

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.2020.02.012

普通硅酸盐混凝土高温性能劣化分析模型*

李忠友¹, 刘元雪², 姚志华³

(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: 混凝土材料的高温力学性能劣化规律是混凝土结构防火设计及灾后评估的重要依据。基于普通硅酸盐混凝土材料内部各组分在高温作用下的微观物理化学变化, 研究了硬化水泥浆中水化物高温分解和骨料材料性能的劣化过程, 揭示了混凝土在高温作用下宏观力学性能劣化的机理, 建立了用于描述普通硅酸盐混凝土高温力学性能劣化规律的分析模型, 在传统模型仅能考虑温度大小影响的基础上进一步考虑温度持续时间对材料力学性能劣化的影响。利用FLAC3D软件中的FISH语言开发了相应的计算程序, 并用于分析混凝土试块在不同温度和时间作用下材料抗压强度和弹性模量等随温度的劣化规律, 与现有试验结果对比表明模型能够合理反映混凝土在高温作用下材料性能的劣化过程。

关键词: 混凝土; 力学性能; 高温劣化; 分析模型

中图分类号: TU528 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2020)02-0229-07

Analysis Model on Deterioration of Ordinary Silicate Concrete under High Temperature

LI Zhongyou¹, LIU Yuanxue², YAO Zhihua³

(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: The deterioration of mechanical properties of concrete at high temperature plays an important role in fire prevention design and assessment of concrete structure after fire. On the basis of the microscopic physical and chemical changes of inner components in concrete, the thermal decomposition process of hydrates and the thermal damage process of aggregate at high temperature were studied, and then an analysis model for material properties description of concrete at high temperature was put forward. This model can not only take into account the influence of temperature amplitude as traditional methods, but also consider the impact of temperature duration. The corresponding computer program was developed by the FISH language in the fast Lagrangian analysis of continua (FLAC^{3D}). The program was then used to analyze the change law of compressive strength and elastic modulus of test blocks under different temperature amplitude and temperature duration. The simulation results agree well with those of experimental tests. It indicates that the model is correct and feasible.

Keywords: concrete; mechanical properties; thermal decomposition; analysis model

* 收稿日期:2018-04-13;修回日期:2018-09-14

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。Email:sklzy2013@sina.com

引言

混凝土具有良好的力学性质和稳定的耐久性,通常被认为是耐火材料,在工业建筑和民用建筑中都得到广泛应用。然而近年来发生的多场火灾事故(如1996年英法海峡隧道、1999年勃朗峰隧道、2001年美国世贸中心等)表明,在火灾等高温作用下,混凝土材料的力学性能会发生严重劣化,进而引起结构承载力的降低和稳定性的下降,甚至诱发房倒屋塌等灾难性后果。因而开展混凝土材料高温力学性能劣化规律的研究对混凝土结构的防火设计及灾后评估具有重要意义和工程应用价值。

自20世纪90年代起,众多国内外学者^[1-4]就已开展了火灾等高温作用下混凝土力学性能试验研究,并提出了单轴抗压、抗拉强度及弹性模量等力学性能的高温劣化分析模型。限于当时试验条件和研究方法的制约,这些分析模型仅考虑温度大小的影响,而没有就其劣化机理及影响因素进行深入研究。近年来,F. J. Ulm等^[5]、B. M. Luccioni等^[6]对混凝土的高温力学性能劣化机理进行深入研究,认为硬化水泥浆和骨料在高温作用下发生的物理化学变化是引起混凝土高温力学性能劣化的根本原因。朋改飞等^[7]、K. Sakr等^[8]、N. Ivanka等^[9]也通过试验证实了除温度大小以外,水化物脱水度、恒温持续时间及骨料类型对混凝土高温力学性能存在显著影响。现有通过试验数据拟合分析建立的高温力学性能劣化分析模型^[1-4]无法全面考虑这些因素的影响,不能真实的展现混凝土材料的高温劣化过程,限制了模型在实际工程中的应用。因而,从混凝土高温力学性能劣化机理出发,建立合理的分析模型是当前研究中亟待解决的问题。

