

喷射混凝土对深埋隧道喷壳结构性能影响

Influence of Shotcrete on Structural Performance of Shotcrete Shell in Deep Tunnel

余荣春, 黄艳晖, 刘 强

(广西工业职业技术学院, 南宁 530001)

摘 要: 为了研究喷射混凝土本构模型对深埋隧道喷射混凝土壳体位移和应力预测的影响, 采用新奥法开挖深埋隧道的二维有限元模拟, 讨论了不同喷射混凝土模型导致的壳体位移和应力预测演变的差异。模拟结果表明, 线性弹性模型可能高估壳体刚度, 而考虑时间相关特性的模型更能反映实际情况。SCDP 和 Schädlich 模型在短期响应上结果相似, Meschke 模型则显示出较高的刚性响应, 但其蠕变限制了应力状态。通过比较不同喷射混凝土模型对深埋隧道壳体力学性能的影响, 提供了更准确的预测方法, 有助于优化隧道施工和设计, 提高工程的安全性和可靠性。

关键词: 岩体; 深埋隧道; 喷射混凝土; 塑性损伤模型; Hoek - Brown 屈服准则

中图分类号: U455 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-8249 (2025) 01-0098-07

DOI: 10.19860/j.cnki.issn1005-8249.2025.01.019

YU Rongchun, HUANG Yanhui, LIU Qiang

(Guangxi Vocational & Technical Institute of Industry, Nanning 530001, China)

Abstract: To investigate the impact of shotcrete constitutive models on the prediction of displacement and stress in shotcrete shells of deep - buried tunnels, a two - dimensional finite element simulation was conducted based on the New Austrian Tunneling Method (NATM). The study analyzed the differences in displacement and stress evolution predictions resulting from various shotcrete models. The simulation results indicate that the linear elastic model may overestimate the shell's stiffness, whereas models accounting for time - dependent characteristics better reflect actual conditions. The SCDP and Schädlich models exhibit similar results in short - term responses, while the Meschke model demonstrates higher rigidity; however, its creep effect limits the stress state. By comparing the influence of different shotcrete models on the mechanical performance of shotcrete shells, the study provides a more accurate predictive approach, contributing to the optimization of tunnel construction and design and enhancing the safety and reliability of engineering projects.

Key words: rock mass; deep tunneling; shotcrete; damage - plasticity model; Hoek - Brown failure criterion

0 引言

在新奥法 (New Austrian Tunneling Method, NATM) 中, 喷射混凝土作为主要支护手段之一, 通过直接喷射到围岩上形成初期支护, 起到稳定隧道开挖面的作用^[1-3]。此外, NATM 还结合其他支护措施如锚杆、钢架和监控量测, 以确保隧道结构的安全和稳定^[4-5]。每个开挖步骤之后, 喷射混凝土直接喷射到围岩上, 形成支护结构, 随着隧道的进一步

作者简介: 余荣春 (1981—), 男, 硕士, 副教授, 研究方向: 岩土工程。

通信作者: 黄艳晖 (1979—), 女, 硕士, 工程师, 研究方向: 建筑与土木工程。

收稿日期: 2023-01-05

施工, 支护结构通常在浇筑后数小时内就开始承受荷载^[6-8]。岩石支护系统力学行为的预测是一个复杂的问题, 需要建立喷射混凝土和围岩的实体模型。在数值模拟中, 喷射混凝土的本构行为通常使用简单的材料本构模型 (如降低杨氏模量的喷射混凝土线弹性模型) 来模拟, 还有代表非线性、随时间变化材料特性的喷射混凝土塑性损伤模型 (SCDP 模型)、黏塑性喷射混凝土模型 (Meschke 模型) 以及具有蠕变模型的黏弹塑性喷射混凝土模型 (Schädlich 模型)^[9-10]。董新平等^[11]对当前喷射混凝土特性研究进行了回顾, 对喷射混凝土的早期本构模型进行探讨, 提出了在地下工程有限元分析中对喷射混凝土随时间变化特性进行模拟的方法; 吴博^[12]建立了一种随机损伤本构模型, 通过选择不同的分布函数来研究不同类型混凝土的特性, 最终建立了一个适用于多种混凝土类型的统一随机损伤模型。

