

预应力混凝土连续梁板抗火性能非线性分析

侯晓萌, 郑文忠

(哈尔滨工业大学 土木工程学院, 150090 哈尔滨, houxiaomeng_hit@126.com)

摘 要: 为模拟预应力混凝土连续梁板在火灾下的受力全过程, 认为火灾下预应力混凝土梁板截面总应变符合平截面假定, 基于混凝土、普通钢筋和预应力筋的耦合本构关系, 用 t 时刻的混凝土应力计算 $t+1$ 时刻混凝土的瞬态热应变、高温徐变, 钢筋与预应力筋采用相同的解耦方法, 可求得火灾下预应力混凝土梁板的弯矩-曲率曲线; 对支座反力进行迭代求解, 计算梁板在曲率与支座反力共同作用下的弯矩、挠度和支座位移, 直至支座位移满足变形协调方程, 进而对截面曲率积分可求得火灾下连续梁板的变形; 编制的计算程序得到了抗火试验结果的验证. 研究表明: 支座和相邻跨的约束对连续梁板的耐火极限影响显著, 相同条件下, 边跨的跨中变形较中间跨大.

关键词: 预应力混凝土; 连续梁板; 抗火性能; 热-力耦合

中图分类号: TU378.2; TU352.5

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2011)12-0036-06

Nonlinear finite element analysis of fire resistance performance for prestressed concrete continuous beams and slabs

HOU Xiao-meng, ZHENG Wen-zhong

(School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, 150090 Harbin, China, houxiaomeng_hit@126.com)

Abstract: A numerical model to simulate loading process of prestressed concrete(PC) continuous beams and slabs at elevated temperature is presented. It is considered that plane sections before bending remain plane after bending. Based on the thermal-mechanical coupling constitutive models of concrete, reinforcing and prestressing steels, the transient strain, creep strain in concrete at time $t+1$ could be calculated by the stress in concrete at the former step. The coupled constitutive model of concrete could be decoupled, and the reinforcing and prestressing steels were calculated by the same way. Therefore, the moment-curvature relationships of PC beams and slabs subjected to fire can be calculated. The moment of flexure, deflection and support displacement of the beams and slabs imposed by curvature and support reaction together was calculated respectively. The support reaction was calculated by the iteration method until the deflection compatibility equation at the support was satisfied, and the deflection of continuous beams and slabs could be obtained. The deflection of PC continuous beams and slabs subjected to fire calculated by the computer program is verified by correlative fire resistance experiments. Through these studies, it is shown that support and span restraint effect has significant influence on the fire resistance of PC continuous beams and slabs. The mid-span deflection in side spans is larger than that in inner spans.

Key words: prestressed concrete (PC); continuous beams and slabs; fire resistance performance; thermal-mechanical coupling

收稿日期: 2010-11-30.

基金项目: 黑龙江省自然科学基金资助项目(E201037);
教育部长江学者特聘教授奖励计划(2009-37).

作者简介: 侯晓萌(1982—),男,博士,讲师;
郑文忠(1965—),男,博士生导师,长江学者特聘教授.

热-力耦合对预应力(钢筋)混凝土结构抗火性能影响显著.文献[1-2]进行了钢筋混凝土简支梁和带约束的单跨梁抗火性能的数值模拟,但未能给出火灾下连续梁板变形和内力的计算方法.文献

[2]基于试验结果给出了混凝土、普通钢筋热-力耦合本构关系,并进行了钢筋混凝土简支梁与连续梁抗火性能的试验分析.文献[4]进行了预应力混凝土简支板抗火性能试验,给出了预应力简支板跨中变形的计算公式,但未考虑钢筋的热-力耦合对变形的影响.文献[5]进行了两跨预应力混凝土连续板的抗火性能试验,但给出支座反力、变形的计算公式受到试件数量、尺寸的限制.

在上述研究基础上,基于混凝土、普通钢筋和预应力筋的耦合本构关系,用 t 时刻的混凝土应力计算 $t+1$ 时刻混凝土的应变,钢筋与预应力筋采用相同的解耦方法,可求得火灾下预应力混凝土梁板的弯矩-曲率曲线.用割线刚度法对支座反力进行迭代求解,计算梁板在曲率与支座反力共同作用下的弯矩、挠度和支座位移,直至支座位移满足变形协调方程,进而对截面曲率积分可求得火灾下连续梁板的变形.

