

DOI: 10.11779/CJGE20230633

考虑推进过程的土压平衡盾构渗流场解析解及喷涌判别

余俊, 郑靖凡, 张志中, 李东凯, 和振

(中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075)

摘要: 考虑推进过程中盾构正面附加推力产生的超孔隙水压力, 用解析的方法分析了盾构喷涌问题。将土舱渗流场划分成两个区域, 利用叠加原理和分离变量法得到土舱水头显式级数解, 将螺旋输送机内流场视为一维渗流, 通过土舱与螺旋输送机交界面的连续条件确定盾构渗流场解析解。通过数值模拟结果验证了解的正确性, 并进行了参数分析。参数分析表明: 正常掘进状态下的盾构推力波动频率与渣土固结系数比值近似为 $0.1\sim10\text{ m}^{-2}$, 可对应于渗透系数 $10^{-3}\sim10^{-5}\text{ cm/s}$, 当比值大于 20 m^{-2} , 可以忽略超孔隙水压力的影响, 比值小于 0.01 m^{-2} 时, 水压力分布近似稳态渗流状态, 但比值在 1 m^{-2} 附近时, 超孔隙水压力将存在显著的影响。结合已有的喷涌研究, 给出了典型盾构在不同推力波动频率与土体固结系数比值下的临界渗透系数。通过对盾构喷涌实例进行对比, 证明了解析解的喷涌判别是有效的。

关键词: 土压平衡盾构; 喷涌; 临界渗透系数; 波动水压力; 水流量; 波动推力

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2024)10-2101-10

作者简介: 余俊(1978—), 男, 湖北新洲人, 博士, 副教授, 主要从事隧道与地下工程方面研究工作。E-mail: yujun@csu.edu.cn。

Analytical solution for seepage field and spewing discrimination during propulsion process of earth pressure balance shield

YU Jun, ZHENG Jingfan, ZHANG Zhizhong, LI Dongkai, HE Zhen

(School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China)

Abstract: Considering the excess pore water pressure generated by the additional thrust on the shield front during the propulsion process, the shield spewing problem is analyzed by the analytical method. The seepage field in soil chamber is divided into two regions, the superposition principle and the separation variable method are used to obtain the explicit level solution for the water head in the soil chamber, the flow field inside the screw conveyor is regarded as one-dimensional seepage, and the analytical solution for the shield seepage field is determined by using the continuity condition of the intersection between the soil chamber and the screw conveyor. The correctness of the solution is verified through the numerical simulation results, and the parameters are analyzed. The parameter analysis shows that the ratio of shield thrust fluctuation frequency to soil consolidation coefficient in the normal tunneling state is about $0.1\sim10\text{ m}^{-2}$, which corresponds to the permeability coefficient $10^{-3}\sim10^{-5}\text{ cm/s}$, when the ratio is greater than 20 m^{-2} , the influences of the excess pore water pressure can be ignored, and when the ratio is less than 0.01 m^{-2} , the water pressure distribution approximates in the steady-state seepage state, but for the ratio near 1 m^{-2} , the excess pore water pressure will have a significant impact. Combined with the existing spewing researches, the critical permeability coefficient of a typical shield in different ratios thrust fluctuation frequency to soil consolidation coefficient is given. By comparing the shield spewing examples, the spewing discrimination of the analytical solution is proved to be effective.

Key words: earth pressure balance shield; spewing; critical permeability coefficient; fluctuating water pressure; water flow; fluctuating thrust

0 引言

土压平衡盾构凭借其对地面影响小、高机械化等

基金项目: 国家自然科学基金项目(52078496, 52478427)

收稿日期: 2023-07-07

工程特点已经在地下工程中得到了广泛应用。但在高水压和高渗透系数的地层掘进过程中, 地下水极易从螺旋输送机排土口涌出, 形成喷涌灾害, 严重影响盾构的正常掘进, 甚至对地层产生剧烈的扰动^[1]。

为了防止盾构发生喷涌, 开挖下来的渣土应具适当的流动性、低渗透性、适当的压缩性、低黏附性和小的内摩擦角^[2]。对渣土进行适当的改良可有效防治喷涌^[3-7], 部分学者对改良剂的适用性进行了分析并提出了改良渣土的评价指标^[8]。在渣土渗透系数方面, 部分学者认为改良渣土的渗透系数需要能在 $10^{-3} \sim 10^{-4} \text{ cm/s}$ 以下保持至少 90 min ^[2], 而根据广州、南京等施工经验, 要完全抑制盾构喷涌, 渗透系数则需要降低至 $(1 \sim 2) \times 10^{-5} \text{ cm/s}$ ^[9]。目前, 改良渣土的渗透系数应具体调理至何种程度还有待进一步研究。

为了研究盾构喷涌的发生机理, 朱伟等^[10]研究了大量的盾构工程, 其结果表明, 盾构喷涌发生于螺旋输送机排土口处的水流量和水压力都较大的情况, 并根据工程经验提出了喷涌发生时的水流量和水压力临界值。万泽恩^[11]在朱伟等^[10]研究的基础上, 通过试验及现场监测研究了因渣土渗透性降低或土仓水压突然上升而导致的喷涌, 进一步完善了朱伟等^[10]提出的水流量和水压力临界值。合理确定螺旋输送机排土口的水流量和水压力对解决喷涌问题具有重要意义。

盾构模型试验以及数值模拟是分析喷涌发生机理较为有效的手段, 一些学者通过模型试验^[11-12]和CFD^[13-14]研究了盾构内渣土的运移情况, 其研究结果表明, 在土舱压力恒定的情况下, 螺旋输送机内孔隙水压力近似为线性变化, 可将螺旋输送机内流动考虑为一维渗流。因此, 理论上学者们可从一维角度分析螺旋输送机内渗流问题。朱伟等^[10]假设土舱和螺旋输送机内流动为一维渗流, 建立了土压平衡盾构的水压力递减模型。赵宗智等^[15]从一维的角度考虑了盾构正面附加推力产生的超孔隙水压力并将其视为恒定水压力施加在开挖面, 建立喷涌的预警指标。Zheng 等^[16]引入 Ergun 方程考虑了湍流的影响, 通过有限差分解描述土舱内的二维流动。Yu 等^[17]推导了静水压力下的盾构二维渗流场, 并计算了盾构发生喷涌时的临界渗透系数。但上述理论研究仅从静力的角度考虑盾构开挖面的水压力, 大量监测数据表明, 开挖面孔隙水压力存在周期性变化^[18], 因此, 现有理论得到的盾构渗流场仍存在一定的局限性。

为进一步研究喷涌的发生机理, 利用分离变量法和叠加原理构建了考虑推进过程的土压平衡盾构二维渗流场模型。通过数值软件验证了解析解的正确性, 并对参数进行了分析。利用解析解确定螺旋输送机排土口处水流量和水压力的关系, 并在结合万泽恩^[11]研究的