然而, 目前大多数研究涉及的是浅埋隧道, 对基于隧道开挖数值模拟的喷射混凝土本构模型研究较少。通过一个深埋隧道开挖推进的实例, 对比研究喷射混凝土本构模型对喷射混凝土壳体结构性能的影响。提出二维初边值问题作为深埋隧道开挖模拟的基准实例, 并设定了喷射混凝土和岩体本构模型的材料参数。得到基于各个喷射混凝土模型的模拟结果, 通过预测喷射混凝土壳体中位移和应力的时间演变, 对喷射混凝土模型进行了比较。研究不仅有助于理解喷射混凝土本构模型对深埋隧道结构性能的影响, 还为未来的隧道设计和施工提供了宝贵的参考。

1 深埋隧道的有限元模型

为了准确模拟深埋隧道的开挖过程及喷射混凝土壳体的受力响应, 建立基于实际工程数据的二维有限元模型, 并结合现场测量结果进行了对比分析。考虑到隧道开挖过程中显著的三维效应, 为提高二维模拟的精度, 采用了一种基于收敛约束方法的等效平面应变模型, 以更真实地反映施工过程中隧道围岩与喷射混凝土壳体的力学行为。

1.1 几何模型和边界条件

隧道段开挖剖面为圆形, 直径 8.5 m, 从隧道轴线测得的覆盖层厚度为 95 m, 喷射混凝土壳体的厚

度为 0.2 m。假定岩体离散区域内的主要初始压应力为 25.7 MPa, 根据几何特性假定初始应力状态, 边界条件和全断面开挖可以利用隧道轴线的轴对称性, 从而得到由单排有限元模型组成的简化有限元模型, 如图 1 所示, 网状部分为离散区域隧道轴线周围的围岩。岩体和喷射混凝土壳体由 8 节点四边形连续单元表示。在单排有限元模型的其余边界部分, 施加了垂直方向的边界条件, 确保模拟结果的力学分布真实可信。选择这种代表理想情况的简单数值模型, 可以直接比较不同喷射混凝土模型对喷射混凝土壳体力学行为影响的时间相关响应。假设的轴对称条件理想化了隧道施工现场的实际情况, 真正施工中, 喷射混凝土壳体中除轴向力外还存在弯矩, 这些弯矩造成喷射混凝土的开裂和蠕变 (或松弛)。

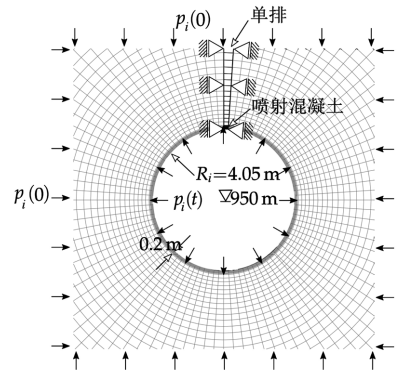


图 1 基准问题示意图以及二维轴对称有限元模型
Fig. 1 Schematic of the benchmark problem and the two-dimensional axisymmetric finite element model

1.2 隧道开挖模拟

在 2D 分析中, 通过减少作用于隧道周长的虚拟内压 $p_i(t)$ 模拟隧道施工推进对横截面的影响如图 1 所示, 公式如下:

$$p_i(t) = [0.27 + \lambda(t)] p_i(0) \quad (1)$$

式中: t 为时间, $t=0$ 表示喷射混凝土壳体的安装; $p_i(0)$ 为初始静水压力, $\lambda(t)$ 为 0~100% 的应力释放率。喷射混凝土壳体安装时的应力释放率由初始应力释放率 λ_0 定义。为了通过 2D 平面理想化隧道应变模型推算 3D 问题, λ_0 须结合相应的 3D 模拟或有效的现场测量数据确定。

数值模拟的具体程序如下: 初始静水应力场; 考虑初始应力释放测得的预位移, 即开挖引起的前一节段和当前节段的位移; 安装喷射混凝土支护结

建筑结构

构；根据应力释放函数，逐步释放后续开挖步骤产生的剩余内部压力。假设在推进长度为 1 m 的 9 个开挖步骤后，内部压力完全释放，即 $p_i = 0$ ，此位置在一个隧道横截面与下一段开挖的隧道横截面处。因此，考虑两个连续推进步骤之间的 8 h 休息时间，喷射混凝土壳体安装后的开挖时间至少延长了 72 h。