1 火灾下预应力混凝土连续梁板仿真分析方法

预应力混凝土连续梁板抗火性能仿真分析分 3 个主要步骤:

1) 确定火灾升温曲线,用有限元软件 ANSYS 分别计算火灾下预应力混凝土梁板跨中、支座截面温度场,温度场计算方法与热工参数选择见文献[4],其中,板为单面受火,梁为 3 面受火.

2) 分别计算火灾下预应力混凝土梁板跨中、支座截面的弯矩-曲率关系.

3) 将预应力混凝土梁板沿长度划分微段,沿高度划分网格(条带),用割线刚度法对支座反力进行迭代求解,计算梁板在曲率与支座反力共同作用下的弯矩、挠度和支座位移,进而对截面曲率积分可求得火灾下连续梁板的变形.

运用此方法可求解火灾下多跨预应力混凝土连续梁板的内力、挠度与截面极限弯矩,为考察火灾下预应力混凝土连续梁板挠度、极限弯矩和耐火极限提供依据.

在进行非线性分析过程中不考虑火灾下混凝土发生爆裂对预应力连续梁板抗火性能的影响^[6].考虑板为单向薄板,梁、板的抗火性能分析仅在温度场计算和截面划分时有差别,其计算原理与计算方法相同.

2 火灾下预应力混凝土梁板弯矩-曲率

2.1 火灾下混凝土热-力耦合本构关系

火灾下任意时刻,混凝土的应变 ε_c 均由自由

膨胀应变、瞬态热应变、高温徐变和应力引起的应变 4 部分组成.

$$\varepsilon_c = \varepsilon_{th}(T) + \varepsilon_{tr}(\sigma_c, T) + \varepsilon_{cr}(\sigma_c, T, t) + \varepsilon_{\sigma}(\sigma_c, T), \quad (1)$$

式中: ε_c 为混凝土总应变,应变以伸长为正,当混凝土受拉时,取 ε_{tr} 和 ε_{cr} 为零; $\varepsilon_{th}(T)$ 、 $\varepsilon_{tr}(\sigma_c, T)$ 、 $\varepsilon_{cr}(\sigma_c, T, t)$ 、 $\varepsilon_{\sigma}(\sigma_c, T)$ 分别为温度为 T 时混凝土自由膨胀应变、瞬态热应变、受压徐变和压应力引起应变.

2.1.1 混凝土膨胀应变

混凝土自由膨胀应变采用文献[2]公式计算

$$\varepsilon_{th} = 28 \left(\frac{T}{1\ 000} \right)^2 \times 10^{-3}, T < 650. \quad (2)$$

式中 T 为混凝土的温度, $^{\circ}\text{C}$.

2.1.2 混凝土瞬态热应变

混凝土瞬态热应变采用文献[2]公式计算

$$\varepsilon_{tr} = \frac{\sigma_c}{f_c} \left[72 \left(\frac{T}{1\ 000} \right)^2 - \left(\frac{T}{1\ 000} \right) \right] \times 10^{-3},$$

$$0 \leq \frac{\sigma_c}{f_c} \leq 0.6. \quad (3)$$

式中: σ_c 为火灾下混凝土应力; f_c 为常温下混凝土棱柱体抗压强度.

2.1.3 混凝土受压徐变

采用文献[2]公式(忽略应力梯度的影响)计算混凝土徐变

$$\varepsilon_{cr} = \frac{\sigma_c}{f_c^T} \sqrt{\frac{t}{\bar{t}}} (e^{\frac{6T}{1\ 000}} - 1) \times 60 \times 10^{-6},$$

$$0 \leq \frac{\sigma_c}{f_c^T} \leq 0.6. \quad (4)$$

式中: f_c^T 是温度为 T 时混凝土棱柱体抗压强度; t 为混凝土高温徐变持续时间, $\bar{t} = 120\ \text{min}$, 其余符号同上, 计算中应考虑温度-应力途径对混凝土受压徐变的影响^[4].