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。已有研究表明^[10-12]:混凝土所受温度达到110℃时,其内部水化硅酸钙凝胶开始脱水分解,温度达到280℃至330℃时钙矾石开始分解,温度达到400℃时氢氧化钙晶体开始分解。水化物在高温作用下发生的脱水分解等化学发应,必然会引起硬化水泥浆黏结力的降低和内部微孔洞的粗化,进而导致混凝土整体强度的损失和力学性能的劣化。另

外,在高温作用下骨料内部晶体结构的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,因而骨料高温性能的退化会进一步加剧混凝土力学性能的劣化。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(但仍考虑其对混凝土弹性模量等力学性能的影响);(3)硬化水泥浆中的水泥熟料颗粒完全水化,即认为水化程度为100%。

本文从硬化水泥浆和骨料两组份在高温作用下的物理化学变化出发,分析了硬化水泥浆中水化物脱水分解和骨料高温性能退化对材料黏聚力、弹性模量等基本力学参数的影响,建立了用于描述混凝土高温力学性能劣化规律的分析模型。模型揭示了混凝土的高温性能劣化机理,全面考虑了温度大小、持续时间及骨料类型等诸多因素的影响,因而能够更为真实的反映混凝土结构的高温损伤过程。

1 混凝土热-化学耦合分析模型

1.1 水化物的组成及其含量

硬化水泥浆中水化物的种类及含量对混凝土的强度等材料性能有着重要影响,而其本身又受水泥熟料的组成及水化程度等因素的控制。对于普通硅酸盐混凝土,硬化水泥浆中的水化硅酸钙凝胶和氢氧化钙晶体主要由水泥熟料中的硅酸三钙(C₃S)和硅酸二钙(C₂S)水化生成。由于水化硅酸钙凝胶形式复杂,在不同水化条件下生成的水化硅酸钙凝胶化学分子式不同,为简化计算,其化学分子式可统一表示为C_{3.4}S₂H₈,因而硅酸三钙和硅酸二钙的水化反应可以表示为^[12]:



从上式可以看出,1 mol的硅酸三钙可以生成0.5 mol的水化硅酸钙凝胶和1.3 mol的氢氧化钙晶体;1 mol的硅酸二钙可以生成0.5 mol的水化硅酸钙凝胶和0.3 mol的氢氧化钙晶体。当水泥熟料完全水化后,水化硅酸钙凝胶的体积为:

$$V_{\text{CSH}} = V_{\text{CSH}}^{\text{C}_3\text{S}} + V_{\text{CSH}}^{\text{C}_2\text{S}} \quad (3)$$

式中, $V_{\text{CSH}}^{\text{C}_3\text{S}}$ 和 $V_{\text{CSH}}^{\text{C}_2\text{S}}$ 分别为 C_3S 和 C_2S 水化生成的 CSH 的体积, 可以由相应的水化反应方程式求得:

$$V_{\text{CSH}}^{\text{C}_3\text{S}} = \eta_{\text{CSH}}^{\text{C}_3\text{S}} \frac{\rho_{\text{C}_3\text{S}}^* / \mu_{\text{C}_3\text{S}}}{\rho_{\text{CSH}} / \mu_{\text{CSH}}} V_{\text{c}}^0 \quad (4)$$

$$V_{\text{CSH}}^{\text{C}_2\text{S}} = \eta_{\text{CSH}}^{\text{C}_2\text{S}} \frac{\rho_{\text{C}_2\text{S}}^* / \mu_{\text{C}_2\text{S}}}{\rho_{\text{CSH}} / \mu_{\text{CSH}}} V_{\text{c}}^0 \quad (5)$$