基础上, 计算了喷涌发生时的临界渗透系数, 绘制了典型盾构在不同水压力下的喷涌判别图, 最后通过试验结果及工程实例对计算结果进行验证。

1 土压平衡盾构渗流场解析解

本文主要从渗流场的角度探讨螺旋输送机排土口的水流量和水压力之间的相互关系, 并以此求得喷涌发生时的临界渗透系数, 在以下分析中, 螺旋输送机排土口水压力将作为一个给定值进行计算。此外, 在推导过程中作出以下基本假设:

- (1) 渣土为充满盾构的饱和均质土;
- (2) 土体和水是不可压缩的;
- (3) 不考虑刀盘及螺旋输送机对渗流场的干扰;
- (4) 不考虑盾构内土体的超孔隙水压力累积。

1.1 土舱渗流场解析解

由于土舱内侧边界条件是不连续的, 不能直接应用分离变量法来进行求解, 故根据叠加原理将渗流场分为两个区域进行分析求解。以点 B 为零点, 水平方向为 x 轴, 坚向为 z 轴, 以 x 轴将土舱划分为区域①、区域②, 模型如图 1 所示。

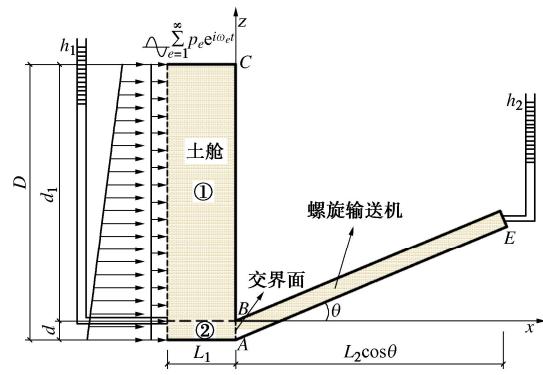


图 1 土压平衡盾构渗流模型

Fig. 1 Seepage model for earth pressure balance shield

图 1 中 h_1 为刀盘面上区域①和区域②交界处的静水头; p_e 为刀盘面上的波动水头, ω_e 为波动水头的频率; h_2 为螺旋输送机排土口中心处的静水头; L_1 为土舱长度, L_2 为螺旋输送机长度; D 为土舱直径; d 为螺旋输送机的直径, d_1 为区域①的高度, θ 为螺旋输送机轴线与水平方向的夹角。

在本文中, 螺旋输送机排土口中心处水头 h_2 受到土仓压力、顶推力、螺旋输送机扭矩等动力因素的影响, 盾构动力因素的改变表现为参数 h_2 的改变。

盾构在渗透系数不超过 0.5 cm/s 的地层掘进时, 土舱内渗流满足 Darcy 定律^[19]。由流体的连续性方程得

$$\frac{\partial^2 H_{1,2}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 H_{1,2}}{\partial z^2} = \frac{1}{C_v} \frac{\partial H_{1,2}}{\partial t} \quad (1)$$

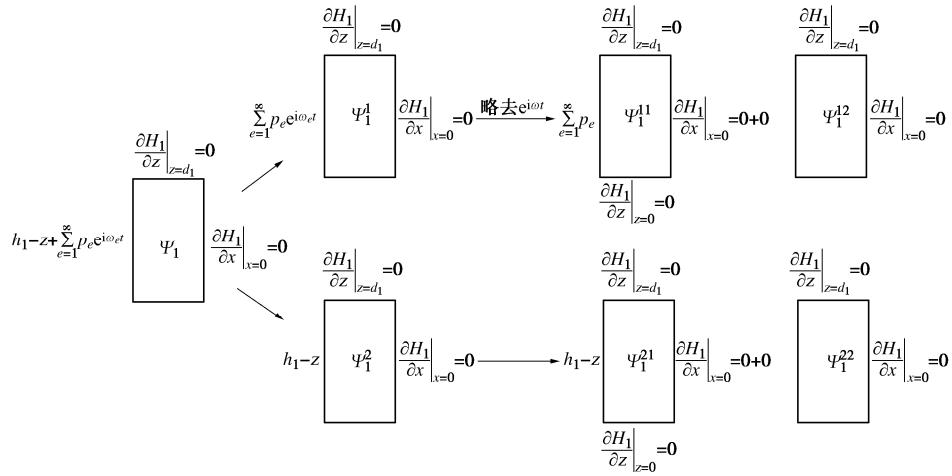


图2 区域①边界条件的叠加

Fig. 2 Superposition of boundary conditions of region ①

式中: H_1 和 H_2 分别为区域①和区域②的总水头; C_v 为固结系数。

土舱内壁不透水, 在推导过程中假定交界面 AB 上各点总水头相等。

区域①边界条件:

$$H_1|_{x=-L_1} = h_1 - z + \sum_{e=1}^{\infty} p_e e^{i\omega_e t}, \frac{\partial H_1}{\partial x}|_{x=0} = 0, \frac{\partial H_1}{\partial z}|_{z=d_1} = 0 \quad (2)$$

区域②边界条件:

$$\begin{cases} H_2|_{x=-L_1} = h_1 - z + \sum_{e=1}^{\infty} p_e e^{i\omega_e t}, \\ H_2|_{x=0} = h_{AB} + \sum_{e=1}^{\infty} p_{eAB} e^{i\omega_e t}, \frac{\partial H_2}{\partial z}|_{z=-d_1} = 0 \end{cases} \quad (3)$$

式中: p_{eAB} 为复数。

区域①和区域②的连续条件为: $z=0, H_1=H_2$; $z=0, \partial H_1/\partial z=\partial H_2/\partial z$ 。土舱内的水头可视为波动水头和静水头的叠加。

在求解时, 为确保构造出非齐次方程, 可将 x 方向视为水头的叠加, z 方向视为导数的叠加。区域①的叠加方式如图2。

区域①和区域②边界条件可写为

$$\Psi_1 = \Psi_1^1 + \Psi_1^2, \quad \Psi_2 = \Psi_2^1 + \Psi_2^2. \quad (4)$$

Ψ_1^1 表示区域①左边界为波动水头 $\sum_{e=1}^{\infty} p_e e^{i\omega_e t}$, 上边界和右边界为不透水边界;

Ψ_2^1 表示区域①左边界水头为 $h_1 - z$, 上边界和右边界为不透水边界;

Ψ_2^1 表示区域②左边界为波动水头 $\sum_{e=1}^{\infty} p_e e^{i\omega_e t}$, 右边界为波动水头 $\sum_{e=1}^{\infty} p_{eAB} e^{i\omega_e t}$, 下边界为不透水边界;

Ψ_2^2 表示区域①左边界水头为 $h_1 - z$; 右边界水头为 h_{AB} , 下边界为不透水边界。

对边界条件 Ψ_1^1 和 Ψ_2^1 , 区域①和区域②的土体波动水头将按照如下形式变化:

$$P_{1,2}' = e^{i\omega_e t} P_{1,2} \quad (5)$$

式中 P_1' 和 P_2' 分别为区域①和区域②的波动水头。则式(1)可简化为

$$\frac{\partial^2 P_{1,2}'}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 P_{1,2}'}{\partial z^2} = \frac{i\omega_e}{C_v} P_{1,2}' \quad (6)$$

