

文章编号: 1000-4750(2008)03-0107-06

钢筋混凝土楼板火灾反应数值计算模型

陈适才, *任爱珠, 王静峰, 陆新征

(清华大学土木工程系, 北京 100084)

摘 要: 基于退化壳原理, 考虑火灾下板壳截面的不均匀温度场分布而引入分层模型, 同时在每分层上考虑材料在不同温度下的热力弹塑性本构关系, 建立了火灾下钢筋混凝土板壳结构的有限元数值计算模型。另外, 通过全拉格朗日方法考虑了大位移的几何非线性影响。最后通过一钢筋混凝土板在高温下的试验进行了验证, 并分析了配筋率和保护层厚度的影响。结果表明: 提出的火灾下钢筋混凝土壳单元数值计算模型的计算结果与试验结果吻合较好, 可以用来分析火灾下钢筋混凝土框架结构楼板的反应。

关键词: 钢筋混凝土板壳; 火灾反应; 分层模型; 薄膜作用; 非线性分析

中图分类号: TU375.2; TU352.5 **文献标识码:** A

NUMERICAL MODELING OF REINFORCED CONCRETE SLABS SUBJECTED TO FIRE

CHEN Shi-cai, *REN Ai-zhu, WANG Jing-feng, LU Xin-zheng

(Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: Based on the degenerated shell theory, a finite element numerical model is proposed to analyze the behavior of the reinforced concrete slabs exposed to fire. The non-uniform temperature distribution across the section of the slab is considered. The temperature dependent thermal-elastic plastic material model is introduced in each layer through the layered model. The geometric nonlinearity due to large displacement is taken into consideration through Total Lagrange approach. The proposed model is validated by a fire experimental test on a reinforced concrete slab and the effects of parameters including the ratio of reinforcement and the thickness of the concrete cover are analyzed. The results show that the predictions agree well with the experimental results and the proposed model can be used to analyze the response of the reinforced concrete slabs under fire.

Key words: reinforced concrete slab; fire response; layered model; membrane action; nonlinear analysis

钢筋混凝土楼板在实际火灾中对防止结构破坏起着重要的作用, 研究者们^[1-2]对混凝土板壳进行了很多抗火试验与理论研究, 由于火灾试验费用高、周期长等原因, 近年来, 数值模拟分析作为一种经济有效的研究方法受到广泛重视。早期的研究者在研究框架结构耐火性能时不考虑楼板的作用, 或把楼板等效为梁单元进行分析^[2], 与实际情况有一定出入。随后, Linus Lim^[3]建立了四结点四边形

板单元, 对混凝土楼板高温反应进行了分析, 取得了比等效梁方法更加准确的结果。一些真实的火灾事例和试验表明, 结构中的楼板在火灾中有时会因为大变形而出现薄膜作用, 对结构的受力形式产生影响。Mohamad^[2]等认为采用壳单元可以准确、有效地模拟钢筋混凝土楼板的火灾反应, 尤其是模拟楼板在火灾中表现出的弯曲和薄膜作用。Huang等^[4]在分析混凝土楼板火灾反应时, 就建立了平板

收稿日期: 2006-07-21; 修改日期: 2006-12-22

基金项目: 国家“十一五”支撑计划项目(2006BAK01A02-09)

作者简介: 陈适才(1979-), 男, 湖北人, 博士生, 从事有限元应用以及结构抗火研究(E-mail: shicaichen@163.com);

*任爱珠(1946-), 女, 浙江人, 教授, 主要从事计算机火灾模拟、城市防灾减灾方面的研究(E-mail: raz-dci@tsinghua.edu.cn);

王静峰(1976-), 男, 安徽人, 助理研究员, 博士后, 主要从事钢与组合结构、结构抗火研究(E-mail: jfwang@tsinghua.edu.cn);

