

Research
Civil Engineering Materials—Article

现代混凝土收缩开裂的评估方法与控制关键技术

刘加平^{a,*}, 田倩^b, 王育江^{a,b}, 李华^{a,b}, 徐文^{a,b}

^a College of Materials Science and Engineering, Southeast University, Nanjing 211189, China

^b State Key Laboratory of High Performance Civil Engineering Material, Jiangsu Research Institute of Building Science Co., Ltd., Nanjing 211103, China

ARTICLE INFO

Article history:

Received 28 June 2020

Revised 16 November 2020

Accepted 11 January 2021

Available online 10 February 2021

关键词

现代混凝土

收缩

水化程度

抑制技术

开裂风险

摘要

现代混凝土组成日趋复杂、收缩加大、结构约束增强,导致收缩开裂问题突出,严重影响构筑物的服役性能和使用寿命。本文以胶凝材料体系水化程度作为材料与环境温湿度交互作用的基本状态变量,提出了复杂胶凝材料体系水化反应活化能的计算方法,建立了水化-温度-湿度-约束耦合作用模型,实现了多种收缩的耦合计算和开裂风险的量化评估;介绍了水化升温抑制、全过程补偿收缩和化学减缩三项关键技术的作用机理及效果,这些技术能够有针对性地降低混凝土的温降收缩、自收缩和干燥收缩;在此基础上,提出了高抗裂混凝土的设计方法,采用该方法后,全过程控制开裂风险系数小于阈值;最后介绍了典型的工程应用案例,结果表明,采用所提出的方法和技术能够显著抑制甚至避免实际工程中收缩裂缝的产生。

© 2021 THE AUTHORS. Published by Elsevier LTD on behalf of Chinese Academy of Engineering and Higher Education Press Limited Company This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

1. 引言

现代混凝土具有普遍采用化学外加剂和工业废渣的特征,降低了资源及环境消耗,提高了材料耐久性,满足了现代土木工程设计和施工的性能要求。然而,组成日趋复杂、流动度加大、早期强度发展加快的材料特性,导致混凝土收缩加大[1];长跨径、大体积、强约束的结构形态,以及高温、干燥等严酷环境,导致混凝土收缩开裂问题突出。工程实践和研究表明,80%以上的开裂起因于混凝土的收缩[2]。混凝土一旦开裂,抵抗渗透的能力大幅降低[3],引起渗漏,严重影响构筑物的服役性能。裂缝的存在加速了有害介质的传输速率,加剧了材料自身性能劣化和钢筋锈蚀[4],尤其在

高温、高盐等严酷腐蚀环境下,大大缩短结构的服役寿命。Mehta和Burrows在《在21世纪建造耐久的结构物》(Building Durable Structures in the 21st Century)[5]一文中指出,为建造在环境中可持久的混凝土结构,21世纪的混凝土工程必须以耐久性,而不是强度来驱动。要想在实际工程中真正提高混凝土结构的耐久性,从根本上解决早期收缩裂缝问题意义重大。

混凝土早期收缩包括硬化前的塑性收缩,以及硬化阶段的自收缩、干燥收缩和温降收缩。在塑性阶段,混凝土的体积变化主要表现为竖直方向的凝缩以及水平方向的塑性收缩[6]。基于水分蒸发和毛细管负压的理论模型可用于塑性收缩的预测[7]。近期也有研究将体积模量的演化作为塑性收缩的主要参数,并建立了更为复

* Corresponding author.

E-mail address: 101011659@seu.edu.cn (J. Liu).

杂的预测模型[8,9]。在硬化阶段,收缩的测试方法比较成熟,例如,ASTM C1698-09 [10]推荐使用波纹管法以实现自浇筑成型开始的自收缩的测量。然而,实际的工程混凝土内部温湿度及性能的发展变化,不仅受自身水化的影响,还强烈依赖于结构尺寸以及外部环境等条件。因而,恒温恒湿的标准环境下的实验室测试结果不能直接反映实际工程的收缩开裂行为。考虑不同因素的耦合影响以及不同类型收缩的交互作用,建立相应的预测模型[11]已成为混凝土收缩开裂研究的必然趋势。

收缩开裂的表征和评估方法是研究现代混凝土早期开裂行为的关键。基于平板法、圆环法等开裂试验,可以表征混凝土材料的开裂参数,如初裂时间、裂缝宽度、开裂面积等,但无法直接反应结构层次的开裂行为。朱伯芳院士[12]建立了混凝土温度应力计算的理论体系,提出了水工大体积混凝土温度裂缝控制安全系数阈值,以及混凝土“半熟龄期”(semi-mature age)控制和长期保温的水工混凝土裂缝控制方法;王铁梦教授[2]建立了温度应力简化计算公式,提出“抗与放”(prevent and lay out)的设计原则,以及“跳仓法”等裂缝控制的方法和理念。上述成果已成功地应用于实际工程,解决了普通强度等级大体积混凝土的温度裂缝控制难题。荷兰代尔夫特理工大学建立了基于混凝土成熟度的抗裂性评估模型,并开发了二维模拟软件,同时考虑了材料种类对结构应力的影响[13]。然而,混凝土的早期开裂行为强烈地依赖于包括强度、弹性模量和体积变形等在内的早期性能的迅速演变,而如何定量描述早龄期混凝土(特别是大体积混凝土)在温湿度变化条件下的性能演变历程,仍然是一项具有挑战性的任务[14]。

原材料品质控制和混凝土配合比的优化设计,是减少现代混凝土收缩裂缝的有效途径。水工大体积混凝土常采用中、低热水泥以降低混凝土的温升。膨胀剂、减缩剂和高吸水性树脂等功能材料可以降低收缩,对于减少一般结构和中低强度等级混凝土的裂缝,起到了积极作用。但是,实际应用也发现,即使采用上述材料,也难以解决现代混凝土的收缩开裂问题[15,16]。而鉴于实际工程的复杂性,对功能材料在实际使用过程中的性能敏感性(如温度、湿度敏感性)考虑不足,也大大影响其实际应用效果[15,17]。

本文针对现代混凝土复杂的胶凝材料体系,考虑了粉煤灰和矿粉对体系水化反应活化能的影响,并以水化程度作为基本状态参数,量化描述了混凝土的早期性能演变,以及材料与环境温湿度之间复杂的交互作用,

实现温湿度变化条件下多种收缩的耦合计算;建立了水化-温度-湿度-约束耦合作用下的结构混凝土收缩开裂风险评估的方法,提出了基于可靠度的开裂风险系数控制阈值。同时,针对现代混凝土收缩开裂的特点,介绍了水化温升抑制、全过程补偿收缩和化学减缩三项关键技术的作用机理及效果。在此基础之上,开发了抗裂性仿真计算软件与设计方法,根据实际工程的结构形式、环境特征和材料组成进行抗裂性计算分析。最后,介绍了上述方法和技术在地铁车站和桥梁桥塔两个典型工程中的应用。

2. 混凝土的早期收缩

2.1. 胶凝材料体系水化反应活化能

混凝土,尤其是大体积混凝土,在浇筑完成后,通常会经历非常明显的温升和温降过程。该过程不仅取决于胶凝材料体系的水化放热,还受混凝土入模温度、环境温度以及结构散热等多种因素的共同影响。同时,在上述过程中,温度又是影响混凝土水化放热历程的最为显著的因素[18]。通常可采取Arrhenius方程[式(1)]来描述温度对混凝土性能发展规律的影响,其中,化学反应活化能则是表征化学反应速率和温度之间关系的重要参数。

$$k = A \cdot \exp\left(-\frac{U}{RT}\right) \quad (1)$$

式中, k 为化学反应速率; A 为常数; R 为理想气体常数; T 为绝对温度; U 为化学反应活化能。

文献[14]详细总结了水泥水化反应活化能的取值及其影响因素。虽然活化能的取值受水泥水化程度等因素影响,但在实际工程评估中为了计算方便,通常取定值。本文中,采用Schindler等[18]提出的模型[式(2)]来计算水泥水化反应活化能,式中,水泥水化反应活化能(U_C)可通过水泥中硅酸三钙含量(P_{C_3A})、铁铝酸四钙含量(P_{C_4AF})以及水泥的比表面积(S_A)进行计算。

$$U_C = 22100 \cdot P_{C_3A}^{0.3} \cdot P_{C_4AF}^{0.25} \cdot S_A^{0.35} \quad (2)$$