为使叙述简洁, 在后述过程中将波动水头的简谐变化项 $e^{i\omega_e t}$ 略去, 求解后代入式(6)即可求解各区域内的水头响应。

对边界条件 Ψ_1^1 进一步采用叠加原理:

$$\Psi_1^1 = \Psi_1^{11} + \Psi_1^{12} \quad (7)$$

Ψ_1^{11} 表示区域①左边界水头为若干个 p_e 的和, 上边界、下边界和右边界为不透水边界; Ψ_1^{12} 表示区域①左边界水头为 0, 上边界和右边界为不透水边界。

对边界条件 Ψ_1^{11} , 左边界可视为若干个波动水头的叠加, 当矩形区域上下边界为不透水边界时, 由分离变量法可将单个波动水头下的水头响应通解写为

$$P_1^1(x, z) = a_0 \cosh k_0 x + b_0 \sinh k_0 x + \sum_{n=1}^{\infty} (A_{0n} \cosh k_{0n} x + B_{0n} \sinh k_{0n} x) \cos k_{0n} z \quad (8)$$

式中: a_0, b_0, A_{0n}, B_{0n} 均为通解中待求未知数, $k_0 = \sqrt{i\omega/C_v}$, $k_{0n} = n\pi/d_1$, $k_{0n} = \sqrt{i\omega/C_v + k_{0n}^2}$, $i = \sqrt{-1}$ 。

将右边界不透水的边界条件代入通式(8), 可得

$$0 = b_0 k_0 - \sum_{n=1}^{\infty} k_{0n} B_{0n} \cos k_{0n} z \quad (9)$$

对式(9)两边同乘 $\cos k_{0n} z$, 并在 $(0, d_1)$ 上积分可

得

$$B_{0n} = 0, \quad b_0 = 0 \quad \circ \quad (10)$$

将式 (10) 代入通式 (8) 后可得

$$P_1^1(x, z) = a_0 \cosh k_0 x + \sum_{n=1}^{\infty} A_{0n} \cosh k_{0nt} x \cos k_{0n} z \circ \quad (11)$$

上式中 a_0, A_{0n} 可由左边界确定, 代入左边界水头为 p_e 的边界条件可得

$$-a_0 \sinh k_0 L_1 + \sum_{n=1}^{\infty} A_{0n} \cosh k_{0nt} L_1 \cos k_{0n} z = p_e \circ \quad (12)$$

对等式 (12) 两边在 $(0, d_1)$ 上积分可得

$$a_0 = \frac{p_e}{\cosh k_0 L_1} \circ \quad (13)$$

对等式 (12) 两边乘以 $\cos k_n z$ 后在 $(0, d_1)$ 上积分可得

$$A_{0n} = 0 \quad \circ \quad (14)$$

故:

$$P_1^1(x, z) = \frac{p_e}{\cosh k_0 L_1} \cosh k_0 x \circ \quad (15)$$

对于边界条件 Ψ_1^{12} 同理可将解写为

$$P_1^2(x, z) = A_n \cos k_n x \cosh k_{nt} (z - d_1) \circ \quad (16)$$

式中: $k_n = \sqrt{i\omega C_v + k_n^2}$, $k_n = (2n-1)\pi/2L_1$, A_n 为待求参数。将式 (15), (16) 叠加后可得

$$P_1(x, z) = \frac{p_e}{\cosh k_0 L_1} \cosh k_0 x + A_n \cos k_n x \cosh k_{nt} (z - d_1) \circ \quad (17)$$

对边界条件 Ψ_2^1 采用与 Ψ_1^1 相同的做法, 可得到

$$P_2(x, z) = \sum_{m=1}^{\infty} B_m \sin k_m x \cosh k_{mt} (z + d) + \\ p_{eAB} \cosh k_0 x + \frac{p_{eAB} \cosh k_0 L_1 - p_e}{\sinh k_0 L_1} \sinh k_0 x \circ \quad (18)$$

式中: B_m 为待求参数; $k_m = m\pi/L_1$; $k_{mt} = \sqrt{i\omega C_v + k_m^2}$ 。

利用区域①和区域②的连续条件求解参数 A_n 和 B_m , 将式 (17), (18) 代入区域间连续条件, 分别乘以 $\cos k_n x, \sin k_m x$ 并在 $(-L, 0)$ 上积分后可得

$$\left. \begin{aligned} & A_n \frac{L_1}{2} \cosh k_{nt} d_1 + \sum_{m=1}^{\infty} B_m \frac{k_m}{k_m^2 - k_n^2} \cosh k_{mt} d \\ & = \frac{p_{eAB} \cosh k_0 L_1 - p_e}{\sinh k_0 L_1} \frac{k_0}{k_n^2 + k_0^2}, \\ & \sum_{n=1}^{\infty} k_{nt} A_n \frac{k_m}{k_m^2 - k_n^2} \sinh k_{nt} d_1 - k_{mt} B_m \frac{L_1}{2} \sinh k_{mt} d = 0. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

利用式 (19) 可求得系数 A_n, B_m 。

将式 (17), (18) 代入式 (5) 后可得到各区域的水头解。对边界条件 Ψ_1^2 和 Ψ_2^2 的求解同理, 文献[17]

给出了详细推导过程。水位波动条件下的土压平衡盾构渗流场解析解如下:

$$\begin{aligned} H_1(x, z) = & \sum_{e=1}^{\infty} \frac{p_e e^{i\omega_e t}}{\cosh k_0 L_1} \cosh k_0 x + h_1 - \frac{d_1}{2} + \\ & \sum_{e=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} A_n e^{i\omega_e t} \cos k_n x \cosh k_{nt} (z - d_1) + \\ & \sum_{o=1}^{\infty} C_o \cosh k_0 x \cos k_0 z + \sum_{l=1}^{\infty} D_l \cos k_l x \cosh k_l (z - d_1), \end{aligned} \quad (20)$$

$$\begin{aligned} H_2(x, z) = & \sum_{e=1}^{\infty} \sum_{m=1}^{\infty} B_m e^{i\omega_e t} \sin k_m x \cosh k_{mt} (z + d) + \\ & \sum_{e=1}^{\infty} e^{i\omega_e t} \frac{p_{eAB} \cosh k_0 L_1 - p_e}{\sinh k_0 L_1} \sinh k_0 x + \sum_{e=1}^{\infty} e^{i\omega_e t} p_{eAB} \cosh k_0 x + \\ & \sum_{j=1}^{\infty} E_j \sinh k_j x \cos k_j z + \sum_{h=1}^{\infty} F_h \sin k_h x \cosh k_h (z + d) + \\ & h_{AB} + \frac{x}{L_1} \left(h_{AB} - h_1 - \frac{d}{2} \right) \circ \end{aligned} \quad (21)$$

上式中 $k_0 = \omega t/d_1$, $k_l = (2l-1)\pi/L_1$, $k_j = j\pi/d$, $k_h = h\pi/L_1$, $C_o = \frac{2}{d_1 k_0^2 \cosh k_0 L_1} (1 - \cos n\pi)$, $E_j = \frac{2}{dk_j^2 \sinh k_j L_1} (1 - \cos j\pi)$ 。