陆新征(1978-), 男, 安徽人, 讲师, 博士, 主要从事结构非线性分析研究(E-mail: luxz@tsinghua.edu.cn)。

壳单元模型，并开发了相应的计算程序 VULCAN。

本文在这些学者的研究基础上，基于退化壳理论，建立了考虑不同温度影响的一般壳单元模型。为考虑火灾下壳截面不均匀温度场分布，引入了分层模型，同时在各分层上考虑不同材料在不同温度下的弹塑性本构关系，从而准确地模拟混凝土材料的开裂、屈服与压碎现象以及钢筋在高温下的屈服行为。另外根据全拉格朗日方法，推导了考虑大变形几何非线性的壳单元切线刚度矩阵，来反映楼板发生大位移后的薄膜张拉效应。最后用一钢筋混凝土板抗火试验验证了本文模型的准确性和有效性。

1 分层壳单元计算模型

本文的分层壳单元是基于退化壳理论建立的八结点四边形单元，如图 1 所示，通过引入 Hinton 等^[5]的分层模型把壳单元划分成可考虑不同材料的相应层。钢筋用等效厚度的均匀钢层模拟，且只具有轴向强度和刚度，并假设混凝土层和钢层之间无相对滑移。温度沿壳单元截面不均匀分布，但每层温度分布均匀。每层采用 9 点高斯积分，在每个高斯点处可以分析混凝土开裂、压碎以及钢筋屈服情况。

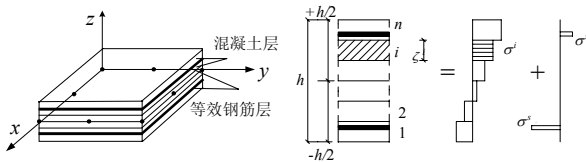


图 1 分层壳单元模型

图 2 单元应力

Fig.1 Element of layered shell Fig.2 Element stress

许多学者对高温下材料的物理和力学性能进行了研究，提出了许多重要的计算公式。利用这些公式和高温下的材料本构关系可以进行结构火灾分析^[3]。本文采用高温下材料的热力弹塑性本构关系来分析钢筋混凝土板在火灾下的反应，在高温下材料总的应变增量可表示为^[6]：

$$\{\delta\varepsilon\} = \{\delta\varepsilon_e\} + \{\delta\varepsilon_{e,T}\} + \{\delta\varepsilon_T\} + \{\delta\varepsilon_{cr}\} + \{\delta\varepsilon_p\} \quad (1)$$

式中： $\{\delta\varepsilon_e\}$ 为弹性应变； $\{\delta\varepsilon_{e,T}\}$ 为材料属性随温度变化引起的增量应变(包括弹性模量以及屈服强度的影响)； $\{\delta\varepsilon_T\}$ 为热膨胀应变增量； $\{\delta\varepsilon_{cr}\}$ 为徐变增量； $\{\delta\varepsilon_p\}$ 为塑性应变增量。

考虑等强硬化模型： $F = F(\{\sigma\}, K, T)$ ，最终的增量本构方程为^[6]：

$$\{d\sigma\} = [D_{ep}]\{d\varepsilon\} - [D_{ep}][\{\alpha\}dT + \frac{\partial[D_e]^{-1}}{\partial T}(\sigma)dT +$$

$$\{\delta\varepsilon_{cre}\} - [D_e]\{\sigma'\} / S \frac{\partial F}{\partial T} dT \quad (2)$$

式中： $[D_{ep}]$ 热力弹塑性本构矩阵； α 为高温影响的材料膨胀系数；

$$S = \{\sigma'\}^T [D_e] \{\sigma'\} + H', \quad \{\sigma'\} = \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\},$$

$$[D_{ep}] = [D_e] - [D_p],$$

$$[D_p] = [D_e] \{\sigma'\} \{\sigma'\}^T [D_e] / S \quad (3)$$

本文壳单元模型中，在每一分层每一高斯点处：

$$\{\Delta\sigma\} = [D_{ep}]\{\Delta\varepsilon'\} =$$

$$[D_{ep}](\{\Delta\varepsilon\} - \{\Delta\varepsilon^T\} - \{\Delta\varepsilon_{cre}\}) \quad (4)$$