式中, $\eta_{\text{CSH}}^{\text{C}_3\text{S}} = \eta_{\text{CSH}}^{\text{C}_2\text{S}} = 0.5$ 为 1 mol 的 C_3S 和 C_2S 水化生成 CSH 的物质的量; $\mu_{\text{C}_3\text{S}}$ 、 $\mu_{\text{C}_2\text{S}}$ 和 μ_{CSH} 为相应物质的摩尔质量; $\rho_{\text{CSH}} = 2.04 \text{ g/cm}^3$ 为 CSH 的密度; $\rho_{\text{C}_3\text{S}}^*$ 和 $\rho_{\text{C}_2\text{S}}^*$ 分别为 C_3S 和 C_2S 的表观密度。假设水泥熟料仅由 C_3S 和 C_2S 组成时, $\rho_{\text{C}_3\text{S}}^*$ 和 $\rho_{\text{C}_2\text{S}}^*$ 可由下式求得:

$$\rho_{\text{X}}^* = \rho_{\text{c}} m_{\text{X}} \quad (6)$$

式中, 下标 X 表示水泥熟料的组成成分 (C_3S 和 C_2S); ρ_{c} 为水泥熟料的密度; m_{X} 为单位质量水泥熟料中 C_3S 和 C_2S 所占的质量分数。

整理后, 可以得到单位质量水泥熟料完全水化后生成的 CSH 体积为:

$$V_{\text{CSH}} = \frac{\eta_{\text{CSH}}^{\text{C}_3\text{S}} m_{\text{C}_3\text{S}} / \mu_{\text{C}_3\text{S}} + \eta_{\text{CSH}}^{\text{C}_2\text{S}} m_{\text{C}_2\text{S}} / \mu_{\text{C}_2\text{S}}}{\rho_{\text{CSH}} / \mu_{\text{CSH}}} \quad (7)$$

同理, 水泥熟料完全水化后氢氧化钙的体积为:

$$V_{\text{CH}} = \frac{\eta_{\text{CH}}^{\text{C}_3\text{S}} m_{\text{C}_3\text{S}} / \mu_{\text{C}_3\text{S}} + \eta_{\text{CH}}^{\text{C}_2\text{S}} m_{\text{C}_2\text{S}} / \mu_{\text{C}_2\text{S}}}{\rho_{\text{CH}} / \mu_{\text{CH}}} \quad (8)$$

式中, $\eta_{\text{CH}}^{\text{C}_3\text{S}} = 1.3$; $\eta_{\text{CH}}^{\text{C}_2\text{S}} = 0.3$; $\rho_{\text{CH}} = 2.24 \text{ g/cm}^3$; $\mu_{\text{C}_3\text{S}} = 228$; $\mu_{\text{C}_2\text{S}} = 172$; $\mu_{\text{CSH}} = 454.4$; $\mu_{\text{CH}} = 74$ 。对于普通硅酸盐水泥, 取 $m_{\text{C}_3\text{S}} = 0.8$, $m_{\text{C}_2\text{S}} = 0.2$, 则根据上式可以得到水泥熟料完全水化后生成物中 CSH 和 CH 所占体积比例分别为 0.76 和 0.24。

1.2 水化物脱水度的变化规律

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, 对于粉末状水化物的高温脱水过程, 已有学者^[13-14]进行了深入的研究并提出相应的热动力模型, 所得规律大体相同, 但这些模型并不能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的驱动, 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^[15]表明, 混凝土在恒温持续超过 6 h 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, 因而本文提出了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为:

$$\xi_i = 1 - \exp\left[-k_i \exp\left(-\frac{E_i}{RT}\right) f(t)\right] \quad (9)$$

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; $R = 8.134 \text{ J/molK}$, 为通用气体常数; k_i 为指数前的因子; $f(t)$ 为与脱水稳定时间有关的函数:

$$f(t) = A[1 - \exp(-Bt)] \quad (10)$$

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:

$$d\xi_i = \alpha dt + \beta dT \quad (11)$$

式中,

$$\alpha = k_i \exp\left(-\frac{E_i}{RT}\right) (1 - \xi_i) AB \exp(-Bt) \quad (12)$$

$$\beta = k_i \exp\left(-\frac{E_i}{RT}\right) (1 - \xi_i) \left(\frac{E_i}{RT^2}\right) f(t) \quad (13)$$