参数 D_l 和 F_h 由式 (22) 确定:

$$\left. \begin{aligned} & D_l \frac{L_1}{2} \cosh k_l d_1 + \sum_{h=1}^{\infty} F_h \frac{k_h}{k_h^2 - k_l^2} \cosh k_h d = \frac{h_{AB} - h_1 - \frac{d}{2}}{L_1 k_l^2} + \\ & \left(\frac{d_1}{2} + \frac{d}{2} \right) \left(\frac{\sin k_l L_1}{k_l} \right) - \sum_{o=1}^{\infty} C_o \frac{k_l}{k_0^2 + k_l^2} \cosh k_0 L_1 \sin k_l L_1 + \\ & \sum_{j=1}^{\infty} E_j \left(\frac{k_j}{k_j^2 + k_l^2} - \frac{k_l}{k_j^2 + k_l^2} \sinh k_j L_1 \sin k_l L_1 \right), \\ & \sum_{l=1}^{\infty} k_l D_l \frac{k_h}{k_h^2 - k_l^2} \sinh k_l d_1 = k_h F_h \frac{L_1}{2} \sinh k_h d. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

在上述求解参数时, 公式中的级数都是无穷级数, 为求解未知系数, 必须将级数在第 N 处截断, 经试算, 在级数项 $N \geq 40$ 时解析解收敛且计算时间在 3 s 以内, 此外, 对于如表 1 所示的典型尺寸盾构, $N=1$ 时计算的临界渗透系数误差在 5% 以内, 仍具有较高的精度, 可以考虑取 $N=1$ 来简化计算。本文中解析解的分析均取级数项数 $N=40$ 。式 (20), (21) 中的参数 p_{eAB}, h_{AB} 需通过结合螺旋输送机渗流场解析解才能确定。对于任意刀盘面上的波动水头函数, 借助 MATLAB 曲线拟合工具箱等数学工具即可实现快速拟合。

1.2 螺旋输送机渗流场解析解

螺旋输送机内的一维渗流满足:

$$\frac{\partial^2 H}{\partial x^2} = \frac{1}{C_v} \frac{\partial H}{\partial t} \circ \quad (23)$$

在正常掘进过程中, 地下水的渗流速度很慢, 动

能对水头的影响可以忽略不计。螺旋输送机排土口通常位于 E 点, 故以 A 点为基准点, x 轴为基准轴。螺旋输送机进土口处边界条件为

$$x=0, \quad H=\sum_{e=1}^{\infty} p_{eAB} + h_{AB} \quad . \quad (24)$$

螺旋输送机排土口为自由液面, 波动水头可视为 0, 螺旋输送机排土口处边界条件:

$$x=L_2 \cos \theta, \quad H=L_2 \sin \theta + d/(2 \cos \theta) + h_2 \quad . \quad (25)$$

土舱和螺旋输送机交界面 AB 满足水头和导数连续, 螺旋输送机的水头表示式:

$$H=\frac{\sum_{j=1}^{\infty} D_j \sinh k_j d + \frac{d}{L_1} \left(h_{AB} - h_1 - \frac{d}{2} \right)}{d \cos \theta} x + \sum_{e=1}^{\infty} P_{eAB} e^{i \omega_e t} \cosh k_0 x + h_{AB} + \sum_{e=1}^{\infty} \sum_{m=1}^{\infty} B_m \frac{k_m}{d \cos \theta k_{mt}} \sinh k_{mt} d \sinh k_0 x + \sum_{e=1}^{\infty} e^{i \omega_e t} \frac{k_0 p_{eAB} \cosh k_0 L_1 - k_0 p_e}{\cos \theta \sinh k_0 L_1} \sinh k_0 x \quad 0 \leq x \leq L_2 \cos \theta. \quad (26)$$

将排土口边界条件代入式(26)即可求得参数 h_{AB} 和 p_{eAB} 。利用解析解可求得单位时间内螺旋输送机的水流量:

$$Q=-\frac{\pi d^2 k}{4} \left[\sum_{h=1}^{\infty} F_h \frac{\sin k_h d}{d} + \frac{\left(h_{AB} - h_1 - \frac{d}{2} \right)}{L_1} + \sum_{e=1}^{\infty} \sum_{m=1}^{\infty} B_m e^{i \omega_e t} \frac{k_m}{d k_{mt}} \sinh k_{mt} d + \sum_{e=1}^{\infty} \frac{k_0 p_{eAB} \cosh k_0 L_1 - k_0 p_e}{\sinh k_0 L_1} e^{i \omega_e t} \right] \quad . \quad (27)$$

式中: k 为渗透系数。

1.3 刀盘面波动水头函数

盾构的掘进是一个较为复杂的过程, 在刀盘振动、复杂地层条件以及“掘进→停机→管片拼装→掘进”的循环过程影响下, 刀盘面前方的水压力呈现明显的波动规律, 整体趋势表现为在掘进过程中上升并在停止掘进后下降^[18]。

实测表明, 盾构掘进时刀盘切削、拼装管片等产生的振动方向发散且振动产生的孔压消散较快^[20], 附加推力则是刀盘面产生超孔隙水压力的主要原因^[15]。宋锦虎等^[18]将一个周期内的推力近似为线性变化, 参考其假设, 将一个周期内刀盘面的推力变化简化为正弦函数的半个周期, 函数如图 3。

正面附加推力可应用弹性力学 Kelvin 解求解得到, 但通常情况下为了维持开挖面的稳定, 盾构施工时的正面附加推力一般控制在 ± 20 kPa^[21], 考虑到开挖过程中孔隙水压力存在不断累积的过程且为简化考

虑, 图 3 中超孔隙水压力幅值 p_0 近似取为 20 kPa。

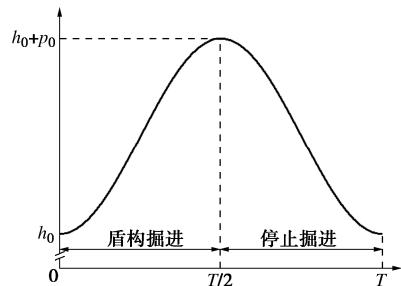


图 3 刀盘面波动孔压

Fig. 3 Fluctuating pore pressures on cutter surface

2 解析解的验证

为了验证解析解的正确性, 利用 PLAXIS 软件数值结果与盾构渗流场解析解计算结果进行对比。选取典型的盾构尺寸参数如表 1, $h_1=20$ m, $h_2=0$ m, 波动周期 T 取 2 h ($\omega=2\pi/T$), 盾构内土体固结系数取 1000 m²/d, 波动幅值 $p_0=2$ m。PLAXIS 采用二维平面模型, 盾构开挖面为定水头和 2 m 的波动水头, 排土口取中点位置水头, 其余边界不透水。利用瞬态渗流分析模块计算水头分布, 经试算水位波动 10 个周期后达到稳定, 对比水压力取幅值时情况, 结果如图 4。

