

DOI: 10.11779/CJGE20220513

波浪作用下海底隧道氯离子侵蚀劣化时变分析

张治国^{1,2,3,4,5}, 叶 铜¹, 朱正国², Pan Y T⁵, 吴钟腾⁴

(1. 上海理工大学环境与建筑学院, 上海 200093; 2. 石家庄铁道大学省部共建交通工程结构力学行为与系统安全国家重点实验室, 河北 石家庄 050043; 3. 国家海洋局北海预报中心山东省海洋生态环境与防灾减灾重点实验室, 山东 青岛 266061; 4. 自然资源部丘陵山地地质灾害防治重点实验室, 福建省地质灾害重点实验室, 福建 福州 350002; 5. 新加坡国立大学土木与环境工程系, 新加坡 119077)

摘要: 浅水区海底隧道处于复杂波动水力环境中, 既有理论研究一般只在静水环境中计入氯离子自由扩散对隧道衬砌的侵蚀作用, 而较少考虑海洋波浪力对衬砌结构腐蚀的促进作用。首先采用适用于浅水区的 Stokes 二阶波浪理论确定了海床表面的波浪压力, 基于 Biot 固结理论获得了隧道衬砌周围的水压响应; 接着利用改进的 Fick 第二定律同时考虑水压和浓度梯度驱动下的氯离子扩散, 并采用指数组型强度劣化模型描述服役时间内衬砌混凝土的劣化效应; 最后结合波浪作用下衬砌氯离子侵蚀效应进行了海底隧道衬砌承载力计算, 并将理论解析解与数值模型和既有的试验结果进行了对比, 获得了较好的一致性。结果表明, 忽略动态波浪压力对衬砌混凝土中氯离子渗流的促进作用, 将低估衬砌混凝土内部的氯离子扩散速度, 随着波浪周期增加, 衬砌内部氯离子侵蚀入渗的最大深度明显增大; 而不考虑衬砌强度劣化效应会明显高估隧道结构的服役寿命, 不利于海底隧道服役期间的安全储备。

关键词: 海底盾构隧道; Stokes 二阶波; 氯离子侵蚀; 衬砌劣化; 时变解析

中图分类号: TU443 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2023)07-1323-10

作者简介: 张治国(1978—)男, 博士, 博士后, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土地下工程方面的研究工作。E-mail: zgzhang@usst.edu.cn。

Time-varying analysis of deterioration by chloride ion erosion for subsea tunnels under wave loads

ZHANG Zhiguo^{1,2,3,4,5}, YE Tong¹, ZHU Zhengguo², PAN Y T⁵, WU Zhongteng⁴

(1. School of Environment and Architecture, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China; 2. State Key Laboratory of Mechanical Behavior and System Safety of Traffic Engineering Structures, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, China; 3. Shandong Provincial Key Laboratory of Marine Ecological Environment and Disaster Prevention and Mitigation, North Sea Marine Forecast Center of State Oceanic Administration, Qingdao 266061, China; 4. Key Laboratory of Geohazard Prevention of Hilly Mountains, Ministry of Natural Resources, Fujian Key Laboratory of Geohazard Prevention, Fuzhou 350002, China; 5. Department of Civil and Environmental Engineering, National University of Singapore, Singapore 119077)

Abstract: The subsea tunnel in shallow water is in a complex fluctuating hydraulic environment. The existing theoretical researches generally reckon in the corrosion effects of free diffusion of chloride ions on the tunnel linings in the hydrostatic environment, and seldom consider the promotion effects of ocean wave force on the corrosion of the lining structures. Firstly, the wave pressure on the seabed surface is determined by using the Stokes second-order wave theory which is suitable for the shallow water, and the hydraulic response around the tunnel linings is obtained based on the Biot consolidation theory. Then, the improved Fick's second law is used to consider the diffusion of chloride ions driven by the water pressure and concentration gradient, and the exponential strength deterioration model is used to describe the deterioration effects of lining concrete during service time. Finally, considering with the erosion effects of chloride ions under wave action, the bearing capacity of the linings of the subsea tunnel is calculated. The theoretical solution for this study is compared with the numerical models and existing test results, and the solutions are in good agreement. The results show that when the promoting effects of the dynamic wave pressure on chloride ion seepage in lining concrete are neglected, the diffusion velocity of chloride ions in lining concrete will be underestimated. With the increase of wave period, the maximum depth of erosion infiltration of chloride

基金项目: 国家自然科学基金项目(41977247, 42177145); 山东省海洋生态环境与防灾减灾重点实验室课题(201703); 省部共建交通工程结构力学行为与系统安全国家重点实验室课题(KF2022-07); 自然资源部丘陵山地地质灾害防治重点实验室课题(FJKLGH2020K004)
收稿日期: 2022-04-27

ions inside the lining increases significantly. Without considering the deterioration effects of lining strength, the service life of tunnel structures will be obviously overestimated, which is not conducive to the safety reserve of subsea tunnel during service.

Key words: subsea shield tunnel; Stokes second-order wave; chloride ion erosion; lining deterioration; time-varying analysis

0 引言

沿海地区经济快速发展引发了海底隧道规划、建设的热潮。海底盾构隧道工程造价高, 使用周期长, 而在现实中浅水区海底隧道面临复杂海洋环境带来的频繁水位波动、高盐海水侵蚀、热-水-力耦合作用等诸多挑战, 部分隧道在 15~20 a 就已经出现了衬砌劣化、钢筋腐蚀等问题, 海底隧道结构的耐久性问题日益显著。因此, 准确预测海洋腐蚀环境中隧道衬砌的劣化程度, 合理评估隧道的服役性能成为亟待解决的问题。

目前研究者针对隧道衬砌的侵蚀研究主要包括试验研究^[1-3]、数值模拟^[4-6]及理论解析研究^[7-11]。通过混凝土离子侵蚀试验, 能够有效评估不同工况下混凝土试件的力学行为, 例如: 负荷条件下的氯离子扩散^[1]、长期自然暴露条件下海工混凝土氯离子分布^[2]、负荷和流动条件下的氯离子入渗^[3], 但在实验室中进行离子侵蚀试验通常需要制作大量试件, 且难以实时监测试件的离子浓度变化以及侵蚀过程, 得到的数据较为有限。为了弥补试验研究存在的缺憾, 不少学者采用数值方法研究离子的运移侵蚀过程^[4-6], 获得了较为满意的结果。然而建立精确的数值模型需要合理实现外部环境形成的侵蚀条件, 确定侵蚀材料的复杂微观构造以及考虑侵蚀过程中的结构劣化、变形过程, 对数值软件专业性和计算效率提出了较高要求。

在理论解析研究方面, 目前最为经典的两种侵蚀环境中混凝土结构耐久性预测模型为 DuraCrete 模型^[7]和 Life365 模型^[8], 两者均基于 Fick 第二定律, 认为离子扩散为侵入的主要驱动力, 主要在对临离子浓度、表面离子浓度、扩散系数以及采取的算法上有所不同。以上两种模型考虑了混凝土的水胶比、水泥含量及掺合料等因素, 一些学者提出了更为复杂的计算模型, 适用范围更广^[9-11], 改进的理论模型针对干-湿循环、环境温度等不同条件下, 离子侵蚀预测有较强的适用性, 为复杂环境中的衬砌结构腐蚀评估奠定了理论基础。在海底隧道耐久性评估方面, Sun^[12]基于隧道衬砌裂缝控制准则, 采用理论与快速腐蚀试验相结合的方法对海底隧道的使用寿命进行预测; 何文正等^[13]提出了腐蚀环境中的衬砌混凝土承载力时变劣化模型, 然而没有考虑外水压对离子侵蚀的促进作用; 刘四进等^[14]通过理论解析对静水压作用下的混凝土衬