利用过镇海等^[1-2]的试验结果, 按 1.3 节的方法计算可以得到氢氧化钙晶体分解的活化能和指数前因子分别为 $E_{\text{CH}} = 155 \text{ kJ/mol}$, $k_{\text{CH}} = 1.65 \times 10^6$; 水化硅酸钙凝胶分解的活化能和指数前因子分别为 $E_{\text{CSH}} = 42 \text{ kJ/mol}$, $k_{\text{CSH}} = 1.25 \times 10^{-2}$ 。以水化硅酸钙凝胶为例, 图 1 给出了不同温度下, 水化硅酸钙凝胶的脱水度随恒温持续时间的变化曲线, 水化硅酸钙凝胶在不同温度下的脱水度随恒温持续时间的增加而逐渐增大, 当恒温持续时间超过 6 h 后脱水度逐渐趋于定值。不同温度恒温持续时间 6 h 后混凝土内水化产物脱水度曲线如图 2 所示, 水化硅酸钙凝胶的脱水主要发生在 $100 \text{ }^\circ\text{C}$ 之后, 而氢氧化钙晶体的脱水主要发生在 $400 \text{ }^\circ\text{C}$ 之后, 与现有试验研究结果基本吻合。

1.3 水化物分解对材料强度的影响

对于混凝土材料, 硬化水泥浆中水化物的胶结

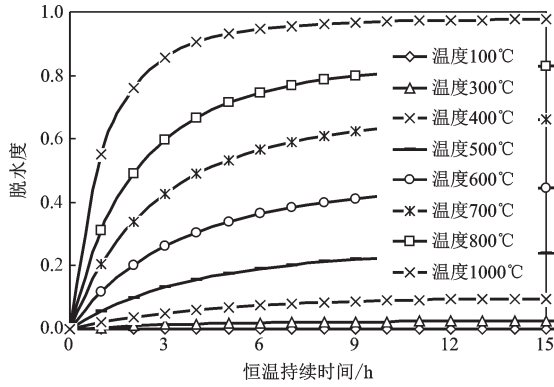


图1 水化硅酸钙脱水度曲线

Fig.1 Dehydration degree of hydrated calcium silicate

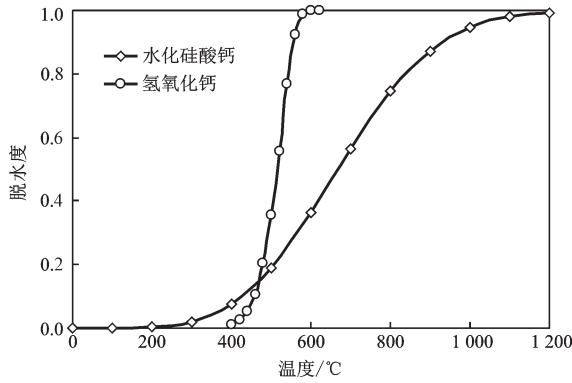


图2 恒温持续时间6小时水化物脱水度曲线

Fig.2 Dehydration degree of hydration products for 6h

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表示为:

$$C_{HCP} = \lambda_{CSH} C_{CSH} + \lambda_{CH} C_{CH} \quad (14)$$

式中, C_{HCP} 表示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} 分别表示单位体积 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(14)可以表示为:

$$C_{HCP} = (\kappa \lambda_{CSH} + \lambda_{CH}) C_{CH} \quad (15)$$

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:

$$C_{HCP}^{T,\Delta} = [\kappa(1 - \xi_{CSH})\lambda_{CSH} + (1 - \xi_{CH})\lambda_{CH}] C_{CH} \quad (16)$$

