

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.2021.01.020

火灾作用下隧道结构力学响应及稳定性分析*

李忠友¹, 刘元雪², 姚志华³, 徐旭¹

(1. 中国人民解放军93055部队, 辽宁 沈阳 110021; 2. 陆军勤务学院军事设施系, 重庆 401331;
3. 空军工程大学机场建筑工程系, 陕西 西安 710038)

摘要: 隧道火灾会引起衬砌结构发生高温损伤, 威胁隧道运营安全。从材料微观物理化学变化出发, 研究了混凝土中水化物的热分解和骨料力学性能的高温劣化过程, 揭示了其在火灾等高温作用下宏观力学性能的劣化机理, 建立了相应的高温损伤分析模型, 在传统模型仅能考虑温度大小影响的基础上进一步考虑了温度持续时间对材料力学性能劣化的影响。以上海某软土地区盾构隧道为算例, 分析了不同火灾持续时间作用下衬砌结构的高温损伤过程, 得到了衬砌结构在温度和力学荷载共同作用下的应力状态、围岩变形及隧道稳定性的变化规律, 为隧道衬砌结构的防火设计及灾后评估与修复提供参考。

关键词: 隧道火灾; 衬砌结构; 力学响应; 稳定性

中图分类号: TU528 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2021)01-0159-08

Stability Assessment and Mechanics Response of Tunnels Subjected to Fire Load

LI Zhongyou¹, LIU Yuanxue², YAO Zhihua³, XU Xu¹

(1. 93055 troops of PLA, Shenyang 110021, China; 2. Department of Military Installations, Army Force Logistics University, Chongqing 401331, China; 3. Department of Airport Engineering, Air Force Engineering University, Xi'an 710038, China)

Abstract: Tunnel fire can lead to damage of lining structures, and endangers safety of tunnels. Based on microscopic physical and chemical changes of inner components at high temperature, the thermal decomposition process of hydrates and thermal damage process of aggregate at high temperature are studied, and the degradation mechanisms of concrete at high temperature are revealed, then a thermal damage model is proposed. The model not only can consider the influence of temperature as traditional models, but also can take into account the influence of temperature duration. Based on the model, the lining structure damage of a shield tunnel in soft soil is studied. The change law of mechanics response, deformation and stability of the tunnel under the load of temperature and force is provide, which can be used as a reference for fire safety design and assessment of concrete structures after fire.

Keywords: tunnel fire; lining structure; mechanics response; stability

* 收稿日期: 2018-10-31; 修回日期: 2019-02-15

基金项目: 国家自然科学基金项目(51509257)资助

作者简介: 李忠友(1983—), 男, 工程师, 博士。主要从事岩土本构关系及地下工程稳定性研究。E-mail: sklzy2013@sina.com

引 言

近年来,随着隧道数量的增加,隧道火灾事故频发。隧道火灾具有升温速度快、温度高、持续时间长等特点,一旦发生,往往会造成混凝土力学性能的严重劣化甚至爆裂,进而引起结构承载能力降低和隧道围岩稳定性下降,威胁隧道的运营安全。特别是地铁、地下快速路等城市隧道,由于隧道火灾引起的结构破坏,可能导致外部水土流失、地表沉降及邻近建筑的破坏等灾难性后果^[1]。因此,研究火灾对衬砌结构及隧道稳定性的影响具有重要意义。

彭立敏等^[2]采用可靠度理论中的复合串并联系统,探讨了铁路隧道在发生火灾事故后,衬砌结构承载能力的可靠性评估方法;安永林等^[3]结合火灾模拟软件FDS4.0与直刚法,对不同火灾规模下的二次衬砌进行了安全评估;徐志胜等^[4]以实际工程为例,分析了衬砌结构内的温度分布规律及衬砌结构在高温作用下的应力变化情况,为评估盾构隧道在火灾作用下的安全性提供理论依据;闫治国^[5]从材料、构件、结构体系三个层次对衬砌结构在火灾高温时(高温后)的力学特性、耐火能力及薄弱环节进行了研究;K. Savov等^[6]基于beam-Spring模型,采用分层梁单元对衬砌进行离散以考虑衬砌剥落,利用弹塑性材料模型分析了火灾作用下隧道衬砌结构的力学响应;F. J. Ulm等^[7]建立了混凝土热-力耦合损伤模型,并模拟了1996年英法海峡隧道火灾;C. Pichler等^[8]利用数值模拟的方法评估了Lainzer隧道在火灾作用下衬砌内力及承载力的变化规律。当前火灾对隧道结构的危害研究还处于初步阶段,研究内容主要集中在衬砌结构的力学响应及承载力变化规律上,并没有对火灾作用下隧道结构的整体稳定性进行深入分析,而隧道的稳定性恰恰是火灾发生后衬砌结构修复加固的一项重要依据。

火灾对隧道结构的破坏主要包括两个方面,即衬砌材料性能的劣化和混凝土爆裂现象的发生。混凝土爆裂现象的发生曾经是引起隧道结构破坏的一个主要因素,但近年来随着聚丙烯纤维等材料被广泛应用于隧道中,混凝土爆裂现象已经得到了有效控制,即便在急剧升温条件下,饱和混凝土也