砌海水入渗深度和衬砌内部氯离子浓度变化进行分析, 但无法反映波浪动荷载影响。

目前, 在海底隧道服役性能评估中, 既有研究成果较少考虑动态波浪作用对海底隧道衬砌混凝土中氯离子入渗的促进作用, 不利于衬砌结构内部钢筋腐蚀状态评价; 同时, 在海底隧道衬砌承载力计算中, 不考虑随时间变化的衬砌混凝土劣化, 将过高估计衬砌结构的使用寿命, 不利于隧道服役期间的安全储备, 因此, 将波浪荷载与衬砌时变劣化效应纳入海底隧道耐久性评价是一个亟待解决的问题。为此, 本文首先采用极限状态设计法, 结合 Stokes 波浪及 Biot 固结理论考虑衬砌外可能出现的最大水压; 其次基于 Darcy 渗流定律推导了考虑外部水压作用及衬砌混凝土劣化效应下的海水流速, 得到氯离子随时间变化的入渗深度; 接下来基于改进的 Fick 第二定律计算了衬砌内部氯离子浓度及钢筋腐蚀的最短年限, 并将时变钢筋腐蚀及混凝土劣化效应引入衬砌承载力计算, 通过对室内试验及有限元模拟结果验证了本文结果的有效性。本文研究旨在为波浪作用及腐蚀环境下的海底隧道耐久性评估提供参考。

1 解析推导

1.1 波浪水压力分析

海底隧道处于复杂的侵蚀环境中, 如图 1 所示, 水深为 d , 隧道埋深为 h , 衬砌的内外半径分别为 r , R , 图 1 中右侧示意图为波浪作用下衬砌内部海水入渗与离子侵蚀过程。考虑到实际海底隧道服役环境, 波浪非线性效应影响较为显著, 波浪采用 Stokes 二阶非线性波浪理论, 海床表面处波浪动压力为

$$p_s = P_{b1} e^{i(kx-\omega t)} + P_{b2} e^{2i(kx-\omega t)} = \frac{\gamma_w H}{2 \cosh(kd)} e^{i(kx-\omega t)} + \left[\frac{1}{\sinh^2(kd)} - \frac{1}{3} \right] \cdot e^{2i(kx-\omega t)} \frac{3\pi\gamma_w H^2 \tanh(kd)}{8L \sinh^2(kd)} \quad (1)$$

式中: k 为波数, $k=2\pi/L$, L 为波长; ω 为波浪角频率, $\omega=2\pi/T$, T 为波浪周期; γ_w 为孔隙流体重度, $\gamma_w=\rho_w g$, ρ_w 为孔隙流体密度, g 为重力加速度; x 为波浪前进方向上的水平位置点; i 为虚数单位; d 为海水深度; H 为波高; $P_{b1}=\gamma_w H / 2 \cosh(kd)$, P_{b2} 为非线性项引起的振幅, $P_{b2}=[3-\sinh^2(kd)]\pi\gamma_w H^2 \tanh(kd) / 8L \sinh^4(kd)$ 。

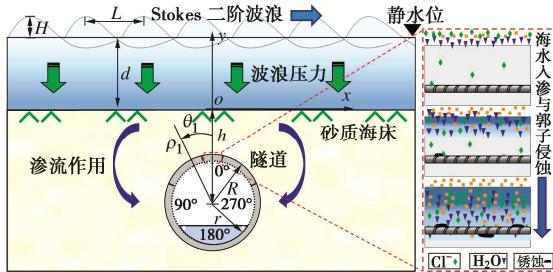


图 1 波浪动压作用下隧道衬砌氯离子侵蚀模型

Fig. 1 Chloride ion erosion model for tunnel linings under wave dynamic pressure

浅水区隧道周围动水压主要包括两部分, 即波浪引起的自由海床内孔压 p_s 及因隧道存在而引起的摄动孔压 p_t , 可采用叠加法分别考虑这两种孔隙水压。

(1) 自由海床孔隙水压 p_s

基于 Biot 固结理论, 在考虑土骨架和流体的压缩性而忽略两者加速度的条件下, 砂质海床中孔隙水压力 p_s 为的孔隙流体渗流连续方程可写为^[15]

$$k_s \nabla^2 p_s = \gamma_w n_s \beta \frac{\partial p_s}{\partial t} + \gamma_w \frac{\partial (\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{\partial t} \quad (2)$$

式中: k_s 为海床渗透系数; n_s 为孔隙率; β 为孔隙水压缩系数, $\beta = 1/K_w + (1 - S_r)/P_{w0}$, K_w 为孔隙水的体积模量, P_{w0} 为绝对静水压力, $P_{w0} = \gamma_w d$; S_r 为海床饱和度; ε_x , ε_y 分别为海床体应变沿 x , y 方向的分量。

考虑纯海床土体, 即土体内没有隧道存在时, 波浪作用下砂质海床中孔隙水压为

$$p_s = \sum_{m=1}^2 \frac{P_{bm}}{1-2\nu_s} \left\{ (1-2\nu_s - \lambda_m) D_{1m} \exp[m(ky - kh)] + \frac{(1-\nu_s)}{mk} D_{2m} \exp(\delta_m y - \delta_m h) \cdot (\delta_m^2 - m^2 k^2) \right\} \quad (3)$$

式中: $m=1, 2$, λ_m 为算子, D_{1m} , D_{2m} 为与 λ_m , δ_m 相关的系数:

$$\left. \begin{aligned} \lambda_m &= \frac{(1-2\nu_s)n_s\beta G_s}{n_s\beta G_s + 1-2\nu_s}, \\ \delta_m &= \sqrt{m^2 k^2 - i \frac{m\omega\gamma_w}{k_s} \left[n_s\beta + \frac{1-2\nu_s}{2G_s(1-\nu_s)} \right]}, \\ D_{1m} &= \frac{\delta_m(1-\nu_s) + m k v_s}{\delta_m(1-\nu_s) + m k v_s + m k \lambda_m}, \\ D_{2m} &= \frac{m k \lambda_m}{[\delta_m(1-\nu_s) + m k v_s + m k \lambda_m](\delta_m - m k)} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中: G_s 为砂土剪切模量, $G_s = E_s / 2(1-\nu_s)$, ν_s 为砂土泊松比, E_s 为砂土弹性模量。

(2) 摄动孔压 p_t

在求解波浪作用下由于隧道存在引起衬砌周围产生的摄动压力时, 建立的极坐标系如图 1 所示, 控制

方程 (2) 可表示为仅含有孔隙水压的形式:

$$\frac{\partial^2 p_t}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p_t}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 p_t}{\partial \theta^2} = C_{vs} \frac{\partial p_t}{\partial t} \quad (5)$$

式中, C_{vs} 为关于海床渗透系数 k_s 、剪切模量 E_s 、饱和度 S_r 、孔隙率 n_s 等反映砂土综合特性的压缩系数, 具体表达式如下:

$$C_{vs} = \frac{\gamma_w}{k_s} \left[n_s \beta + \frac{2(1+\nu_s)(1-2\nu_s)}{E_s} \right] \quad (6)$$

原直角坐标系下坐标变换公式为

$$\left. \begin{aligned} x &= -\rho \sin(\theta), \\ y &= \rho \cos(\theta) - h \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