式中： $\{\Delta\varepsilon'\}$ 为热力应变增量； $\{\Delta\varepsilon^T\}$ 为增量步中总的热应变增量。根据上面的增量本构方程(2)可知：

$$\{\Delta\varepsilon^T\} = \{\alpha\}\Delta t + \frac{\partial[D_e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\}\Delta T + \frac{[D_{ep}]^{-1}[D_e]\{\sigma'\}}{S} \frac{\partial F}{\partial T} \Delta T$$

则壳单元应变能增量为：

$$\Delta U = 1/2 \int_V \{\Delta\varepsilon'\} \{\Delta\sigma\} dv =$$

$$1/2 \{\Delta u\} \int_V \mathbf{B}^T D_{ep} \mathbf{B} dv \{\Delta u\} - \{\Delta u\}^T \int_V \mathbf{B}^T D_{ep} \{\Delta\varepsilon^T\} dv - \{\Delta u\}^T \int_V \mathbf{B}^T D_{ep} \{\Delta\varepsilon_{cr}\} dv + 1/2 \int_V \{\Delta\varepsilon^T\}^T D_{ep} \{\Delta\varepsilon^T\} dv \quad (5)$$

壳单元表面分布力做功为：

$$\Delta V = -\{\Delta u\}^T \int_s \mathbf{N}^T \{\Delta P\} ds \quad (6)$$

则系统总位能为：

$$\Pi_p = \Delta U + \Delta V \quad (7)$$

由系统最小位能原理：

$$\frac{\partial \Pi_p}{\partial \{\Delta u\}} = \int_V \mathbf{B}^T D_{ep} \mathbf{B} dv \{\Delta u\} - \int_V \mathbf{B}^T D_{ep} \{\Delta\varepsilon^T\} dv - \int_s \mathbf{N}^T \{\Delta P\} ds = 0 \quad (8)$$

故单元求解方程为：

$$\mathbf{K}_e \{\Delta u\} = \Delta F_T + \Delta F_M = \Delta F \quad (9)$$

通过刚度集成即可求解系统位移增量。

考虑大位移的影响时，单元应变位移矩阵 \mathbf{B} 可分解为线性部分 \mathbf{B}_0 和非线性部分 \mathbf{B}_L

$$\mathbf{B} = \mathbf{B}_0 + \mathbf{B}_L \text{ 且 } d\mathbf{B} = d\mathbf{B}_L.$$

由单元内外力平衡条件：

$$\psi(u) = p_i - f_i = \int_V \mathbf{B}^T \sigma dv - f_i = 0 \quad (10)$$

根据变分原理由式(10)可得单元切线刚度矩阵 \mathbf{K}_T ：

$$d\psi(u) = \int_v \mathbf{B}^T d\sigma dv + \int_v d\mathbf{B}^T \sigma dv - df_i = 0$$

令 $\mathbf{K}_T du = df_i$, 由 $d\mathbf{B} = d\mathbf{B}_L$, 则:

$$\mathbf{K}_T du = \int_v \mathbf{B}^T d\sigma dv + \int_v d\mathbf{B}_L^T \sigma dv = \int_v (\mathbf{B}_0 + \mathbf{B}_L)^T D_{ep} (\mathbf{B}_0 + \mathbf{B}_L) du dv + \int_v d\mathbf{B}_L^T \sigma dv = \mathbf{K}_e du + \mathbf{K}_\sigma du \quad (11)$$

$$\mathbf{K}_T = \mathbf{K}_e + \mathbf{K}_\sigma \quad (12)$$

式中: \mathbf{K}_e 为式(9)中的单元刚度; $\mathbf{K}_\sigma = \int_v \mathbf{G}^T [\sigma] \mathbf{G} dv$