2.1.4 火灾下混凝土受压应力-应变关系

火灾下混凝土受压应力-应变关系见图 1, 上升段为抛物线, 下降段为直线, 关系式为

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_c(T) = f_c^T \left[1 - \left(1 - \frac{\varepsilon_{\sigma}(\sigma_c, T)}{\varepsilon_{c0}(T)} \right)^2 \right], \\ 0 \leq \varepsilon_{\sigma}(\sigma_c, T) \leq \varepsilon_{c0}(T); \\ \sigma_c(T) = f_c^T \left[1 - \frac{0.15(\varepsilon_{\sigma}(\sigma_c, T) - \varepsilon_{c0}(T))}{\varepsilon_{cu}(T) - \varepsilon_{c0}(T)} \right], \\ \varepsilon_{c0}(T) < \varepsilon_{\sigma}(\sigma_c, T) \leq \varepsilon_{cu}(T). \end{array} \right. \quad (5)$$

式中: $\varepsilon_{c0}(T)$ 、 $\varepsilon_{cu}(T)$ 分别为火灾下温度为 T 时混凝土峰值应变、极限压应变, 按文献[2]公式

计算.

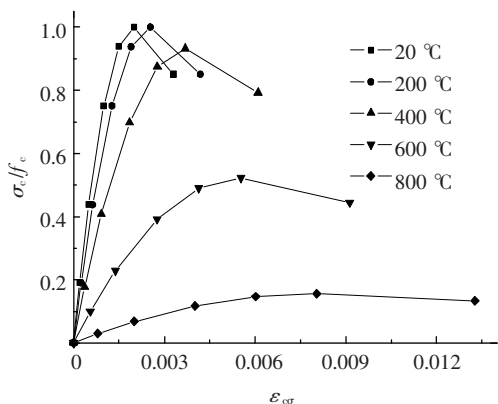


图1 火灾下混凝土受压应力-应变关系

2.1.5 火灾下混凝土受拉应力-应变关系

火灾下混凝土受拉应力-应变关系采用 GB50010—2002《混凝土结构设计规范》公式计算

$$\sigma_{ct}(T) = f_{ct} (1.2x - 0.2x^2), \quad 0 \leq x \leq 1; \quad (6)$$

$$\sigma_{ct}(T) = f_{ct}^T \frac{x}{\alpha_t (x-1)^{1.7} + x}, \quad 1 < x \leq \varepsilon_{ct1}$$

式中: $x = \varepsilon_{ct} / \varepsilon_{ct1}$, ε_{ct1} 为混凝土峰值拉应变, α_t 为单轴受拉应力-应变曲线下降段参数. 由于火灾下混凝土峰值拉应变难以获得, 且混凝土抗拉强度对火灾下预应力混凝土梁板的抗弯承载力影响极小, 计算中取火灾下混凝土的峰值拉应变与常温下相同.

f_{ct}^T 是温度为 T 时混凝土抗拉强度, 按文献[2]公式计算

$$\frac{f_{ct}^T}{f_{ct}} = 1 - \frac{T}{1000}, \quad 20 \leq T \leq 700. \quad (7)$$

式中 f_{ct} 为常温下混凝土抗拉强度.

式(1)~(7)的适用范围为混凝土强度等级在 C20~C40 之间.

2.2 火灾下普通钢筋、预应力钢筋热-力耦合本构关系

火灾下普通钢筋的总应变 ε_s 由自由膨胀应变 ε_{sth} 、高温徐变 ε_{scr} 和应力引起的应变 ε_{sr} 组成 (不含瞬态热应变):

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{sth}(T) + \varepsilon_{scr}(\sigma_s, T, t) + \varepsilon_{sr}(\sigma_s, T). \quad (8)$$

与普通钢筋相似, 火灾下预应力钢筋的总应变 ε_p 由自由膨胀应变 ε_{pth} 、高温徐变 ε_{pcr} 和应力引起的应变 ε_{pr} 组成:

$$\varepsilon_p = \varepsilon_{pth}(T) + \varepsilon_{pcr}(\sigma_p, T, t) + \varepsilon_{pr}(\sigma_p, T). \quad (9)$$

火灾下普通钢筋、预应力钢筋的自由膨胀应变、高温徐变和应力-应变关系按文献[7]公式计算.