表 1 典型盾构尺寸参数

Table 1 Parameters of typical shield size

L_1	L_2	D	d	θ
1.6 m	6.855 m	6.4 m	0.8 m	22°

图 4 结果表明, 本文解析解与数值解在螺旋输送机机排土口位置存在约 0.86 m 的误差, 但该误差不随参数的改变而改变。这是由于本文在求解螺旋输送机渗流场与数值建模时选取的基准点不同导致的。其余位置解析解与数值解结果基本一致。

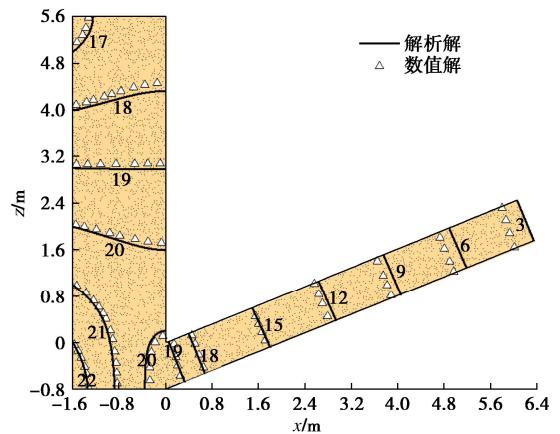


图 4 盾构解析解与有限元软件计算结果对比

Fig. 4 Comparison of analytical results and finite element solutions

3 参数分析

合理的控制频率以及渣土的固结系数对于保证盾构的顺利掘进具有重要意义,有必要研究不同 ω/C_v 下的水压力或水流量的分布情况。

3.1 频率与固结系数比值对水流量的影响

研究人员提出泡沫改良渣土的压缩性可参数 C 来描述^[22], 其值可由 (28) 计算:

$$C = \frac{1}{V_{T,0}} \frac{\Delta V_{T,0}}{\Delta \sigma_{V_t}} \cdot 100\% \quad (28)$$

式中: $V_{T,0}$ 为初始体积; $\Delta V_{T,p}$ 为体积变化; $\Delta \sigma_{V_t}$ 为总垂直应力变化量。

改良渣土的参数 C 在大于 2.6%/bar 时即可满足压缩性要求^[22], 渗透范围取 $10^{-5} \sim 10^{-3}$ cm/s。此外, 常用的盾构管片宽 1.2 m, 正常掘进速度可为 12~15 m/d, 一环管片所需时间 T 可取为 2.4 h。当渣土经改良后, ω/C_v 的取值范围近似为 $0.1 \sim 10 \text{ m}^{-2}$, 分别对应渗透系数 $10^{-3}, 10^{-5}$ cm/s。在对 ω/C_v 的分析中, 盾构几何参数同表 1, h_1 取 20 m, h_2 取 0 m, p_0 取 2 m, 图 5 是不同 ω/C_v 下的水流量幅值。

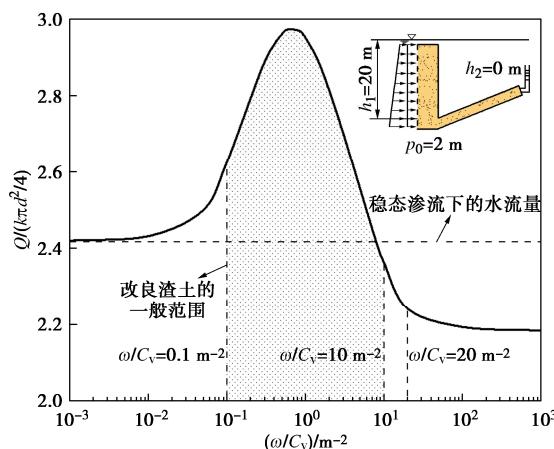


图 5 不同频率与固结系数比值对流量的影响

Fig. 5 Influences of different frequencies and solidification factor ratios on flow rate

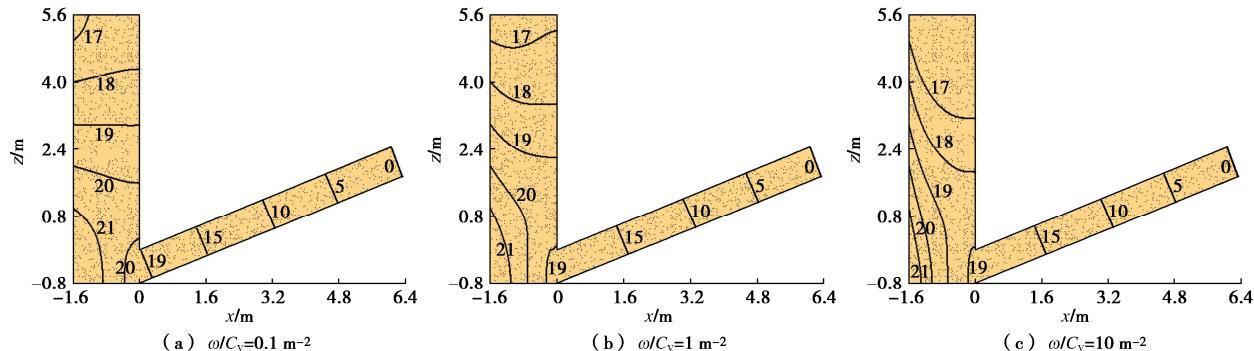


图 6 不同频率与固结系数比值对渗流场的影响

Fig. 6 Influences of different frequencies and solidification coefficient ratios on seepage field

图 5 结果表明, 当 ω/C_v 小于 0.01 后, 可近似认为盾构处于稳定渗流状态, 而当 ω/C_v 大于 10 后, 超孔隙水压力产生的影响将小于稳定渗流状态, 这有助于解释当渣土渗透系数小于 1×10^{-5} cm/s 后, 喷涌将得到有效抑制。此外, 盾构掘进时高频振动产生的超孔隙水压力将快速消散, 在进行喷涌分析时, 仅考虑正面附加推力也具有一定合理性。但对于 ω/C_v 在 1 m^{-2} 附近的盾构, 超孔隙水压力将存在显著的影响。

3.2 频率与固结系数比值对渗流场及的相位滞后影响

由解析解计算得到的孔压响应结果为式 (29) 所示的复数形式:

$$P_{1,2}^i = u + vi \quad (29)$$

式中: u 为孔压响应实部; v 为孔压响应虚部。将土体中某处的超静孔压与边界孔压波动的相位差称为滞后相位, 由该复数形式表达式可以给出相位角 θ 计算公式:

$$\theta = \arctan(u/v) + 2n\pi \quad (30)$$

为方便研究不同刀盘面水头对螺旋输送机内水压力的影响, 图 6 中螺旋输送机内的水头减去了位置水头且图中水头取的是各点的幅值, 图 7 给出不同 ω/C_v 下的相位滞后, 盾构参数同 3.1 节。

图 6, 7 结果表明, 随着 ω/C_v 的增大, 超孔隙水压力对螺旋输送机内水压力和水流量的影响逐渐减小。而当 ω/C_v 较小时, 螺旋输送机内水流量和水压力将随着刀盘面超孔隙水压力的上升而快速达到峰值。