为即时应力附加几何矩阵。

为了得到 \mathbf{K}_T , 还要求出 \mathbf{B}_L , 考虑 VonKarman 假设: u', v' 对 x', y', z' 的导数为微小量, w' 对 z' 的变分可以忽略, 利用全拉格朗日方法^[5]:

$$\varepsilon = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{x'} \\ \varepsilon_{y'} \\ \gamma_{x'y'} \\ \gamma_{x'z'} \\ \gamma_{y'z'} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \partial u' / \partial x' \\ \partial v' / \partial y' \\ \partial u' / \partial y' + \partial v' / \partial x' \\ \partial u' / \partial z' + \partial w' / \partial x' \\ \partial v' / \partial z' + \partial w' / \partial y' \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \frac{1}{2} \partial \omega' / \partial x' \\ \frac{1}{2} \partial \omega' / \partial y' \\ \partial \omega' / \partial x' \partial \omega' / \partial y' \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} = \varepsilon_0 + \varepsilon_L \quad (13)$$

$$\varepsilon_L = \frac{1}{2} \begin{Bmatrix} \partial w' / \partial x' & 0 \\ 0 & \partial w' / \partial y' \\ \partial w' / \partial y' & \partial w' / \partial x' \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \partial w' / \partial x' \\ \partial w' / \partial y' \end{Bmatrix} = \frac{1}{2} LR \quad (14)$$

R 可以用位移矢量 \mathbf{u} 及单元形状函数表示为:

$$R = \begin{Bmatrix} \partial w' / \partial x' \\ \partial w' / \partial y' \end{Bmatrix} = \mathbf{G} \mathbf{u},$$

式中 \mathbf{G} 由单元形状函数确定的矩阵。则:

$$\varepsilon_L = 1/2 L \mathbf{G} \mathbf{u}.$$

对式(14)进行变分:

$$d\varepsilon_L = 1/2 dLR + 1/2 LdR = LdR = L \mathbf{G} du$$

则 $\mathbf{B}_L = L \mathbf{G}$, 在程序中首先计算出 \mathbf{B}_0 和 \mathbf{G} , 再用当前位移求出 L , 从而可以求出 \mathbf{B}_L , 再迭加到 \mathbf{B}_0 中得到最终的应变位移矩阵 \mathbf{B} 。通过对式(11)进行高斯积分可求得 \mathbf{K}_e , 并根据当前应力求出几何矩阵 \mathbf{K}_σ , 最后根据式(12)求出 \mathbf{K}_T 。

2 高温材料模型

2.1 混凝土

本文采用 Drucker-Prager 屈服准则和应变硬化

模型来分析混凝土的受压, 因垂直于壳中面的应力可忽略, 其应力状态和双轴应力状态差别不大, 但是混凝土材料在高温下的双轴本构关系研究很少, 这里假设高温下的屈服面形状和常温下的一样, 而相应的抗压强度则采用高温下的抗压强度(见图 3)。

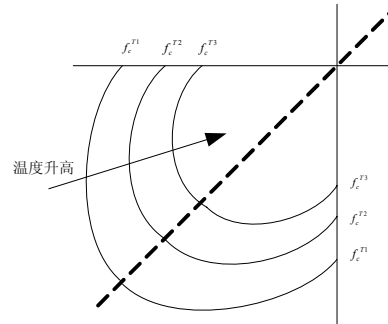


图 3 高温下混凝土的屈服面

Fig.3 Yield surface of concrete at elevated temperatures

为了用一种适合于数值计算的形式来描述混凝土的本构关系, Hinton E^[5]根据双轴试验结果以及对等双轴屈服强度和单向屈服强度关系的假设, 使 Drucker-Prager 屈服条件成为只含等效应力的函数:

$$\sigma_0^2 - 0.355(\sigma_x + \sigma_y)\sigma_0 - 1.355((\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x\sigma_y) + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)) = 0 \quad (15)$$