在求解摄动孔压时, 需要对隧道边界进行合理的数学描述, 因此, 补充边界条件为

$$p_{t|y=0} = 0 \quad , \quad (8a)$$

$$p_{t|y=-\infty} = 0 \quad , \quad (8b)$$

$$\left. \left(\frac{\partial p_t}{\partial \rho} \right) \right|_{x^2+y^2=R^2} = - \left. \left(\frac{\partial p_s}{\partial \rho} \right) \right|_{x^2+y^2=R^2} \quad (8c)$$

通过引入海床表面、海床底部摄动孔压为 0 的两个边界条件式 (8a), (8b), 以海床表面为对称平面采用镜像法, 对于 Stokes 二阶波线性项, 式 (5) 一般解为^[16]

$$p_t = P_{bi} e^{-i\omega t} \left\{ \sum_{m=1}^2 (-1)^{m-1} \sum_{n=1}^{\infty} H_n^1(a_k \rho_m) \cdot [A_n \cos(n\theta_m) + B_n \sin(n\theta_m)] \right\} \quad (9)$$

式中: $m=1, 2$; $H_n^1(\cdot)$ 为第一类 Hankel 函数; $a_k = \sqrt{i\omega C_{vs}}$; A_n , B_n 为待定系数, 可根据边界条件式 (8c) 确定; ρ_1 , θ_1 分别为实际隧道的极径及极角; ρ_2 , θ_2 分别为镜像隧道的极径及极角:

$$\left. \begin{aligned} \rho_2 &= \sqrt{\rho_1^2 + 4h^2 - 4h\rho_1 \cos(\theta_1)}, \\ \theta_2 &= \arctan \left[\frac{x}{2h - \rho_1 \cos(\theta_1)} \right] \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

对式 (8c) 两侧展开为 Fourier 级数, 左右两侧级数的系数表达式为

$$\left. \begin{aligned} K_t^n &= \int_0^{2\pi} \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\partial p_t}{\partial \rho} \right)_{|\rho=R} \exp(-in\theta) d\theta, \\ K_s^n &= - \int_0^{2\pi} \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\partial p_s}{\partial \rho} \right)_{|\rho=R} \exp(-in\theta) d\theta \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

式中, $n=0, 1, 2, 3, \dots$ 。

为了求解待定系数 A_n , $B_n(B_0=0)$, 分别令式 (11a), (11b) 中各关于 $\sin(\cdot)$, $\cos(\cdot)$ 的系数对应相等, 即可获得 $2n+1$ 个线性方程组, 将待定系数与常数项写成矩阵形式如下:

$$\begin{bmatrix} M_{00}^{cs} & M_{01}^{cs} \cdots M_{0n}^{cs} & N_{00}^{cs} & N_{01}^{cs} \cdots N_{0n}^{cs} \\ M_{10}^{cs} & M_{11}^{cs} \cdots M_{1n}^{cs} & N_{10}^{cs} & N_{11}^{cs} \cdots N_{1n}^{cs} \\ M_{20}^{cs} & M_{21}^{cs} \cdots M_{2n}^{cs} & N_{20}^{cs} & N_{21}^{cs} \cdots N_{2n}^{cs} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ M_{n0}^{cs} & M_{n1}^{cs} \cdots M_{nn}^{cs} & N_{n0}^{cs} & N_{n1}^{cs} \cdots N_{nn}^{cs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_0 \\ A_1 \\ \vdots \\ A_n \\ B_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_s^{0-cs} \\ K_s^{1-cs} \\ \vdots \\ K_s^{2-cs} \\ \vdots \\ K_s^{n-cs} \end{bmatrix} \quad (12)$$

式中: $cs=1, 2$; K_s^{n-1} , K_s^{n-2} 分别为式(11b)的 Fourier 级数 $\sin(\cdot)$ 、 $\cos(\cdot)$ 展开项, 对应的 M_{nn}^1 , N_{nn}^1 , M_{nn}^2 , N_{nn}^2 为方程组常数项, 可由式(9), (11a) 联立获得。

求解方程组(12)即可确定待定系数进而确定 Stokes 二阶波线性项引起的摄动孔压 p_{lt} , 通过相同的步骤即可确定 Stokes 二阶波非线性项引起的摄动孔压 p_{lt} , 这里不再重复, 采用叠加法确定最终的 p_t , 即 $p_t = p_{lt} + p_{nt}$, 则隧道衬砌外总孔隙水压为

$$p_0(x, y, t) = \sum_{m=1}^2 \frac{P_{sm}}{1-2V_s} \left\{ (1-2V_s - \lambda_m) \exp[m(ky-kh)] \cdot D_{1m} + \frac{(1-V_s)}{mk} D_{2m} \exp(\delta_m y - \delta_m h) \cdot (\delta_m^2 - m^2 k^2) \right\} + \gamma_w(d-y) + \exp(-i\omega t) \left\{ \sum_{m=1}^2 (-1)^{m-1} \sum_{n=1}^{\infty} H_n^1(a_k \rho_m) \cdot [A_n \cos(n\theta_m) + B_n \sin(n\theta_m)] \right\} + \exp(-2i\omega t) \left\{ \sum_{m=1}^2 (-1)^{m-1} \sum_{n=1}^{\infty} H_n^1(a'_k \rho_m) \cdot [A'_n \cos(n\theta_m) + B'_n \sin(n\theta_m)] \right\} \quad (13)$$

式中: $a'_k = \sqrt{2i\omega C_{vs}}$; A'_n , B'_n 分别为 Stokes 二阶波非线性项引起的孔压待定系数。

至此, 波浪作用下隧道衬砌外水压已全部确定, 为叙述方便下文中以 p_0 为衬砌外水压。

1.2 波浪作用下氯离子运移计算

为了考虑埋置于海床中的隧道在服役过程中, 衬砌混凝土力学性能在侵蚀环境及波浪等外荷载作用下结构刚度的劣化效应, 假定隧道衬砌混凝土的抗压强度与弹性模量劣化程度相同^[17-18], 采用指数量型劣化模型描述衬砌时变抗压强度 $f_c(t)$ 及时变劣化弹性模量 $E_c(t)$ 为^[19]

$$\frac{f_c(t)}{f_{c0}} = \frac{E_c(t)}{E_{c0}} = \psi^{1-[t/t_c]-1} \quad (14)$$

式中: f_{c0} , $f_c(t)$ 分别为隧道衬砌混凝土的初始抗压强度、时变抗压强度; E_{c0} , $E_c(t)$ 分别为隧道衬砌的初始弹性模量、时变劣化弹性模量; t 为衬砌服役时间; ψ 为衬砌最大耐腐蚀系数, 取值为 1.03^[19]; t_c 为混凝土强度劣化参数。

氯离子作为影响衬砌内部钢筋腐蚀和衬砌承载能力的重要因素, 故本文首先进行氯离子运移分析。氯离子在海底隧道衬砌混凝土中的迁移是一种波浪压力和浓度梯度共同作用下的溶质随流体运移现象, 以 J_c

和 J_d 分别为波浪压力渗透和浓度梯度下的离子通量, 根据 Fick 第二定律, 总通量 J 为^[14]

$$J = J_c + J_d = n_c u_t(z, t) C - n_c D \frac{\partial C}{\partial z} \quad (15)$$

式中: n_c 为衬砌混凝土的孔隙率; $u_t(z, t)$ 为多孔介质衬砌混凝土内部流体渗流速度; z 为距离混凝土表面的深度, t 为隧道服役时间; C 为离子浓度; D 为离子扩散系数。

在将衬砌混凝土的孔隙率 n_c 视作常数时, 基于改进的 Fick 第二定律, 即通过引入孔隙流体流速从而考虑外部波浪水压作用下, 衬砌混凝土中氯离子运移的对流-弥散方程为

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(D \frac{\partial C}{\partial z} \right) - u_t(z, t) \frac{\partial(C)}{\partial z} \quad (16)$$