现代混凝土通常掺加粉煤灰和矿粉等矿物掺合料,体系的水化放热不仅来自于水泥,还有矿物掺合料的水化作用,因此需要考虑矿物掺合料对活化能的影响。作者团队研究了20~50℃下不同粉煤灰和矿粉掺量的

胶凝材料体系水化放热历程, 并采取Arrhenius方程分析了矿物掺合料及其掺量对早期反应活化能的影响。研究表明, 在掺合料掺量不超过50%的条件下, 胶凝材料体系早期反应过程中的平均活化能可用式(3)进行计算。

$$U_a = [(k_{FA} + k_{SL}) - 1] \cdot U_c \quad (3)$$

式中, U_a 为胶凝材料体系的水化反应活化能; k_{FA} 和 k_{SL} 分别为粉煤灰和矿粉对活化能的影响系数, 可按照 $k_{FA} = 1 - 0.13P_{FA}$ 和 $k_{SL} = 1 - 0.29P_{SL}$ 进行取值, 其中 P_{FA} 和 P_{SL} 分别为粉煤灰和矿粉的掺量。

2.2. 水化 - 温度 - 湿度交互作用

混凝土浇筑完毕, 即开始水化反应, 并和环境产生复杂的交互作用。可以将水化程度作为上述交互作用过程中的基本状态参数, 并以此分析混凝土力学性能、放热量、水分消耗、传输系数等性能的影响规律。本文采取Cervera等[19]提出的水化动力学方程计算胶凝材料体系的整体水化程度(α)。

$$\begin{aligned} d\alpha/dt = A_1 \left(\frac{A_2}{\alpha^\infty} + \alpha \right) (\alpha^\infty - \alpha) \exp(-\eta_\alpha \alpha / \alpha^\infty) \cdot \\ \cdot \beta_h(h) \exp\left(-\frac{U_a}{RT}\right) \end{aligned} \quad (4)$$

式中, η_α 、 A_1 和 A_2 为材料常数; h 为相对湿度; $\beta_h(h)$ 为相对湿度对水化速率影响的经验系数, 可参照文献[20]、[21]等进行选取; α^∞ 为胶凝材料体系的最大水化程度, 可用式(5)[22]进行计算。

$$\alpha^\infty = \frac{1.031(w/b)}{0.194 + (w/b)} + 0.50P_{FA} + 0.30P_{SL} \leq 1 \quad (5)$$

式中, w/b 为水胶比。

需要指出的是, 在水化过程中, 只有在混凝土内部初始微结构形成后, 收缩才会在约束作用下产生应力。初始结构形成时间点(time-zero)可采取密封条件下混凝土内部孔隙负压进行测试[23]。如图1所示, 初始结构形成时间点可以以孔隙负压变化速率的峰值进行确定。不同水胶比下, 初始结构形成时间点所对应的初始水化程度(α_0)可用式(6)计算。

$$\alpha_0 = k_x(w/b) \quad (6)$$

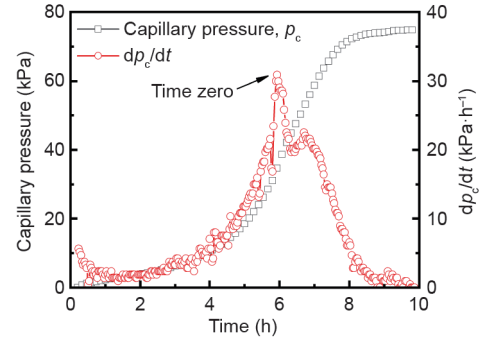


图1. 基于孔隙负压的初始结构形成时间点的判定。

式中, k_a 为材料参数。

混凝土水化过程中的热量和水分传输可分别采用Fourier定律和Fick定律进行描述, 如式(7)所示。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\rho_c C_p} \left[\frac{\partial \alpha}{\partial t} c \tilde{Q}_c^\infty + \nabla(\lambda \nabla T) \right] \quad (7a)$$

$$\frac{\partial w(\alpha, h)}{\partial t} = \nabla(D_h \nabla h) \quad (7b)$$

式中, ρ_c 为混凝土的密度; C_p 为混凝土的比热; c 为混凝土中胶凝材料质量; w 为水分含量; D_h 为湿度传输系数; \tilde{Q}_c^∞ 为单位质量胶凝材料的水化放热总量; λ 为混凝土的导热系数。

从理论上来说, 混凝土的导热系数 λ 会随着混凝土中骨料种类及其体积分数、含气量以及湿含量等因素的变化而变化。已有研究在混凝土热传输计算的过程中考虑了水化程度[24]、湿含量[25]等因素对导热系数的影响。尽管如此, 在将导热系数取为定值的情况下, 温度历程的数值计算结果与实测值之间已具有较好的吻合性, 特别是在混凝土内部热量传输受模板及保温材料决定的情况下。因此, 简化起见, 在计算过程中仍可将导热系数取为定值。单位质量胶凝材料的水化放热总量 \tilde{Q}_c^∞ 可通过水泥矿物组成和矿物掺合料掺量进行计算[22]。湿度传输系数 D_h 是相对湿度和温度的非线性函数[21]。在大体积混凝土拆模前, 混凝土内部湿含量或湿度变化主要由水化引起。

2.3. 混凝土的收缩

硬化混凝土的收缩主要包括自收缩、干燥收缩及温降收缩。其中自收缩和干燥收缩机理可以统一, 主要由混凝土内部湿度降低、孔隙中的负压不断增大引起。上述作用在导致混凝土产生瞬时弹性变形的同时, 也会产生由徐变引起的延迟性变形[26], 这一现象在低水胶比混凝土中较为明显。但在本文中, 鉴于所研究的混凝土

的水胶比均不低于0.32, 在计算过程中未考虑孔隙负压所引起的延迟性变形。温降收缩则是在混凝土内部热量散失、进入降温阶段后, 由于温度降低所引起的收缩。由混凝土内部相对湿度和温度降低所引起的总收缩可用式(8)表示[27–29]。式中, 混凝土内部水分饱和度(S_w)可通过可蒸发水[30]、浆体吸附脱附性能[31]等试验方法进行确定。在实际工程中, 为了减少大体积混凝土开裂, 通常掺加粉煤灰, 少掺甚至不掺矿粉。而在混凝土发生收缩开裂时(通常在7 d以内即可发生), 粉煤灰水化程度通常较低。因此, 本文在计算混凝土早期水分饱和度的过程中, 采取了水泥水化的Powers模型[28]。

$$\varepsilon_{sh} = \varepsilon_h + \varepsilon_T = \frac{\rho_w RT}{M_w} \ln(h) \cdot \frac{S_w}{3} \left(\frac{1}{K_S} - \frac{1}{K_T} \right) + \beta_T \cdot \Delta T \quad (8)$$

$$S_w = \frac{V_{cw}(\alpha) + V_{gw}(\alpha)}{V_{cw}(\alpha) + V_{gw}(\alpha) + V_{cs}(\alpha)} \quad (9)$$

$$K_T = \frac{E(\alpha)}{3(1-2\mu)} \quad (10)$$

式中, ε_{sh} 为混凝土的总变形; ε_h 为湿度变化引起的变形; ε_T 为温度变化引起的变形; ρ_w 为水的密度; M_w 为水的摩尔质量; K_T 为混凝土的体积模量; K_S 混凝土水化产物的体积模量; β_T 为混凝土的热膨胀系数; $V_{cw}(\alpha)$ 为毛细水体积; $V_{gw}(\alpha)$ 为凝胶水体积; $V_{cs}(\alpha)$ 为化学收缩; $E(\alpha)$ 为与水化程度相关的弹性模量; μ 为泊松比。