不会发生爆裂现象^[9],因而目前研究隧道在火灾作用下衬砌结构破坏,没有必要考虑爆裂现象影响^[8]。传统的混凝土高温劣化分析模型仅考虑了温度影响,无法真实反映混凝土结构的高温性能劣化过程,为此本文从混凝土内部组份在高温作用下的微观物理化学变化出发,建立了能够综合考虑温度大小和持续时间共同影响的混凝土高温损伤模型。利用FLAC3D软件中的FISH语言开发了相应的计算程序,并分析了上海某盾构隧道火灾作用下衬砌结构的力学响应及隧道稳定性的变化规律,最后结合隧道围岩的变形情况给出了火灾作用后衬砌修复的合理建议。

1 混凝土高温损伤模型

混凝土的材料性能主要依赖于硬化水泥浆(HCP)中水化产物的种类及其含量。对于普通硅酸盐水泥,硬化水泥浆中的水化产物基本由水化硅酸钙凝胶(CSH)、氢氧化钙晶体(CH)及少量钙矾石等组成。在高温作用下水化物会发生脱水分解等化学发应,进而引起硬化水泥浆黏结力的降低和孔洞的粗化,导致混凝土整体强度损失和力学性能劣化。另外,在高温作用下骨料内部晶体结构软化及颗粒间变形不协调产生的微裂纹等物理变化会导致骨料自身材料性能的退化,骨料是混凝土的重要组成部分,因而骨料高温力学性能的退化必然会进一步加剧混凝土弹性模量等力学性能的劣化程度。在火灾等高温作用下,混凝土内部的组成及物理化学变化过程十分复杂,为简化问题,特作如下说明:(1)普通硅酸盐混凝土水化物中的钙矾石含量相对较少,因而忽略钙矾石高温脱水对材料性能的影响;(2)混凝土的强度主要受硬化水泥浆控制,不考虑骨料高温性能的退化对混凝土材料强度的影响。

1.1 水化物的高温脱水过程

水化硅酸钙凝胶和氢氧化钙晶体在高温作用下会发生脱水分解反应,其反应速率与温度、化学反应活化能等因素有关,对于氢氧化钙晶体等水化物粉末的高温脱水过程,已有学者^[10-11]进行了深入的研究并提出了相应的热动力模型,所得规律大致相同,但这些模型无法合理描述混凝土内部已胶结成团的水化物的脱水过程。混凝土内部水化硅酸

钙凝胶等水化物在脱水过程中,脱水反应生成的水在高温作用下将以水蒸气的形式扩散到水化物表面,然后通过混凝土内部的微孔隙排除。根据Fick定律,水蒸气在水化物中的扩散需要气压力驱动,随着水化物脱水程度的加深,当高温引起的水蒸气压力不足以驱使水蒸气扩散到水化物表面时,水化物的脱水分解将逐渐趋于停止,而现有模型无法反映这一过程的影响。已有研究^[12]表明,混凝土在恒温持续超过6h后材料强度的变化将趋于稳定,即水化物的脱水分解将逐渐趋于停止,因而本文在现有研究的基础上提出一个适用于描述混凝土内部水化物高温脱水分解过程的热动力模型:

$$\xi_i = 1 - \exp\left[-k_i \exp\left(-\frac{E_i}{RT}\right) f(t)\right] \quad (1)$$

式中, ξ_i 为水化物中组分*i*(氢氧化钙,水化硅酸钙)的脱水度; E_i 为脱水反应活化能; $R=8.134 \text{ J/mol}$; k_i 为指数前的因子; $f(t)$ 为与脱水稳定时间有关的函数:

$$f(t) = A [1 - \exp(-Bt)] \quad (2)$$

式中, $A = 2.16 \times 10^4$, $B = 6.39 \times 10^{-5}$ 为与混凝土高温脱水程度相关参数; t 为时间(s)。

在变温过程中,水化物的脱水度增量可以表示为:

$$d\xi_i = \alpha dt + \beta dT \quad (3)$$

$$\alpha = k_i \exp\left(-\frac{E_i}{RT}\right) (1 - \xi_i) AB \exp(-Bt) \quad (4)$$

$$\beta = k_i \exp\left(-\frac{E_i}{RT}\right) (1 - \xi_i) \left(\frac{E_i}{RT^2}\right) f(t) \quad (5)$$

利用现有试验结果^[13-14]综合分析,得到硬化水泥浆中的氢氧化钙晶体分解的活化能和指数前因子分别为 $E_{\text{CH}}=155 \text{ kJ/mol}$ 、 $k_{\text{CH}}=1.65 \times 10^6$;硬化水泥浆中的水化硅酸钙凝胶分解的活化能和指数前因子分别为 $E_{\text{CSH}}=42 \text{ kJ/mol}$ 、 $k_{\text{CSH}}=1.25 \times 10^{-2}$ 。

