

DOI: 10.11779/CJGE20240892

软弱地层盾构姿态偏移引起的隧道附加土压力计算方法研究

肖明清¹, 封 坤², 王 维², 王运超²

(1. 中铁第四勘察设计院集团有限公司, 湖北 武汉 430071; 2. 西南交通大学交通隧道工程教育部重点实验室, 四川 成都 610031)

摘 要: 施工过程中盾构隧道掘进轴线往往很难保持理想状态, 刀盘会出现沿隧道洞周各个方向偏移的情况, 导致刀盘圆心与管片圆心不重合, 从而使现有盾构隧道荷载计算方法难以适用。鉴于此, 建立了盾构姿态偏移下的地层变形分析模型, 提出了盾构姿态偏移引起的隧道附加土压力计算方法, 并基于既有的应力函数形式, 结合一定的边界条件推导了盾构姿态偏移下隧道附加土压力计算公式。最后, 通过数值计算和现场实测对附加土压力公式的合理性进行了验证, 并针对主要影响参数开展了敏感性分析。结果表明: 附加土压力理论计算结果与数值计算结果在拱顶及拱底上误差较大, 但二者在整体上表现出较好的吻合性; 太沙基公式忽略了盾构姿态偏移对隧道土压力的影响, 导致计算出的土压力与隧道实际土压力相差较大, 修正公式计算结果与现场实测结果更加吻合; 软弱地层中盾构姿态偏移引起的隧道附加土压力对隧道埋深变化的敏感性逐渐减弱, 而对偏移量、土体弹性模量、内摩擦角及黏聚力的变化较为敏感。

关键词: 盾构隧道; 软弱地层; 结构荷载; 姿态偏移; 附加土压力; 现场实测

中图分类号: TU45

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)12-2447-09

作者简介: 肖明清(1970—), 男, 博士, 教授级高级工程师, 中国工程院院士, 主要从事隧道及地下工程设计方面的研究工作。E-mail: tsyxmq@163.com。

Study on calculation method of additional earth pressure caused by shield attitude deviation in soft ground

XIAO Mingqing¹, FENG Kun², WANG Wei², WANG Yunchao²

(1. China Railway Siyuan Survey and Design Group Co., Ltd., Wuhan 430071, China; 2. Key Laboratory of Transportation Tunnel Engineering, Ministry of Education, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

Abstract: During the construction process, it is often difficult to maintain an ideal state of the shield tunnel excavation axis, and the cutterhead may deviate in various directions along the tunnel circumference, resulting in the misalignment between the cutterhead center and the segment center, making the existing load calculation methods for shield tunnels inadequate. In view of this, an analytical model for soil deformation due to shield attitude deviation is established, and a method for calculating the additional loads resulting from such deviations is proposed. Based on the existing stress function forms and combined with certain boundary conditions, a formula for calculating the additional earth pressure due to shield attitude deviation is derived. Finally, the rationality of the additional earth pressure formula is verified through numerical calculations and in-situ tests, and sensitivity analysis is conducted on the main influencing parameters. The results show that the theoretical and numerical calculations show significant discrepancies at the crown and invert, but the two exhibit a good overall agreement. The Terzaghi formula ignores the influence of shield attitude offset on the earth pressure of the tunnel, which leads to a large difference between the calculated earth pressure and the actual earth pressure of the tunnel. And the value of the modified formula is more consistent with the value of in-situ tests. And the deviation-induced additional earth pressure in soft ground gradually becomes less sensitive to changes in tunnel burial depth. Conversely, it is more sensitive to the change of deviation, soil elastic modulus, internal friction angle and cohesive.

Key words: shield tunnel; soft ground; structural load; attitude deviation; additional earth pressure; in-situ tests

基金项目: 国家重点研发计划项目 (2022YFC3800900); 国家自然科学基金项目 (U2468216, 52378418) This study was supported by National Key Research And Development Program of China (Grant No.2022YFC3800900), and National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. U2468216 and 52378418).

收稿日期(Received): 2024-09-04 **修回日期(Revised):** 2024-12-16 **接受日期(Accepted):** 2025-01-17 **网络出版日期(Online):** 2025-01-18

0 引言

盾构法具有对环境扰动小、机械化程度高、施工安全风险低、施工速度快、复杂地质条件适应性强等优点^[1],是目前软弱地层建造隧道的首选工法,在交通工程建设领域得到广泛应用。当前中国现行盾构法隧道管片结构设计主要采用“荷载-结构”模式,该模式下的诸多方法通常将隧道结构复杂的结构-地层界面相互作用问题剥离开来,代以地层抗力或土弹簧简化考虑,计算得到的“荷载”往往直接决定着管片厚度和配筋。因此准确得到盾构隧道所受水土荷载是进行管片结构设计的基本前提。

在国内外现行的盾构隧道设计规范中,盾构隧道土压力计算方法主要包括上覆土柱法、经验公式法、太沙基公式、普氏理论、比尔鲍曼公式及谢家杰公式等。除此之外,有众多学者还通过数值仿真、模型试验、现场监测和理论研究等手段对盾构隧道土压力计算方法进行了研究。数值仿真方面,朱合华等^[2]考虑注浆材料状态变化及管片接头动态变化影响因素,利用其提出的接头不连续模型与注浆材料刚度等效变化法,建立了盾构土压力分析模型。Dang等^[3]利用有限元-离散元耦合的三维数值模拟方法,建立了考虑地层非线性结构大变形的地层结构分析模型。谢家冲等^[4]针对内水压作用下的盾构隧道水土压力变化影响,通过分析隧道松动区内部应力分布变化规律,对太沙基公式进行了修正。模型试验方面,Nomoto等^[5]通过采用缩尺盾构机模型成拱模拟了盾构开挖的相应过程,并将模拟结果与理论计算和现场实测结果进行了对比分析,研究成果表明模型试验得到的相应数据与现场实测结果有一定的符合性。何川等^[6]采用室内相似模型试验建立了可以模拟真实地下水压力的模拟方式,重点分析了采用变水压及恒定水压作用下管片结构的受力特点。现场监测方面,齐春等^[7]通过现场监测及数值模拟等手段,对比分析了盾构隧道施工期及运营期所受到的外荷载与结构内力,并利用梁-弹簧计算模型对所监测的结构外荷载进行计算,得到了考虑施工期流固耦合效应的隧道结构内力。李雪等^[8]结合大量的盾构隧道现场实测数据,分析了盾构隧道衬砌上方所受土压力的主要影响因素,并研究了不同地层中盾构隧道土压力的分布规律。理论研究方面,肖明清等^[9]分别提出盾构隧道位于软硬土复合土层及软土硬岩复合岩土层的荷载计算模式,并基于极限状态理论范畴的滑移线理论推导复合土层下部主动土压力的计算公式。何川等^[10]基于 Drucker-Prager 屈服准则,推导了考虑渗流效应影响下围岩与衬砌结构相互作用的弹