在给定的初始条件和边界条件下, 混凝土内部水化程度、水分及温度分布, 可通过式(4)、(7)并采取有限元法进行计算。在此基础上, 采取式(8)即可计算混凝土的体积变形。采用该方法, 对0.7 m厚墙体混凝土的早期温度及收缩历程进行计算(其中, 混凝土7 d的绝热温升为55.2 °C, 28 d的自收缩为131.5 ×

10⁻⁶, 导热系数为8.6 kJ·m⁻¹·h⁻¹·K⁻¹, 热膨胀系数为10 × 10⁻⁶ °C⁻¹), 计算结果及其与实际监测结果的对比如图2所示。对比结果表明, 计算数据与实测结果非常吻合。

3. 混凝土早期收缩开裂风险评估

3.1. 早期弹性模量和抗拉强度

混凝土的早期弹性模量和抗拉强度是计算收缩应力和开裂风险的必要参数。这里采用以水化程度为主要变量的力学性能发展模型[32]来计算混凝土的早期弹性模量和抗拉强度:

$$E(\alpha) = E^\infty \left(\frac{\alpha - \alpha_0}{\alpha^\infty - \alpha_0} \right)^p \quad (11)$$

$$f_t(\alpha) = f_t^\infty \left(\frac{\alpha - \alpha_0}{\alpha^\infty - \alpha_0} \right)^q \quad (12)$$

式中, E^∞ 为最终弹性模量; f_t^∞ 为最终抗拉强度; p 、 q 为指数常数。作者团队[33]采用温度应力试验机 and 万能试验机, 测得C30、C40和C50混凝土的早期弹性模量和抗拉强度, 再结合式(11)、(12)采用最小二乘法计算确定 p 、 q 值, 结果见表1。

3.2. 早期徐变

计算限制条件下由于收缩产生的应力, 必须考虑混凝土的徐变或松弛行为。经历多种收缩的早龄期混凝土, 由于松弛现象的存在, 变形所引起的应力可以大大降低。因此, 早期徐变或松弛行为的表征对评价混凝土的应力发展和开裂风险至关重要。基于黏弹性理论, 混凝土徐变行为可以用不同的流变学模型进行数学描述, 如Maxwell模型、Kelvin模型等[26,34–36]。本文采用式

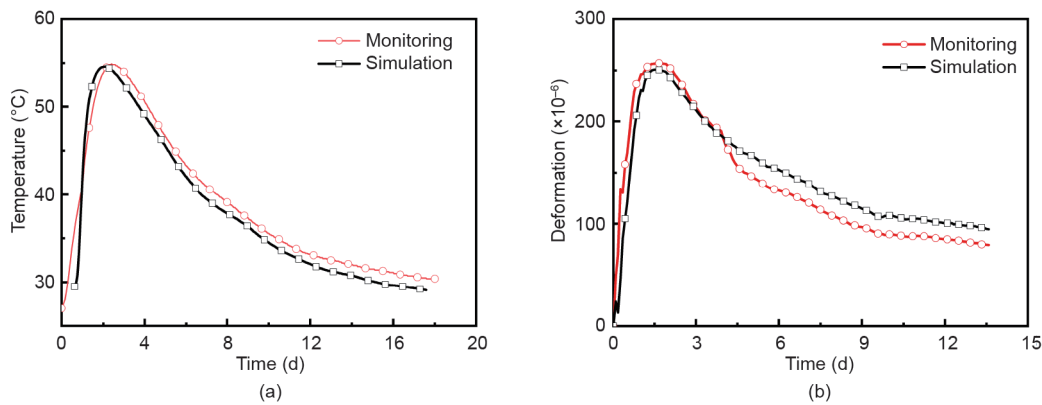


图2. 温度和变形计算结果与实测结果对比。(a) 温度; (b) 变形。

表1 参数 p 、 q 值的拟合结果

Concrete	p	q
C30	0.3-0.6	1.0-2.0
C40	0.4-0.6	0.8-1.5
C50	0.3-0.7	0.8-2.0

(13) 所示的Kelvin流变模型计算混凝土的早期徐变:

$$\begin{cases} \frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t} = \frac{1}{E_0(\alpha)} \frac{\partial \sigma}{\partial t} + \sum_{n=1}^m \frac{\partial \varepsilon_n}{\partial t} \\ \frac{\partial^2 \varepsilon_n}{\partial t^2} + \left[\frac{1}{\tau_n} + \frac{1}{E_n(\alpha)} \frac{\partial E_n(\alpha)}{\partial t} \right] \frac{\partial \varepsilon_n}{\partial t} = \frac{1}{\tau_n E_n(\alpha)} \frac{\partial \sigma}{\partial t} \end{cases} \quad (13)$$

式中, ε_c 为徐变变形; σ 为流变单元的承载应力; ε_n 为第 n 个Kelvin流变单元的徐变变形; τ_n 为第 n 个Kelvin单元的黏滞时间, 可根据经验试算确定; $E_0(\alpha)$ 和 E_n 分别为单独的弹簧和第 n 个Kelvin单元中弹簧的弹性模量。 E_n 随水化程度的发展变化采用式(11)确定。实际上, 结构混凝土由于早期内部温度升高而处于压缩状态, 而后由于温度下降和收缩而逐渐变为拉伸状态, 因此徐变首先处于压缩状态, 然后处于拉伸状态。但简化起见, 这里仅测量混凝土在不同加载龄期的早期压缩徐变, 并且假定拉伸徐变与压缩徐变相同。然后, 采用最小二乘法拟合确定 E_n 。

3.3. 收缩开裂风险

基于上述水化-温度-湿度耦合条件下的变形计算公式(8)以及基于水化程度的弹性模量和徐变计算公式(11)、(13), 然后结合实际工程结构形式和环境条件设置模型约束和边界条件, 采用有限元方法, 可计算混凝土收缩在约束下产生的应力。

温度场、湿度场的求解除满足热传输和湿传输控制方程(7)外, 还必须满足适当的初始和边界条件。初始条件描述了 $t=0$ 时整个求解域内的温度和相对湿度, 如混凝土入模温度、初始瞬时相对湿度等。边界条件则描述了边界上混凝土与周围介质之间温、湿度相互作用[12], 如暴露于空气的混凝土与空气间的换热、采取保温措施的混凝土表面与保温材料间的换热、混凝土与冷却水管接触面上的换热等。

约束条件包括内部约束和外部约束。内部约束是由混凝土不均匀变形引起的, 包括混凝土自身不同部分的自收缩、干燥收缩和温度变形, 而内外温差、湿度梯度均导致变形梯度的产生; 外部约束主要由结构形式(包括基础和相邻部位)、施工浇筑先后顺序所引起。