1.3 材料参数

喷射混凝土的材料参数包括：材料刚度、单轴抗压强度、蠕变和收缩演变等。对于不同模型来说，一些材料参数是通用的，具体见表 1，包括：泊松比 ν ，1, 28 d 的单轴抗压强度 $f_{cu}^{(1)}$ 、 $f_{cu}^{(28)}$ 和杨氏模量 $f_{cu}^{(1)}$ 、 $f_{cu}^{(28)}$ ，单轴抗压屈服强度与单轴抗压强度之比 f_{cy}/f_{cu} ，双轴抗压强度与单轴抗压强度之比 f_{cb}/f_{cu} ，以及单轴抗拉强度与单轴抗压强度之比 f_{tu}/f_{cu} （假设 $f_{tu}/f_{cu} = 0.1$ ）。与喷射混凝土延性相关的参数包括：1、8 和 24 h 的单轴压缩峰值应力塑性应变 ε_{cpu}^p ，28 d 时的 I 型比断裂能 G_{fl} ，与喷射混凝土收缩相关的参数包括：极限收缩应变 $\varepsilon_{\infty}^{shr}$ ，半衰期收缩切应力参数 τ_{shr} （SCDP 模型和 Meschke 模型）和

t_{50}^{shr} （Schädlich 模型），以及湿度相关参数 k_h 。

喷射混凝土塑性损伤模型（SCDP 模型）的时变刚度和蠕变行为由表 1 中 4 个柔度参数 q_1 、 q_2 、 q_3 和 q_4 确定。SCDP 模型的软化行为通过裂纹带理论进行正则化，以特征元素长度为基础，包括：I 型断裂能 G_{fl} 和单轴抗拉强度 f_{tu} 。类型 I 断裂能量的时间演化与强度增加近似成正比。正则化方案仅取决于断裂能与抗拉强度的比值，因此软化模量可根据 28 d 龄期测定的值计算，即 $G_{fl}^{(28)}$ 和 $f_{tu}^{(28)}$ ，所有模型均假设 $G_{fl}^{(28)} = 0.1 \text{ N/mm}$ 。

Meschke 模型的蠕变行为由黏度参数 η 确定，其 Δt_E 和 t_E 确定了杨氏模量的早期演化，各个参数见表 2。在 Schädlich 模型中， ψ 表示硬化和软化莫尔-库仑框架模型内的剪胀角。软化材料的抗压和抗拉强度线性下降，由 f_{cm} 、 f_{cum} 和 f_{tum} 的比值以及 28 d 龄期的压缩断裂能 $G_c^{(28)}$ 表示。Schädlich 模型的蠕变行为在蠕变模型的基础上构建，其代表参数包括：蠕变半衰期 t_{50}^{cr} 和蠕变系数 φ^{cr} ，见表 3。

表 1 SCDP 模型的材料参数

Table 1 Material parameters of the SCDP model

q_1/MPa	q_2/MPa	q_3/MPa	q_4/MPa	ν	$E_{cu}^{(1)}/\text{MPa}$	$f_{cu}^{(1)}/\text{MPa}$	$f_{cu}^{(28)}/\text{MPa}$	f_{cy}/f_{cu}	f_{cb}/f_{cu}	f_{tu}/f_{cu}	$\varepsilon_{\infty}^{shr}$	kh	τ_{shr}	$\varepsilon_{cpu}^{p(1)}/d$	$\varepsilon_{cpu}^{p(8)}$	$\varepsilon_{cpu}^{p(24)}$	$G_{fl}^{(28)}/(\text{N/mm})$
5.95×10^{-7}	2.6982×10^{-8}	3.84×10^{-6}	54.2×10^{-6}	0.21	7 690	8.72	16.8	0.1	1.16	0.1	-0.001 9	1.0	32	-0.03	-0.0015	-0.0007	0.1

表 2 Meschke 模型的材料参数

Table 2 Material parameters of the Meschke model

$E_{cu}^{(1)}/\text{MPa}$	$E_{cu}^{(28)}/\text{MPa}$	ν	$f_{cu}^{(1)}/\text{MPa}$	$f_{cu}^{(28)}/\text{MPa}$	f_{cy}/f_{cu}	f_{cb}/f_{cu}	f_{tu}/f_{cu}	η (h)	$\varepsilon_{\infty}^{shr}$	k_h	τ_{shr}	$\Delta t_E/h$	t_E/h	$G_{fl}^{(28)}/(\text{N/mm})$
7 690	11 580	0.21	8.72	16.8	0.1	1.16	0.1	16.1	-0.001 9	1.0	32	6	8	0.1