2.3 截面弯矩-曲率分析

2.3.1 火灾下截面弯矩-曲率计算方法

对预应力混凝土梁, 将截面沿梁高划分 n 份, 沿梁宽划分 m 份; 对于板, 将截面沿板高划分 n 个条带. 假定钢筋和混凝土之间无粘结滑移, 假定火灾下连续梁板截面总应变符合平截面假定, 截面上总应变分布见图2, 曲率为 φ , 截面上任意单元的总应变 ε 为

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \varphi y. \quad (10)$$

式中: ε_0 为荷载作用下混凝土受压边缘的初始应变, y 为混凝土受压边缘至所考察单元中心的距离.

由式(1)、(8)、(9)可分别求得混凝土、普通钢筋、预应力筋由应力引起的应变:

混凝土

$$\varepsilon_{cr} = \varepsilon_c - \varepsilon_{th}(T) - \varepsilon_{ir}(\sigma_c, T) - \varepsilon_{cr}(\sigma_c, T, t), \quad (11a)$$

普通钢筋

$$\varepsilon_{sr} = \varepsilon_s - \varepsilon_{sth}(T) - \varepsilon_{scr}(\sigma_s, T, t), \quad (11b)$$

预应力筋

$$\varepsilon_{pr} = \varepsilon_p - \varepsilon_{pth}(T) - \varepsilon_{pcr}(\sigma_p, T, t). \quad (11c)$$

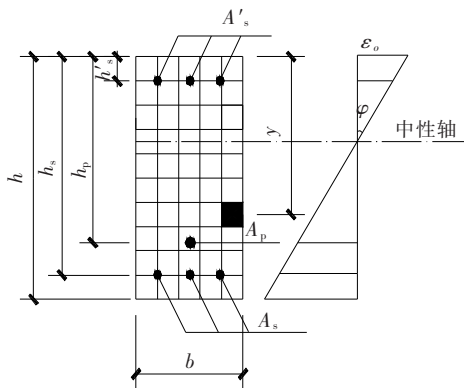


图2 火灾下预应力混凝土梁总应变分布
截面力和矩的平衡方程:

$$\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m \sigma_{c,i,j}^T b_i h_i - \sigma_s^T A_s - \Delta \sigma_p^T A_p + \sigma_s^T A'_s = N, \quad (12a)$$

$$\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m \sigma_{c,i,j}^T b_i h_i y_i - \sigma_s^T A_s h_s - \sigma_p^T A_p h_p + \sigma_s^T A'_s h'_s = M. \quad (12b)$$

由混凝土、普通钢筋、预应力筋的应变 ε_{cr} 、 ε_{sr} 和 ε_{pr} , 根据截面各网格的温度, 分别代入火灾下材料应力-应变关系, 可求得混凝土、普通钢筋、预应力筋的应力. 式(12a)存在 σ_c^T 、 σ_p^T 、 σ_s^T 和 ε_0 4 个未知量, 需迭代解耦. 以混凝土为例, 常温下 $t=0$ 时刻混凝土应变为 ε_{cr} , 可由式(12a)求解混凝土应力 σ_c^T , 将 t 时刻混凝土应力 σ_c^T 分别代入式(3)、(4)求得 $t+1$ 时刻的 ε_{cr}^{t+1} 和 ε_{cr}^{t+1} , 截面

总应变 ε_c^{t+1} 减去 ε_{cr}^{t+1} 、 ε^t 和 ε_{th}^{t+1} 这 3 项应变后,可得 $t+1$ 时刻 ε_{cs}^{t+1} ,代入式(5),可求得 $t+1$ 时刻混凝土应力 σ_c^{t+1} .反复迭代 ε_0 直至满足式(12a)为止,再通过式(12b)求解弯矩,不断增加截面曲率,可求得火灾下截面的弯矩-曲率关系.若时间步长 Δt 划分较细,可得到足够的精度^[8].计算每个时间步下的弯矩-曲率关系时,曲率增量 $\Delta\varphi$ 取定值,可使应力相互对应.普通钢筋与预应力钢筋采用相同的解耦方法.