明确初始、边界和约束条件后, 采用增量法求解混

凝土的约束应力。

$$\begin{aligned} \Delta \bar{\sigma}_i &= \bar{D} \left\{ \Delta \bar{\varepsilon}_i - \left(\Delta \bar{\varepsilon}_{sh} \right)_i - \left(\Delta \bar{\varepsilon}_c \right)_i \right\} \\ &= \bar{D} \left\{ \Delta \bar{\varepsilon}_i - \left(\Delta \bar{\varepsilon}_T \right)_i - \left(\Delta \bar{\varepsilon}_h \right)_i - \left(\Delta \bar{\varepsilon}_c \right)_i \right\} \end{aligned} \quad (14)$$

式中, $\Delta \bar{\sigma}$ 为应力增量; \bar{D} 为弹性矩阵; $\Delta \bar{\varepsilon}$ 为总应变增量; $\Delta \bar{\varepsilon}_{sh}$ 为总收缩应变增量, 是温度应变增量 $\Delta \bar{\varepsilon}_T$ 和自收缩、干燥收缩应变增量 $\Delta \bar{\varepsilon}_h$ 的总和; $\Delta \bar{\varepsilon}_c$ 为徐变应变增量。

基于应力准则, 可将混凝土开裂风险系数可定义为最大拉应力与即时抗拉强度的比值:

$$\eta = \frac{\sigma(t)}{f_t(t)} \quad (15)$$

式中, $\sigma(t)$ 和 $f_t(t)$ 分别为 t 时刻混凝土的最大拉应力及抗拉强度。当 $\eta > 1.0$ 时, 混凝土肯定会发生开裂; 当 $\eta \leq 1.0$ 时, 由于材料性能波动等因素导致收缩应力计算结果的波动, 混凝土仍然存在开裂的可能性。

假定混凝土抗拉强度(f_t)和收缩变形引起的应力(σ)服从对数正态分布[37], 由概率论可知, 功能函数 $Z = \ln f_t - \ln \sigma$ 也服从正态分布。根据可靠度概念, 可靠指标 ζ 可表示为:

$$\zeta = \frac{\mu_Z}{\delta_Z} = \frac{\mu_{\ln f_t} - \mu_{\ln \sigma}}{\sqrt{\delta_{\ln f_t}^2 + \delta_{\ln \sigma}^2}} = \frac{\ln \left(\frac{1}{\eta} \sqrt{\frac{1 + V_\sigma^2}{1 + V_{f_t}^2}} \right)}{\sqrt{\ln \left[(1 + V_{f_t}^2) (1 + V_\sigma^2) \right]}} \quad (16)$$

式中, ζ 为可靠指标; μ_Z 和 δ_Z 分别为 Z 的平均值和标准差; V_{f_t} 为抗拉强度变异系数, $V_{f_t} = \delta_{f_t} / \mu_{f_t}$; V_σ 为收缩应力变异系数, $V_\sigma = \delta_\sigma / \mu_\sigma$ 。

根据失效概率密度函数, 可靠概率95% (即失效概率为5%) 对应的可靠指标为1.64 [37,38]。对抗拉强度和收缩应力结果进行统计发现, 抗拉强度变异系数约为0.10, 而由自收缩、温降收缩引起的收缩应力变异系数大致为0.20。根据式(16), 保障可靠概率达到95%对应的开裂风险系数 η 为0.71。基于此, 提出开裂风险系数控制阈值为0.7, 以保障可靠概率不低于95%。

图3所示为采用上述模型计算的某地下结构0.7 m厚墙体混凝土的早期收缩开裂风险, 以及开裂情况实际监测结果。计算结果表明, 墙体中心部位在约第6 d时的开裂风险系数达到0.7; 而实际监测结果显示, 中心部位在6~7 d变形突变, 表明混凝土发生开裂。对比结果表明, 计算结果与监测结果一致。

4. 收缩裂缝控制关键技术

4.1. 水化温升抑制技术

混凝土结构的温升与胶凝材料水化放热总量、放热速率以及结构的散热能力有关。通常，在放热总量、散热条件等相同的情况下，胶凝材料水化放热速率越低，混凝土结构的温升越低。基于式(7)热传输方程，模拟计算得到混凝土结构的温升与胶凝材料水化放热历程之间的关系如图4所示(其中，比热容取值为 $0.9 \text{ kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ，散热系数取值为 $68 \text{ kJ}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{h}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ，导热系数取值为 $8.6 \text{ kJ}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{h}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)。计算结果表明，在一定的散热条件下，降低水泥水化加速期的放热速率，可以减小混凝土结构的温度峰值，延长达到温峰的时间，并减小降温速率。因此，降低水泥水化加速期的水化放热速率是减小混凝土温升的一种有效技术途径。

混凝土水化温升抑制剂(TRI)是一种新型的淀粉衍生物，具有缓释性，能够在碱性的水泥浆体孔溶液中逐渐溶解。作者前期研究[39-41]发现，TRI逐渐溶解并吸附在水泥颗粒表面，使得水化硅酸钙(C-S-H)凝胶

的成核被部分抑制，C-S-H的生成速率降低，从而导致水泥水化放热速率降低。

采用外部以50 mm厚聚苯乙烯泡沫板保温的边长为400 mm的立方体混凝土小构件，研究TRI的掺入对混凝土温升的影响(试验用混凝土的水胶比为0.42、胶凝材料用量为 $375 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ 、粉煤灰用量为胶凝材料总量的33.3%)，试验结果如图5所示。由图5可知，基准混凝土构件中心最大温升值达到约 30°C ，而掺加TRI的混凝土构件最大温升值仅为约 18°C ，较基准混凝土降低 12°C 左右。同时，以温峰为变形的零点，在10 d龄期，掺加TRI的混凝土在降温阶段的收缩变形较基准混凝土减少了约 140×10^{-6} 。

4.2. 全过程补偿收缩技术

根据实际混凝土温度和收缩的变化历程，设计钙镁复合膨胀材料(CMA)，分阶段、全过程地补偿混凝土的收缩[42]。钙质膨胀剂产生的膨胀能够补偿早期自收缩；高活性氧化镁膨胀剂产生的膨胀能够补偿温降阶段的温降收缩和自收缩；低活性氧化镁膨胀剂产生的膨胀