4 喷涌判别研究

喷涌的发生与螺旋输送机排土口处的水压力和水流量密切相关。万泽恩^[11]基于室内试验结果修正了朱伟等^[10]提出的喷涌临界阈值, 并在济南地铁、南昌地铁中对临界阈值进行了验证。图 8 是利用排土口水压

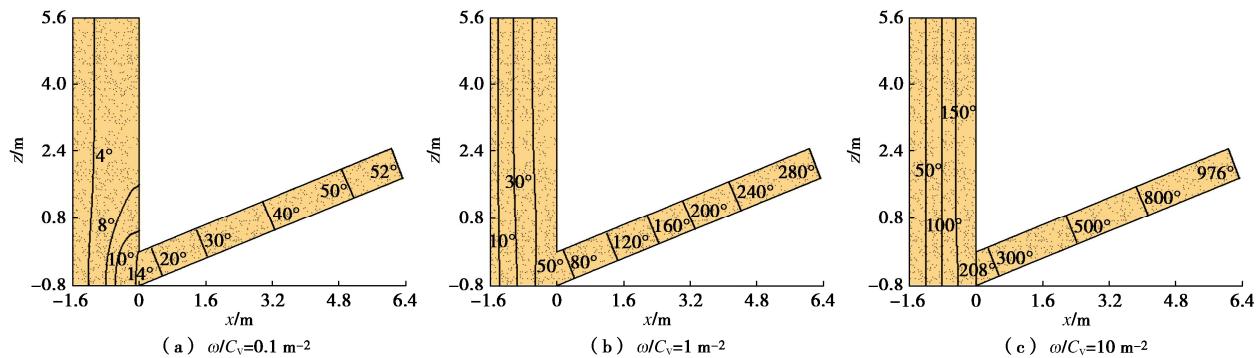


图7 不同频率和固结系数比值对相位滞后的影响

Fig. 7 Influences of different frequencies and solidification coefficient ratios on phase hysteresis

力及水流量定义的喷涌区域, 图中曲线是由本文解析解计算的 h_2 - Q 关系曲线。

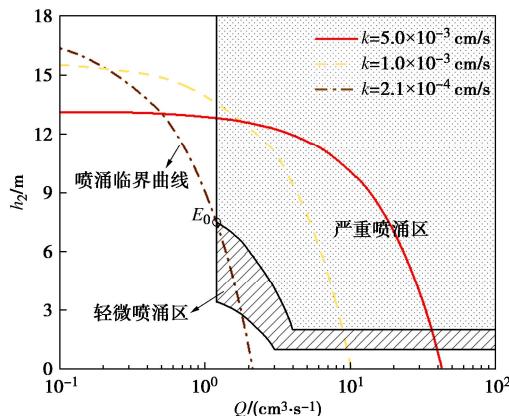


图8 临界渗透系数计算

Fig. 8 Calculation of critical permeability coefficient

图8中的 h_2 - Q 曲线表明, 随着渗透系数的下降, 曲线位于严重喷涌区域的部分越来越小, 当刚好经过点 E_0 (1.2, 7.5)时, 仅有部分曲线位于轻微喷涌区域, 而轻微的喷涌在实际工程中是可控的, 因此, 取经过点 E_0 时的渗透系数为临界渗透系数。

利用该解析解, 可以求出 h_2 取为 7.5 m 时的水流量。对于能够顺利掘进的盾构, 超孔隙水压力幅值可取 2 m。利用式(20), (21) 和式(26), 可以确定盾构渗流场的分布, 并由公式(27)计算出不同渗透系数下的水流量, 进而求出临界渗透系数。

图9是在上述喷涌判别研究的基础上, 绘制的典型盾构喷涌判别图。图中纵坐标为对数坐标, 横坐标为刀盘面中心处水头 h , 盾构尺寸如表1, 推力波动幅值取 20 kPa。图中已有解析解的临界渗透系数基于临界值 E_0 计算。

图9结果表明, 在刀盘面中心处水头大于 20.4 m 后, 盾构的喷涌临界渗透系数可能小于 $1 \times 10^{-4} \text{ cm/s}$, 文献[2]给出的渗透系数建议将存在一定的喷涌风险, 但如果将渣土渗透系数降低至 $1 \times 10^{-5} \text{ cm/s}$ 以下则会增加不必要的费用。当 $\omega/C_v=100$ 时, 本文解析解退化为文献[17]的解。Zheng 等^[16]由于忽略了超孔隙水压力波动的影响, 计算结果偏于不安全。朱伟等^[10]

和赵智宗等^[15]的一维解在计算时并未考虑螺旋输送机的位置水头, 其计算结果在螺旋输送机长度较大时可能存在较大误差。

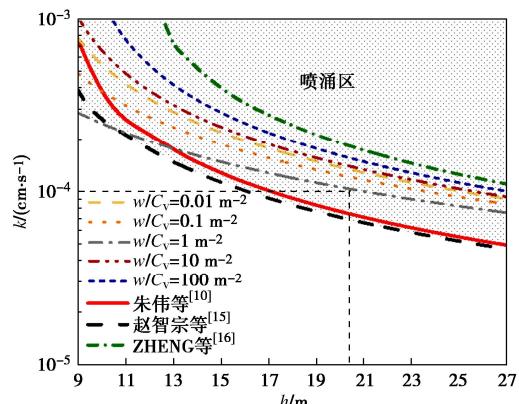


图9 不同水压力下典型盾构尺寸的临界渗透系数

Fig. 9 Critical permeability coefficients of typical shield sizes under different water pressures

5 喷涌实例分析

5.1 模型试验结果对比

万泽恩^[11]设计了一种 1:10 的盾构渣土运移模型试验系统, 研究了在渣土上方压力分别为 10, 20, 30, 40 m 时, 模型内水压力达到稳定后螺旋输送机排土口处的水压力和水流量, 试验模型如图10。试验所用的无黏性土渗透系数为 $1.5 \times 10^{-3} \text{ cm/s}$, 试验过程中舱内土体高度保持在 0.4 m。