表 3 Schädlich 模型的材料参数

Table 3 Material parameters of the Schädlich model

$E_{cu}^{(1)}/\text{MPa}$	$E_{cu}^{(28)}/\text{MPa}$	ν	$\psi/^\circ$	t_{50}^{cr}/h	φ^{cr}	$f_{cu}^{(1)}/\text{MPa}$	$f_{cu}^{(28)}/\text{MPa}$	$f_{tu}^{(1)}/\text{MPa}$	f_{cy}/f_{cu}	f_{cm}	f_{cum}	f_{tum}	$\varepsilon_{\infty}^{shr}$	t_{50}^{shr}/d	$\varepsilon_{cpu}^{p(1)}$	$\varepsilon_{cpu}^{p(28)}$	$\varepsilon_{cpu}^{p(24)}$	$G_{fl}^{(28)}/(\text{N/mm})$	$G_c^{(28)}/(\text{N/mm})$
7 690	11 580	0.21	0	24	1.21	8.72	16.8	1.68	0.1	0.1	0.1	0.1	-0.001 5	8.3	-0.03	-0.001 5	-0.000 7	0.1	30

1.4 岩体 Hoek-Brown 模型的材料参数

岩体的力学行为采用 Hoek-Brown 模型来模拟，假设忽略应力-应变关系峰前区域的硬化和峰后区域的软化行为。通过对隧道现场取样的钻孔岩芯中石英千枚岩小规模完整岩石样本的三轴压缩试验确定 Hoek-Brown 模型的参数。由于 Hoek-Brown 模型仅限于描述各向同性材料的力学行为，因此在数值模拟中采用三轴压缩试验中不同加载角度确定参数的平均值，为 Hoek-Brown 模型参数。见表 4， E 、 ν 、 f_{cu} 、 m_0 、 ψ 和 e 分别为杨氏模量、泊松比、单轴

抗压强度、摩擦参数、剪胀角和偏心率参数。完整岩石向岩体过渡的下标度因子，包括地质强度指数 GSI 和扰动系数 D ，根据隧道现场的地质调查确定。

表 4 Hoek-Brown 模型中石英千枚岩材料参数

Table 4 Material parameters of quartz mica schist in the Hoek-Brown model

E/MPa	ν	f_{cu}/MPa	m_0	$\psi/^\circ$	e	GSI	D
56 670	0.21	42	12	11.6	0.51	40	0

2 隧道施工开挖的有限元模拟

对喷射混凝土壳体安装时的结构性能进行二维

有限元模拟，初始应力释放率 λ_0 分别为 85%、95%。岩体喷射混凝土界面处的相应预位移可根据 Hoek - Brown 岩体模型计算得到，如图 2 所示。为了进行比较，在所述隧道现场位于隧道顶部上方约 1 m 处，使用预置测量装置记录 11 和 43 mm 之间的实际预位移。根据地面响应曲线，得到隧道表面在内压消失时的最大位移为 62 mm。

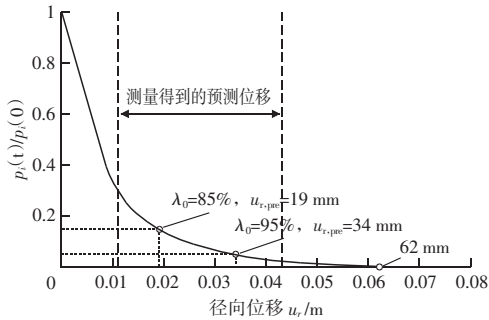
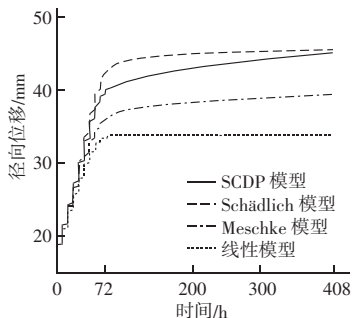


图 2 根据 Hoek - Brown 模型计算地面响应曲线
Fig. 2 Ground response curves calculated based on the Hoek - Brown model

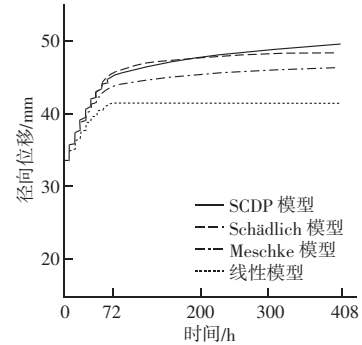
2.1 喷射混凝土壳体的预位移

喷射混凝土与岩体界面处沿隧道周长计算的均匀径向位移用于比较喷浆混凝土模型对喷浆混凝土壳体结构性能的影响。为此，考虑喷射混凝土壳体安装后 408 h 的时间，包括 9 个开挖和固定步骤的持续时间 72 h，及隧道完工后的额外 336 h。