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:

$$C_{HCP}^{T,\Delta} = \left(1 - \frac{\kappa \xi_{CSH} \lambda_{CSH} + \xi_{CH} \lambda_{CH}}{\kappa \lambda_{CSH} + \lambda_{CH}}\right) C_{HCP} \quad (17)$$

令

$$\Delta_c = \frac{\kappa \xi_{CSH} \lambda_{CSH} + \xi_{CH} \lambda_{CH}}{\kappa \lambda_{CSH} + \lambda_{CH}} \quad (18)$$

式中, Δ_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的降低,因而可以定义黏聚力的劣化规律:

$$c' = (1 - \Delta_c) c \quad (19)$$

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:

$$f'_c = 2c' \tan(45^\circ + \varphi/2) = (1 - \Delta_c) f_c \quad (20)$$

根据式(17)和(20),并考虑到氢氧化钙晶体的脱水分解主要发生在 400 °C 以后,参数 κ 可以表示为:

$$\kappa = \frac{(1 - f'_c(400^\circ\text{C})/f_c) \lambda_{CH}}{\xi_{CSH}^{400^\circ\text{C}} \lambda_{CSH} - (1 - f'_c(400^\circ\text{C})/f_c) \lambda_{CSH}} \quad (21)$$

式中, $f'_c(400^\circ\text{C})$ 和 $\xi_{CSH}^{400^\circ\text{C}}$ 分别为 400 °C 时的单轴抗压强度和 CSH 脱水度。过镇海等^[1-2]对不同类型骨料和配合比的混凝土进行了高温强度试验,在不同温度下恒温持续时间为 6 h,根据给出的试验结果按式(21)反算,可以得到 $\kappa = 4.2$ 。

2 高温作用下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的退化有关。骨料的高温性能退化是由内部晶体结构的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:

$$\Delta_g = 1 - \exp(-\alpha T^2) \quad (22)$$

式中, Δ_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:

$$E'_{HCP} = (1 - \Delta_c) E_{HCP} \quad (23)$$

$$E'_g = (1 - \Delta_g) E_g \quad (24)$$

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^[16], 将骨料视为不同尺寸球体随机的分布在硬化水泥浆中, 则混凝土土整体的弹性模量可表示为:

$$E' = f(\gamma_g) E'_{\text{HCP}} \quad (25)$$

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:

$$f(\gamma_g) = 1 + \frac{\gamma_g}{(1 - \gamma_g)/3 + 1/\left[\left(E_g/E_{\text{HCP}}\right) - 1\right]} \quad (26)$$

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

3 混凝土单轴压缩数值试验

3.1 数值实现

采用FLAC3D有限差分数值软件, 根据前文建立的混凝土热-化学耦合分析模型, 通过FISH语言开发了相应的计算程序, 具体计算过程如下:

(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 等于 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_i^j 。

(3) 对各单元上节点温度 $T_i^j (j = 1, 2, \dots, 8)$ 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)至(6)步, 计算到预订时间终止。

3.2 混凝土单轴压缩数值模拟

以混凝土试件单轴压缩试验为例, 计算模型见图3所示。模型为 $(100 \times 100 \times 100)$ mm 的立方体, 共划分 15 625 个单元。材料为 C25 混凝土, 用摩尔-库伦模型进行模拟, 所需材料参数如下: 体积模量为 16.39 GPa, 剪切模量为 12.29 GPa, 黏聚力为 2.76 MPa, 内摩擦角为 53.9° , 抗拉强度为 1.0 MPa, 密度为 2500 kg/m^3 , 比热为 $830 \text{ J/(kg}\cdot\text{C)}$, 热膨胀系数为 1×10^{-5} , 热传导系数为 $1.6 \text{ J/(s}\cdot\text{m}\cdot\text{C)}$, 另外, 对于普通硅酸盐混凝土, 热-化学耦合分析