随时间衰减的混凝土氯离子扩散系数 D 可用幂函数关系表示为

$$D = D_0 t^{-a} \quad (17)$$

式中, D_0 为初始离子扩散系数, a 为离子扩散系数 D 的衰减系数, 且根据 Wang 等^[20]的现场试验结果, D_0 , a 取值分别为 $1.49 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$, 0.63。

由 Darcy 渗流定律可知, 非饱和衬砌混凝土中孔隙流体渗流速度 $u_t(z, t)$ 为

$$u_t(z, t) = -\frac{K_t}{\mu_w} \frac{\partial p}{\partial z} \quad (18)$$

式中: K_t 为衬砌混凝土的渗透率; μ_w 为孔隙流体的黏度系数, 取值为 $1 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ ^[14]; p 为衬砌混凝土内部孔隙水压。

进一步选取图 2 中的衬砌微元体进行分析, 令微元体上下两个截面分别为截面 1 与截面 2, 则两截面间流量变化为

$$\Delta Q_w = Q_{w1} - Q_{w2} = \frac{\partial u_t(z, t)}{\partial z} S dz dt \quad (19)$$

式中: Q_{w1} , Q_{w2} 分别为截面 1, 2 的流入量; S 为衬砌截面面积。

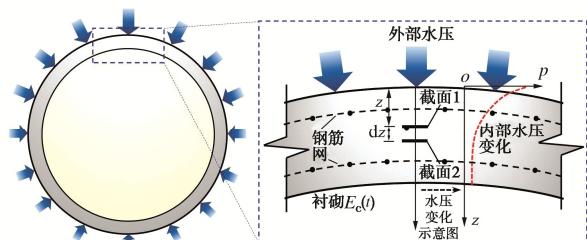


图 2 水压作用下离子侵蚀计算模型

Fig. 2 Computational model for ion erosion under water pressure

根据体积弹性模量的定义^[21], 有

$$K_v = -\frac{V}{dV} dp = -\frac{S}{\Delta Q_w} dp dz \quad (20a)$$

$$\frac{1}{K_v} = \frac{n_c}{K_w} + \frac{1-n_c}{K_c}, \quad (20b)$$

式中, K_w , K_c 分别为孔隙流体与混凝土的体积模量, K_w 通常取值为 $2.0 \times 10^9 \text{ Pa}$ ^[22]。

考虑到隧道衬砌混凝土的劣化效应, 混凝土的体积弹性模量 K_c 可由下式确定:

$$K_c = \frac{E_c(t)}{3(1-2\nu_c)} \quad . \quad (21)$$

式中, $E_c(t)$ 为衬砌的时变劣化弹性模量, 可由式 (14) 确定, ν_c 为衬砌混凝土的泊松比。

联立式 (19) ~ (21), 并消去 ΔQ_w 可得

$$\frac{\partial u_t(z,t)}{\partial z} = -\left(\frac{n_c}{K_w} + \frac{1-n_c}{K_c}\right) \frac{dp}{dt} \quad . \quad (22)$$

将式 (22) 代回式 (18) 可得

$$\frac{K_t}{\mu_w} \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} - \left(\frac{n_c}{K_w} + \frac{1-n_c}{K_c}\right) \frac{\partial p}{\partial t} = 0 \quad . \quad (23)$$

为了求解上述偏微分方程, 补充孔隙流体在衬砌混凝土内时间域中的初始条件:

$$p(z,0) = 0 \quad . \quad (24)$$

在面域上的水压边界条件为

$$\begin{cases} p(0,t) = p_0 \\ p(\infty,t) = 0 \end{cases} \quad . \quad (25)$$

式中, p_0 为海浪作用下衬砌外水压, 由式 (13) 确定。

联立式 (22) ~ (25) 可得

$$p(z,t) = p_0 \left\{ 1 - \operatorname{erf} \left[\frac{z}{2} \sqrt{\frac{\mu_w}{K_t t} \left(\frac{n_c}{K_w} + \frac{1-n_c}{K_c} \right)} \right] \right\}, \quad (26)$$

式中, $\operatorname{erf}(\cdot)$ 为误差函数, 表达式如下:

$$\begin{aligned} \operatorname{erf}(x) &= \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-\eta^2} d\eta, \\ \operatorname{erfc}(x) &= 1 - \operatorname{erf}(x). \end{aligned} \quad (27)$$

式中, $\operatorname{erfc}(\cdot)$ 为互补误差函数。

将式 (26) 代入式 (18), 隧道衬砌内部混凝土孔隙流体速度为

$$\begin{aligned} u_t(z,t) &= \sqrt{\frac{\mu_w}{K_t t}} \left[\frac{n_c}{K_w} + \frac{3(1-n_c)(1-2\nu_c)}{E_c(t)} \right] \\ &\exp \left\{ -\frac{\mu_w z^2}{4K_t t} \left[\frac{n_c}{K_w} + \frac{3(1-n_c)(1-2\nu_c)}{E_c(t)} \right] \right\} \frac{k_t p_0}{\mu_w \sqrt{\pi}}. \end{aligned} \quad (28)$$

在衬砌内部混凝土的渗透深度 $d_p(t)$ 可视为孔隙流体速度 $u_t(z,t)$ 与时间 t 的乘积, 因此, 衬砌混凝土中海水入渗的最大深度为

$$d_p(t) = \int_0^t \int_0^{(R-r)} u_t(z,t) dz dt \quad . \quad (29)$$

氯离子浓度在时间域中的初始条件为

$$C(z,0) = 0 \quad . \quad (30)$$

在面域上的边界条件为

$$\begin{cases} C(0,t) = C_s \\ C(\infty,0) = 0 \end{cases} \quad . \quad (31)$$

式中, C_s 为衬砌混凝土外表面与海水接触面处的氯离子浓度。

结合边界条件式 (30), (31) 及控制方程 (16), 可得考虑波浪作用下, 衬砌混凝土中氯离子运移对流-弥散方程的解为

$$C(z,t) = \frac{C_s}{2} \operatorname{erfc} \left(\frac{z - u_t(z,t)t}{2\sqrt{Dt}} \right) + \frac{C_s}{2} \operatorname{erfc} \left(\frac{z + u_t(z,t)t}{2\sqrt{Dt}} \right) \exp[u_t(z,t)z/D], \quad (32)$$

式中, $u_t(z,t)$ 为衬砌内孔隙流体流速, 见式 (28)。

为了确定氯离子侵蚀作用下钢筋腐蚀的最短时间, 假定在隧道服役时间为 T_{\min} 时, 最外侧钢筋位置处的氯离子浓度达到钢筋腐蚀的临界值 C_{cr} , 即

$$C(a'_s, T_{\min}) = C_{\text{cr}} \quad , \quad (33)$$

式中, a'_s 为钢筋保护层厚度。

联立式 (32), (33) 可得钢筋开始腐蚀的最短时间 T_{\min} 表达式为

$$\begin{aligned} \frac{2C_{\text{cr}}}{C_s} &= \operatorname{erfc} \left(\frac{a'_s - u_t(a'_s, T_{\min})T_{\min}}{2\sqrt{DT_{\min}}} \right) + \\ &\operatorname{erfc} \left(\frac{a'_s + u_t(a'_s, T_{\min})T_{\min}}{2\sqrt{DT_{\min}}} \right) \exp \left[\frac{u_t(a'_s, T_{\min})a'_s}{D} \right]. \end{aligned} \quad (34)$$

从式 (34) 可以看出, 求解 T_{\min} 的显示表达式较为复杂, 等式中只含有一个未知量, 因此, 可以采用数值方法求解, 得到钢筋开始腐蚀的最短时间 T_{\min} 。