由图 3 (a) 可知，线弹性喷射混凝土模型预测的位移最小，Schädlich 模型预测的 9 个开挖和固定步骤期间的瞬时位移最大，这是因为喷射混凝土模型预测的塑性应变较大，与 Schädlich 模型相比，SCDP 模型预测的开挖和固定步骤期间的瞬时位移较小，但蠕变导致的位移较大，在 408 h 时预测的径向位移接近 Schädlich 模型。Meschke 模型预测的位移介于 SCDP 模型和 Schädlich 模型预测的结果，与线性弹性模型预测的结果之间。由图 3 (b) 可知，由



(a) $\lambda_0 = 85\%$



(b) $\lambda_0 = 95\%$

图 3 不同初始应力释放率下喷射混凝土与岩体界面的径向位移预测比较

Fig. 3 Comparison of predicted radial displacements at the shotcrete - rock interface with different Initial stress release rates

于较高的初始应力释放值，与图 3 (a) 所示结果相比，所有模型预测的开挖和固定步骤期间的瞬时位移均较小，SCDP 模型预测的位移最大。

2.2 预测压力响应

通过评估喷射混凝土壳体表面附近的应力点，来确定喷射混凝土壳体的受荷载程度。对于每个喷射混凝土模型，研究了双轴应力状态的主应力分量的演变，即垂直于所考虑横截面的环向应力 σ_c 和纵向应力 σ_L 。由图 4 (a) 可知，Meschke 模型会考虑材料随时间变化的行为，特别是应力逐渐减小的现象，但这种变化只在材料达到屈服强度后才会发生。因此，该模型预测的环向应力比线弹性喷射混凝土模型要高。相比之下，由于新喷射混凝土的应力迅速减小，SCDP 模型和 Schädlich 模型预测的环向应力要小得多。

在图 5 (a) 中，根据平面应变条件，喷射混凝土收缩引起的隧道纵向应变通过演变的拉应力来抑制。因此，非线性喷射混凝土模型预测，由收缩引起的纵向压缩应力会逐渐减小，在 Schädlich 模型的情况下逐渐演变为拉伸应力。图 6 忽略了喷射混凝土的收缩应变，此时纵向应力仍处于压缩状态。初始应力释放率为 95% 时 σ_c 和 σ_L 的演变分别如图 4 (b) 和 6 (b) 所示。伴随着收缩引起的纵向拉伸应力，初始应力越高，环向应力越小。对于这三种非线性喷射混凝土模型，纵向拉伸应力达到拉伸强度时发生拉伸软化。对于 SCDP 模型，各向同性标量损伤变量的最大值仅为 $\omega = 2\%$ ，对于 Meschke 模式，单轴拉伸屈服应力相对于拉伸强度减少 13%。相比之下，在 Schädlich 模型的情况下，单轴抗拉强度由于软化降低了 27%。

建筑结构

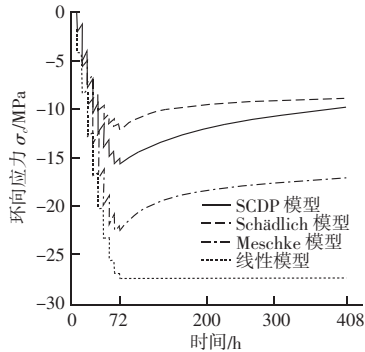
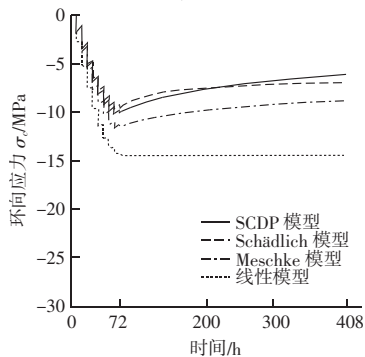
(a) $\lambda_0 = 85\%$ (b) $\lambda_0 = 95\%$

图 4 不同初始应力释放率下喷射混凝土壳体环向应力的演化
Fig. 4 Evolution of circumferential stresses within the shotcrete shell at different initial stress release rates