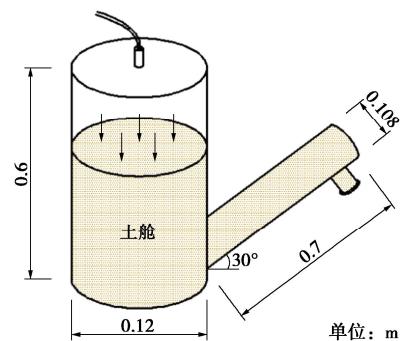


图10 盾构渣土运移模型试验系统

Fig. 10 Shield soil transport model test system

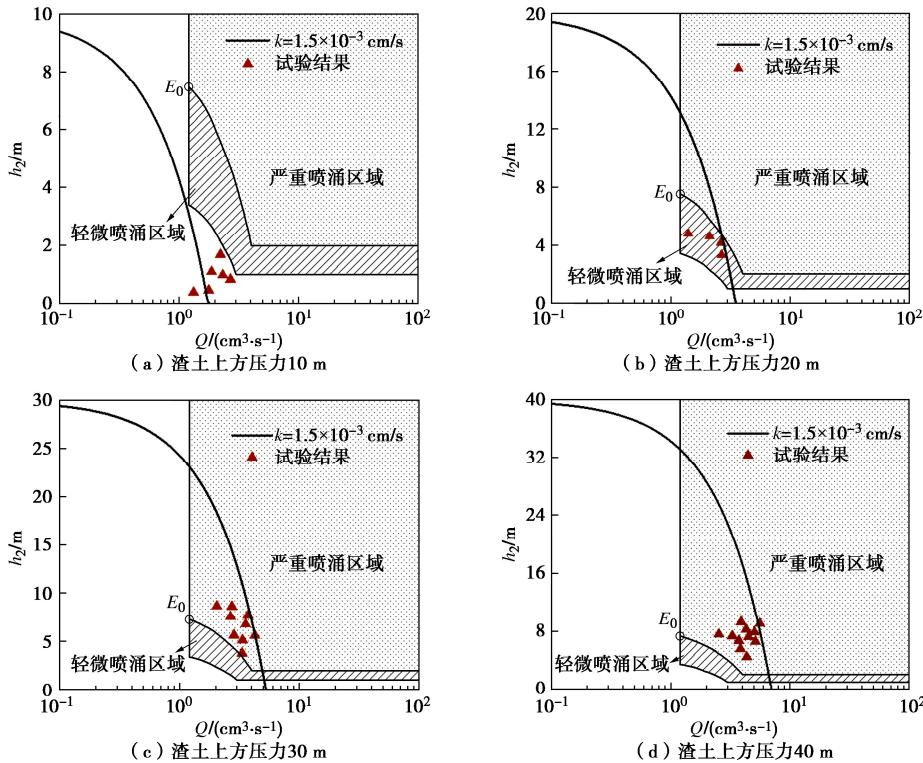


图 11 试验结果对比

Fig. 11 Comparison of test results

表 2 土质基本参数及施工情况

Table 2 Basic soil parameters and construction conditions

城市	原位土渗透系数/(cm·s⁻¹)	改良渣土渗透系数/(cm·s⁻¹)	刀盘面中心处水头/m	掘进速度/(mm·min⁻¹)	D/m	L ₁ /m	d/m	L ₂ /m	θ/(°)
哈尔滨	1.28 × 10⁻²	1.08 × 10⁻⁴	23.0	10~20	6.0	1.09	0.8	12.360	22
西安	3.13 × 10⁻²	9.63 × 10⁻⁵	10.2	20	6.0	1.00	0.92	6.000	22
兰州	7.50 × 10⁻²	5.60 × 10⁻⁵	30.0	50~60	6.4	0.45	0.92	5.300	22
福州	—	2.70 × 10⁻⁵	20.4	30	6.4	1.00	0.80	7.000	22
昆明	4.40 × 10⁻⁴	1.20 × 10⁻⁵	15.2	35~45	6.4	1.60	0.80	6.855	22

其试验结果表明,当上方压力为 10 m 时未发生喷涌,在 20, 30, 40 m 均发生了喷涌,并且随着压力的增加,喷涌现象越发明显。

图 11 结果表明,随着水压力的增大,试验点逐渐从 h_2 - Q 曲线右侧位置靠近到左侧位置,在水压力较大时水流量计算结果略微偏大。与本文二维模型相比,试验模型土舱上方存在辅助气压,但经试算两种模型计算的螺旋输送机水压力和水流量分布基本一致,可以忽略其带来的误差。误差主要是由于本文并未考虑水压力对渗透系数的影响,测得的稳定渗透系数会随着水压力的上升而有一定程度的下降^[23],并且解析解在交界面 AB 处采用了导数连续条件而不是实际中的流量连续条件。但总体上看,本文模型仍能很好的描述实际工程中螺旋输送机排土处的 h_2 - Q 关系,采用临界值 E_0 得到的喷涌判别结果与试验结果较为相近。

5.2 工程实例结果对比

为了进一步验证本文解析解对工程实例的判别是否正确,选取兰州地铁 1 号线一期工程奥体中心站—世纪大道站区间^[3]、西安 14 号线学府路—辛王路区间^[4]、哈尔滨地铁哈一大区间^[5]、昆明地铁 4 号线小菜园站—火车北站盾构区间^[6]以及福州地铁 4 号线金牛山—工业路盾构区间^[7]工程实例。

上述地铁盾构工程未改良前均有较大的喷涌风险,经改良后未发生喷涌。管片宽度 1.2 m,计算时取 $C=2.6\%$, $p_0=2$ m,表 2 给出了各个城市采用的盾构尺寸及施工情况,表中的渗透系数取改良后测得的最大渗透系数,刀盘面中心处水头 h 取掘进过程中遇到的最大值。由于实际掘进过程中土舱内渣土的固结系数及渗透系数与原位土存在差别,因此仅将原位土渗透系数作为喷涌初步判别时的参考值绘制于图 12。图中临界渗透系数取改良后 ω/C_v 最不利情况计算得到。

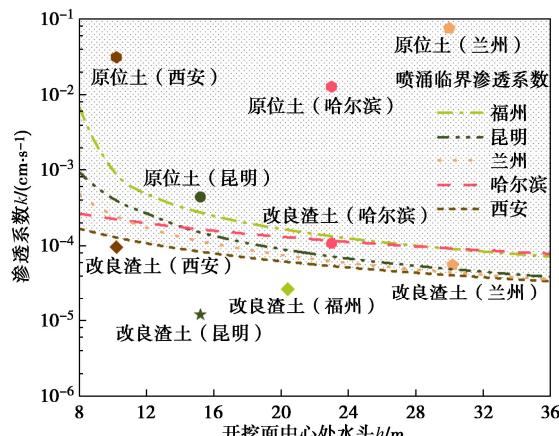


图 12 不同城市的喷涌判别图

Fig. 12 Discriminant diagrams of spewing in different cities

图 12 结果表明, 解析解得到的判别结果与实际结果基本一致。图中兰州案例略微超出临界渗透系数, 但在合理控制施工参数的情况下仍能很好的控制喷涌。对于以上工程案例, 根据不同地段的水压力分布情况, 将渣土渗透系数降低至相应的临界渗透系数以下即可。

6 结 论

(1) 正常掘进状态下的盾构推力波动频率与渣土固结系数比值近似为 $0.1 \sim 10 \text{ m}^{-2}$, 可对应于渗透系数 $10^{-3} \sim 10^{-5} \text{ cm/s}$, 超孔隙水压力对渗流场的影响在比值 ω/C_v 等于 1 m^{-2} 时达到最大, 当比值小于 0.01 m^{-2} 时可将盾构内渗流视为稳态渗流, 当比值大于 20 m^{-2} 后基本可以忽略超孔隙水压力的影响。