2.3.2 计算截面弯矩-曲率的程序

计算火灾下预应力混凝土梁板 $M-\varphi$ 关系的程序,见图 3.当受压区边缘混凝土被压碎或钢筋、预应力筋达到极限拉应变或曲率达到某预定值时,即认为截面达到极限曲率,停止计算.

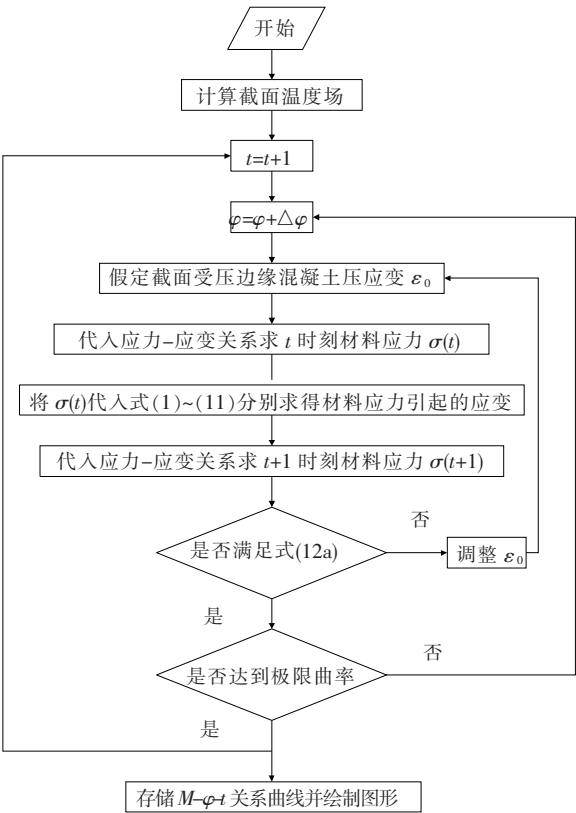


图 3 火灾下预应力混凝土梁板 $M-\varphi$ 关系曲线程序流程

3 火灾下预应力混凝土连续梁板变形计算

3.1 连续梁变形计算思路

解除连续梁(板)支座的竖向约束,得到带有多个支座反力的静定体系,求出该体系在外荷载和支座反力共同作用下的弯矩.在火灾下截面 $M-\varphi$ 曲线中,找到相应弯矩对应的曲率,对连续梁板,先判断迎火面或背火面,再调用相应 $M-\varphi$ 曲线.将曲率作为外荷载施加在梁上,计算梁各截面的挠度、转角和支座位移;在此过程中,用力迭

代法调整支座反力^[9],使支座处位移满足变形协调方程.撤销多余约束后静定体系与原超静定体系等价原则是:对应撤除多余竖向约束处($i=1, \dots, N_R$)的竖向位移为零.如图 4 所示, N_R 跨连续梁共有 N_R 个滑动铰支座,第 i 跨沿其纵向分成 n_i 个微段,微段长度为 Δx_i .

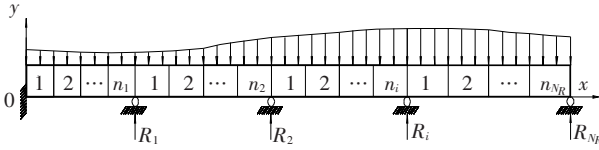


图 4 火灾下 N_R 跨连续梁沿长度方向的划分

在外荷载 $q(x)$ 和各支座反力 R_i ($i=1, \dots, N_R$) 共同作用下,连续梁第 i 跨第 l 微段中心截面弯矩为

$$M_{i,l} = M_{R,i,l} + M_{q,i,l} = \sum_{k=i}^{N_R} R_k(x(k) - x_{i,l}) - \sum_{k=i}^{N_R} \sum_{m=1}^{n(k)} q(x_{k,m}) \Delta x(k) (x_{k,m} - x_{i,l}). \quad (13)$$

式中: $M_{q,i,l}$ 、 $M_{R,i,l}$ 分别为外荷载、支座反力作用下第 i 跨第 l 微段中心截面的弯矩,弯矩以跨中截面受拉为正.