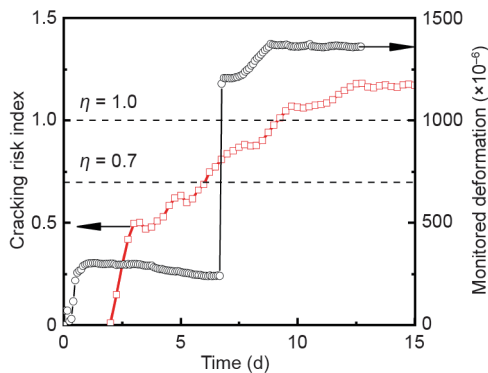


图3. 某工程0.7 m厚墙体混凝土开裂风险预测结果和实测结果对比。

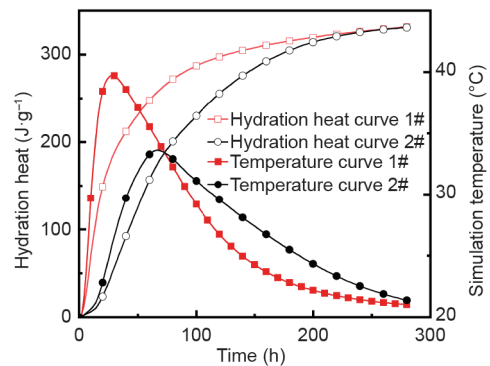


图4. 混凝土结构温升与水泥水化放热历程之间的关系。

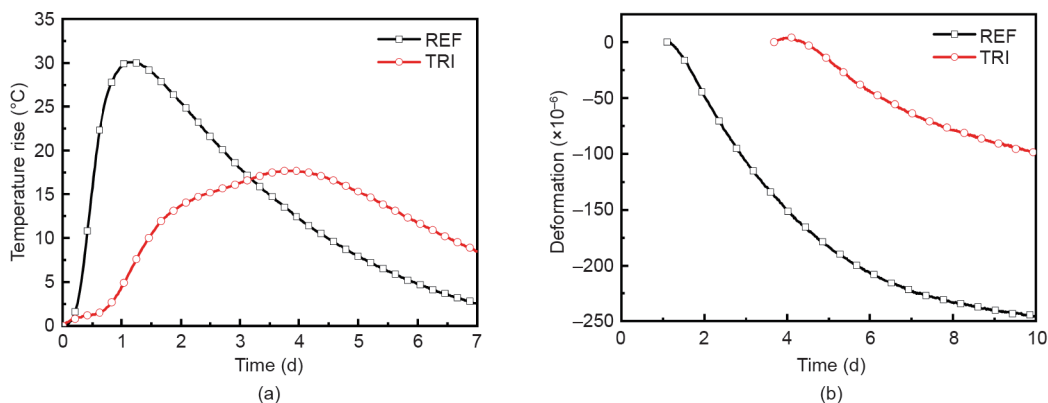


图5. TRI对混凝土结构温升(a)及温降(b)收缩的影响。

能够补偿后期收缩。

图6所示为参与不掺CMA的C30、C50混凝土的自收缩和干燥收缩测试结果。其中，C30混凝土的水胶比为0.45、胶凝材料用量为 $380 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ，C50混凝土的水胶比为0.35、胶凝材料用量为 $460 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ，CMA用量为胶凝材料总量的8%。从图6(a)可以看出，在密封养护条件下，CMA的掺入可降低C30、C50混凝土自收缩 200×10^{-6} 以上，且至120 d龄期，C30混凝土仍处于微膨胀状态，而C50混凝土相较于变形测试零点也无收缩。从图6(b)可以看出，CMA的掺入可降低C30、C50混凝土干燥收缩 100×10^{-6} 以上，且C30、C50混凝土的干燥收缩分别在60 d和28 d后趋于稳定。

图7所示为一厚度1 m、强度等级为C35的墙体混凝土的温度和变形历程监测结果。由图可知，混凝土内部温度在浇筑入模后的2~3 d即达到峰值，然后急剧下降。6% CMA的掺入，使得混凝土在升温阶段的膨胀增加 250×10^{-6} ，在降温阶段的收缩减小 70×10^{-6} ；在浇筑后20 d左右，混凝土温降收缩趋于稳定，此时掺加CMA的混凝土仍处于膨胀状态，可以继续补偿后期的收缩。

4.3. 化学减缩技术

减缩型聚羧酸减水剂(SR-PCA)是具有减水和减缩双重功能的新型外加剂，通过在共聚物主链中引入微疏水改性聚醚，该外加剂显著降低了混凝土孔溶液的表面张力和 K^+ 、 Na^+ 浓度，从而降低混凝土的干燥收缩和自收缩。已有研究[43-45]表明，孔溶液中 K^+ 和 Na^+ 浓度的降低，使得 Ca^{2+} 浓度有所上升，导致氢氧化钙和钙矾石产生过饱和现象，增加了其结晶压力。此外，SR-PCA具有的降低碱离子浓度、延迟水泥水化以及降低表面张力的作用使得水泥浆体具有较高的内部相对湿度[46]。图8所示为SR-PCA的掺入对依据文献[43]制备的模拟孔溶液表面张力的影响，测试结果表明，SR-PCA的掺入显著降低了模拟孔溶液的表面张力，且表面张力随着SR-PCA质量浓度的增大而逐渐趋于稳定；与未掺SR-PCA的模拟孔溶液相比，当SR-PCA的质量浓度为5%时，表面张力由 $62.3 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ 降低至 $33.6 \text{ mN}\cdot\text{m}^{-1}$ 。图9所示为SR-PCA的掺入对混凝土孔溶液中 K^+ 和 Na^+ 浓度的影响，测试结果表明，掺入0.4% SR-PCA，28 d龄期混凝土的孔溶液中的 Na^+ 和 K^+ 浓度分别为 $926 \text{ mg}\cdot\text{L}^{-1}$ 和

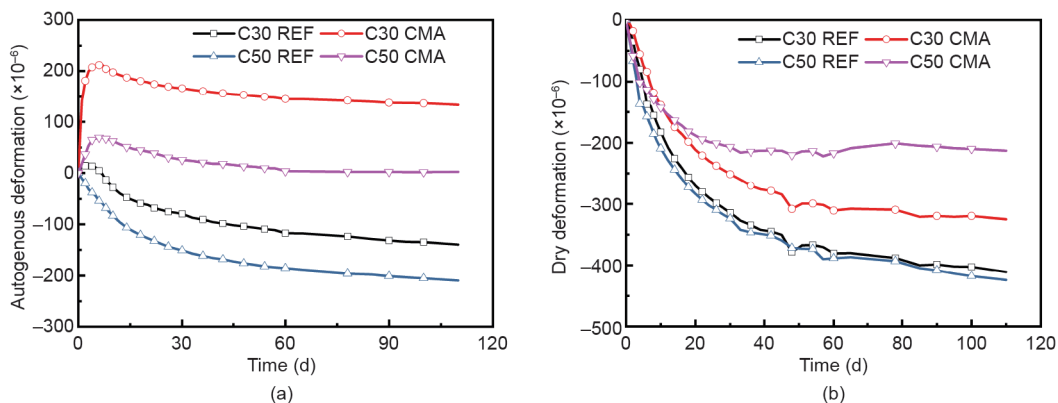


图6. 钙镁复合膨胀材料对混凝土自收缩(a)和干燥收缩(b)的影响。

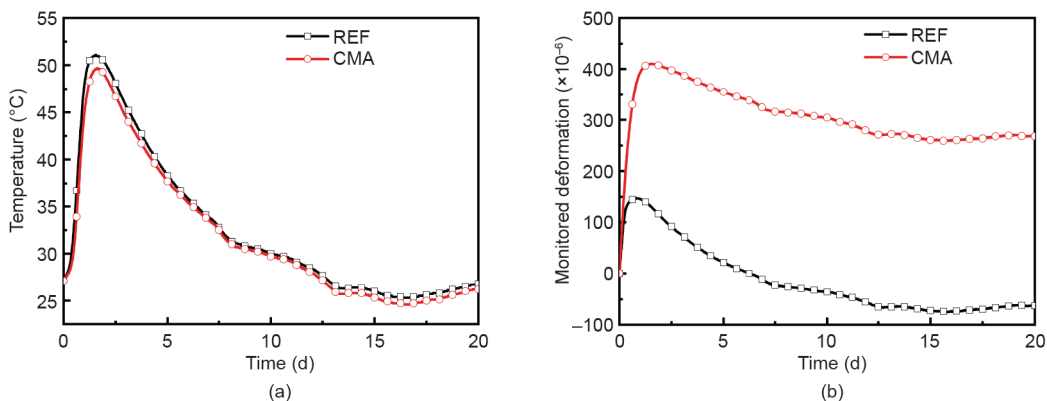


图7. 钙镁复合膨胀材料对墙体混凝土变形历程的影响。(a)温度历程；(b)变形历程。

$11\ 428\ \text{mg}\cdot\text{L}^{-1}$ ，与基准混凝土孔溶液相比，分别降低了约52.7%和5.5%。

图10所示为SR-PCA对C30混凝土干燥收缩的影响。测试结果表明，0.4% SR-PCA的掺入，可将混凝土干燥收缩降低20%以上，且混凝土在60 d龄期的收缩趋于稳定。图11所示为采用本文的理论模型计算得到的SR-PCA对混凝土开裂风险的影响。计算结果表明，对于易失水收缩的薄壁混凝土墙体，SR-PCA的掺入可以将混凝土开裂风险降低13.6%。