1.3 波浪和离子侵蚀作用下隧道衬砌承载力分析

在波浪作用下氯离子侵蚀衬砌进展过程中, 当衬砌外侧钢筋开始锈蚀, 其屈服强度 $f_y(t)$ 和截面面积 $A_s(t)$ 可按下式计算^[23]:

$$f_y(t) = [1 - \beta_y Q_y(t)] f_{y0} \quad , \quad (35)$$

$$A_s(t) = [1 - Q_y(t)] A_{s0} \quad . \quad (36)$$

式中: β_y 为折减系数, 取值范围为 $1.0 \sim 1.7$ ^[23]; f_{y0} , A_{s0} 分别为钢筋腐蚀前的初始屈服强度和初始截面面积; 用 $Q_y(t)$ 为钢筋锈蚀率, 基于 Ghosh 等^[24]的工作, $Q_y(t)$ 可表示为

$$Q_y(t) = \begin{cases} 0 & (t \leq T_{\min}) \\ \frac{2d_{s0}r_{\text{corr}}(t-T_{\min}) - r_{\text{corr}}^2(t-T_{\min})^2}{d_{s0}^2} & (T_{\min} \leq t \leq T_{\min} + \frac{d_{s0}}{r_{\text{corr}}}) \\ 1 & (t \geq T_{\min} + \frac{d_{s0}}{r_{\text{corr}}}) \end{cases} \quad (37)$$

式中: d_{s0} 为钢筋腐蚀前的直径; r_{corr} 为钢筋腐蚀速率; T_{\min} 为钢筋腐蚀最短时间 (由式 (34) 获得)。

盾构隧道在服役期间同时承担弯矩 M 和轴力 N , 计算时可将衬砌视作偏心受压构件, 受力如图 3 所示。随着衬砌服役时间增加, 衬砌强度和正截面有效承载面积均表现出降低趋势, 随着中和轴向受压区偏移, 受压区高度逐渐降低, 等效受压区高度 ξ 可由下式计算:

$$f_c(t)b\xi(e-h_0+0.5\xi)=f_y(t)A_s(t)e\pm f'_y(t)A'_s(t)e' \quad (38)$$

式中: $A_s(t)$, $A'_s(t)$ 分别为海底隧道衬砌结构中受拉和受压钢筋的时变截面面积; $f_y(t)$, $f'_y(t)$ 为受拉、受压钢筋的时变屈服强度; b 为衬砌截面宽度; $f_c(t)$ 为衬砌混凝土时变抗压强度, 可由式 (14) 得到; h_0 为衬砌截面有效高度; e' , e 为轴力到受压、受拉钢筋重心的距离:

$$e=e_0+e_a+(R-r)/2-a_s \quad (39)$$

式中: a_s 为受拉区混凝土保护层厚度; e_a 为附加偏心距, $e_a=\max[20,(R-r)/30]$; $e_0=M/N$ 。为保守起见, 波浪力引起的衬砌截面受力 M , N 可取最大均匀水压作用 (即 $p_0=p_{0\max}$, 可由式 (13) 获得) 时的值, 根据弹性力学 Lame 解答, 隧道衬砌截面受力 M , N 可表示为

$$\left. \begin{aligned} N &= \int_r^R -\frac{R^2 p_{0\max}}{R^2-r^2} \left(\frac{r^2+\rho^2}{\rho^2} \right) d\rho, \\ M &= \int_r^R -\frac{R^2 p_{0\max}}{R^2-r^2} \left(\frac{r^2+\rho^2}{\rho^2} \right) (\rho-r) d\rho. \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

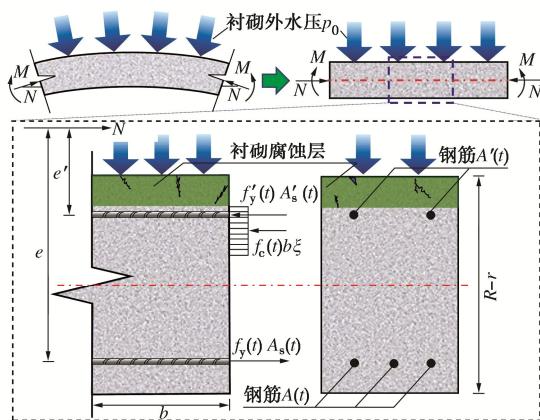


图 3 衬砌截面计算模型

Fig. 3 Computational model for lining section

采用衬砌混凝土的初始、时变抗压强度 f_{c0} , $f_c(t)$ 定义截面的损伤参数 χ , 其表达式如下:

$$\chi = \frac{f_{c0} - f_c(t)}{f_{c0}}. \quad (41)$$

截面的有效高度 h_0 可以表示为

$$h_0 = (1-\chi)(R-r) - a_s, \quad (42)$$

式中, R 为衬砌外半径, r 为衬砌内半径, a_s 为受拉钢筋保护层厚度。

将式 (39), (40) 代入式 (38) 可得受压区高度为

$$\xi = \frac{2f_c(t)b(h_0-e) \pm \sqrt{4f_c^2(t)b^2(e-h_0)^2 + 8f_c(t)bB_t}}{2f_c(t)b}, \quad (43)$$

式中, B_t 为 $f_y(t)A_s(t)e \pm f'_y(t)A'_s(t)e'$ 。

将钢筋性能劣化计算, 即式 (35) ~ (37) 引入钢筋混凝土衬砌承载力计算公式^[25], 在大偏心受压的情况下 ($\xi \leq 0.55h_0$), 隧道衬砌侵蚀时变承载力可表示为

$$\left. \begin{aligned} N(t) &= (1-\chi)f_{c0}b\xi + f'_y(t)A'_s(t) - f_y(t)A_s(t) \quad (\xi \geq 2a_s'), \\ N(t) &= f_y(t)A_s(t)[(1-\chi)(R-r) - a_s - a_s'] \quad (\xi < 2a_s'). \end{aligned} \right\} \quad (44)$$

在小偏心受压的情况下 ($\xi > 0.55h_0$), 隧道衬砌侵蚀时变承载力可表示为

$$N(t) \cdot e = 0.5(1-\chi)f_{c0}bh_0^2 + f'_y(t)A'_s(t)(h_0 - a_s'). \quad (45)$$

至此, 理论推导已全部完成。需要说明的是, 本节衬砌混凝土结构承载力分析因考虑了海洋环境中波浪与氯离子侵蚀的耦合作用, 而与既有规范理论有明显区别。

2 实例验证及分析

为验证波浪作用下海底隧道侵蚀模型的正确性, 本文采用 Yin 等^[26]的室内混凝土侵蚀试验结果及三维数值模型结果进行对比验证。

2.1 室内试验

Yin 等^[26]采用 HP-4.0 抗渗仪进行了水压作用下混凝土侵蚀试验。选取混凝土立方体试块在含有质量分数均为 5% 的 NaCl 溶液中浸泡 15 d 的试验工况, 混凝土强度等级为 C30。试验中将混凝土试块尺寸为 200 mm×200 mm×300 mm, 将试块直接浸没于水箱中并通过抗渗仪施加 0 MPa 和 0.5 MPa 的压力水头。

通过将 p_0 退化为静水压力 (即令式 (13) 中 p_0 为定值), 即可进行静水压作用下混凝土内部离子浓度计算, 本文解析计算与试验结果对比如图 4。从图 4 中可以看出, 当无水压作用时 (即 $p_0=0$ MPa), 氯离子仅存在浓度梯度下的渗透作用。当混凝土试件外存在水压时 (即 $p_0=0.5$ MPa), 氯离子迁移受浓度梯度、压力梯度共同作用, 因此, 氯离子浓度显著高于无水压作用的工况。本文解析计算结果与试验值较为吻合, 理论解析模型能够反映静水压作用下氯离子迁移的实际规律。