3.2 支座反力的迭代求解

去除支座反力,在外荷载作用下,任意截面的弯矩、曲率、挠度分别为

$$M_s(x) = \int_x^l q(z)(z-x)dx, \quad (14)$$

$$\varphi_s(x) = M_s(x)/\alpha_s(x). \quad (15)$$

式中 $\alpha_s(x)$ 为截面的割线刚度.

$$f_s(x) = \int_0^x \varphi_s(x)(x-z)dz. \quad (16)$$

当 x 位于支座位置时,可由 $f_s(x)$ 确定支座位移 Δ_p .保持 $\alpha_s(x)$ 不变,在结构第 i 支座处施加支座反力 R ,则

$$M_i(x) = R(x_i - x)I(x_i - x), \quad (17)$$

式中 $I(x)$ 为分段函数, $I(y) = \begin{cases} 1, y \geq 0; \\ 0, y < 0. \end{cases}$

对截面曲率进行积分,可得任意位置 x 处的挠度为

$$f_i(x_j) = \int_0^{x_j} \varphi_i^s(z)(x_j - z)dz, \quad i, j = 1, 2, \dots, N_R. \quad (18)$$

结构割线柔度矩阵为

$$\delta_s^{j,i} = \frac{f_i(x_j)}{R} = \int_0^{x_j} \frac{(x_i - x)I(x_i - x)(x_j - x)}{\alpha_s(x)}dx, \quad i, j = 1, 2, \dots, N_R. \quad (19)$$

式中: δ_s 为割线柔度矩阵, $\delta_s^{j,i}$ 表示在支座 i 处施加单位力, 引起支座 j 处的位移。

支座反力 R 满足

$$\delta_s R + \Delta_p = 0, \quad (20)$$

支座反力为

$$R = -\delta_s^{-1} \Delta_p = -K_s \Delta_p. \quad (21)$$

计算连续梁板弯矩和变形的程序流程见图 5。

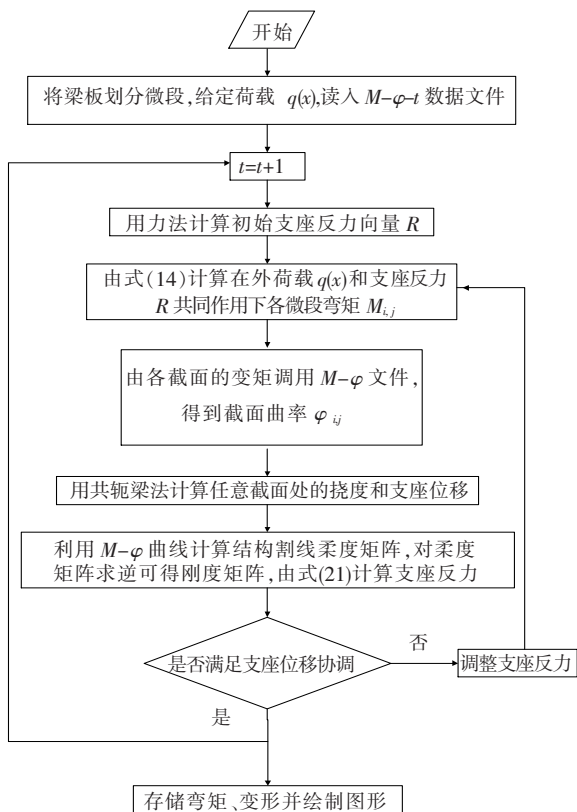


图5 计算连续梁板弯矩和变形的程序流程

4 程序的验证

4.1 与预应力混凝土连续梁抗火试验对比

为验证程序的正确性, 与文献[7]进行的两跨有粘结预应力混凝土连续梁抗火性能试验进行对比。预应力梁 PCB-1 截面尺寸与配筋见图 6。梁单跨跨度为 2 550 mm, 单跨跨中集中荷载为 30.0 kN, 混凝土立方体抗压强度 41.2 MPa, 常温下预应力筋有效应力 600 MPa, 条件屈服强度和极限强度分别为 1 498、1 722 MPa, $E_p = 2.05 \times 10^5$ N/mm², 普通钢筋的实测屈服强度为 326 MPa, $E_s = 2.0 \times 10^5$ N/mm²。

火灾升温曲线为

$$T = 300 \lg(8t + 1) + 14. \quad (22)$$

试验中, 梁受火时间 $t = 60$ min. 计算预应力梁 PCB-1 按式(22)受火 140 min, 梁跨中截面 $M-\varphi$ 关系曲线见图 7, 当 $\varphi = 4.8 \times 10^{-4}$ 时停止计算。图