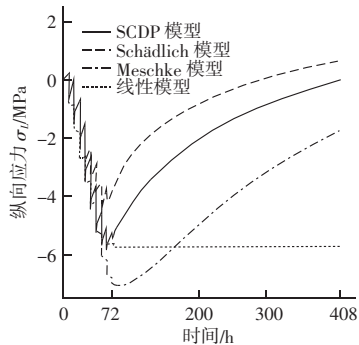
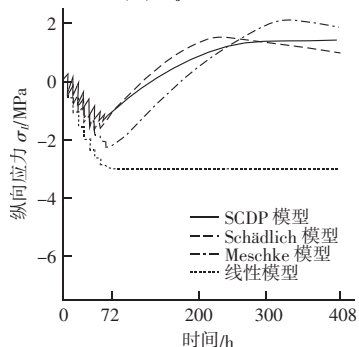
(a) $\lambda_0 = 85\%$ (b) $\lambda_0 = 95\%$

图 5 不同初始应力释放率下喷射混凝土壳体内纵向应力的演化
Fig. 5 Evolution of longitudinal stresses within the shotcrete shell at different initial stress release rates

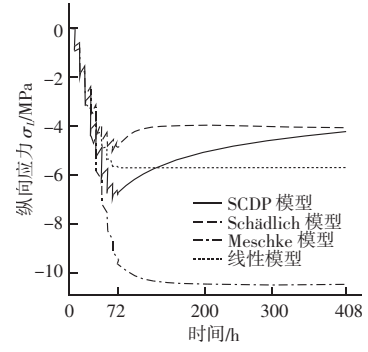
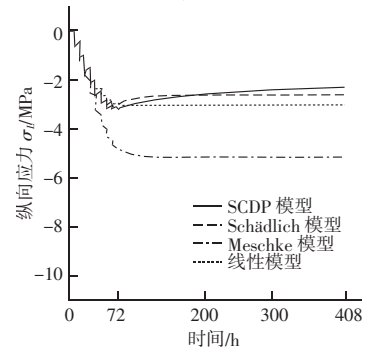
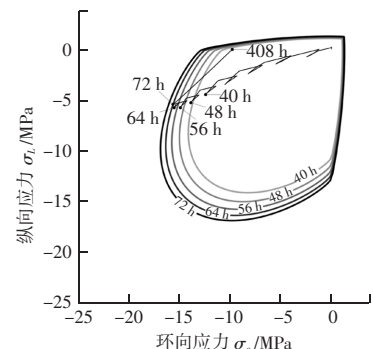
(a) $\lambda_0 = 85\%$ (b) $\lambda_0 = 95\%$

图 6 不同初始应力释放率下的纵向应力演化
Fig. 6 Evolution of longitudinal stresses at different initial stress release rates ignoring shotcrete shrinkage

通过绘制双轴强度包络线的演变和应力路径，可以清楚地看出喷射混凝土壳体在不同条件下的受力状态。由图 7 可知，在 85% 初始应力释放率的情况下，开挖过程的最后步骤 ($t \leq 72$ h) 时应力状态接近双轴强度包络线，而当 $t > 72$ h 时，由于应力松弛和收缩，压缩应力减小，应力状态接近 $t = 72$ h 时的最外层双轴强度包络线。相比之下，当初始应力释放率为 95% 时，到所考虑的时间段结束，拉压区域的收缩应力路径接近强度包络线。因此，与数值模拟相关的最外层双轴强度包络线是 $t = 408$ h 的包络线。

(a) $\lambda_0 = 85\%$

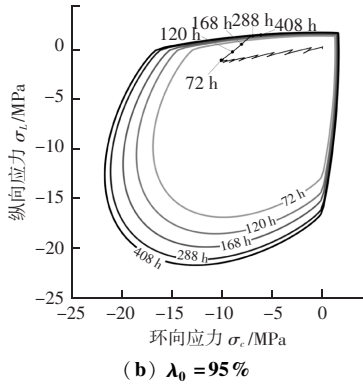
(b) $\lambda_0 = 95\%$

图7 不同初始应力释放率下 SCDP 模型预测的双轴强度包络线和应力路径

Fig. 7 Bialxial strength envelope and stress path predicted by SCDP model at different initial stress release rates

如图 8 所示, Schädlich 模型预测的喷射混凝土双轴强度包络线的演变和应力路径与 SCDP 模型预测的结果相反。初始应力释放率为 85% 时, 应力状态达到双轴强度包络线。压缩软化行为考虑莫尔 - 库仑屈服准则, 通过假设双轴抗压强度等于单轴抗压强度, 这一假设导致双轴压缩强度被低估。然而, 由图 8 (a) 可知, 预测的压缩软化可以忽略不计。由