塑性解析解,给出了围岩弹、塑性区应力与位移、塑性区半径等关键参数与支护阻力间关系的解析式。综上所述,目前国内外在盾构隧道土压力计算方法方面已进行了深入的研究,形成了较为成熟的计算方法,然而由于掘进过程中开挖面土压力和盾壳外围土压力等一系列外力的不均衡性、地下土层变化及其他方面的影响,盾构在掘进时无法与理论设计轴线始终保持一致^[11-12],尤其在复杂的地质环境条件下,盾构掘进姿态发生偏移现象更加严重,产生了较大的附加土压力,直接影响了盾构隧道所受土压力的大小及分布,同时也导致对荷载的不利工况估计不足,影响盾构隧道结构设计。

鉴于此,本文通过分析盾构姿态偏移现象,建立盾构姿态偏移下的地层变形分析模型,提出盾构姿态偏移引起的附加土压力计算方法。在既有的应力函数形式基础上,综合考虑地层刚度和变形对附加土压力的影响,并结合边界条件推导隧道附加土压力的理论计算公式。最后,通过数值计算和现场实测对理论公式的合理性进行验证,并针对主要影响参数开展敏感性分析,以期盾构隧道结构设计和研究提供理论参考。

1 盾构姿态偏移分析

在盾构掘进过程中,盾构姿态的变化主要体现在盾构姿态角和偏差量2个方面,如图1所示。盾构姿态发生改变时,盾构机身相对既有设计线路将呈现一定的偏移现象,特别是在软弱地层中,受盾构掘进扰动影响,土体易产生破坏、强度下降等,导致盾构掘进过程中轴线控制困难,开挖隧道轴线更易偏离设计轴线,此时沿盾构机身与地层之间的间隙将出现不均匀现象,影响地层应力第一次释放路径。同时,管片拼装时需要考虑盾构机纠偏,管片脱出盾尾后会出现上浮或下沉,导致隧道结构与开挖面的盾尾间隙也呈现不均匀分布的现象,进而造成地层应力第二次释放路径及注浆层刚度沿隧道环向发生改变。盾构姿态偏移时隧道结构边界如图2所示。

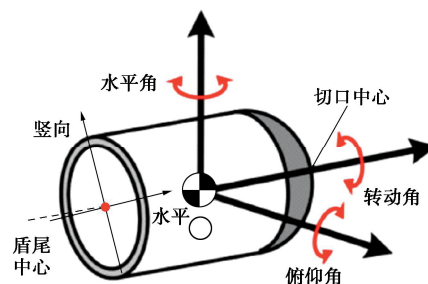


图1 盾构姿态参数示意图^[13]

Fig. 1 Schematic of shield attitude parameters

由此可见,盾构掘进姿态决定着隧道开挖的地层边界与隧道支护边界的相互位置关系,直接影响隧道

掘进过程中地层应力的释放, 进而影响到管片结构所受土压力的大小及分布。

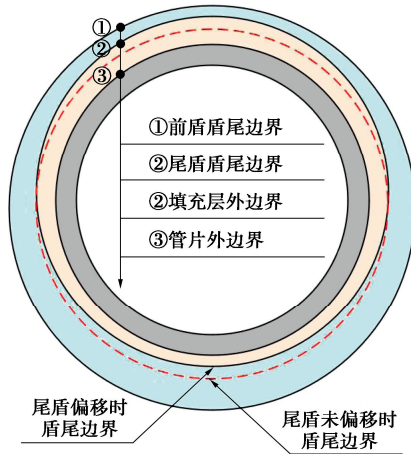


图 2 盾构隧道结构边界示意图

Fig. 2 Schematic of shield tunnel structure boundaries

2 基于盾构姿态偏移的隧道附加土压力理论计算

2.1 地层变形分析模型及基本假定

假设外半径为 R_1 的盾构隧道处于弹性模量为 E_1 、泊松比为 ν_1 的均匀各向同性无限弹性地层中。假定未偏移下洞周变形为 u_1 ，姿态发生偏移后洞周变形为 u_2 ，因此地层径向位移变化量 u_r 和切向位移变化量 u_θ 可由 u_1 与 u_2 进行求解。盾构姿态偏移下地层变形分析模型如图 3 所示。

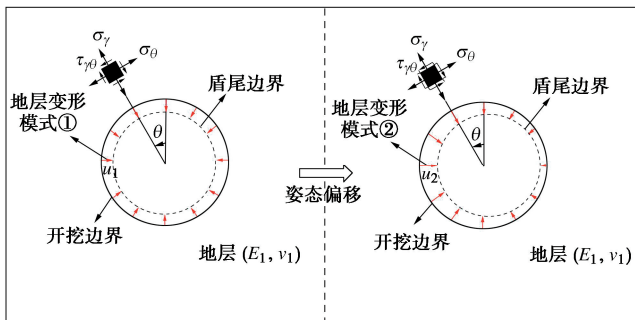


图 3 地层变形分析模型

Fig. 3 Model of stratum deformation analysis

根据弹性力学相关理论，地层径向刚度为径向应力变化量与应变之比，如下所示：

$$k_r = \frac{\sigma_r}{u_r} \quad (1)$$

式中： k_r 为地层径向刚度； σ_r 为隧道径向应力变化值； u_r 为隧道径向变形。

在分析盾构姿态偏移所引起的地层变形差时，忽略地层切向与径向刚度之间的相互影响。根据隧道变形变化量，可进一步结合地层径向刚度求解相应变形释放下的土压力变化量。

由于隧道洞周处的地层变形变化量是根据盾构姿态偏移预先指定的，不需要考虑地层的原始应力。因此理论推导时遵循以下假定：

- (1) 隧道洞周地层处于平面应变状态，且平面应变状态界面垂直于隧道断面方向。
- (2) 地层与管片衬砌界面无相对滑移。
- (3) 地层在距离隧道轴线无穷远处的变形位移为零。