式中, σ_0 为等效应力。这样根据应变硬化模型和高温下混凝土的单轴本构关系就可以进行高温下的屈服判断。具体的混凝土在高温下的单向受压应力-应变关系如图 4 所示: 上升阶段采用 EC4^[7]中混凝土高温本构关系表达式, 软化阶段采用了直线表示, 而压碎条件的判断也采用与式(15)相似的表达式, 假定等效应变达到极限应变 ε_u 后认为混凝土压碎并退出工作。

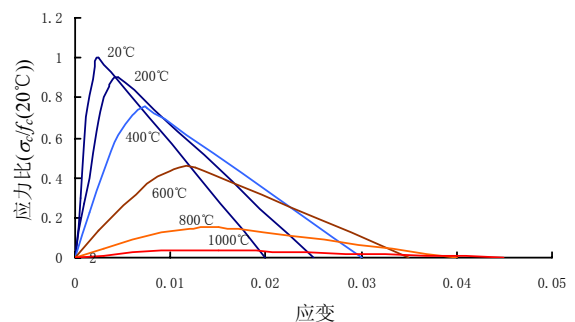


图 4 高温下的混凝土本构关系

Fig.4 Stress-strain relationship of concrete at high temperatures

混凝土的受拉应力-应变关系假设为直线, 开裂区采用双裂缝模型, 并采用最大拉应力控制准则,

假定当最大主应力达到了在高温下的抗拉强度 f_t^T ，在垂直主应力方向产生裂缝。 f_t^T 根据不同的温度确定^[8]： $f_t^T / f_t = 1 - T/1000$ ， f_t 取为 $0.1 f_c$ 。为了模拟开裂后裂纹之间的拉伸刚化作用，采用了逐渐减小的垂直于开裂面的应力分量来表示(见图 5)。开裂应变 $\varepsilon_{cra}^T = f_t^T / E_c(T)$ ，当超过极限开裂应变 ε_{cu}^T 时，则认为没有粘结作用， ε_{cu}^T 取为 $10 \varepsilon_{cra}^T$ 。另外，混凝土热膨胀系数 a 取为^[8]： $28(T/1000) \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ 。

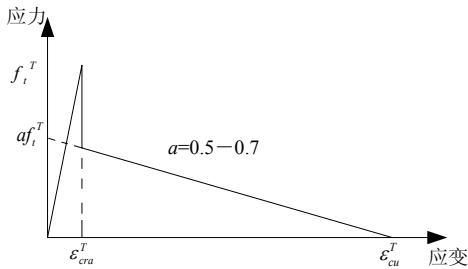


图 5 高温下的混凝土受拉应力-应变关系
Fig.5 Concrete tension curve at high temperatures
混凝土的徐变模式采用文献[8]中的模型：

$$\varepsilon_{cre}(t) = \frac{\sigma}{f_c^T} \sqrt{\frac{t}{t_0}} (e^{\frac{6T}{1000}} - 1) \times 60 \times 10^{-6} \quad (16)$$

式中， t_0 取为 2h 或 120 min。

2.2 钢筋

高温下钢筋采用理想弹塑性模型，其屈服强度 $f_y(T)$ 和弹性模量 $E_s(T)$ 分别为^[9]：

$$f_y(T) = \begin{cases} f_y, & 0^\circ\text{C} \leq T \leq 200^\circ\text{C} \\ (1.33 - 1.64 \times 10^{-3} T) f_y, & 200^\circ\text{C} \leq T \leq 700^\circ\text{C} \\ 0.182 f_y, & T \geq 700^\circ\text{C} \end{cases}$$

$$E_s(T) = \begin{cases} (1 - 0.486 \times 10^{-3} T) E_s, & 0^\circ\text{C} \leq T \leq 370^\circ\text{C} \\ (1.515 - 1.879 \times 10^{-3} T) E_s, & 370^\circ\text{C} \leq T \leq 700^\circ\text{C} \\ 0.130 E_s, & T \geq 700^\circ\text{C} \end{cases}$$