(2) 典型尺寸下的盾构喷涌判别图表明, 刀盘面中心处水压力小于 20.4 m 时的临界渗透系数大于 $1 \times 10^{-4} \text{ cm/s}$, 此时将渗透系数降低到 10^{-5} cm/s 的改良方式会提高施工成本。

(3) 与工程实例和已有解析解的对比表明, 本文方法适用性更广且喷涌判别结果与实际情况有较好的一致性, 可为渣土改良提供一种评价指标。

参考文献:

- [1] SONG Y R, HE J, CHEN G F, et al. Response of the spiral conveyor spewing in water-rich sand[C]// 4th International Conference on Civil Engineering, Architecture and Building Materials, 2014:1138-1142.
- [2] WANG S Y, HUANG S, ZHONG J Z, et al. Permeability stability calculation model of foam-conditioned soil based on the permeability constant[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2021, 45(4): 540-559.
- [3] 贺少辉, 张淑朝, 李承辉, 等. 砂卵石地层高水压条件下盾构掘进喷涌控制研究[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(9): 1583-1590. (HE Shaohui, ZHANG Shuchao, LI Chenghui, et al. Blowout control during EPB shield tunnelling in sandy pebble stratum with high groundwater pressure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, 39(9): 1583-1590. (in Chinese))
- [4] 李文辉. 土压平衡盾构中改良剂对砂土渗透性影响研究[D]. 北京: 中国地质大学(北京), 2020. (LI Wenhui. Study on the Effect of Improvers on the Permeability of Sandy Soil in Soil Pressure Balance Shield[D]. Beijing: China University of Geosciences (Beijing), 2020. (in Chinese))
- [5] 丁彦杰. 高压富水砂层土压平衡盾构的土体改良技术研究[D]. 北京: 中国矿业大学, 2020. (DING Miaoje. Study on Soil Improving Techniques with High Water-Pressure in Rich-Water Content Sand Stratum for Earth Pressure Balance Shield[D]. Beijing: China University of Mining and Technology, 2020. (in Chinese))
- [6] 刘飞, 杨小龙, 冉江陵, 等. 基于盾构掘进效果的富水砾砂地层渣土改良试验研究[J]. 隧道建设(中英文), 2020, 40(10): 1426-1432. (LIU Fei, YANG Xiaolong, RAN Jiangling, et al. Research on soil conditioning of water-rich sandy gravel strata based on shield tunneling effect[J]. Tunnel Construction, 2020, 40(10): 1426-1432. (in Chinese))
- [7] 徐征杰, 郭晓阳. 基于响应面法的盾构施工膨润土改良参数优化[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(1): 194-200. (XU Zhengjie, GUO Xiaoyang. Optimization of bentonite parameters for shield tunneling based on response surface method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(1): 194-200. (in Chinese))
- [8] LEE H, KWAK J, CHOI J, et al. A lab-scale experimental approach to evaluate rheological properties of foam-conditioned soil for EPB shield tunnelling[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2022, 128: 104667.
- [9] WANG S, LU X, WANG X, et al. Soil improvement of EPBS construction in high water pressure and high permeability sand stratum[J]. Advances in Civil Engineering, 2019(5): 1-9.
- [10] 朱伟, 秦建设, 魏康林. 土压平衡盾构喷涌发生机理研究[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(5): 589-593. (ZHU Wei, QIN Jianshe, WEI Kanglin. Research on the mechanism of the spewing in the EPB shield tunnelling[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(5): 589-593. (in Chinese))
- [11] 万泽恩. 富水无黏性地层盾构喷涌防治机理与渣土运移

- 规律研究[D]. 济南: 山东大学, 2022. (WAN Zeen. Spewing Prevention Mechanism and Soil Migration for Shield Tunneling in Water-Rich Cohesionless Stratum[D]. Ji'nan: Shandong University, 2022. (in Chinese))
- [12] MERRITT A S, MAIR R J. Mechanics of tunnelling machine screw conveyors: model tests[J]. *Géotechnique*, 2006, **56**(9): 605-615.
- [13] TALEBI K, MEMARIAN H, ROSTAMI J, et al. Modeling of soil movement in the screw conveyor of the earth pressure balance machines (EPBM) using computational fluid dynamics[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology* incorporating Trenchless Technology Research, 2015, **47**: 136-142.
- [14] JIN D, GUO Y, LI X, et al. Numerical study on the muck flow behavior in the screw conveyor during EPB shield tunneling[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2023, **134**: 105017.
- [15] 赵宗智, 崔 明, 荆 敏, 等. 考虑施工过程的土压平衡盾构喷涌预警研究[J]. 北京交通大学学报, 2020, **44**(6): 1-7. (ZHAO Zongzhi, CUI Ming, JING Min, et al. Blowout early warning of earth pressure balance shield during the construction process[J]. *Journal of Beijing Jiaotong University*, 2020, **44**(6): 1-7. (in Chinese))
- [16] ZHENG G, DAI X, DIAO Y. Parameter analysis of water flow during EPBS tunnelling and an evaluation method of spewing failure based on a simplified model[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2015, **58**: 96-112.
- [17] YU J, ZHENG J F, LI D K, et al. Analytical study on the seepage field of EPBS and preliminary discrimination of spewing[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology* incorporating Trenchless Technology Research, 2023, **140**: 105241.
- [18] 宋锦虎, 陈坤福, 马 元, 等. 波动推力引起的超孔压对开挖面稳定性的影响分析[J]. *岩石力学与工程学报*, 2016, **35**(增刊 1): 3353-3364. (SONG Jinghu, CHENG Kunfu, MA Yuan, et al. Effect analysis of excess pore water pressure on face stability caused by thrust undulation[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2016, **35**(S1): 3353-3364. (in Chinese))
- [19] 秦建设, 朱 伟. 土压式盾构施工中地下水出渗机理研究[J]. *岩土力学*, 2004, **25**(10): 1632-1636. (QIN Jianshe, ZHU Wei. Study on flowing through screw conveyor during excavation with EPB shield[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2004, **25**(10): 1632-1636. (in Chinese))
- [20] 李红岩, 李文博. 盾构掘进振动对既有隧道结构的动力影响研究[J]. *铁道科学与工程学报*, 2022, **19**(7): 2005-2014. (LI Hongyan, LI Wenbo. Dynamic effect induced by shield tunneling to existing tunnel[J]. *Journal of Railway Science and Engineering*, 2022, **19**(7): 2005-2014. (in Chinese))
- [21] 唐晓武, 朱 季, 刘 维, 等. 盾构施工过程中的土体变形研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2010, **29**(2): 417-422. (TANG Xiaowu, ZHU Ji, LIU Wei, et al. Research on soil deformation during shield construction process[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2010, **29**(2): 417-422. (in Chinese))
- [22] MORI L, MOONEY M, CHA M S. Characterizing the influence of stress on foam conditioned sand for EPB tunneling [J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2018, **71**: 454-465.
- [23] WANG S Y, FENG Z Y, QU T M, et al. Effect of water head on the permeability of foam-conditioned sands: experimental and analytical investigation[J]. *Soils and Foundations*, 2023, **63**: 101404.