2.2 隧道附加土压力的求解

由图 3 地层变形模型可知，地层沿隧道径向与切向均存在变形，且在隧道洞周处分布不均匀。针对此种变形模式，根据 Timoshenko 等^[14]已有的相关研究，相应的应力函数可表示为

$$\varphi = (Ar^{-1} + Br \ln r + Cr^3) \cos \theta + Dr \theta \sin \theta \quad (2)$$

因此根据弹性力学理论^[14]，地层应力变化值与变形量可表示为

$$\sigma_r = \cos \theta \left(-2Ar^{-3} + \frac{2D}{r} + \frac{B}{r} + 2Cr \right), \quad (3)$$

$$\tau_{r\theta} = \sin \theta \left(-2Ar^{-3} + \frac{B}{r} + 2Cr \right), \quad (4)$$

$$u_r = \frac{\cos \theta}{E'_1} \left[(1+\nu'_1)Ar^{-2} + 2D \ln r + (1-\nu'_1)B \ln r + (1-3\nu'_1)Cr^2 \right] + H, \quad (5)$$

$$u_\theta = \frac{\sin \theta}{E'_1} \left[(1+\nu'_1)Ar^{-2} + (1-\nu'_1)(1-\ln r)B + (1-3\nu'_1)Cr^2 - 2(\ln r + \nu'_1)D \right] + H\theta + K \quad (6)$$

式中： $E'_1 = E_1 / (1 - \nu_1^2)$ ； $\nu'_1 = \nu_1 / (1 - \nu_1)$ 。

式 (3) ~ (6) 为超静定公式，因此在进行公式中的常数项求解时，需要建立相应的 4 个边界补充条件。

(1) 地面无穷远处的地层应力和位移变化量应满足：

$$\sigma_r(r \rightarrow \infty) = 0, \quad (7)$$

$$u_r(r \rightarrow \infty) = 0. \quad (8)$$

(2) 在隧道外边界处的地层径向应力 σ_r 与切向应力 $\tau_{r\theta}$ 分布如图 4 所示，假定地层与隧道结构之间具有较小的摩擦系数，则切向应力 $\tau_{r\theta}$ 应满足：

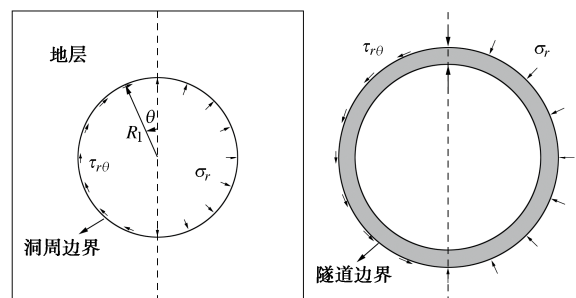


图 4 应力边界示意图

Fig. 4 Schematic of stress boundaries

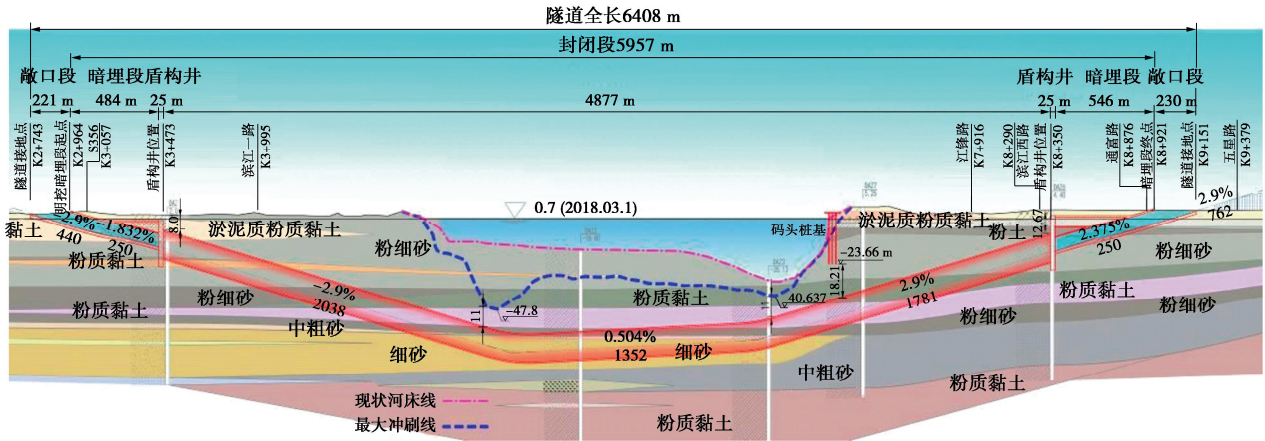


图5 隧道纵断面示意图

Fig. 5 Schematic of longitudinal section of the tunnel

$$\tau_{r\theta}(r=R_1)=0 \quad (9)$$

(3) 由于隧道为轴对称结构, 因此任意角度的地层变形均满足:

$$u_\theta(\theta=0)=0 \quad (10)$$

(4) 对于任意的偏移角度 θ_n , 地层变形满足单值求解条件。

$$u_\theta(\theta=\theta_n)=u_\theta(\theta=\theta_n+2\pi) \quad (11)$$

将式(7)~(11)分别代入式(3)~(6)中可得常数项 A, B, C, D, H, K 的表达解:

$$A=\frac{B}{2}R_1^2 \quad (12)$$

$$D=-\frac{(1-\nu_1')}{2}B \quad (13)$$

$$C=H=K=0 \quad (14)$$

将式(12)~(14)分别代入式(3), (5)中可得

$$\sigma_r=B\cos\theta(-R_1^2r^{-3}+\nu_1'r^{-1}) \quad (15)$$

$$u_r=\frac{B\cos\theta(1+\nu_1')}{2E_1'}R_1^2r^{-2} \quad (16)$$

对于该变形模型, 地层径向位移与径向坐标的对数成正比。从数学上讲, 这是半无限空间中无限长隧道的结果, 但在实际中没有物理意义, 因此在模型解中引入一特征半径范围值 R_3 , 用以表征地层应力及位移随径向距离不断减小的趋势^[15-16]。在模型求解中, $r=R_3$ 处的地层径向应力与位移为 0, 则式(15), (16)可改写为

$$\sigma_r=B\cos\theta[-R_1^2(r^{-3}-R_3^{-3})+\nu_1'(r^{-1}-R_3^{-1})] \quad (17)$$

$$u_r=\frac{B\cos\theta(1+\nu_1')}{2E_1'}R_1^2(r^{-2}-R_3^{-2}) \quad (18)$$

根据式(1)可知, 地层径向刚度可进一步表示为

$$k_r=\frac{2E_1'[-R_1^2(r^{-3}-R_3^{-3})+\nu_1'(r^{-1}-R_3^{-1})]}{(1+\nu_1')R_1^2(r^{-2}-R_3^{-2})} \quad (19)$$