式中， f_y 、 E_s 分别为常温下钢筋的屈服强度和弹性模量。

钢筋的徐变模式采用 Norton 徐变模型^[6]：

$$\varepsilon_{cs} = 4.63 \times 10^{34} t \frac{D}{GT} \left(\frac{\sigma}{G} \right)^3,$$

式中： $D = 0.37 \times 10^{-4} \exp(0.000337/T)$ ，

$G = 8.1 \times 10^{-4} [1 - 4.7 \times 10^{-4} (T - 300)]$ 。

另外钢筋热膨胀系数取为： $0.5 \sqrt{T} \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ 。

3 非线性求解过程

为了进行钢筋混凝土结构火灾反应分析，作者

同时编写了结构火灾瞬态热传导分析程序(由于篇幅有限，在此不再赘述)，在这里直接用来进行楼板热传导分析，并假定混凝土裂缝对热传导没有影响。进行结构分析时，程序对整个时间域以及外荷载划分为一定数量的增量步，每一增量步内的非线性方程组的迭代求解采用了 Newton-Raphson 迭代方法^[10]，分析过程见图 6。

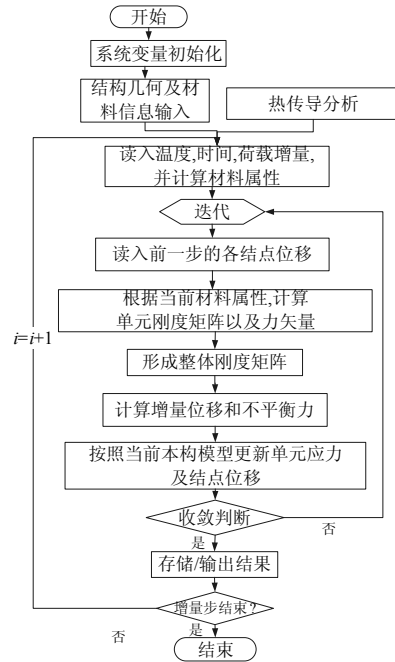


图 6 结构火灾反应分析流程图

Fig.6 Flow chart of structural analysis under fire

在高温结构分析中，因不平衡力常可形成平衡的力系，所以迭代过程中，使用力的收敛准则不是很合适，其解不一定单调收敛，所以本文同时采用结点不平衡力准则和结点位移增量准则来控制收敛。

4 数值算例

为了验证本文提出的分层壳单元的数值模型，本文采用文献[1]的钢筋混凝土板抗火试验^[1]来进行验证。该试验中，钢筋混凝土板试件尺寸为 $4.3 \text{ m} \times 1.5 \text{ m} \times 0.12 \text{ m}$ ，采取试验炉墙壁进行简支的方式。板底部布置了两层钢筋，分别具有 0.524 mm 和 0.113 mm 的等效厚度。

由于试验中采取了 ISO834 标准升温方式，热分析时取标准升温曲线来模拟火灾环境。热分析程序中将混凝土板沿厚度划分成 6 层，每层离散成四个三角形单元。板底热交换系数根据文献[1]试验取 $40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ，混凝土表面与试验炉表面辐射率取

0.7. 本文热传导分析程序的分析结果见图 7 和图 8。图 7 比较了各时刻板截面温度分布和试验结果；图 8 表明在试验过程中板截面 1/2 厚度处(简称截面中心点)的温度和实测温度符合良好。