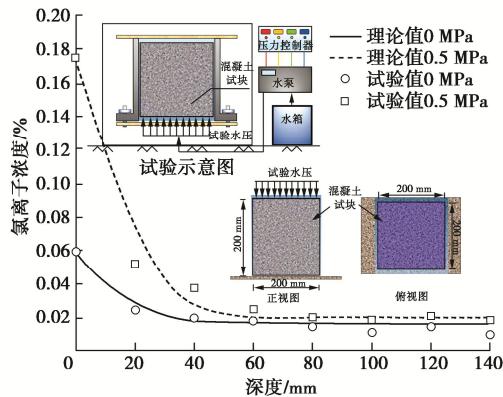


图 4 试验值与理论值对比

Fig. 4 Comparison between test and theoretical values

2.2 三维数值模型验证

在本节中, 将理论计算结果与数值模型计算结果进行对比, 本模型由计算流体力学软件建立的波浪模型、有限元软件建立的海床控制模型和衬砌氯离子腐蚀 3 个子模型组成。具体步骤为: 首先, 提取流体力学软件的 CFD 计算模块获得的海床表面周期性波压, 并作为上部动力边界条件, 建立起海床-隧道三维有限元模型 (FEM); 其次, 提取有限元模型获得的隧道衬砌外水压响应结果, 并作为外水压条件导入, 利用流体流动和稀物质传递 “TDS” 模块进行氯离子侵蚀模拟; 最后, 根据 1.3 节提出的海底隧道衬砌结构承载力劣化计算模型, 进行隧道衬砌承载力服役性能评估。为叙述方便, 定义承载力劣化系数为采用式(44), (45) 计算得到的服役时间 t 阶段承载力与初始承载力(取 $t=0$)的比值, 即 $N(t)/N(0)$ 。

本文建模案例为金塘海底盾构隧道^[27], 选址海域中海底隧道盾构段受海水硫酸盐、氯盐侵蚀, 隧道全长 16.18 km, 海水水压最大值达 0.84 MPa, 选取海底沉积物剪切模量为 $2.45 \times 10^4 \text{ kN/m}^2$, 饱和度为 1, 渗透系数为 $1 \times 10^{-2} \text{ m/s}$; 隧道衬砌外半径为 7 m, 内半径为 6.4 m, 选取隧道埋深为 15 m, 管片混凝土弹性模量为 $3.5 \times 10^7 \text{ kN/m}^2$, 密度为 2500 kg/m^3 , 渗透系数为 $1 \times 10^{-11} \text{ m/s}$, 孔隙率为 0.025, 泊松比为 0.2; 采用分析工况的波浪参数为: 波高为 5 m, 波浪周期分别取 6, 9, 12 s, 对应波长为 54, 98, 148 m。

(1) 波浪-海床模型及自由液面验证

图 5 (a) 为通过流体力学软件建立波浪-海床模型, 下方蓝色海床模型尺寸为 $300 \text{ m} \times 80 \text{ m} \times 60 \text{ m}$, 中部加密区与两侧网格单元数量共 946200, 上部流体区域网格数量共 467200, 流体类型为不可压缩。 x 方向左侧入口为波浪边界(Wave), 方向从左至右; 右侧出口处为流出边界(Outflow); y 方向为对称边界, z 方向为壁面, 采用的

波浪自由面追踪类型为 Sharp Interface, 物理模型采用冲刷沉积模型。

图 5 (b) 提供了采用 Stokes 波浪理论的自由液面验证及海床表面波压验证, 数值模型计算时间为 300 s, 由于计算域较大, 初始阶段波浪达到稳定状态时间较长, 本文取 100 s 之后的稳定值, 探针 1、2 分别对自由液面波高和海床表面波压进行监测; 所采用的波浪参数如图所示。从图 5 (b) 中可以看出, 波浪自由液面和海床表面波压的理论解析值与数值模型计算结果较为吻合, 本文所建立的三维波浪数值模型能够提供准确的周期性波浪压力。

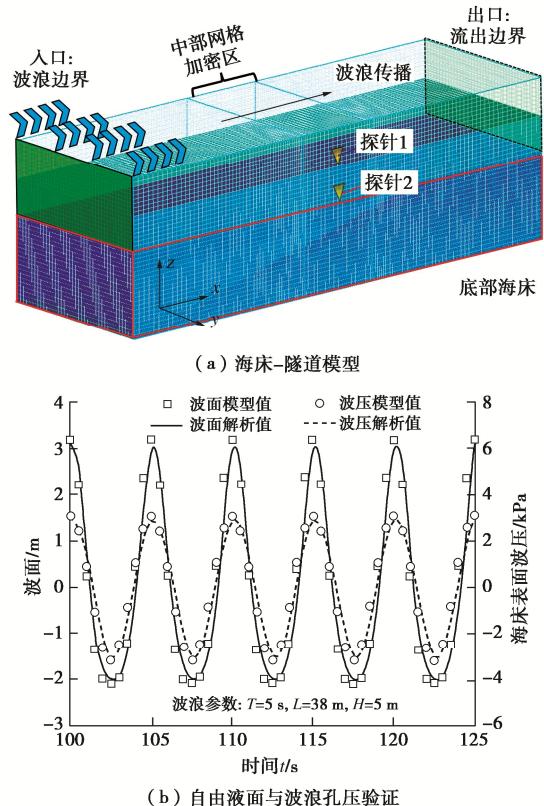


图 5 波浪-海床数值模型及验证

Fig. 5 Numerical model for wave-seabed and verification

(2) 海床-隧道模型及孔压响应验证

图 6 (a) 为通过有限元软件建立的海床-隧道模型, 海床模型尺寸为 $300 \text{ m} \times 80 \text{ m} \times 100 \text{ m}$, 中部加密区与两侧网格单元数量共 13093200, 隧道位于海床中部以降低边界效应对结果精度的影响, 长度为 80 m, 实体单元数为 2103680, 共 15196880 个实体单元。海床与隧道均采用线弹性本构模型, 海床模型上、下边界分别为无约束透水边界、固定不透水边界, 四周为可上下自由滑动的不透水边界, 将波浪-海床模型计算获得的海床表面波浪压力输入为场解析函数, 同时定义随时间变化的 Amplitude 函数, 由此将波浪动压力施加于三维海床-隧道实体模型的上表面作为动力边界条件。

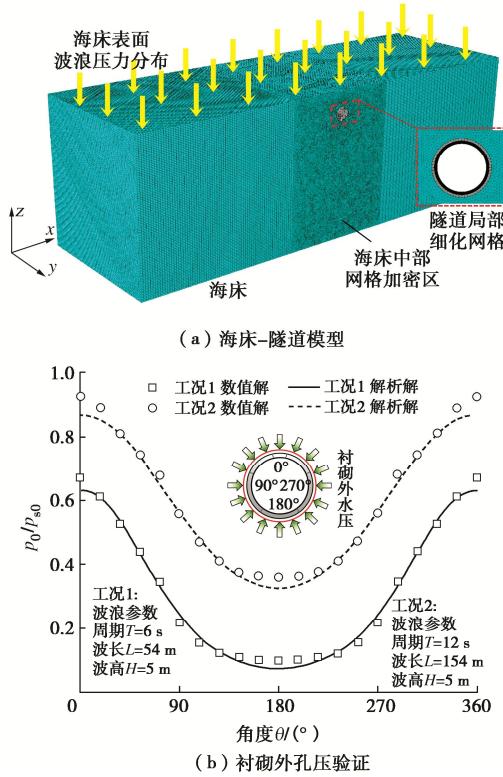


图6 海床-隧道数值模型及验证

Fig. 6 Numerical model for seabed-tunnel and verification

图6(b)提供了波浪引起的孔隙水压数值计算结果与本文理论解析结果的对比验证,选取波浪参数如图所示,图中 p_{smax} 为由式(1)获得的海床表面波压最大值。从图中可以看出,衬砌外孔隙水压分布的理论解析值与数值模型计算结果趋势较为一致,根据所建立的三维海床-隧道数值模型,本文解析结果能够提供准确的衬砌外波浪孔隙水压。