假定不同偏移角度 θ 下盾构姿态偏移所引起的地层径向变形增量为 $\Delta u_r(\theta)$, 则姿态偏移所引起的径向土压力可表示为

$$\Delta p_\phi(\theta)=\Delta u_r(\theta)\cdot k_r \quad (20)$$

3 算例验证

3.1 工程概况

江阴靖江长江隧道采用盾构法穿越长江, 连接靖江市与江阴市, 隧道越江段穿越地层主要为粉细砂及中粗砂层, 陆域段主要穿越粉质黏土层, 局部穿越淤泥质软弱土层等, 隧道最大覆土厚度约 50 m, 主线采用凹形纵坡, 最大纵坡 2.9%, 最小纵坡 0.3%, 江中段线路坡度约为 0.5%。隧道纵断面如图 5 所示。隧道段全长约 6.4 km, 其中盾构段长 4877 m, 管片外径 15.5 m, 管片厚度 0.65 m, 环宽 2 m, 管片环向采用“9+1”的分块方式, 采用通用楔形环方式, 错缝拼装, 斜螺栓连接, 如图 6 所示。

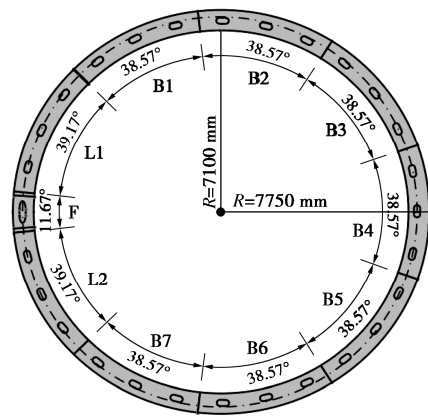


图6 管片结构分块图

Fig. 6 Segmental structure diagram of tunnel lining

3.2 数值计算验证

(1) 模型建立

采用有限差分软件建立了地层结构分析模型, 为了充分消除地层边界对计算的影响, 模型 Z 方向隧道底部深度约取隧道直径的 8 倍、顶部埋深取隧道直径的 3 倍, 模型 X 方向左、右分别约取隧道直径的 20 倍, 模型整体尺寸为 $600\text{ m}(X) \times 2\text{ m}(Y) \times 180\text{ m}(Z)$ 。除模型顶部采用自由边界外, 其余边界均采用法向位移约束。数值计算模型如图 7 所示。地层及隧道各结构参数如表 1 所示。考虑不同地层条件(砂土与黏土)及不同姿态偏移量, 对盾构姿态 0° 及 90° 方向偏移时的隧道附加土压力进行计算, 并将数值计算结果与本文所提的附加土压力理论计算结果进行对比。

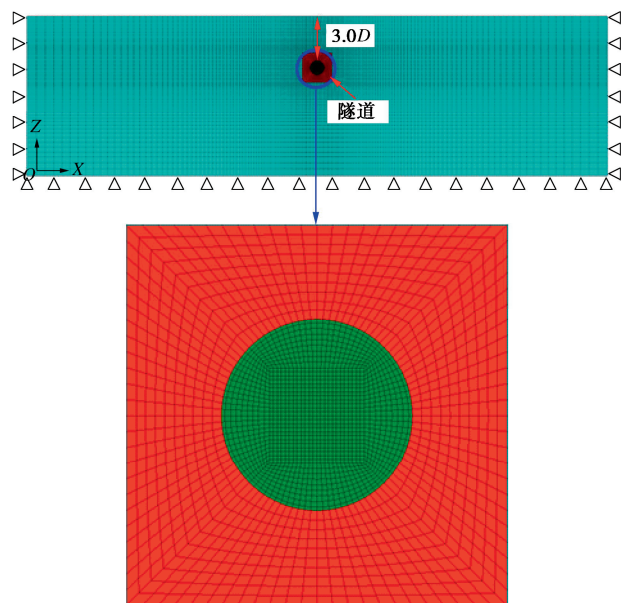


图 7 数值计算模型
Fig.7 Model of numerical calculation

表 1 地层及隧道结构参数

Table 1 Parameters of soil layers and tunnel structures

名称	天然密度/ ($\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$)	弹性模量/ MPa	泊松比 ν	孔隙比 e	黏聚力/ kPa	内摩擦角/($^\circ$)
砂土	2.04	12.48	0.22	0.58	6.3	34.5
黏土	2.03	9.66	0.32	0.67	68.6	16.8
填充层	2.40	1000	0.20	—	—	—
盾壳	7.83	206000	0.30	—	—	—
管片衬砌	2.45	34500	0.30	—	—	—

(2) 数值计算结果分析

图 8 为盾构姿态 0° 方向偏移时不同偏移量的附加土压力对比图。由图 8 可见, 隧道附加土压力均表现出偏移方向一侧增大、对侧减小的现象。在砂土地层中, 偏移量较小时, 理论公式计算值与数值计算值基本相同, 吻合性较好; 偏移量较大时, 理论公式计算值与数值计算值在拱腰、拱肩与拱脚处具有较好的

吻合性, 而拱顶与拱底处的理论公式计算值与数值计算值存在差异, 理论解大于数值解。在黏土地层中, 与砂土地层相似, 偏移量较小时的理论公式计算值与数值计算值吻合性较好, 偏移量较大时的理论公式计算值与数值计算值存在差异, 但此时的理论解小于数值解。