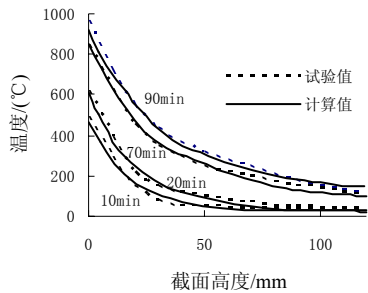


图 7 板截面各时刻温度分布图

Fig.7 Temperature distributions across slab section

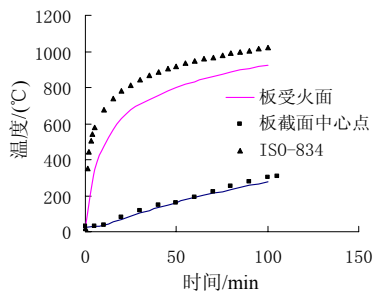


图 8 板截面中心点温度时间关系

Fig.8 Temperature-time curves at mid-point of the slab

在结构分析程序中混凝土板沿厚度划分成 6 层, 钢筋等效成 0.524 mm 和 0.11 3mm 的两层钢层, 刚度方向分别为纵向和横向。由于荷载以及边界条件的对称性, 取其四分之一进行分析。表面分布荷载为 2 kN/m², 本文计算的板几何中心(简称中点)竖向位移和试验结果与文献[1]中 ANSYS 计算结果进行了比较(见图 9)。由图 9 可知, 在受火面板面温度小于 500℃时, 计算值与试验值相差不大, 这是由于材料力学性能变化较小, 热膨胀占主要影响, 板基本处于弹性阶段。之后随着温度的升高, 材料强度和刚度明显降低, 挠度快速增长, 由图 9 可见

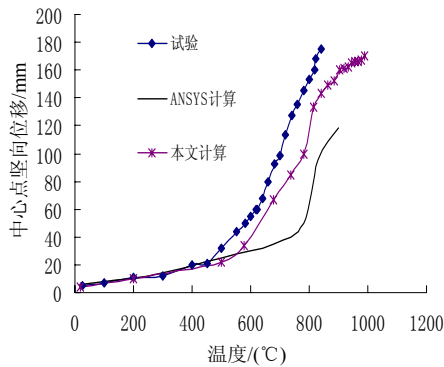


图 9 板中点挠度温度曲线

Fig.9 Deflection-temperature curves for the slab

本文模型计算的结果比文献[1]中 ANSYS 计算的结果更加合理。同时由比较可知, 在较低温度时, 材料膨胀特性是导致结构变形的主要因素, 随着温度的升高, 材料强度和刚度的降低变为主导因素。

另外, 根据分析结果, 在温度达到 978℃时, 板底面第一层混凝土单元多数高斯点处发生开裂现象, 而上表面混凝土没有出现压碎破坏, 这与文献[1]的试验结果相符; 此外, 图 10 表示了此时板底第二层混凝土单元高斯点裂缝出现的情况, 因为易发生应力集中, 支座处单元开裂比较严重, 所以开裂现象延续到第二层混凝土。



图 10 978℃时板底第二层单元裂缝分布

Fig.10 Crack distribution in the second layer of the slab at 978℃

5 参数分析

钢筋混凝土板构件的抗火性能受许多因素的影响, 本文主要考虑配筋率和保护层厚度。用上述钢筋混凝土板为分析对象而分别改变其配筋率和保护层厚度。图 11 比较了在相同恒定荷载作用下不同配筋率时板的挠度随温度的变化情况, 在温度小于 500℃时, 配筋率的影响不大; 当温度大于 500℃后, 低配筋率板的挠度变化明显快于高配筋率的混凝土板的挠度变化。可见适当提高配筋率可以改善板的耐火性能。

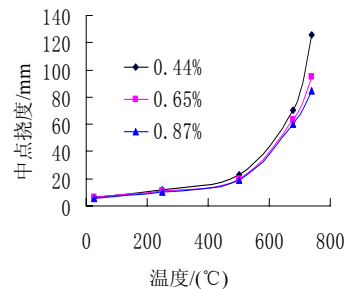


图 11 配筋率影响

Fig.11 Deflection against temperature for slab with various reinforce ratio

另外, 在考虑混凝土保护层厚度影响时, 为了使结果具有可比性, 假设混凝土板厚度不变, 钢筋层温度取相应保护层厚度位置的温度值来进行分析。因为混凝土是热惰性材料, 混凝土板截面存在