5. 高抗裂混凝土的设计与典型工程应用

5.1. 高抗裂混凝土设计方法

基于上述理论模型和技术，开发了超长、大体积、强约束、预制构件、高强与超高强混凝土等典型工况的抗裂性仿真计算软件与设计方法，流程如图12所示。根据结构特征、环境条件、材料性能和施工工艺，输入相应的参数，计算混凝土水化程度、温度场、湿度场和应力场，然后得到开裂风险系数，并通过调整参数，重复迭代计算直至其满足设计要求。基于该方法，提出混凝土水化放热历程、自生体积变形、干燥收缩等关键材料

参数控制指标和分段浇筑长度等施工工艺优化指标。

本文提出的设计方法通过求解开裂的时间与空间风险点，指导优选抗裂功能材料的品种、掺量和技术指标，匹配混凝土收缩的类型、时间段及大小；量化入模温度、温度历程、养护方式与养护时间等控制指标，指导施工工艺优化，从而降低收缩应力。全过程控制混凝土开裂风险系数不超过阈值0.7。裂缝控制技术（CMT）对混凝土收缩应力的调控作用如图13所示。

5.2. 典型工程应用

5.2.1. 强约束墙体混凝土

地铁车站现浇叠合墙内衬，受底板和外侧围护结构的双重约束，开裂渗漏问题严重。因此，采用水化温升抑制技术与膨胀补偿收缩技术制备抗裂混凝土，降低混凝土绝热温升和自收缩，其作用效果如图14所示。由图14（a）可知，抗裂混凝土初凝后1 d的绝热温升值较基准混凝土降低了约66%，而7 d的绝热温升值则与基准混凝土相近；同时，抗裂混凝土初凝后1 d的绝热温升值仅为7 d的绝热温升值的25%。由图14（b）可知，基准混凝土7 d、28 d的自生体积变形分别为 -86×10^{-6} 和 -115×10^{-6} ，而抗裂混凝土在相应龄期的自生体积变

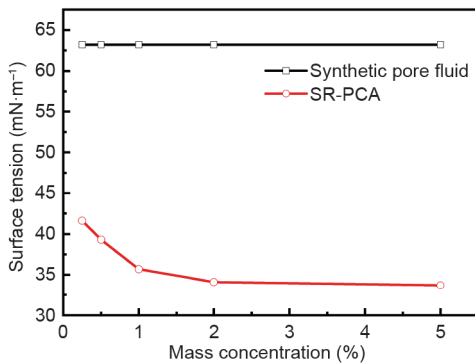


图8. SR-PCA对模拟孔溶液表面张力的影响。

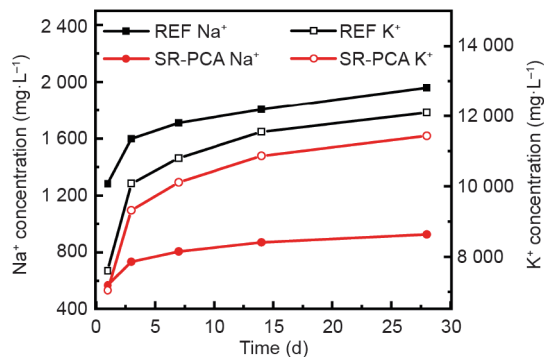


图9. SR-PCA对孔溶液中 K^+ 、 Na^+ 浓度的影响。

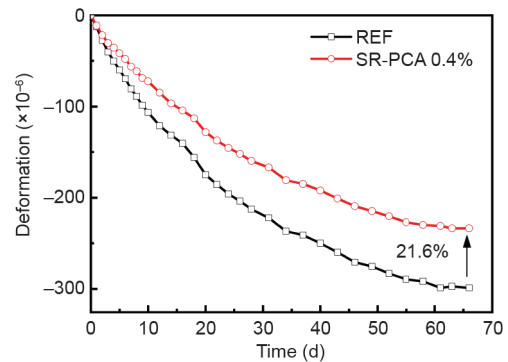


图10. SR-PCA对混凝土干燥收缩的影响。

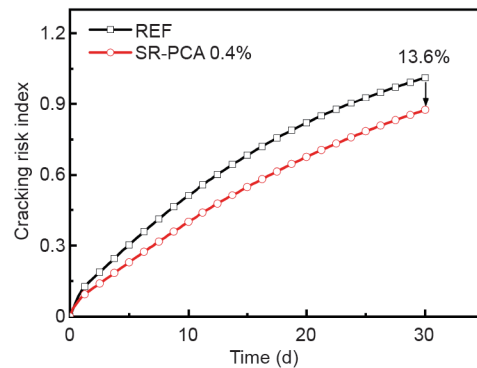


图11. SR-PCA对混凝土开裂风险的影响。

形则分别为 239×10^{-6} 和 288×10^{-6} ，仍处于膨胀状态。

图15所示为上海地铁某车站叠合墙的应用效果。在该车站，对比研究了抗裂混凝土技术、诱导缝技术（每隔5 m设置一条竖向诱导缝）和普通混凝土技术。由图可见，采用普通混凝土的墙体最大开裂风险系数接近1.0，而采用抗裂混凝土时则降低至0.7。现场统计结果表明，采用抗裂混凝土的墙体未出现贯穿性收缩裂缝和渗漏；采用诱导缝技术尽管可以将叠合墙裂缝数量减少20%，但仍然存在收缩开裂与渗漏现象。

5.2.2. 高强大体积混凝土

沪苏通长江大桥桥塔为C60大体积钢筋混凝土结构，塔壁厚1.2~4.2 m，内外约束强，保温保湿养护难度大，导致开裂风险突出。考虑经济性和可行性，确定表面和中心混凝土开裂风险系数分别低于0.7和1.0的控制目标。

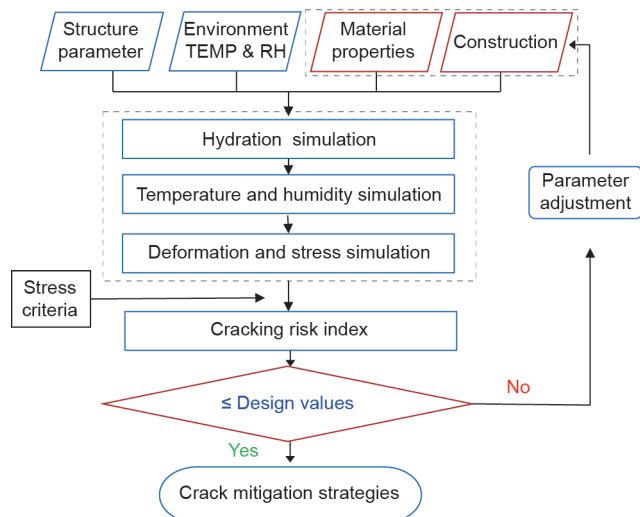


图12. 高抗裂混凝土设计流程。TEMP & RH: 温度与相对湿度。

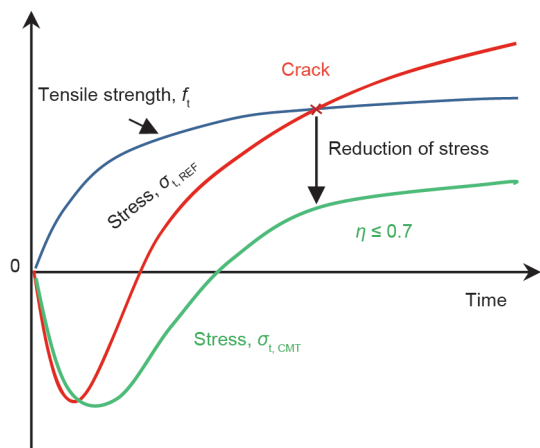


图13. 裂缝控制技术调控收缩应力示意图。

制目标。采用水化温升抑制技术与全过程膨胀补偿收缩技术制备抗裂混凝土，同时提出混凝土入模温度不超过 28°C 、带模养护时间不少于10 d、内设冷却水管等施工措施。