(3) 隧道衬砌-氯离子侵蚀模型及对比验证

图7(a)为有限元软件建立的隧道衬砌-氯离子侵蚀数值模型及数值结果与解析结果对比验证。模型尺寸为80 m×7 m,隧道衬砌采用极细化网格,模型整体网格包括9020960个实体单元和1107865个边界单元,最小单元质量为0.021。三维隧道衬砌模型采用多孔弹性本构,通过分别定义解析函数 $D(t)$, $U(t)$ 描述衬砌扩散系数及海水渗流速度的时变特性,这与本文考虑隧道衬砌混凝土时变劣化特性相契合;衬砌数值模型的外表面采用浓度控制的流入边界,内表面为无通量边界,左右两侧为对称边界。求解器计算类型为瞬态,设置时间步为5 a,计算时长为100 a。

从图7(b)可以看出,本文解析解与数值解趋势较为吻合。海水入渗的最大深度随着周期逐渐增大而增大,海水与钢筋所在位置接触时间分别为36, 25, 18 a;在0~40 a内,在不考虑衬砌混凝土劣化效应时

的海水入渗深度与考虑衬砌劣化时相差不大,40 a后忽略衬砌的劣化效应将会低估海水的入渗深度,因此在进行隧道服役性能评估中,需要考虑隧道衬砌混凝土结构的劣化效应。此外,图中钢筋腐蚀点即为数值模型中提取的隧道衬砌内,氯离子浓度达到临界浓度的时间。从图中可以看出在不考虑衬砌混凝土劣化效应时(图7(b)中虚线),衬砌承载力由于钢筋腐蚀而产生劣化,最终承载力趋近于未劣化的素混凝土承载力;在考虑衬砌混凝土劣化时(图中实线),衬砌结构的承载力下降是由钢筋侵蚀、混凝土劣化的共同作用影响产生的。

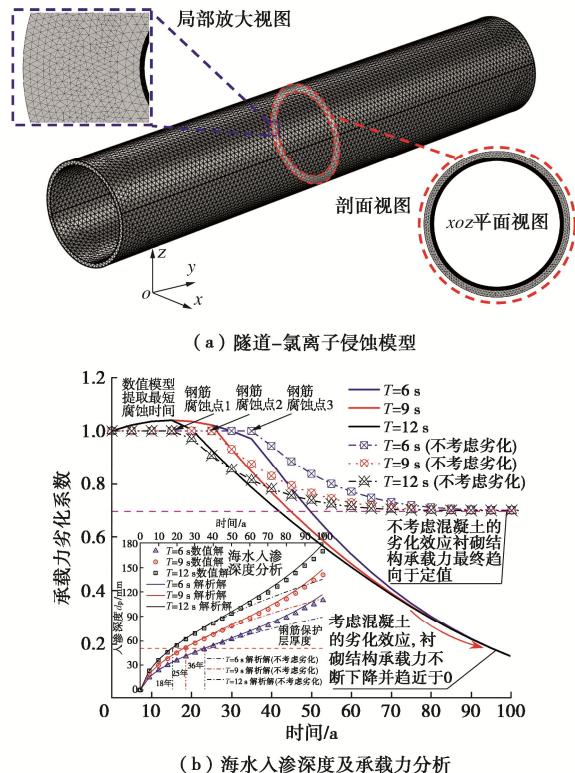


图7 隧道衬砌-氯离子侵蚀数值模型及验证

Fig. 7 Numerical model for chloride ion erosion of tunnel linings and verification

3 结语

本文基于改进的Fick第二定律,同时考虑衬砌劣化效应及动态波浪引起的水压,建立起海底隧道衬砌混凝土中的氯离子侵蚀解析模型,并进行了隧道服役时间内的承载性能分析。研究结果表明:氯离子侵蚀入渗的最大深度随着波浪周期逐渐增大而增大,在0~40 a内(本文设计参数评估结果),在不考虑衬砌混凝土劣化效应时的海水入渗深度与考虑衬砌劣化时相差不大,40 a后忽略衬砌的劣化效应将会低估海水的入渗深度,因此在进行海底隧道服役性能评估中,

需要考虑隧道衬砌混凝土结构的劣化效应。不考虑隧道衬砌混凝土劣化效应时, 衬砌承载力主要因为钢筋腐蚀而劣化, 而最终承载力趋近于未劣化的素混凝土承载力; 在考虑衬砌混凝土劣化时, 隧道衬砌结构的承载力主要是因为钢筋侵蚀和混凝土劣化的共同作用而下降。本文针对海底隧道衬砌承载力影响的研究体现了波浪和海水侵蚀的耦合影响, 可以对既有规范修订提供一定理论指导。

参考文献:

- [1] WANG H L, DAI J G, SUN X Y, et al. Characteristics of concrete cracks and their influence on chloride penetration[J]. Construction and Building Materials, 2016, **107**(1): 216-225.
- [2] 王胜年, 曾俊杰, 范志宏. 基于长期暴露试验的海工高性能混凝土耐久性分析[J]. 土木工程学报, 2021, **54**(10): 82-89. (WANG Shengnian, ZENG Junjie, FAN Zhihong. Analysis on durability of marine HPC based on long-term exposure experiment[J]. China Civil Engineering Journal, 2021, **54**(10): 82-89. (in Chinese))
- [3] FU Q, BU M X, ZHANG Z R, et al. Chloride ion transport performance of lining concrete under coupling the action of flowing groundwater and loading[J]. Cement and Concrete Composites, 2021, **123**: 104166.
- [4] BAO J W, WANG L C. Combined effect of water and sustained compressive loading on chloride penetration into concrete[J]. Construction and Building Materials, 2017, **156**: 708-718.
- [5] LI W J, GUO L. A mechanical-diffusive peridynamics coupling model for meso-scale simulation of chloride penetration in concrete under loadings[J]. Construction and Building Materials, 2020, **241**: 118021.
- [6] 孙齐. 双掺聚丙烯及钢纤维管片结构的耐久性研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2018. (SUN Qi. Study on Durability of Segments Mixed Polypropylene and Steel Fiber[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2018. (in Chinese))
- [7] DURA CRETE. General Guidelines for Durability Design and Redesign[S]. Bruxelles: Dura Crete, 2000.
- [8] VIOLETTA B. Life-365 service life prediction model[J]. Concrete International, 2002, **24**(12): 53-57.
- [9] 韩兴博, 叶飞, 夏天晗, 等. 在役隧道环境侵蚀下管片承载能力概率劣化模型[J]. 中国公路学报, 2022, **35**(1): 49-58. (HAN Xingbo, YE Fei, XIA Tianhan, et al. Probability degradation models of bearing capacity of operating tunnel segments under environmental erosions[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, **35**(1): 49-58. (in Chinese))
- [10] LI K F, LI C Q. Modeling hydroionic transport in cement-based porous materials under drying-wetting actions[J]. Journal of Applied Mechanics, 2013, **80**(2): 020904.
- [11] YU Z W, CHEN Y, LIU P, et al. Accelerated simulation of chloride ingress into concrete under drying-wetting alternation condition chloride environment[J]. Construction and Building Materials, 2015, **93**: 205-213.
- [12] SUN J. Durability problems of lining structures for Xiamen Xiang'an subsea tunnel in China[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2011, **3**(4): 289-301.
- [13] 何文正, 徐林生. 硫酸盐侵蚀作用下隧道衬砌时变力学行为研究[J]. 岩土工程学报, 2021, **43**(6): 1010-1018. (HE Wenzheng, XU Linsheng. Time-dependent mechanical behavior of tunnel linings under sulfate attack[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, **43**(6): 1010-1018. (in Chinese))
- [14] 刘四进, 何川, 孙齐, 等. 腐蚀离子环境中盾构隧道衬砌结构侵蚀劣化机理[J]. 中国公路学报, 2017, **30**(8): 125-133. (LIU Sijin, HE Chuan, SUN Qi, et al. Erosion degradation mechanism of shield tunnel lining structure in corrosive ion environment[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, **30**(8): 125-133. (in Chinese))
- [15] BIOT M A. General theory of three-dimensional consolidation[J]. Journal of Applied Physics, 1941, **12**(2): 155-164.
- [16] YING H W, ZHU C W, GONG X N. Tide-induced hydraulic response in a semi-infinite seabed with a subaqueous drained tunnel[J]. Acta Geotechnica, 2018, **13**(1): 149-157.
- [17] SHOWKATI A, SALARI-RAD H, HAZRATI AGHCHAI M. Predicting long-term stability of tunnels considering rock mass weathering and deterioration of primary support[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2021, **107**: 103670.
- [18] 刘昌, 张顶立, 张素磊, 等. 考虑围岩流变及衬砌劣化特性的隧道长期服役性能解析[J]. 岩土力学, 2021, **42**(10): 2795-2807. (LIU Chang, ZHANG Dingli, ZHANG Sulei, et al. Analytical solution of the long-term service performance of tunnel considering surrounding rock rheology and lining deterioration characteristics[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, **42**(10): 2795-2807. (in Chinese))
- [19] 田浩. 长期浸泡下混凝土硫酸盐传输-劣化机理研究[D]. 深圳: 深圳大学, 2015. (TIAN Hao. Study on Sulfate

- Transmission-Degradation Mechanism of Concrete under Long-Term Soaking[D]. Shenzhen: Shenzhen University, 2015. (in Chinese))
- [20] WANG G, WU Q, ZHOU H, et al. Diffusion of chloride ion in coral aggregate seawater concrete under marine environment [J]. Construction and Building Materials, 2021, 284: 122821.
- [21] YOO J H, LEE H S, ISMAIL M A. An analytical study on the water penetration and diffusion into concrete under water pressure[J]. Construction and Building Materials, 2011, 25(1): 99-108.
- [22] 王小雯. 波浪作用下饱和砂质海床液化机理研究[D]. 北京: 清华大学, 2017. (WANG Xiaowen. Research on Mechanics of Wave-Induced Liquefaction in Saturated Sandy Seabed[D]. Beijing: Tsinghua University, 2017. (in Chinese))
- [23] 盛杰. 海洋大气环境下 TRC 加固 RC 梁受弯时变性能[J]. 建筑结构学报, 2021, 42(增刊 1): 284-290. (SHENG Jie. Time-dependent behavior of RC beams strengthened with TRC in marine atmosphere environment[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(S1): 284-290. (in Chinese))
- [24] GHOSH J, PADGETT J E. Aging considerations in the development of time-dependent seismic fragility curves[J]. Journal of Structural Engineering, 2010, 136(12): 1497-1511.
- [25] 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011. (Code for Design of Concrete Structures: GB 50010—2010[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011. (in Chinese))
- [26] YIN R R, LI B C, ZHANG C C, et al. The permeability of SO_4^{2-} and Cl^- in concrete under the effect of seepage flow and stress fields[J]. Construction and Building Materials, 2018, 162: 697-703.
- [27] 唐雄俊, 毛优达, 孙州. 甬舟铁路金塘海底隧道结构健康监测方案研究[J]. 铁道标准设计, 2021, 65(10): 189-194. (TANG Xiongjun, MAO Youda, SUN Zhou. Research on structural health monitoring scheme of Jintang subsea tunnel on Yongzhou railway[J]. Railway Standard Design, 2021, 65(10): 189-194. (in Chinese))

CHINA ROCK 2023 第二十次中国岩石力学与工程学术年会第 2 号通知

为了加强我国岩石力学与工程领域的学术交流, 促进岩石力学与岩土工程领域科技创新, 经研究决定, 于 2023 年 10 月 20-22 日召开“CHINA ROCK 2023 第二十次中国岩石力学与工程学术年会”。为更好地秉承“规模化、国际化、一体化”办会精神, 服务好广大岩石力学与工程相关领域在校学生和青年会员, 将在京外组织各地中心会场。北京主会场将设置不同议题的分会场。现将会议有关事项通知如下:

一、举办单位

指导单位: 中国科学技术协会 (CAST)

主办单位: 中国岩石力学与工程学会 (CSRME); 国际地质灾害与减灾协会 (ICGdR)

承办单位: 国际岩石力学与岩石工程学会各专业委员会; 中国岩石力学与工程学会各专委会、分会、省级学会等

二、会议时间、主会场地点

时间: 2023 年 10 月 20-22 日 (10 月 20 日报到), 主会场

地点: 北京九华国际会展中心。

三、论文投稿与出版

为进一步贯彻《中国岩石力学与工程学会“十四五”规划》, 落实“将论文写在祖国大地上”, 提高 CHINA ROCK 会议成果质量, 大会设三种论文发表方式, 投稿截止日期为 2023 年 7 月 15 日。具体安排如下:

(1) 学会主办及合作期刊发表

作者须在各期刊主页自行投稿, 投稿时请务必标注所参与的会场信息。如, 在中文期刊投稿系统注明“ChinaRock 2023 以

及分会场编号/中心会场名称”, 在英文期刊投稿系统注明“ChinaRock 2023, Session No./ Local Session No.”。

(2) 会议论文集

大会会议论文集由中国建筑工业出版社出版 (有 ISBN 号)。作者直接投稿全文, 投稿网址: <http://chinarock.csrme.com>。

(3) 会议摘要集

大会会议摘要集仅需投递 500 字左右摘要 (无 ISBN 号), 投递网址: <http://chinarock.csrme.com>。

四、科技创新工业展览会

学术会议同期, 还将举办“CHINA ROCK 2023 第二十次中国岩石力学与工程学术年会科技创新工业展览会”, 创建国际一流 CHINA ROCK 品牌展会, 搭建展示交流平台。

本次展会继续采用“线下+线上”的模式, 线下设置六大主题展区, 同时打造线上 VR 展厅; 继续以“国际化、规模化、一体化”为方向, 为工程装备制造单位、科研院所及相关企、事业单位搭建科技创新展示交流平台。

六大主题展区总体规划: ①重大工程展区; ②重点实验室及高校创新成果展区; ③新材料、新仪器、新设备、新软件展区; ④CSRME 科学技术奖及优秀项目展区; ⑤礼赞科学家精神与青托展区; ⑥学术期刊及科普基地展区。

联系方式: 潘秋景 qijiang.pan@csu.edu.cn (征文), 胡丹婷 010-6266 0545 (分会场/中心会场), 崔家宇 15810687582 (展览), 大会邮箱: chinarock_csrme@163.com。