较大的温度梯度,并且由于在热分析时,不考虑保护层出现的裂缝对热传导的影响,所以随着保护层厚度的增加,受拉区钢筋位置的温度也就越低,从而钢筋混凝土板的刚度就越高,图12反映了不同保护层厚度时钢筋混凝土板的挠度随温度的变化情况,由图12可见,在温度低于 500°C 时,混凝土保护层厚度对板的挠度影响较小;当温度高于 500°C 后,保护层厚度较大的板比保护层厚度小的板跨中挠度增大程度有所减小,这与文献[1]得出的结论类似。

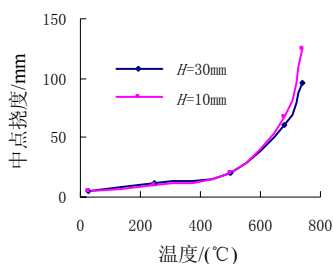


图12 保护层厚度影响

Fig.12 Deflection against temperature for slab with various thickness of cover

6 结语

钢筋混凝土结构在高温下的力学性能反应比较复杂,利用试验来确定其高温下的承载力或耐火极限的方法费用较高、周期长,而有限元数值模拟方法是一种较为经济、有效的方法。本文主要进行了以下工作:

(1) 根据退化壳单元原理,建立了适合火灾下钢筋混凝土板壳结构的有限元数值计算模型,引入了分层模型来考虑板壳截面的不均匀温度场分布,同时在各分层上考虑了不同材料在不同温度下的热力弹塑性本构关系,并通过全Lagrange方法推导了其切线刚度矩阵。

(2) 通过钢筋混凝土板的抗火试验验证了计算模型的合理性,研究表明,本文所建立的火灾下钢筋混凝土板壳结构的有限元数值计算模型以及分

析程序,可以用于分析建筑结构中钢筋混凝土楼板的火灾反应。

参考文献:

- [1] 陈礼刚. 钢筋混凝土板受火性能的试验研究[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2004.
Chen Ligang. The experimental research of reinforced concrete slabs under fire [D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture & Technology, China, 2004. (in Chinese)
- [2] Mohamad J Terro. Numerical modeling of the behavior of concrete structures in fire [J]. ACI Structural Journal, 1998, 95(2): 183—193.
- [3] Linus Lim. Numerical modelling of two-way reinforced concrete slabs in fire [J] Engineering Structures, 2004, 26(8): 1081—1091.
- [4] Huang Z, Burgess I W, Plank R J. Nonlinear analysis of reinforced concrete slabs subjected to fire [J]. ACI Structural Journal, 1999, 96(1): 127—135.
- [5] Hinton E, Owen D R J. Finite element software for plates and shells [M]. Swansea: Pineridge Press, 1984.
- [6] Hsu Tai-Ran. The finite element method in thermomechanics [M]. USA: Allen & Unwin, 1986.
- [7] Eurocode 4, Design of composite steel and concrete structures. Part 1.2: Structural fire design [S]. ENV1994-1-1, Brussels: Commission of the European Communities, 1993.
- [8] 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.
Guo Zhenhai, Shi Xudong. Behaviour of reinforced concrete at elevated temperature and its calculation [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003. (in Chinese).
- [9] 陆洲导, 朱伯龙. 钢筋混凝土框架火灾反应分析[J]. 土木工程学报, 1995, 28(6): 18—27.
Lu Zhoudao, Zhu Bolong. Fire response analysis of reinforced concrete frames [J]. China Civil Engineering Journal, 1995, 28(6): 18—27. (in Chinese)
- [10] 王勖成, 邵敏. 有限单元法基本原理和数值方法[M]. 北京: 清华大学出版社, 1997.
Wang Xucheng, Shao Min. The fundamental theory and numerical analysis of the finite element method [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1997. (in Chinese)