桥塔中心和表层混凝土温度与变形监测结果如图16 (a)、(b)所示。由图可见，相较于对照组，当采取抗裂混凝土技术时，中心和表层监测点的温度峰值分别降低了 4.7°C 和 3.5°C ，里表温差降低了 3.6°C ；升温期的中心和表层混凝土膨胀变形分别增大了 216×10^{-6} 和 149×10^{-6} ，降温期的收缩变形分别减小了 82×10^{-6} 和

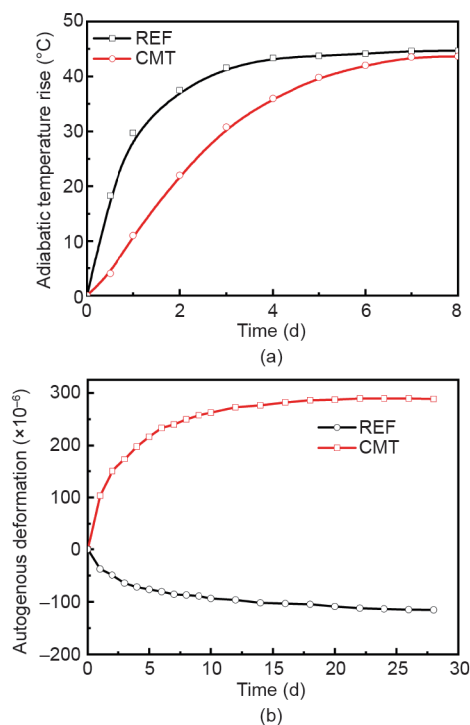


图14. 抗裂技术对混凝土绝热温升 (a) 和自生体积变形 (b) 的影响。

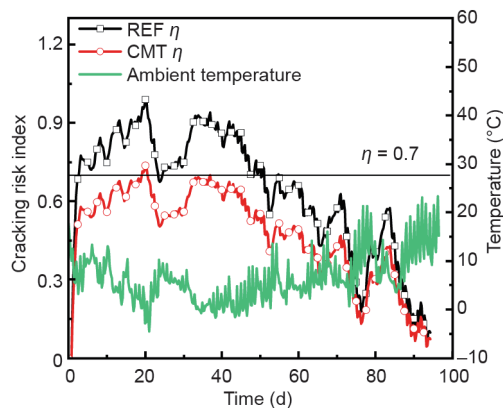


图15. 长期环境温度历程及相应的叠合墙内衬混凝土开裂风险系数的变化。

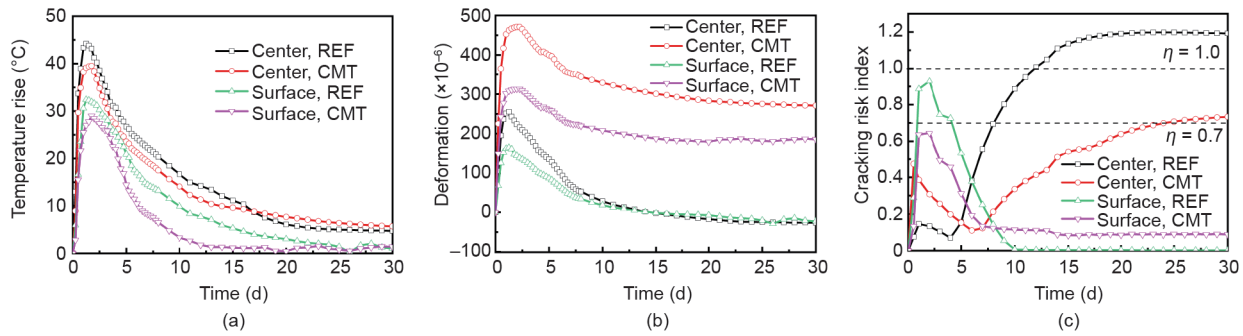


图16. 桥塔混凝土温度 (a)、变形监测结果 (b) 和开裂风险计算结果 (c)。

60×10^{-6} ；中心混凝土最大开裂风险系数从1.20降低至0.73，表层混凝土最大开裂风险系数从0.92降低至0.64。经过一年的观察发现，采用抗裂混凝土的桥塔的收缩裂缝平均数量降低约80%，实际施工措施完全满足方案要求的节段无可见裂缝。

6. 结论

本文旨在提出可用于实际工程混凝土收缩开裂评估与控制的理论方法和关键技术，主要结论如下：

(1) 针对现代混凝土复杂的胶凝材料体系，提出考虑粉煤灰和矿粉影响的水化反应活化能的计算方法。以水化程度作为基本状态参数，基于水化-温度-湿度-约束耦合作用模型，实现变温变湿条件下自收缩、干燥收缩和温降收缩的耦合计算，以及结构混凝土收缩开裂风险的量化评估。

(2) 水化温升抑制、全过程补偿收缩和化学减缩三项关键技术，能够有效降低硬化混凝土最大温升、温降收缩、自收缩和干燥收缩，减小收缩应力，降低开裂风险。

(3) 基于理论模型和控制技术，开发抗裂性设计方法和系统平台；根据收缩类型、应力大小和开裂风险出现的时间点，采用对应的抗裂技术，全过程控制开裂风险，使风险系数小于阈值。工程应用结果表明，采用提出的方法和技术，混凝土结构的收缩开裂能够得到有效控制。

致谢

感谢国家重点研发计划项目 (2017YFB0310100)、国家973计划项目 (2015CB655105)、国家杰出青年科学基金项目 (51225801) 对本文的研究资助。

Compliance with ethics guidelines

Jiaping Liu, Qian Tian, Yujiang Wang, Hua Li, and Wen Xu declare that they have no conflict of interest or financial conflicts to disclose.