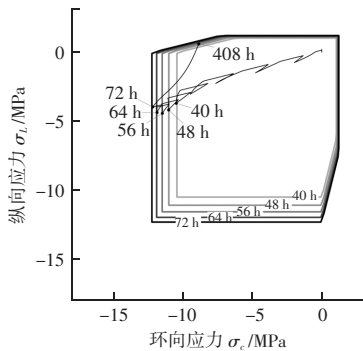
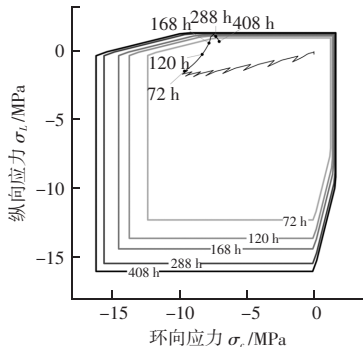
(a) $\lambda_0 = 85\%$ (b) $\lambda_0 = 95\%$

图8 不同初始应力释放率下 Schädlich 模型预测的双轴强度包络线和应力路径

Fig. 8 Bialxial strength envelope and stress path predicted by schädlich model at different initial stress release rates

图 9 可知, 双轴强度包络线外的时间限制应力状态是适用于 Meschke 模型的黏塑性理论的典型应力状态。

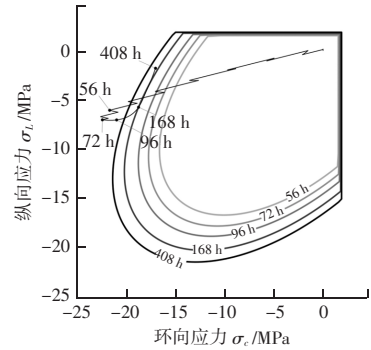
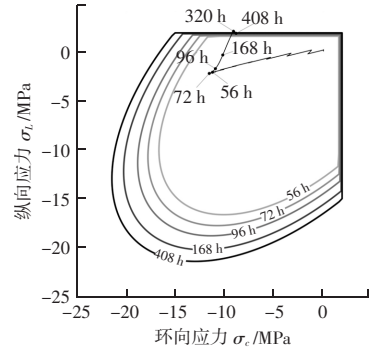
(a) $\lambda_0 = 85\%$ (b) $\lambda_0 = 95\%$

图9 不同初始应力释放率下 Meschke 模型预测的双轴强度包络线和应力路径

Fig. 9 Bialxial strength envelope and stress path predicted by meschke model at different initial stress release rates

3 结论

基于深埋隧道开挖推进的有限元模拟, 评估了喷射混凝土本构模型对喷射混凝土壳体预测结构力学性能的影响, 得到以下结论:

(1) 与考虑时间相关材料特性的喷射混凝土模型相比, 采用线性弹性模型来简化时间相关效应的假设导致了对喷射混凝土壳体刚度过高的预测。如果假设减小的杨氏模量值较小, 可以改善预测结果, 但是, 估算的准确性过于依赖工程经验的判断。

(2) SCDP 模型和 Schädlich 模型预测了喷射混凝土壳体短期响应的类似结果。

(3) 与 SCDP 模型和 Schädlich 模型相比, Meschke 模型预测了喷射混凝土壳体的非常刚性响应, 但是在弹性域以外, 蠕变限制了喷射混凝土的应力状态。

(4) 收缩抵消了开挖过程中由于隧道纵向受约束变形产生的演变拉应力而产生的纵向压缩应力,

建筑结构

对喷射混凝土壳体的整体性能有很大影响,较高的初始应力释放率不一定会导致喷射混凝土壳体的荷载降低。正如初始应力释放率为95%时,假定的纵向零应变条件导致拉伸应力达到拉伸强度,从而导致拉伸软化。

参考文献

- [1] 李克伟. 隧道新奥法施工围岩稳定性监测与二衬施作时间研究 [J]. 公路交通科技, 2018 (2): 263-265.
- [2] 吴浪. 隧道工程中新奥法施工技术的应用分析 [J]. 黑龙江交通科技, 2017, 40 (6): 173, 175.
- [3] 王新增. 新奥法在岭南高速公路隧道施工中的应用 [J]. 筑路机械与施工机械化, 2007 (10): 48-50.
- [4] 郑颖人, 邱陈瑜, 张红, 等. 关于土体隧道围岩稳定性分析方法的探索 [J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27 (10): 1968-1980.