在 0° 偏移方向上, 砂土地层中不同偏移量的理论计算值与数值计算值最大差值分别为 0.10, 9.65, 22.79 kPa, 相对于太沙基公式计算值, 两者差值分别占 0.07%, 6.8%, 15.37%; 黏土地层中理论计算值与数值计算值最大差值分别为 22.41, 21.61, 19.22 kPa, 相对于太沙基公式计算值, 两者差值分别占 15.81%, 15.24%, 13.56%。

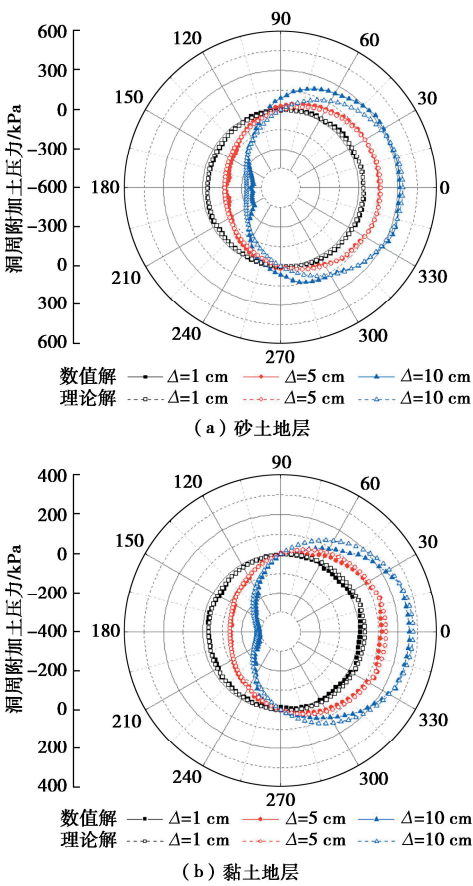


图 8 0° 偏移方向结果对比

Fig. 8 Comparison of results in 0° deviation direction

图 9 为盾构姿态 90° 方向偏移时不同偏移量的附加土压力对比图。由图 9 可见, 与 0° 方向偏移时相似, 附加土压力理论计算值与数值计算值有较好的吻合性。在 90° 偏移方向上, 砂土地层中不同偏移量的理论计算值与模拟值最大差值分别为 2.24, 1.07, 17.088 kPa, 相对于太沙基公式计算值, 两者差值分别占 0.64%, 0.30%, 4.85%; 黏土地层中理论计算值与模拟值最大差值分别为 25.73, 19.81, 18.73 kPa, 相对于太沙基公式计算值, 两者差值分别占 7.30%,

5.62%, 5.32%。

整体上对比理论计算结果与数值计算结果可以发现, 本文所提计算方法可用于盾构姿态偏移引起的隧道附加土压力计算。

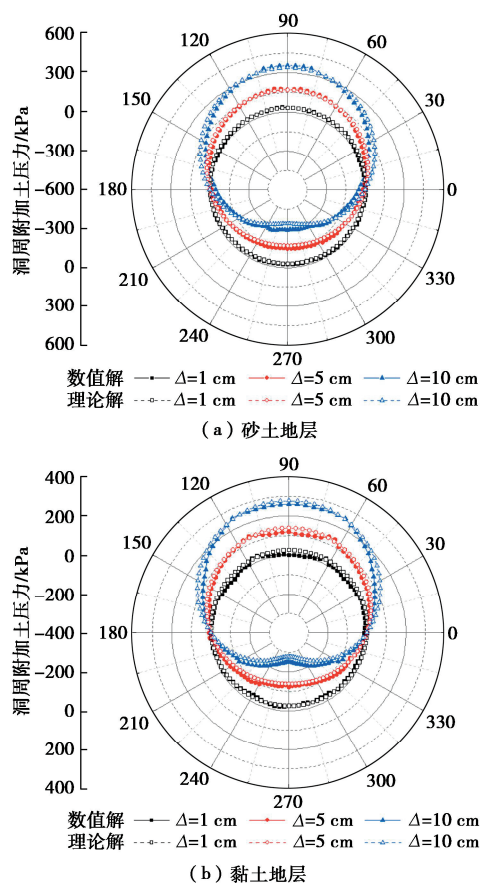


图 9 90° 偏移方向结果对比

Fig. 9 Comparison of results in 90° deviation direction

3.3 现场实测验证

为进一步验证本文所提附加土压力公式的适用性, 将附加土压力理论计算值与太沙基公式计算结果叠加, 得到修正公式值, 并对比分析修正公式结果、现场实测结果及太沙基公式结果。现场实测断面分别选取工程实例中的 YK5+251 与 ZK3+995 断面。

(1) 断面一 YK5+251

断面一位于隧道右线里程 YK5+251, 管片 909 环处, 此处隧道埋深为 45.94 m, 隧道主要穿越中粗砂层。根据实际施工姿态偏移监测数据显示, 此处盾构姿态竖直偏移量为 28 mm, 水平偏移量为 27 mm, 姿态偏移方向为 134° (以拱顶为 90° 方向计, 逆时针旋转)。

断面一土压力结果对比如图 10 所示。由图 10 可见, 相对于太沙基公式计算值, 现场实测值与修正公式值明显呈现向左上方(姿态偏移方向)偏移的现象, 即偏移方向侧土压力增大, 对侧土压力减小。在偏移方向一侧, 太沙基公式计算值与现场实测值在邻接块

L2 处的差值达到最大, 为 139.28 kPa, 此时两者相差 41.04%, 在偏移方向一侧的邻接块 L1~标准块 B5 之间, 太沙基公式计算值与现场实测值的平均差值为 85.07 kPa, 平均相差 21.0%。相较而言, 采用本文计算方法得到的修正公式值与现场实测值更吻合, 在隧道邻接块 L2 处, 修正公式值与现场实测值相差 8.34 kPa, 此时两者相差仅为 1.77%, 在偏移方向一侧的邻接块 L1~标准块 B5 之间, 两者的平均差值为 14.04 kPa, 平均相差 4.02%。