1.2 高温作用下材料强度的劣化规律

对于混凝土材料,硬化水泥浆中水化物的胶结力决定了混凝土的整体强度,而水化物在高温作用下的脱水分解会引起硬化水泥浆的疏松和胶结力的降低,导致混凝土整体强度的劣化。当硬化水泥浆中的水化物完全水化时,硬化水泥浆的胶结力可以表示为:

$$C_{\text{HCP}} = \lambda_{\text{CSH}} C_{\text{CSH}} + \lambda_{\text{CH}} C_{\text{CH}} \quad (6)$$

式中, C_{HCP} 为单位体积硬化水泥浆的初始胶结力;

λ_{CSH} 和 λ_{CH} 为单位体积硬化水泥浆中CSH和CH所占的体积分数; C_{CSH} 和 C_{CH} 分别为单位体积CSH和CH的胶结力。

定义混凝土水化物中单位体积水化硅酸钙与氢氧化钙的黏结能力之比为 κ ,则式(6)可以表示为:

$$C_{\text{HCP}} = (\kappa \lambda_{\text{CSH}} + \lambda_{\text{CH}}) C_{\text{CH}} \quad (7)$$

因而在不考虑脱水后水化物的黏结能力时,脱水后硬化水泥浆整体的胶结力可以表示为:

$$C_{\text{HCP}}^{\text{T},1} = [\kappa(1 - \xi_{\text{CSH}}) \lambda_{\text{CSH}} + (1 - \xi_{\text{CH}}) \lambda_{\text{CH}}] C_{\text{CH}} \quad (8)$$

高温作用下水化物胶结力与脱水分解前的初始胶结力之间的关系可表示为:

$$C_{\text{HCP}}^{\text{T},1} = \left(1 - \frac{\kappa \xi_{\text{CSH}} \lambda_{\text{CSH}} + \xi_{\text{CH}} \lambda_{\text{CH}}}{\kappa \lambda_{\text{CSH}} + \lambda_{\text{CH}}}\right) C_{\text{HCP}} \quad (9)$$

令

$$\Lambda_c = \frac{\kappa \xi_{\text{CSH}} \lambda_{\text{CSH}} + \xi_{\text{CH}} \lambda_{\text{CH}}}{\kappa \lambda_{\text{CSH}} + \lambda_{\text{CH}}} \quad (10)$$

式中, Λ_c 为反映高温作用下硬化水泥浆胶结力劣化的参数。

由于硬化水泥浆的胶结力是决定材料黏聚力等强度参数大小的主要因素,硬化水泥浆胶结力的劣化必将引起黏聚力降低,因而可以定义黏聚力的劣化规律为:

$$c' = (1 - \Lambda_c) c \quad (11)$$

式中, c 为初始黏聚力; c' 为水化物发生脱水分解后的黏聚力。

忽略水化物的脱水分解对内摩擦角的影响,高温作用后混凝土的无侧限单轴抗压强度可以表示为:

$$f_c' = 2c' \tan(45^\circ + \varphi/2) = (1 - \Lambda_c) f_c \quad (12)$$

根据公式(7)和(10),并考虑到氢氧化钙晶体的脱水分解主要发生在400℃以后,则参数 κ 可以表示为:

$$\kappa = \frac{(1 - f_c'(400^\circ\text{C})/f_c) \lambda_{\text{CH}}}{\xi_{\text{CSH}}^{400^\circ\text{C}} \lambda_{\text{CSH}} - (1 - f_c'(400^\circ\text{C})/f_c) \lambda_{\text{CSH}}} \quad (13)$$

式中, $f_c'(400^\circ\text{C})$ 和 $\xi_{\text{CSH}}^{400^\circ\text{C}}$ 分别为400℃时的单轴抗压强度和CSH脱水度。

1.3 高温作用下材料变形性能的劣化规律

混凝土的变形参数不仅受硬化水泥浆高温分解的影响,而且与骨料的高温性能退化有关。骨料的高温性能退化是由内部晶体结构软化及颗粒间变形不协调产生的微裂纹等原因引起的,因而与水

化物的脱水过程相比可以近似认为是瞬时发生,即骨料的劣化规律仅与材料所受最高温度的大小有关,为此本文取一简化模型为:

$$\Lambda_g = 1 - \exp(-\alpha T^2) \quad (14)$$

式中, Λ_g 为骨料高温性能劣化参数; α 为材料参数, 对于花岗岩可取 $\alpha = 1 \times 10^{-5}$ 。

忽略温度对泊松比的影响, 在高温作用下硬化水泥浆和骨料的弹性模量表达式为:

$$E'_{HCP} = (1 - \Lambda_c) E_{HCP} \quad (15)$$

$$E'_g = (1 - \Lambda_g) E_g \quad (16)$$

式中, E'_{HCP} 和 E'_g 为高温作用下硬化水泥浆和骨料的弹性模量; E_{HCP} 和 E_g 为二者初始弹性模量。

根据近年发展起来的复合材料损伤理论^[15], 将骨料视为不同尺寸球体随机分布在硬化水泥浆中, 则混凝土土整体的弹性模量可以表示为:

$$E' = f(\gamma_g) E'_{HCP} \quad (17)$$

式中, γ_g 为混凝土中骨料所占体积分数; $f(\gamma_g)$ 为骨料的出现引起的整体弹性模量变化, 可表示为:

$$f(\gamma_g) = 1 + \frac{\gamma_g}{(1 - \gamma_g)/3 + 1/[(E_g/E_{HCP}) - 1]} \quad (18)$$