- [5] 周森, 张学民, 杨峰, 等. 浅埋软弱围岩隧道掌子面失稳破坏模式研究 [J]. 公路交通科技 (应用技术版), 2013, 9 (11): 291-294.
- [6] 王杰之, 温树磊, 张超, 等. 喷射混凝土的研究及应用 [J]. 建筑技术, 2022, 53 (10): 1295-1297.
- [7] 罗梦. 一种隧道初支喷射混凝土滑板覆膜施工方法 [P]. 江苏省: CN115095352A, 2022-09-23.
- [8] 渠忠, 陈志永, 任贵华. 隧道初期支护喷射混凝土配合比优化设计 [J]. 冶金与材料, 2022, 42 (4): 52-53, 181.
- [9] 关毓, 牛荻涛, 王家滨, 等. 喷射混凝土受压损伤本构模型研究 [J]. 铁道学报, 2016, 38 (12): 118-124.
- [10] 朱广兵. 喷射混凝土研究进展 [J]. 混凝土, 2011 (4): 105-109.
- [11] 董新平, 谷胜利, 周顺华. 地下工程喷射混凝土材料时间效应的有限元模拟 [J]. 河南科学, 2006 (1): 104-106.
- [12] 吴博. 混凝土应力-应变曲线试验研究与随机损伤本构模型 [D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2015.

(上接第48页)

3 结论

通过引入纤维增强水泥基复合材料,研究了纤维增强水泥基复合材料加固建筑梁柱节点抗压性能,养护至28后,与无加固梁柱节点试件相比,纤维体积掺量为1.5%的纤维加固梁柱节点可以承受较高的轴力,切轴力均在2mm的变形时,逐渐趋于平稳状态,可以维持抗压效果,抗压强度始终保持最高,还保持较强的抗弯能力。显著提高了梁柱节点的力学性能,增强了其在承担负荷时的稳定性和可靠性。

参考文献

- [1] 杨文, 康升荣, 程宝军, 等. 低水胶比高性能纤维增强水泥基复合材料性能研究 [J]. 新型建筑材料, 2021, 48 (10): 20-23.
- [2] 李祚, 潘丁菊, 罗月静, 等. 骨料粒径对纤维增强水泥基复合材料性能的影响 [J]. 材料科学与工程学报, 2022, 40 (2): 318-327.
- [3] 韩建平, 李佳佳. 配筋PVA-钢混杂纤维增强水泥基复合材料梁弯剪性能试验研究及数值模拟 [J]. 结构工程师, 2022, 38 (5): 84-92.
- [4] 刘佳鑫, 尹立强, 刘曙光, 等. 冻结状态聚乙烯醇纤维/水泥基复合材料抗压本构模型 [J]. 复合材料学报, 2022, 39 (5): 2356-2368.

- [5] 石妍, 李家正, 吕兴栋, 等. 人工砂最大粒径对水工高延性纤维增强水泥基复合材料性能的影响研究 [J]. 新型建筑材料, 2022, 49 (10): 40-44.
- [6] 谢磊, 李庆华, 徐世焯. 纤维掺量对聚乙烯醇纤维增强水泥基复合材料动态压缩性能的影响 [J]. 复合材料学报, 2021, 38 (9): 3086-3100.
- [7] 钱辉, 陈程, 张庆元, 等. 自修复SMA/ECC复合材料加固RC梁受弯性能试验研究 [J]. 工程力学, 2023, 40 (6): 73-84.
- [8] 陈智勇. 新型环氧粘结材料在钢桥面加固中的应用 [J]. 化学与粘合, 2024, 46 (3): 307-312.
- [9] 侯利军, 徐冉, 张秀芳, 等. 纤维网-超高韧性水泥基复合材料加固钢筋混凝土柱抗震性能研究 [J]. 建筑结构学报, 2022, 43 (12): 59-69.
- [10] 孙亚颀. 纳米碳纤维增韧水泥基复合材料的力学性能和耐久性研究 [J]. 功能材料, 2023, 54 (1): 1115-1119.
- [11] 郑志豪, 任辉启, 龙志林, 等. PP/CF增强珊瑚砂水泥基复合材料冲击压缩力学性能研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42 (7): 61-73.
- [12] 王聪聪, 杜红秀, 石丽娜, 等. 碳纤维-钢纤维水泥基复合材料电学性能试验研究 [J]. 硅酸盐通报, 2022, 41 (8): 2696-2705.
- [13] 高峰, 郝贞洪, 吴安利, 等. 低模量聚酯纤维/水泥基复合材料抗冲击性能及损伤机制 [J]. 复合材料学报, 2021, 38 (11): 3838-3849.