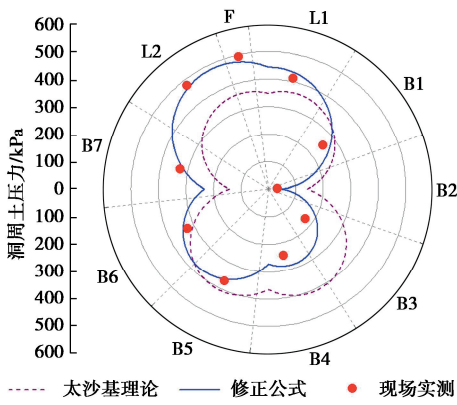


图 10 断面一土压力结果对比

Fig. 10 Comparison of soil pressure results in cross-section 1

(2) 断面二 ZK3+995

断面二位于隧道左线里程 ZK3+995, 管片 281 环处, 此处隧道埋深为 25.6 m, 隧道主要穿越粉质黏土层。根据姿态偏移监测数据显示, 此处盾构姿态竖直偏移量为 29 mm, 水平偏移量为 11 mm, 姿态偏移方向为 249.2° (以拱顶为 90° 方向计, 逆时针旋转)。断面二土压力结果对比如图 11 所示。由图 11 可见, 同断面一类似, 相对于太沙基公式计算值, 现场实测值与修正公式值明显呈现向左下方(姿态偏移方向)偏移的现象。在偏移方向一侧, 太沙基公式计算值与现场实测值在邻接块 L1 处的差值达到最大, 为 129.07 kPa, 此时两者相差 56.97%, 在偏移方向一侧的标准块 B7~标准块 B3 之间, 两者的平均差值为 71.19 kPa, 平均相差 14.88%。相较而言, 采用本文计算方法得到的修正公式值与实测值更吻合, 在隧道邻接块 L1 处, 修正公式值与现场实测值相差 43.86 kPa, 此时两者相差为 19.36%, 在偏移方向一侧, 两者最小差值仅为 6.79 kPa, 两者相差 1.45%, 在偏移方向一侧的标准块 B7~标准块 B3 之间, 两者的平均差值为 27.73 kPa, 平均相差 6.20%。

整体上对比修正公式结果、太沙基公式计算结果与现场实测结果可以发现, 太沙基公式忽略了盾构姿态偏移对隧道土压力的影响, 导致计算出的土压力与隧道实际土压力相差较大, 而本文所提附加土压力计算方法得到的修正公式值与现场实测值更加吻合。

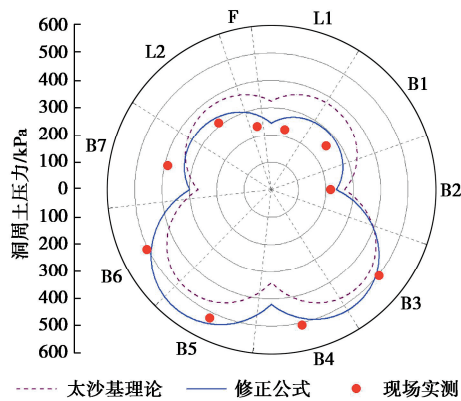


图 11 断面二土压力结果对比

Fig. 11 Comparison of soil pressure results in cross-section 2

4 参数分析

假定隧道开挖洞径 $D=16$ m、偏移量 $\Delta=5$ cm、隧道埋深 $H/D=3$ 、土体弹性模量 $E=10$ MPa、摩擦角 $\varphi=10^\circ$ 、黏聚力 $c=30$ kPa, 当上述某一参数作为变量分析时, 其余参数保持不变。

为更直观反映盾构姿态偏移所导致的隧道周边土压力的变化, 以隧道附加土压力变化百分比 λ_p 定义姿态偏移所产生的隧道周边土压力变化:

$$\lambda_p = (p_{\theta 1} - p_{\theta 0}) / p_{\theta 0} \times 100\% \quad (21)$$

式中: $p_{\theta 1}$ 为发生姿态偏移后的隧道土压力; $p_{\theta 0}$ 为未发生偏移时的隧道土压力。

4.1 偏移量

偏移量取 1, 3, 5, 7, 10 cm, 得到盾构姿态偏移引起的隧道土压力变化比极值如图 12 所示。由图可见, 随着盾构姿态偏移量的增加, 隧道土压力变化比逐渐增大, 不同偏移方向的最大土压力变化比大致呈线性递增的趋势。当偏移量为 10 cm 时, 不同偏移方向的隧道土压力变化比极值分别为 54.25%, 40.37%, 34.20%, 表明盾构姿态偏移引起的隧道附加土压力对偏移量的变化较为敏感。

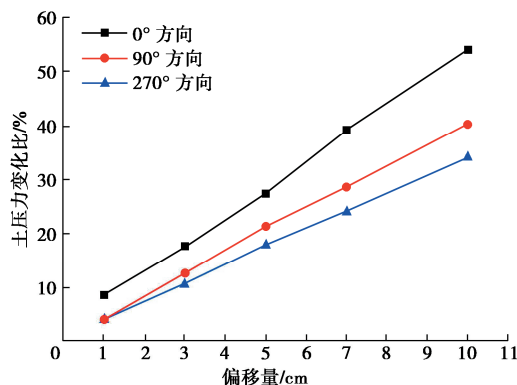


图 12 不同偏移量下隧道土压力变化比极值曲线

Fig. 12 Extreme value curves of earth pressure change ratio of tunnel at different offsets

4.2 隧道埋深

隧道埋深取 $H/D=1$, $H/D=3$, $H/D=5$, $H/D=7$, $H/D=10$, 得到盾构姿态偏移引起的隧道土压力变化比极值如图 13 所示。由图 13 可见, 随着隧道埋深的增加, 隧道土压力变化比极值呈减小趋势, 且随着埋深的增大, 不同偏移方向的隧道土压力变化比极值的差异逐渐减小。隧道土压力变化比极值曲线的斜率随着隧道埋深的增加逐渐减小, 表明随着隧道埋深的增加, 盾构姿态偏移引起的隧道附加土压力对隧道埋深变化的敏感性逐渐降低。

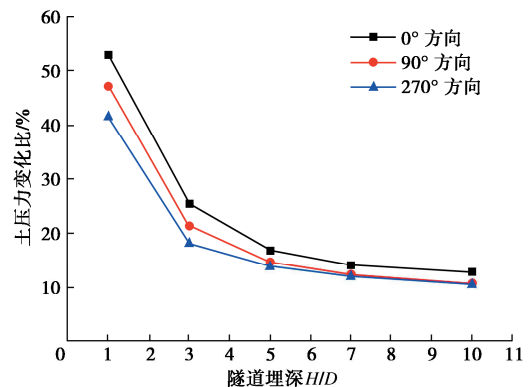


图 13 不同埋深下隧道土压力变化比极值曲线

Fig. 13 Extreme value curves of earth pressure change ratio of tunnel at different buried depths