对于普通硅酸盐混凝土, 可近似取 $E_g/E_{HCP} = 3 \sim 5$, $\gamma_g = 0.6 \sim 0.7$ 。

2 隧道火灾数值分析模型

2.1 混凝土高温损伤模型计算程序

采用FLAC3D有限差分数值软件, 根据前文建立的混凝土高温损伤分析模型, 通过FISH语言开发相应的计算程序, 计算过程如下:

(1) 设置温度时间步 dt , 考虑到混凝土中温度传播相对缓慢, 本文取 $dt = 10$ s。

(2) 利用FLAC3D软件中的热分析模型计算每一时间步作用后各单元节点上的温度 T'_j 。

(3) 对各单元节点上温度 $T'_j (j = 1, 2, \dots, 8)$ 求平均值, 得到单元的平均温度 T_i 。

(4) 计算每一时步内单元温度增量 $dT_i = T_i - T_{i-1}$ 。

(5) 由式(3)计算各单元的脱水度 $d\xi_i$, 由式(10)和式(18)计算黏聚力和弹性模量的劣化参数。

(6) 由式(11)和式(17)计算黏聚力及弹性模量的当前值。

(7) 重复(1)~(6)步, 计算到预订时间终止。

2.2 数值模型及参数选取

计算模型选取上海某区间盾构隧道工程^[16], 隧道外径6.2 m, 内径5.5 m; 衬砌管片宽度1.2 m, 厚度0.35 m; 模型计算区域横向100 m, 竖向50 m, 隧道埋深19.4 m, 隧道数值计算单元网格划分如图1所示。计算过程中, 混凝土高温损伤模型采用计算参数为: $m_{C_3S} = 0.8$, $m_{C_2S} = 0.2$, $E_g/E_{HCP} = 4$, $\alpha = 1 \times 10^{-5}$, $\kappa = 4.2$, $\gamma_g = 0.65$ 。对于混凝土和软土均采用摩尔-库伦模型, 计算所需参数见表1。

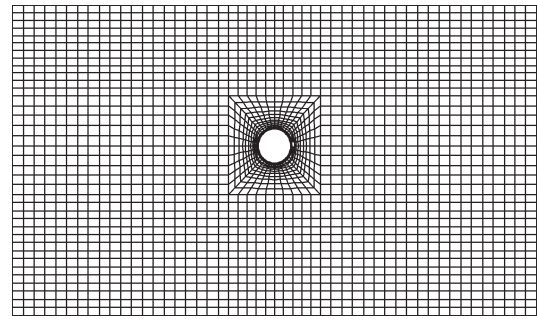


图1 单元网格划分

Fig.1 Meshing of the finite element model

由于隧道内部空间狭小, 火灾发生后, 燃烧释放的热量不易散发, 隧道内部的温度迅速升高, 如重型货车燃烧, 最高温度可达1 200~1 300 °C, 在充分燃烧阶段, 温度可达1 800 °C^[17], 为此, 本文取隧道内最高温度为1 200 °C, 并假设火灾发生时的升温速率为120 °C/min, 降温速率为20 °C/min, 隧道内衬砌表面温度变化曲线如图2所示。

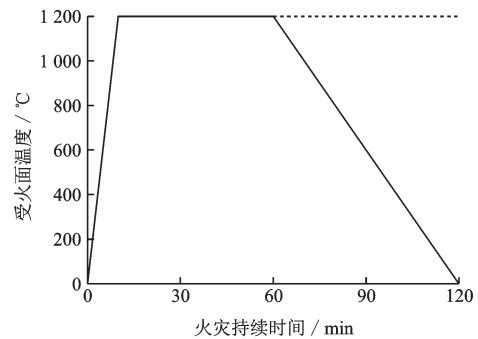


图2 受火面温度变化曲线

Fig.2 Temperature-time history after tunnel fire

2.3 数值计算方案

考虑到本文分析的重点是不同火灾工况作用

表1 模型计算参数

Table 1 Material properties of the model

名称	热传导系数 J/(s·m·°C)	热膨胀系数	比热 J/(kg·°C)	密度/ (kg·m ⁻³)	体积模量/ MPa	剪切模量/ MPa	黏聚力/ kPa	内摩擦 角/(°)	抗拉强度/ kPa
混凝土	1.8	1×10 ⁻⁵	830	2 500	6 960	12 960	2 760	53.9	1 000
软土	2.0	1×10 ⁻⁵	800	1 800	1.39	3.64	16	13.5	10

下衬砌结构内力响应及隧道整体稳定性的变化规律,故在数值计算过程中不考虑活荷载及地下水位变化影响,仅考虑结构自重作用下的荷载。另外,温度对软土力学性能的影响较小,因而不考虑温度作用下软土材料力学性能的变化。具体模拟过程如下:

(1)建立原始软土地层模型,模拟原始地层的应力状态,而后隧道开挖并及时设置支护结构,使模型达到平衡稳定状态,模拟隧道初始应力状态。

(2)对隧道路面上方衬砌施加温度荷载,利用混凝土高温模型计算程序,计算不同火灾持续时间作用下混凝土的高温损伤及材料性能的劣化程度,得到材料黏聚力及弹性模量的当前值。

(3)计算不同火灾持续时间作用下衬砌应力状态变化及结构变形情况,并利用有限元强度折减法分析火灾作用下隧道稳定性的变化规律。

3 计算结果分析

3.1 衬砌内部温度及损伤分布

不同火灾持续时间作用下,隧道拱顶衬砌内的温度分布及混凝土力学性能的变化规律如图3~6所示。随着时间的增加,衬砌内各点温度逐渐升高,黏聚力及弹性模量等力学参数也随之降低,如

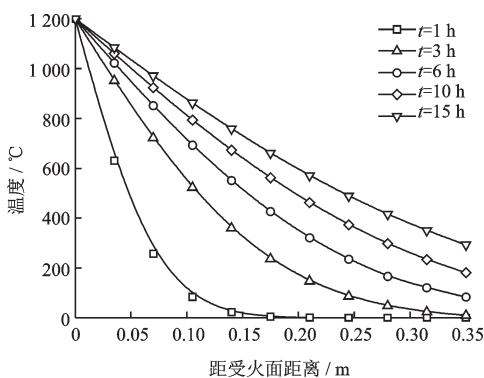


图3 沿衬砌厚度方向上温度分布

Fig.3 Temperature distributions at top of tunnel

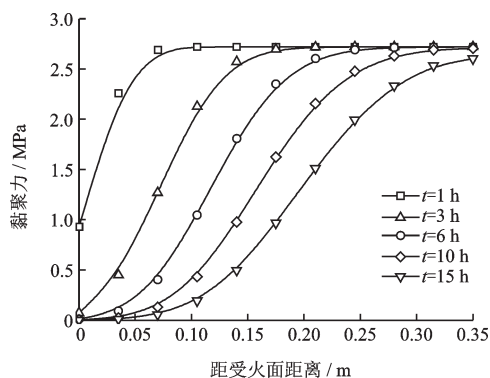


图4 混凝土黏聚力变化规律

Fig.4 Distributions of cohesion at the tunnel crown

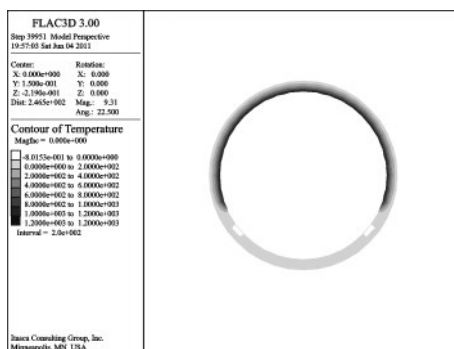


图5 t=6 h时衬砌温度分布云图

Fig.5 Distributions of lining temperature at t=6 h

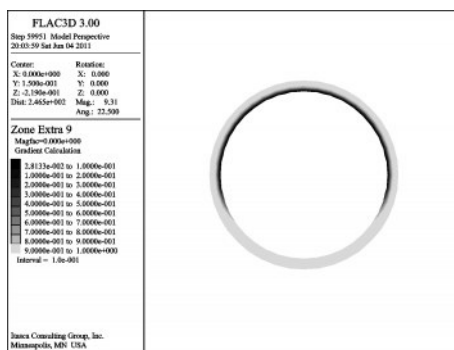


图6 t=6 h时混凝土黏聚力变化云图

Fig.6 Distributions of concrete cohesion at t=6 h

t=6 h时,距受火面10 cm处的温度为670 °C、黏聚力为1.05 MPa、弹性模量为2.17 GPa,二者分别比初始状态降低了61.1%和91.9%。由于混凝土的