中 $M-\varphi$ 曲线从上至下依次为受火 0、10、20…140 min 时跨中截面 $M-\varphi$ 关系曲线。读取不同时刻下 $M-\varphi$ 曲线中最大弯矩值, 即可得到火灾下梁 PCB-1 跨中、支座截面抗弯承载力随时间的变化规律, 见图 8。当受拉钢筋位于迎火面时, 与混凝土相比, 钢筋强度的退化对梁抗弯承载力的影响更为显著。

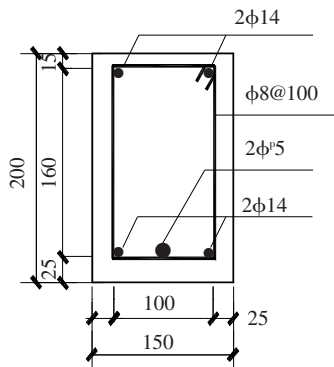


图6 连续梁 PCB-1 跨中截面

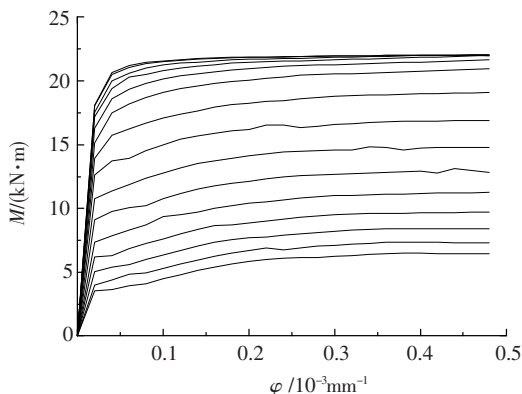


图7 火灾下连续梁 PCB-1 跨中截面 $M-\varphi$ 曲线

梁 PCB-1 跨中变形计算值与实测值对比见图 9, 受火 60 min 内计算值与实测值吻合较好。受火 90 min 时, 梁跨中变形计算值为 156.4 mm > $l/20 = 127.5$ mm, 连续梁已达变形控制耐火极限; 同时, 跨中变形急剧增加, 变形速率为 4.8 mm/min, 已超过变形速率控制的耐火极限 $l^2/(9\,000h_0) = 4.5$ mm/min, 其中 h_0 为梁的有效高度^[10]。

4.2 火灾下四跨钢筋混凝土连续梁的变形模拟

为研究支座和相邻跨约束对连续梁变形的影响, 计算一四跨钢筋混凝土连续梁 CB-1 在火灾下的变形。各跨承受均布荷载 20 kN/m (含自重), 跨度均为 6 000 mm, 支座均为铰支座, 截面尺寸为 300 mm × 500 mm, 受拉与受压钢筋均为 3φ20, 梁侧与梁底保护层均为 40 mm, 混凝土、钢筋强度与梁 PCB-1 相同, 按 ISO834 升温曲线受火, 计算火灾下梁 CB-1 的变形见图 10, 利用对称性, 以右三支座为对称轴, 画出四跨连续梁的变形。从上至

下依次为受火 0、30、60…120 min 时连续梁的变形.从图 10 可知,在相同的配筋与受火情况下,支座与相邻跨对梁中间跨的约束强,导致边跨的变形较中间跨的变形大.在结构抗火设计时,应特别注重火灾下连续梁板边跨的安全.