4.3 土体弹性模量

土体弹性模量取 5, 25, 50, 75, 100 MPa, 得到盾构姿态偏移引起的隧道土压力变化比极值如图 14 所示。由图 14 可见, 在不同偏移方向下, 随着土体弹性模量的增加, 隧道土压力变化比极值逐渐增加。土体弹性模量在 5~100 MPa 时, 隧道土压力变化比极值增加量较为显著, 原因在于土体弹性模量越大, 地层径向刚度越大, 土体弹性模量的增加将会引起附加土压力的迅速增加, 表明软弱地层中盾构姿态偏移引起的附加土压力对土体弹性模量的变化较为敏感。

4.4 内摩擦角

内摩擦角取 10° , 20° , 30° , 40° , 50° , 得到盾构姿态偏移引起的隧道土压力变化比极值如图 15 所示。由图 15 可见, 在不同偏移方向下, 随着土体内摩擦角的增加, 隧道土压力变化比极值逐渐增加, 且增加速率逐渐增大, 特别是 0° 偏移时, 隧道土压力变化比极值近呈指数级增加。这是因为随着土体内摩擦角的增加, 土体侧压力系数迅速减小, 隧道侧向土压力也迅速减小, 导致盾构姿态偏移作用下 0° 方向上隧道土压力变化比极值近似呈指数级增加, 表明软弱地层中盾构姿态偏移引起的附加土压力对土体内摩擦角的变化较为敏感。

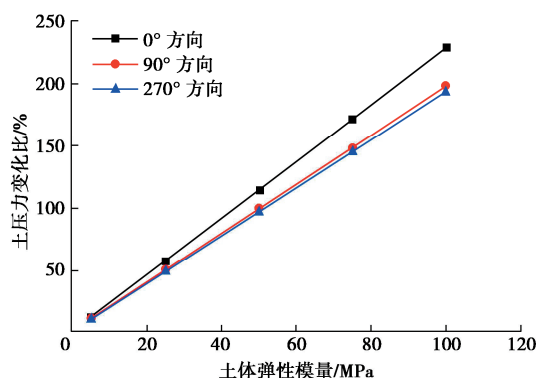


图 14 不同弹性模量下隧道土压力变化比极值曲线

Fig. 14 Extreme value curves of earth pressure change ratio of tunnel at different elastic modulus

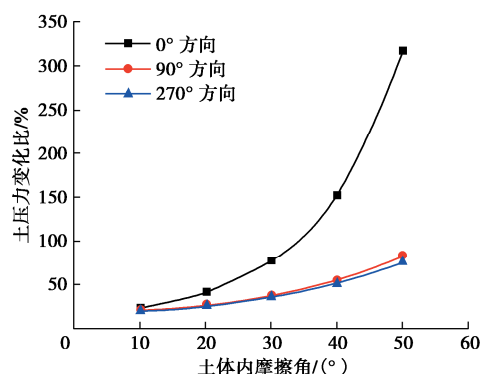


图 15 不同内摩擦角下隧道土压力变化比极值曲线

Fig. 15 Extreme value curve of earth pressure change ratio of tunnel at different internal friction angles

4.5 黏聚力

黏聚力取 0, 10, 20, 30, 40, 50 kPa, 得到盾构姿态偏移引起的土压力变化比极值如图 16 所示。

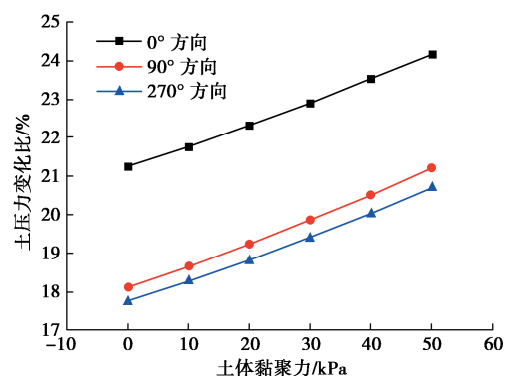


图 16 不同黏聚力下隧道土压力变化比极值曲线

Fig. 16 Extreme value curves of earth pressure change ratio of tunnel at different cohesion

由图 16 可见, 在不同偏移方向下, 随着土体黏聚力的增加, 隧道土压力变化比极值逐渐增大, 不同偏移角度下的最大土压力变化比大致呈线性递增的趋势。当土体黏聚力为 50 kPa 时, 不同偏移方向的隧道土压力变化比极值分别为 24.16%, 21.22%, 20.71%, 表明软弱地层中盾构姿态偏移引起的附加土压力对土体黏聚力的变化较为敏感。

5 结 论

本文针对盾构姿态偏移引起的附加土压力问题, 建立了盾构姿态偏移下的地层变形分析模型, 推导了隧道附加土压力的理论计算公式, 并通过数值计算和现场实测对理论公式的适用性和有效性进行了验证, 进而分析了偏移量、隧道埋深、土体弹性模量、内摩擦角与黏聚力等参数对隧道附加土压力的影响, 得到 4 点主要结论。

(1) 通过分析盾构姿态偏移现象, 建立了盾构姿态偏移下的地层变形分析模型, 并基于既有的应力函数形式, 结合边界条件推导给出了盾构姿态偏移引起的附加土压力理论计算公式。

(2) 通过与数值计算结果进行对比发现, 由于未考虑结构自重影响, 附加土压力理论计算结果与数值计算结果在拱顶及拱底方向上误差较大, 但二者在整体上表现出较好的吻合性。

(3) 通过与现场实测结果进行对比发现, 太沙基公式忽略了盾构姿态偏移对隧道土压力的影响, 导致计算出的隧道土压力与实际土压力相差较大; 相较于太沙基公式计算结果, 现场实测与修正公式计算结果均表现出偏移方向侧土压力增大, 对侧土压力减小的现象, 修正公式值与现场实测值更加吻合。