高温脱水过程相对缓慢,因而黏聚力的劣化并不是与温度的增长同步发生的,而是有一定的延迟,表明衬砌材料损伤不仅与其所受最高温度有关,而且与温度作用时间有关。

3.2 衬砌结构应力状态变化规律

图7~10给出了衬砌结构应力状态的变化规律。图7为不同火灾持续时间作用下,隧道拱顶切向应力 σ_x 沿衬砌厚度方向上(径向)的分布曲线(以拉为正),随着火灾持续时间的增长,切向峰值应力逐渐减小并向温度较低一侧移动。如 $t=3$ h时,拱顶峰值切向应力发生在距受火面12 cm处,大小为-16.4 MPa,而 $t=10$ h时,拱顶切向峰值应力发生在距受火面23 cm处,大小为-10.4 MPa;在火灾初期衬砌内表面(邻近受火面一侧)受高温作用产生热膨胀,导致相应位置出现较大的膨胀应力,但随着温度的传播及混凝土材料性能的劣化,高温损伤部分的混凝土所能承受的应力逐渐减小,因而切向峰值应力逐渐向衬砌外表面(远离受火面一侧)移动,且分布范围逐渐扩大。图8为不同火灾持续时间作用下,隧道拱顶径向应力 σ_y 沿衬砌厚度方向上的分布曲线。计算结果表明,随着火灾持续时间的增加,径向峰值应力逐渐向温度较低一侧移动;与拱顶切向应力相比,径向峰值应力也逐渐减小,但其大小与减小幅度都相对较小;不同火灾持续时间作用下峰后径向应力基本在一条斜线上。由于拱顶衬砌内表面无竖向约束,混凝土升温后可以自由膨胀,因而径向应力随火灾持续时间的变化主要受混凝土材料性能劣化的影响。图9给出了 $t=6$ h时衬砌水平方向上应力变化云图,可以看出衬砌上下两侧水平方向上应力较大,其中衬砌下侧未受火灾影响,水平方向上应力最大值发生在衬砌外表面,而衬砌上侧受热膨胀和高温损伤的影响,水平方向上应力最大值发生在衬砌中部。图10给出了 $t=6$ h时衬砌竖直方向上应力变化云图,可以看出衬砌左右两侧应力相对较大。

3.3 隧道整体稳定性变化规律

盾构隧道主要呈现压剪破坏,因而本文计算时采用剪切安全系数,即只对材料的抗剪强度参数黏聚力和内摩擦角进行折减,而没有对抗拉强度进行折减,现有研究也表明是否折减抗拉强度对所求的安全系数影响较小,一般都小于1%^[18]。

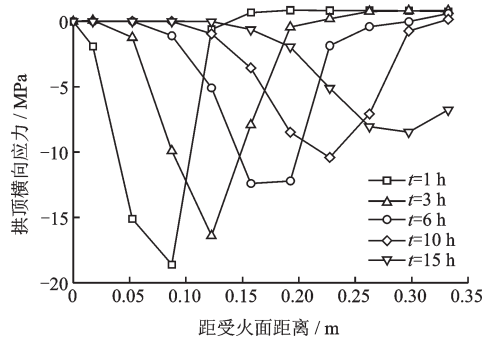


图7 拱顶衬砌切向应力变化规律

Fig.7 Distributions of circumferential stress at the tunnel crown

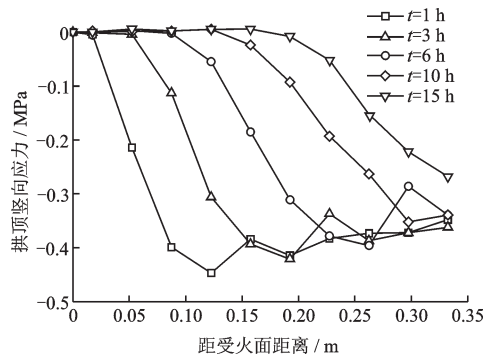


图8 拱顶衬砌径向应力变化规律

Fig.8 Distributions of lining radial stress at the tunnel crown

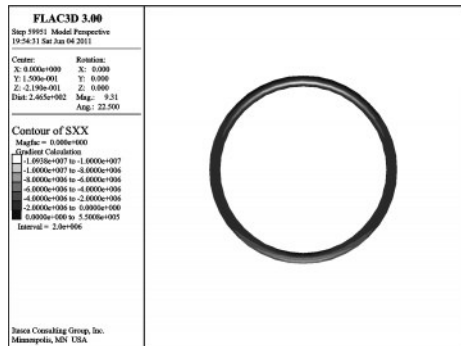


图9 $t=6$ h时衬砌水平方向上应力变化云图

Fig.9 Distributions of lining horizontal stress at $t=6$ h

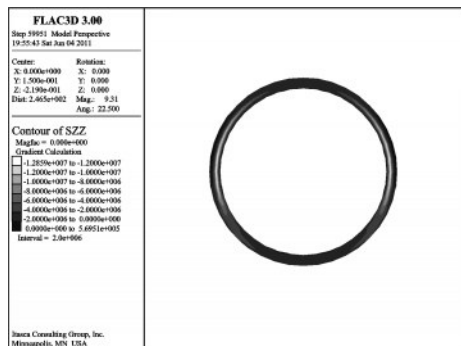


图10 $t=6$ h时衬砌竖直方向上应力变化云图

Fig.10 Distributions of lining vertical stress at $t=6$ h

计算采用摩尔-库伦模型,强度折减安全系数 k 可以定义为:

$$\tau = \frac{(c + \sigma \tan \varphi)}{k} = c' + \sigma \tan \varphi' \quad (19)$$