模型参数为 $m_{\text{C}_3\text{S}} = 0.8$, $m_{\text{C}_2\text{S}} = 0.2$, $E_g/E_{\text{HCP}} = 4$, $\alpha = 1 \times 10^{-5}$, $\gamma_g = 0.65$, $\kappa = 4.2$ 。

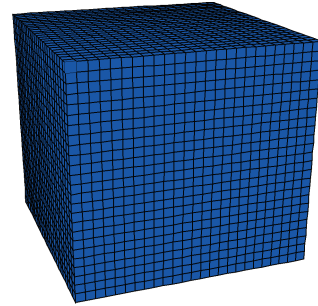


图3 数值模型

Fig.3 Numerical model

为模拟混凝土试件在不同加载温度和时间作用下内部温度分布及脱水度的变化情况, 分部在模型外表面分别施加 200、400、500、600、700、800、900、1000 °C 等 8 个等级的温度荷载, 每级温度荷载下取加载时间为 1、3 和 6 h。图 4 和图 5 给出了不同荷载条件下试件中心点的温度及脱水度变化曲线, 图 6 和图 7 为温度荷载 600 °C, 加载时间 1 h 后试件截面上温度和脱水度的分布云图。

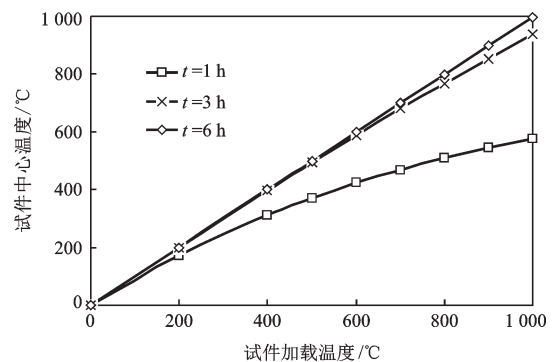


图4 试件中心点温度变化曲线

Fig.4 Temperatures at the center of specimen

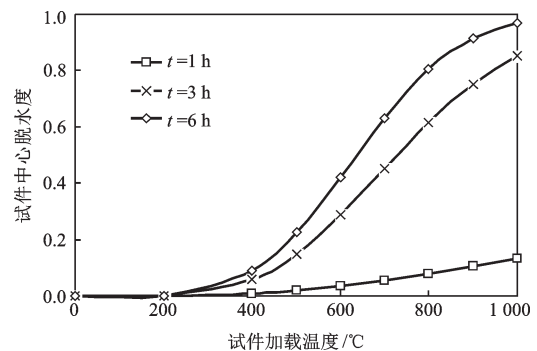


图5 试件中心点脱水度变化曲线

Fig.5 Dehydration degree at the center of specimen

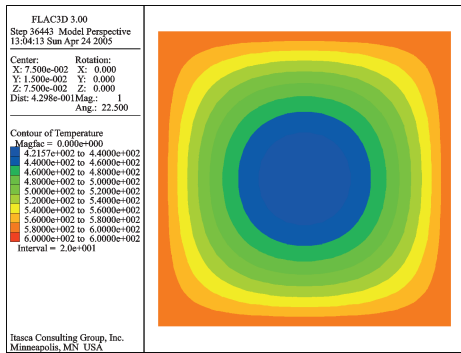


图6 试件截面温度分布

Fig.6 Temperature distribution on cross section

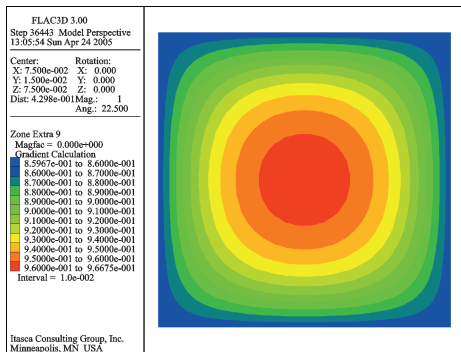


图7 试件截面脱水度分布

Fig.7 Dehydration degree distribution on cross section

从上述计算结果可以看出,随着温度荷载的增加和加载时间的延长,试件中心点温度逐渐升高,材料脱水程度不断增加;当试件加载超过3 h后,试块内温度分布基本均匀,但此时脱水并没有完成,如温度荷载为600 °C时,加载时间从3 h增加到6 h的过程中,试块中心温度仅增加11 °C(约1.8%),而脱水度却增加了13.3%,因而由脱水度增加而引起的损伤并不与温度的增长同步发生,而是有一定延迟。

