified Terzaghi loosening earth pressure based on theory of main stress axes rotation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(5): 1402-1406.
- [17] PAPAMICHOS E, VARDOULAKIS I, HEIL L K. Overburden modeling above a compacting reservoir using a trap door apparatus[J]. Physics and Chemistry of the Earth, Part A: Solid Earth and Geodesy, 2001, 26(1/2): 69-74.
- [18] SANTICHAIANANT K. Centrifuge modeling and analysis of active trapdoor in sand [D]. Boulder: University of Colorado at Boulder, 2002: 92-96.
- [19] HASSOUN M, VILLARD P, AL HEIB M, et al. Soil reinforcement with geosynthetic for localized subsidence problems: Experimental and analytical analysis[J]. International Journal of Geomechanics, 2018, 18(10): 04018133.
- [20] 赖丰文,陈福全,万梁龙. 考虑不完全土拱效应的浅层地基竖向应力计算[J]. 岩土力学, 2018, 39(7): 2546-2554.
LAI Feng-wen, CHEN Fu-quan, WAN Liang-long. Vertical stress calculation of shallow foundations based on partially developed soil arching effect[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(7): 2546-2554.
- [21] EVANS C H. An examination of arching in granular soils[D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 1983: 60-63.
- [22] RUI R, VAN TOL F, XIA Y Y, et al. Evolution of soil arching: 2D analytical models[J]. International Journal of Geomechanics, 2018, 18(6): 04018056.
- [23] LAI F W, CHEN S X, XUE J F, et al. New analytical solutions for shallow cohesive soils overlying trench voids under various slip surfaces[J]. Transportation Geotechnics, 2020, 25: 100411.
- [24] LAI F W, YANG D Y, LIU S Y, et al. Towards an improved analytical framework to estimate active earth pressure in narrow $c - \phi$ soils behind rotating walls about the base[J]. Computers and Geotechnics, 2022, 141: 104544.
- [25] LAI F W, ZHANG N N, LIU S Y, et al. A generalised analytical framework for active earth pressure on retaining walls with narrow soil[J]. Géotechnique, 2024, 74(11): 1127-1142.
- [26] CHEN F Q, LUO S C, LAI F W. New analytical solutions for cohesive-frictional soils above deep active trapdoors[J]. International Journal of Geomechanics, 2022, 22(12): 04022235.
- [27] FU C Z, HUANG M S, SHI Z H, et al. Upper bound stability analysis of soil-nailed slopes with a discretized technique in layered ground[J]. International Journal of Geomechanics, 2024, 24(11): 04024243.
- [28] DA SILVA BURKE T S, ELSHAFIE M Z E B. Arching in granular soils: Limit state equilibrium[J]. Géotechnique, 2021, 71(8): 700-713.
- [29] IGLESIA G R, EINSTEIN H H, WHITMAN R V. Investigation of soil arching with centrifuge tests[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, 140(2): 04013005.
- [30] IGLESIA G R. Trapdoor experiments on the centrifuge: A study of arching in geomaterials and similitude in geotechnical models[D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 1991: 112-118.
- [31] LIANG L J, XU C J. Numerical and theoretical research on stress distribution in the loosening zone of the trapdoor problem[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2019, 43(7): 1426-1447.
- [32] 陈 斌,来弘鹏,刘禹阳,等. 密实细砂层地铁暗挖隧道新型超前加固材料性能及注浆参数研究[J]. 岩土工程学报, 2025, 47(7): 1432-1442.
CHEN Cheng, LAI Hong-peng, LIU Yu-yang, et al. Performance and grouting parameters of new advanced reinforcement materials for underground tunnels with dense fine sand layers[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2025, 47(7): 1432-1442.
- [33] PECK B B. Deep excavation and tunnelling in soft ground, State of the art volume[C]//ICSMFE. Proceedings of the 7th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Mexico City: ICSMFE, 1969: 225-290.
- [34] 朱才辉,李 宁. 隧道施工诱发地表沉降估算方法及其规律分析[J]. 岩土力学, 2016, 37(增 2): 533-542.
ZHU Cai-hui, LI Ning. Estimation method and law analysis of surface settlement due to tunneling[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(S2): 533-542.
- [35] 李 然,王圣涛,王静峰,等. 考虑微拱效应的隧道管棚受力机制分析与支护效果评价[J]. 岩土工程学报, 2023, 45(3): 561-570.
LI Ran, WANG Sheng-tao, WANG Jing-feng, et al. Mechanical behaviors and supporting effect evaluation of pipe roof in tunneling engineering considering micro-arch effects[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, 45(3): 561-570.
- [36] CHEN R P, TANG L J, YIN X S, et al. An improved 3D wedge-prism model for the face stability analysis of the shield tunnel in cohesionless soils[J]. Acta Geotechnica, 2015, 10(5): 683-692.
- [37] 黎春林. 盾构开挖面三维曲面体破坏模型及支护力计算方法研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(8): 2092-2102.
LI Chun-lin. Curved solid failure model and calculation method of supporting pressure for shield tunnel excavation face[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(8): 2092-2102.