References

- [1] Leemann A, Lura P, Loser R. Shrinkage and creep of SCC—the influence of paste volume and binder composition. *Constr Build Mater* 2011;25(5):2283–9.
- [2] Wang TM. Control of cracking in engineering structure. Beijing: China Architecture & Building Press; 1997. Chinese.
- [3] Wang K, Jansen D, Shah SP, Karr A. Permeability study of cracked concrete. *Cement Concr Res* 1997;27(3):381–93.
- [4] Mehta PK. Concrete technology at the crossroads—problems and opportunities. *ACI SP* 1994;144:1–30.
- [5] Mehta PK, Burrows RW. Building durable structures in the 21st century. *Concr Int* 2001;23(3):57–63.
- [6] Kwak HG, Ha S, Weiss WJ. Experimental and numerical quantification of plastic settlement in fresh cementitious systems. *J Mater Civ Eng* 2010;22(10):951–66.
- [7] Liu J, Tian Q, Miao C. Investigation on the plastic shrinkage of cementitious materials under drying conditions: mechanism and theoretical model. *Mag Concr Res* 2012;64(6):551–61.
- [8] Ghourchian S, Wyrzykowski M, Lura P. A poromechanics model for plastic shrinkage of fresh cementitious materials. *Cement Concr Res* 2018;109:120–32.
- [9] Ghourchian S, Wyrzykowski M, Plamondon M, Lura P. On the mechanism of plastic shrinkage cracking in fresh cementitious materials. *Cement Concr Res* 2019;115:251–63.
- [10] ASTM C1698-09. Standard test method for autogenous strain of cement paste and mortar. ASTM standards. West Conshohocken: ASTM International; 2019.
- [11] Gawin D, Pesavento F, Schrefler BA. Hygro-thermo-chemo-mechanical modelling of concrete at early ages and beyond. Part I: hydration and hygrothermal phenomena, Part II: shrinkage and creep of concrete. *Int J Numer Methods Eng* 2006;67(3):332–63.
- [12] Zhu BF. Thermal stresses and temperature control of mass concrete. Beijing: China Electric Power Press; 1999. Chinese.
- [13] Koenders E, van Breugel K. Modeling moisture transport processes in cement paste systems. In: Proceedings of the *fib* Symposium; 2014 Apr 26–28; Avignon, France; 2004.
- [14] Maruyama I, Lura P. Properties of early-age concrete relevant to cracking in massive concrete. *Cement Concr Res* 2019;123:105770.
- [15] Li H, Tian Q, Zhao H, Lu A, Liu J. Temperature sensitivity of MgO expansive agent and its application in temperature crack mitigation in shiplock mass concrete. *Constr Build Mater* 2018;170:613–8.
- [16] Tian Q, Li H, Wang W, Liu J, Miao C. Cracking inhibiting for underground sidewall structure based on dual-regulation technology of temperature field and expansion history. In: Proceedings of the *fib* Symposium; 2015 May 18–20. Denmark: Copenhagen; 2015.
- [17] Mo L, Fang J, Huang B, Wang A, Deng M. Combined effects of biochar and MgO expansive additive on the autogenous shrinkage, internal relative humidity and compressive strength of cement pastes. *Constr Build Mater* 2019;229:116877.

- [18] Schindler AK. Effect of temperature on hydration of cementitious materials. *Mater J* 2004;101(1):72–81.
- [19] Cervera M, Oliver J, Prato T. Thermo-chemo-mechanical model for concrete I: hydration and aging. *J Eng Mech* 1999;125(9):1018–27.
- [20] Wyrzykowski M, Lura P. Effect of relative humidity decrease due to self-desiccation on the hydration kinetics of cement. *Cement Concr Res* 2016;85:75–81.
- [21] Bažant ZP, Najjar LJ. Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete. *Mater Struct* 1972;5:3–20.
- [22] Schindler AK, Folliard KJ. Heat of hydration models for cementitious materials. *Mater J* 2005;102(1):24–33.
- [23] Liu JP, Tian Q, Sun W, Miao CW, Tang MS. Study on the self-desiccation effect in early-age concrete and the determination of “time-zero” of self-desiccation shrinkage. In: *Proceedings of the International RILEM Conference on Volume Changes of Hardening Concrete: Testing and Mitigation*; 2006 Aug 20– 23. Denmark: Lyngby; 2006.
- [24] Ruiz J, Schindler A, Rasmussen R, Kim P, Chang G. Concrete temperature modeling and strength prediction using maturity concepts. In: *Proceedings of the 7th International Conference on Concrete Pavements*; 2001 Sep 9– 13. USA: Orlando, FL; 2001.
- [25] Gawin D, Pesavento F, Schrefler BA. Hygro-thermo-chemo-mechanical modelling of concrete at early ages and beyond. Part I: hydration and hygro-thermal phenomena. *Int J Numer Methods Eng* 2006;67(3):299–331.
- [26] Hu Z, Hilaire A, Wyrzykowski M, Lura P, Scrivener K. Visco-elastic behavior of blended cement pastes at early ages. *Cement Concr Compos* 2020;107:103497.
- [27] Bentz DP, Garboczi EJ, Quenard DA. Modelling drying shrinkage in reconstructed porous materials: application to porous Vycor glass. *Model Simul Mater Sci Eng* 1998;6(3):211–36.
- [28] Lura P, Jensen OM, van Breugel K. Autogenous shrinkage in high-performance cement paste: an evaluation of basic mechanisms. *Cement Concr Res* 2003;33(2):223–32.
- [29] Zhang J, Hou D, Han Y. Micromechanical modeling on autogenous and drying shrinkages of concrete. *Constr Build Mater* 2012;29:230–40.
- [30] Bella CD, Wyrzykowski M, Lura P. Evaluation of the ultimate drying shrinkage of cement-based mortars with poroelastic models. *Mater Struct* 2017;50:52.
- [31] Espinosa RM, Franke L. Influence of the age and drying process on pore structure and sorption isotherms of hardened cement paste. *Cement Concr Res* 2006;36(10):1969–84.
- [32] De Schutter G, Taerwe L. Degree of hydration-based description of mechanical properties of early age concrete. *Mater Struct* 1996;29(6): 335–44.
- [33] Li H, Liu J, Wang Y, Yao T, Tian Q, Li S. Deformation and cracking modeling for early-age sidewall concrete based on the multi-field coupling mechanism. *Constr Build Mater* 2015;88:84–93.
- [34] Bažant ZP, Prasannan S. Solidification theory for concrete creep. I: formulation. II: verification and application. *J Eng Mech* 1989;115(8):1691–725.
- [35] De Schutter G. Degree of hydration based Kelvin model for the basic creep of early age concrete. *Mater Struct* 1999;32(4):260–5.
- [36] Hilaire A, Benboudjema F, Darquennes A, Berthaud Y, Nahas G. Modeling basic creep in concrete at early-age under compressive and tensile loading. *Nucl Eng Des* 2014;269:222–30.
- [37] Hohai University, Wuhan University, Dalian University of Technology, Zhengzhou University. *Hydraulic reinforced concrete structure*. Beijing: China Water & Power Press; 1996. Chinese.
- [38] Department of Mathematics, Tongji University. *Probability and statistics*. Beijing: Posts & Telecom Press; 2017. Chinese.
- [39] Zhang H, Wang W, Li L, Liu J. Starch-assisted synthesis and characterization of layered calcium hydroxide particles. *J Inorg Organomet Polym Mater* 2018;28(6):2399–406.
- [40] Zhang H, Li L, Feng P, Wang W, Tian Q, Liu J. Impact of temperature rising inhibitor on hydration kinetics of cement paste and its mechanism. *Cement Concr Compos* 2018;93:289–300.
- [41] Yan Y, Ouzia A, Yu C, Liu J, Scrivener KL. Effect of a novel starch-based temperature rise inhibitor on cement hydration and microstructure development. *Cement Concr Res* 2020;129:105961.
- [42] Lu A, Li H, Wang Y, Tian Q. Effects of temperature history on expansion properties of CaO- and MgO-bearing expansive agent for concrete. In: *Proceedings of the 1st International Innovation in Low-Carbon Cement & Concrete Technology*; 2019 Jun 24–26. UK: London; 2019.
- [43] Rajabipour F, Sant G, Weiss J. Interactions between shrinkage reducing admixtures (SRA) and cement paste’s pore solution. *Cement Concr Res* 2008;38(5):606–15.
- [44] Sant G, Lothenbach B, Juilland P, Le Saout G, Weiss J, Scrivener K. The origin of early age expansions induced in cementitious materials containing shrinkage reducing admixtures. *Cement Concr Res* 2011;41(3):218–29.
- [45] Sant G, Rajabipour F, Lura P, Weiss J. Examining time-zero and early age expansion in pastes containing shrinkage reducing admixtures (SRAs). In: *Proceedings of the 2nd International RILEM Symposium on Advances in Concrete through Science and Engineering*; 2006 Sep 11–13. Canada: Quebec City, QC; 2006.
- [46] Zuo W, Feng P, Zhong P, Tian Q, Gao N, Wang Y, et al. Effects of novel polymertype shrinkage-reducing admixture on early age autogenous deformation of cement pastes. *Cement Concr Res* 2017;100(8):413–22.