3.3 计算结果分析

对高温作用后的混凝土立方体试件进行单轴压缩数值计算,步骤如下:①选取计算模型竖向为轴压加载方向,在模型底面边界施加位移约束,在模型顶部施加初始速度(计算取 1×10^{-5} mm/s);②保持加载速度不变,直至模型屈服破坏,记录屈服时模型顶部的应力和应变。

图8给出了不同加载温度和时间作用下混凝土立方体相对抗压强度变化曲线。从计算结果中可看出,混凝土的相对抗压强度随着温度的升高而逐渐减小,加载时间为6 h时不同温度作用下抗压强度和文献[1-2]给出的试验拟合结果(试验加载时间

为6 h)基本吻合,表明本文模型能够合理反映混凝土在高温作用下材料性能的劣化规律。另外,在相同温度下,随着温度加载时间的增加,混凝土的相对抗压强度逐渐降低,以600 °C时为例,恒温持续时间从1 h增长到3 h的过程中,相对抗压强度由0.91降到0.69,降幅达22%。

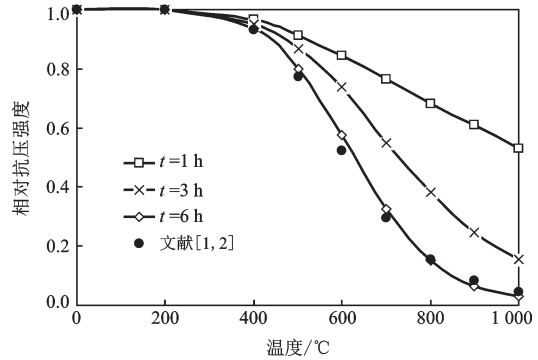


图8 混凝土相对抗压强度

Fig.8 Compressive strength of concrete

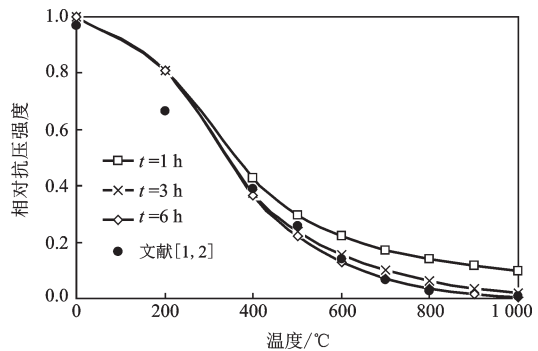


图9 混凝土相对弹性模量

Fig.9 Compressive elastic modulus of concrete

图9给出了不同加载温度和时间作用下混凝土立方体相对弹性模量的变化曲线。从图中可以看出,模型计算结果与文献[1-2]给出的试验拟合结果基本吻合,只是在200 °C时差距较大(文献[1-2]进行了加载温度为100和300 °C的试验,没有进行加载温度为200 °C时的试验,200 °C时的结果通过拟合曲线反算得到);混凝土立方体的相对弹性模量随着温度的升高而逐渐减小,与相对抗压强度相比,其随温度增加降幅更为明显,但受温度加载时间的影响相对较小。如在600 °C时,温度加载1 h和3 h的相对弹性模量分别为0.22和0.16,降幅仅为6%。

4 结论

(1) 从混凝土高温作用下的物理化学变化出

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,揭示了混凝土高温性能劣化的机理,建立了用于描述混凝土高温性能劣化规律的热—化学耦合分析模型。