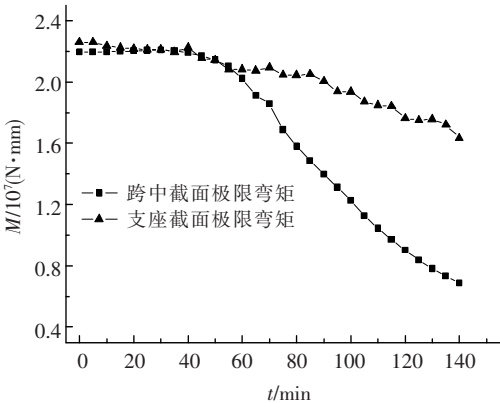


图 8 火灾下连续梁 PCB-1 跨中、中支座截面极限弯矩

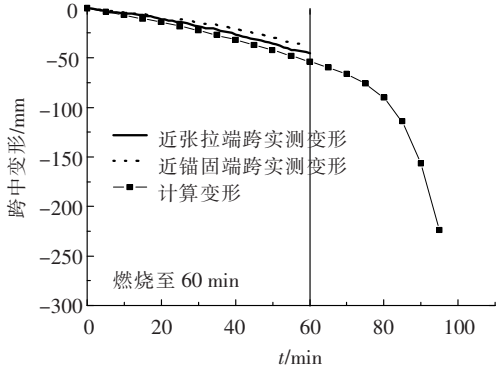


图 9 火灾下梁 PCB-1 跨中变形计算值与实测值对比

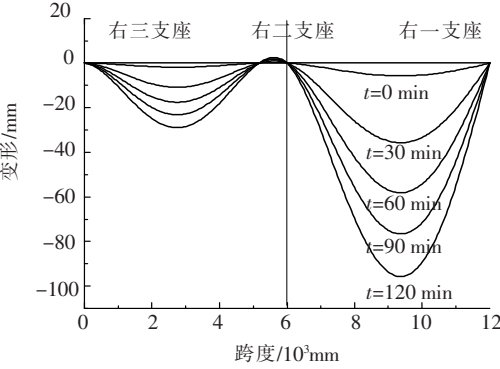


图 10 火灾下四跨钢筋混凝土连续梁 CB-1 的变形

5 结 论

1) 用迭代方法实现了混凝土、钢筋和预应力钢筋热-力耦合本构关系的解耦,编制了火灾下预应力混凝土连续梁板截面弯矩-曲率计算程序.

2) 基于位移协调方程,用割线刚度迭代法对支座反力进行迭代求解,进而求得火灾下连续梁板的内力和变形.完成了预应力混凝土(钢筋混凝土)连续梁板抗火性能的数值模拟与分析.研究结果表明:支座约束对预应力连续梁板的耐火极限有显著影响,相同条件下,边跨的跨中变形较中间跨的大.目前的程序只能考虑连续梁板各跨同时受火的情况,应进一步研究不同跨受火时,连续梁板的受力全过程.

3) 计算混凝土应变时,忽略了应力梯度对高温下混凝土瞬态热应变的影响,应进一步研究应力梯度对混凝土瞬态热应变的影响.

参考文献:

[1] KODUR V K R, DWAIKAT M B. A numerical model for predicting the fire resistance of concrete beams[J]. Cement Concrete Composites, 2008, 30(5): 431-443.

[2] DWAIKAT M B, KODUR V K R. A numerical approach for modeling the fire induced restraint effects in reinforced concrete beams[J]. Fire Safety Journal, 2007, 43(4): 291-307.

[3] 过镇海,时旭东. 钢筋混凝土的高温性能及其计算[M]. 北京:清华大学出版社, 2003: 22-31.

[4] ZHENG Wenzhong, HOU Xiaomeng. Experiment and analysis on the mechanical behaviour of PC simply-supported slabs subjected to fire[J]. Advances in Structural Engineering, 2008, 11(1): 71-89.

[5] 郑文忠,侯晓萌,许名鑫. 两跨无粘结预应力混凝土连续板抗火性能试验与分析[J]. 建筑结构学报, 2007, 28(5): 1-13.

[6] ZHENG Wenzhong, HOU Xiaomeng, SHI Dongsheng, et al. Experimental study on concrete spalling in prestressed slabs subjected to fire[J]. Fire Safety Journal, 2010, 45(5): 283-297.

[7] 侯晓萌. 预应力混凝土梁板抗火性能与抗火设计方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2009.

[8] FRANK J V. Nonlinear analysis of reinforced concrete frames subjected to thermal and mechanical loads[J]. ACI Structural Journal, 1987, 84(6): 492-501.

[9] 何政,欧进萍. 钢筋混凝土结构非线性分析[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 2006: 222-225.

[10] ASTM E119. Standard methods of fire test of building construction and materials[S]. Pennsylvania, America: American Society for Testing and Material, 2008.

(编辑 赵丽莹)