$$c' = \frac{c}{k}, \tan \varphi' = \frac{\tan \varphi}{k} \quad (20)$$

式中, c 、 φ 分别为初始黏聚力和内摩擦角。

图 11 给出了不同火灾持续时间作用下隧道整体稳定安全系数的变化曲线,从计算结果可以看出,在火灾初期,安全系数下降明显,火灾后 4 h 安全系数由 3.50 降到 2.97,降幅达 15%,随着火灾时间的增加,安全系数降幅逐渐减小,表明火灾高温引起的衬砌损伤对隧道整体稳定性的影响逐渐减小;在火灾持续时间达到 70 h 后,隧道整体安全系数降为 1,此时隧道结构已达到出现整体垮塌的临界状态。图 12 给出了拱顶围岩竖向位移随火灾持续时间的变化规律,从计算结果可以看出,在火灾发生 0~35 h,竖向位移基本呈线性增加,当超过 35 h 后,变形急剧增大,隧道将无法正常使用需求。通过上述分析可以发现,当火灾持续时间在 35 h 以内时,隧道整体安全系数大于 1.5,拱顶变形在可控范围内(最大竖向变形为 -33.4 mm),因而

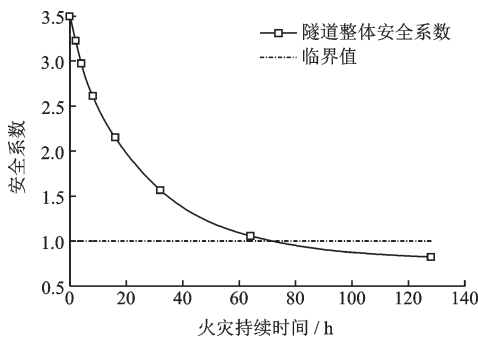


图 11 隧道安全系数变化曲线

Fig.11 Time-history of safety factor of the tunnel

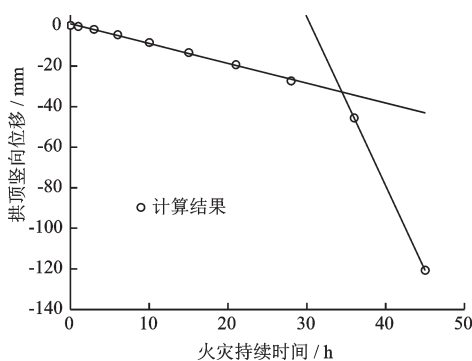
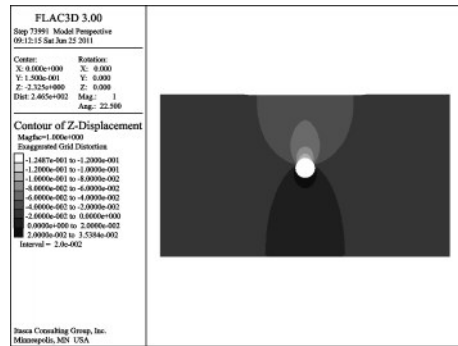


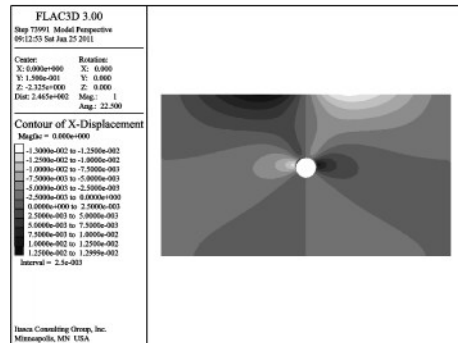
图 12 隧道拱顶围岩竖向变形规律

Fig.12 Variation of vertical deformation at the tunnel crown

可以根据混凝土的损伤情况对衬砌进行修复继续使用;当火灾持续时间为 35~70 h 时,虽然隧道整体安全系数大于 1,但拱顶已出现较大变形,此时衬砌已基本破坏,隧道不能满足正常使用需求,因而需要对衬砌结构进行重新修筑;当火灾持续时间超过 70 h 后,安全系数已小于 1,隧道即已破坏。图 13 为火灾持续时间 45 h 后围岩竖向和横向位移分布云图。



(a) 竖向位移



(b) 横向位移

图 13 $t=45$ h 时围岩位移云图

Fig.13 Contour of horizontal deformation at $t=45$ h

4 结论

(1)从混凝土高温作用下的微观损伤机理出发,在对硬化水泥浆中水化物脱水分解和骨料高温性能退化规律的研究基础上,建立了混凝土热-化学损伤模型,揭示了混凝土高温性能劣化机理。

(2)以上海某软土地区盾构隧道为例,研究了火灾作用下衬砌结构的高温损伤过程,得到了不同火灾持续时间作用下,衬砌结构的力学响应、围岩变形及隧道稳定性的变化规律。

(3)随着时间的增加,衬砌内各点温度逐渐升高,黏聚力等力学参数随之降低,但黏聚力的劣化并不与温度的增长同步发生,而是有一定延迟。表

明混凝土力学性能的劣化受温度大小和温度持续时间的共同影响。

(4)火灾作用下衬砌结构应力变化与材料的热膨胀和高温损伤密切相关,随火灾持续时间的延长,热膨胀引起的衬砌切向和径向峰值应力逐渐减小并向温度较低一侧移动,其中以衬砌切向峰值应力变化更为明显。