(2) 提出了描述混凝土内部水化物高温脱水分解过程的热动力模型,模型能够合理的反映混凝土在高温作用下水化物脱水过程的时间效应。

(3) 利用FLAC3D软件中的FISH语言开发了用于描述混凝土高温力学性能劣化规律的热—化学耦合数值计算程序,便于分析复杂温度场作用下混凝土材料性能的劣化过程。

(4) 通过数值模型计算分析了混凝土立方体试件在不同加载温度和时间作用下的劣化规律,与现有时间结果对比验证了模型的正确性。

参考文献:

- [1] 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)
- [2] 李卫,过镇海.高温下砼的强度和变形性能试验研究[J].建筑结构学报,1993,14(1):8-16.
Li W, Guo Zh H. Experimental investigation of strength and deformation of concrete at elevated temperature [J]. Journal of Building Structures, 1993, 14(1): 8-16. (in Chinese)
- [3] 陆洲导.钢筋混凝土梁对火灾反应的研究[D].上海:同济大学,1989.
Lu Zh D. Research on the fire reflects of reinforced concrete beam [D]. Shanghai: Tongji University, 1989. (in Chinese)
- [4] Lie T T, Irwin R J. Fire resistance of rectangular steel columns filled with bar-reinforced concrete [J]. Structural Engineering, 1995, 121(5): 797-805.
- [5] Ulm F J, Coussy O, Bazant Z P. The “Chunnel” fire, I: chemo plastic softening in rapidly heated concrete[J]. Journal Engineering of Mechanics, ASCE, 1999, 125(3), 272-282.
- [6] Luccioni B M, Figueroa M I, Danesi R F. Thermo-mechanic model for concrete exposed to elevated temperatures [J]. Engineering Structures, 2003, 25(5): 729-742.
- [7] 朋改非,王金羽,Chan Y N S,等.火灾高温下硬化水泥浆的化学分解特征[J].南京信息工程大学学报(自然科学版),2009,1(1):76-81.
Peng G F, Wang J Y, Chan Y N S, et al. Chemical decomposition characteristics of hardened cement paste subjected to high temperature of fire [J]. Journal of Nanjing University of Information Science and Technology(Natural Science Edition), 2009, 1(1): 76-81. (in Chinese)
- [8] Sakr K, EL-Hakim E. Effect of high temperature or fire on heavy weight concrete properties [J]. Cement and Concrete Research, 2005, 35: 590-596.
- [9] Ivanka N, Ivana K, Ivica G. The effect of high temperatures on the mechanical properties of concrete made with different types of aggregates[J]. Fire Safety Journal, 2011, 46: 425-430.
- [10] Khoury G A, Majorana C E, Pesavento F, et al. Modeling of heated concrete [J]. Magazine of Concrete Research, 2002, 54: 77-101.
- [11] 吕天启,赵国藩,林志伸,等.高温后静止混凝土的微观分析[J].建筑材料学报,2003,6(2): 135-141.
Lyu T Q, Zhao G F, Lin Zh Sh, et al. Microscopic analysis of long standing concrete after high temperature [J]. Journal of Building Materials, 2003, 6(2): 135-141. (in Chinese)
- [12] Lee J, Xi Y P, Kaspar W, et al. A multiscale model for modulus of elasticity of concrete at high temperatures [J]. Cement and Concrete Research. 2009, 39(9):754 - 762.
- [13] Mu J, Perlmutter D D. Thermal decomposition of carbonates, carboxylates, oxalates, acetates, formates and hydroxides [J]. Thermochemica Acta, 1981, 49(2-3): 207-218.
- [14] 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.
- [15] 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 sub- high temperature [J]. Journal of Building Structures, 2011, 41(8): 106-109. (in Chinese)
- [16] Xi Y, Ghadi M E, Suwito S S. A damage theory based on composite mechanics [J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 2006, 132(11):1-10.

(本文责编:周小潭)