(4) 隧道附加土压力与盾构姿态偏移量、隧道埋深、土体弹性模量、内摩擦角及黏聚力密切相关。随着隧道埋深的增大, 隧道土压力变化比极值逐渐减小, 表明软弱地层中盾构姿态偏移引起的隧道附加土压力对隧道埋深变化的敏感性逐渐减弱; 随着偏移量、土体弹性模量、内摩擦角及黏聚力的增大, 隧道土压力变化比极值均随之增大, 且偏移量、土体弹性模量、内摩擦角变化时, 隧道土压力变化比极值的变化较为显著, 表明软弱地层中盾构姿态偏移引起的隧道附加土压力对偏移量、土体弹性模量、内摩擦角及黏聚力的变化较为敏感。

利益冲突声明/Conflict of Interests: 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

作者贡献/Authors' Contributions: 肖明清、封坤开展了研究内容设计, 肖明清提供了现场盾构姿态的实测数据, 王维、王运超完成了分析和推导, 肖明清、封坤、王运超参与论文写作和修改。所有作者均阅读并同意最终稿件的提交。This study was designed by XIAO Mingqing and FENG Kun. Xiao Mingqing provided the on-site measured data of the shield machine's attitude. Wang Wei and Wang Yunchao have completed the analysis and derivation. The manuscript was drafted and revised by XIAO

Mingqing, FENG Kun and Wang Yunchao. All the authors have read the last version of manuscript and consented for submission.

参考文献:

- [1] 李远帆, 王媛, 任杰, 等. 泥水盾构隧道地层渗透压力的确定及规律研究[J]. 人民黄河, 2024, 46(5): 138-144. (LI Yuanfan, WANG Yuan, REN Jie, et al. Research on the determination and law of formation seepage pressure of slurry shield tunnel[J]. Yellow River, 2024, 46(5): 138-144. (in Chinese))
- [2] 朱合华, 崔茂玉, 杨金松. 盾构衬砌管片的设计模型与荷载分布的研究[J]. 岩土工程学报, 2000, 22(2): 190-194. (ZHU Hehua, CUI Maoyu, YANG Jinsong. Design model for shield lining segments and distribution of load[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, 22(2): 190-194. (in Chinese))
- [3] DANG H K, MEGUID M A. An efficient finite - discrete element method for quasi-static nonlinear soil - structure interaction problems[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2013, 37(2): 130-149.
- [4] 谢家冲, 黄昕, 金国龙, 等. 局部水力交互下盾构隧道渗流与力学响应研究[J]. 岩土力学, 2023, 44(4): 1179-1189. (XIE Jiachong, HUANG Xin, JIN Guolong, et al. Seepage characteristics and mechanical response of shield tunnels under localized leakage and exosmosis[J]. Rock and Soil Mechanics, 2023, 44(4): 1179-1189. (in Chinese))
- [5] NOMOTO T, IMAMURA S, HAGIWARA T, et al. Shield tunnel construction in centrifuge[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1999, 125(4): 289-300.
- [6] 何川, 封坤, 杨雄. 南京长江隧道超大断面管片衬砌结构体的相似模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(11): 2260-2269. (HE Chuan, FENG Kun, YANG Xiong. Model test on segmental lining of Nanjing Yangtze River tunnel with super-large cross-section[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(11): 2260-2269. (in Chinese))
- [7] 齐春, 何川, 封坤. 考虑流固耦合效应的水下盾构隧道受力特性[J]. 西南交通大学学报, 2015, 50(2): 306-311, 330. (QI Chun, HE Chuan, FENG Kun. Fluid-solid interaction-based mechanical characteristics of underwater shield tunnel[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2015, 50(2): 306-311, 330. (in Chinese))
- [8] 李雪, 周顺华, 王培鑫, 等. 盾构隧道实测土压力分布规律及影响因素研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(增刊 2): 453-459. (LI Xue, ZHOU Shunhua, WANG Peixin, et al. Study on distribution law and influencing factors of measured earth pressure in shield tunnel[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(S2): 453-459. (in Chinese))
- [9] 肖明清, 封坤, 李策, 等. 复合地层盾构隧道围岩压力计算方法研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, 38(9): 1836-1847. (XIAO Mingqing, FENG Kun, LI Ce, et al. A method for calculating the surrounding rock pressure of shield tunnels in compound strata[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, 38(9): 1836-1847. (in Chinese))
- [10] 何川, 齐春, 封坤, 等. 基于 D-P 准则的盾构隧道围岩与衬砌结构相互作用分析[J]. 力学学报, 2017, 49(1): 31-40. (HE Chuan, QI Chun, FENG Kun, et al. Theoretical analysis of interaction between surrounding rocks and lining structure of shield tunnel based on drucker-prager yield criteria[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2017, 49(1): 31-40. (in Chinese))
- [11] 张亚洲, 闵凡路, 孙涛, 等. 硬塑性黏土地层泥水盾构停机引起的地表塌陷机制研究[J]. 岩土力学, 2017, 38(4): 1141-1147. (ZHANG Yazhou, MIN Fanlu, SUN Tao, et al. Analysis of causes for ground subsidence induced by slurry shield shutdown in hard plastic clay[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(4): 1141-1147. (in Chinese))
- [12] 魏纲, 姜鑫, 张鑫海, 等. 地面出入式盾构法隧道施工引起的土体垂直变形[J]. 岩土力学, 2018, 39(3): 993-1001. (WEI Gang, JIANG Xin, ZHANG Xinhai, et al. Soil vertical deformation induced by ground penetrating shield tunnel construction[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(3): 993-1001. (in Chinese))
- [13] 董毓庆. 盾构掘进姿态对饱和土体变形影响研究[D]. 绍兴: 绍兴文理学院, 2021. (DONG Yuqing. Study on the Influence of Shield Tunneling Posture on Saturated Soil Deformation[D]. Shaoxing: Shaoxing University, 2021. (in Chinese))
- [14] TIMOSHENKO S P, GOODIER J N. Theory of Elasticity[M]. New York: Mc-Graw-Hill, 1970.
- [15] ZHANG D M, HUANG H W, PHOON K K, et al. A modified solution of radial subgrade modulus for a circular tunnel in elastic ground[J]. Soils and Foundations, 2014, 54(2): 225-232.
- [16] BOBET A. Analytical Solutions for Shallow Tunnels in Saturated Ground[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2001, 127(12): 1258-1266.