(5)隧道围岩变形在35 h之前,随火灾持续时间的增加呈线性增大,当超过35 h后,变形急剧增大;隧道安全系数随着火灾时间的增加逐渐降低,但降幅逐渐减小,当超过70 h后,安全系数小于1,表明隧道已坍塌破坏。

参考文献:

- [1] Lonnermark A. On the characteristics of fires in tunnels [D]. Lund: Lund University, 2005.
- [2] 彭立敏,刘小兵,韩玉华.隧道火灾后衬砌承载能力的可靠度评估方法[J].中国铁道学报,1998,19(4):88-94.
Peng L M, Liu X B, Han Y H. A reliability evaluating method about the load-bearing capability of tunnel lining after a fire accident[J]. China Railway Science, 1998, 19(4):88-94.(in Chinese)
- [3] 安永林,彭立敏,杨伟超.基于FDS仿真火灾温度下隧道衬砌安全评估[J].灾害学,2008,23(2):96-100.
An Y L, Peng L M, Yang W Ch. Assessment of tunnel lining damage based on high temperature derived from FDS simulation [J]. Journal of Catastrophology, 2008,23(2):96-100. (in Chinese)
- [4] 徐志胜,万俊,王薇.火灾下盾构隧道管片衬砌热力耦合数值分析[J].中国安全科学学报,2009,19(10):46-51.
Xu Zh Sh, Wan J, Wang W. Numerical analysis on the coupling of thermal field and stress field in the shield tunnel segment under fire [J]. China Safety Science Journal, 2009,19(10):46-51. (in Chinese)
- [5] 闫治国.隧道衬砌结构火灾高温力学行为及耐火方法研究[D].上海:同济大学,2007.
Yan Zh G. A study on mechanical behaviors and fire-proof methods of tunnel lining structure during and after fire Scenarios [D]. Shanghai: Tongji University, 2007. (in Chinese)
- [6] Savov K, Lackner R, Mang H A. Stability assessment of shallow tunnels subjected to fire load[J]. Fire Safety Journal, 2005, 40(8):745-763.
- [7] Ulm F J, Coussy O, Bazant Z P. The "Chunnel" fire. I: chemoplastic softening in rapidly heated concrete[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1999, 125(3): 272-282.
- [8] Pichler C, Lackner R, Herbert A, et al. Safety assess-

- ment of concrete tunnel linings under fire load[J]. Journal of Structural Engineering, 2006,132(6):961-969.
- [9] 傅宇方,黄玉龙,潘智生,等.高温条件下混凝土爆裂机理研究进展[J].建筑材料学报,2006,9(3):323-329.
Fu Y F, Huang Y L, Pang Zh Sh, et al. Literature review of study on mechanism of explosive spalling in concrete at elevated temperature [J]. Journal of Building Materials, 2006,9(3):323-329. (in Chinese)
- [10] Mu J, Perlmutter D D. Thermal decomposition of carbonates, carboxylates, oxalates, acetates, formates and hydroxides [J]. Thermochemica Acta, 1981,49(2/3): 207-218.
- [11] Criado J M, Morales J. On the thermal decomposition mechanism for the dehydroxylation of alkaline earth hydroxides [J]. Journal of Thermal Analysis, 1976, 10: 103-110.
- [12] 时旭东,刘超,李亮,等.亚高温持续作用混凝土受压强度试验研究[J].建筑科学,2011,41(8):106-109.
Shi X D, Liu Ch, Li L, et al. Experimental study on compressive strength of concrete under lasting subject high temperature [J]. Journal of Building Structures, 2011,41(8): 106-109. (in Chinese)
- [13] 过镇海,李卫.混凝土在不同应力-温度途径下的变形试验和本构关系[J].土木工程学报,1993,26(5):58-69.
Guo Zh H, Li W. Deformation testing and constitutive relationship of concrete under different stress-temperature paths [J]. China Civil Engineering Journal, 1993, 26(5): 58-69. (in Chinese)
- [14] Harmarthy T Z. Thermal properties of concrete at elevated temperatures [J]. Journal of Materials, JMLSA, 1970, 5(1): 47-74.
- [15] Xi Y, Eskandari-Ghadi M, Suwito, et al. Damage theory based on composite mechanics [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2006,132(11):1-10.
- [16] 孙玉永,周顺华,宫全美.软土地区盾构掘进引起的深层位移场分布规律[J].岩石力学与工程学报,2009,28(3): 500-506.
Sun Y Y, Zhou Sh H, Gong Q M. Distribution of deep displacement field during shield tunneling in soft-soil areas [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009,28(3): 500-506. (in Chinese)
- [17] Carvel R O. Fire size in tunnel [D]. Edinburgh: Heriot-Watt University, 2004.
- [18] 郑颖人,邱陈瑜,张红,等.关于土体隧洞围岩稳定性分析方法的探讨[J].岩石力学与工程学报,2008,27(10): 1968-1980.
Zheng Y R, Qiu Ch Y, Zhang H, et al. Exploration of stability analysis methods for surrounding rocks of soil tunnel [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008,27(10): 1968-1980. (in Chinese)

(本文责编:池营营)