

文章编号: 1000-5013(2008)04-0588-05

# 钢筋混凝土柱火灾试验数值模拟的关键技术

徐玉野, 王全凤, 柴振岭

(华侨大学 土木工程学院, 福建 泉州 362021)

**摘要:** 基于三维热分析实体元和三维梁单元, 利用 Visual C++ 编制钢筋混凝土柱火灾试验数值模拟程序 RCSSCF, 模拟火灾试验时柱式构件中部受火的情况, 并考虑了轴力的二阶效应. 研究表明, 采用的温度场求解的子结构技术, 适用于炉膛内外交界区域及钢筋混凝土结构梁柱节点的三维温度场的求解. 在保持计算精度不变的前提下, 该求解方法能够明显减少计算时间. 材料本构关系加卸载对柱耐火极限的预测精度影响不大, 但对升温后期轴向变形的预测结果影响较大. 在进行钢筋混凝土结构的抗火性能研究时, 需要考虑材料本构关系的加卸载.

**关键词:** 钢筋混凝土; 柱; 火灾; 试验; 数值模拟

**中图分类号:** TU 375.3; TU 311.4

**文献标识码:** A

为了使柱式构件足尺耐火试验计算与试验结果相吻合, Lie 等<sup>[1-2]</sup> 在计算分析中做了一些规定: 在计算柱耐火极限时用两端铰支的长为 2 m 的柱, 代替实际试验中两端固支的长为 3.81 m 的柱, 但在计算柱轴向变形时又采用实际受火长度 3 m 来计算. 已有的火灾下混凝土柱式构件足尺试验, 基本上是针对四周受火的矩形柱和圆形柱开展的. 对于这类构件, 由于截面和受火方式都具有较好的对称性, 因此理论上轴压柱在炉外的部分基本保持直线. 当柱长细比不是很大时, 柱的破坏基本上由强度控制, 而不是由稳定性控制, 此时柱在炉膛外的部分对柱耐火性能影响相对较小. 实际工程中, 由于柱在结构中的位置不同, 还可能遭受三面受火、相对两面受火、相邻两面受火、单面受火等各种可能的受火方式. 对于三面受火、两面受火和单面受火的矩形柱, 以及高温下异形柱的试验而言, 常温下的轴压柱在高温下由于受火方式的不同, 将导致其产生弯曲变形, 从而火灾试验中柱轴线不会始终保持在一直线上<sup>[3]</sup>. 此时, 柱在炉膛外的部分有可能对耐火试验结果产生影响. 文[4]利用有限元软件对高温下钢筋混凝土柱做三维温度场和三维结构的非线性分析, 考虑火灾试验中柱子只在中部受火和柱端实际加载条件. 文[4]研究认为, 钢筋混凝土柱在高温下采用实体单元进行力学性能的模拟计算花费时间过长, 编制高温下专用数值模拟分析程序是必要的. 本文基于三维热分析实体元和三维梁单元, 利用 Visual C++ 编制钢筋混凝土柱火灾试验数值模拟程序 RCSSCF<sup>[5-6]</sup>.

## 1 温度场的三维热分析及其求解的子结构技术

对混凝土框架而言, 除梁柱节点及柱子靠近基础的部分外, 温度场分布沿梁、柱纵向几乎没有变化<sup>[7]</sup>. 因此, 梁、柱构件中部一定长度范围内采用二维温度场来模拟, 其温度分布已经足够精确. 文[7]将该长度称为温度场分析的二维有效长度. 在温度场分析过程中, 文[7]让构件二维有效长度内的结点不参与温度场的有限元分析过程, 而用一个等效框架代替原框架进行温度场分析, 从而节省分析的自由度数, 提高三维温度场的计算速度. 对于需要进行三维温度场分析的区域, 如混凝土框架中的节点、柱子在炉膛内外的交界处等, 可以将其从原结构中截取出来, 作为一个“子结构”单独分析, 如图 1 所示. 图 1 中,  $W_c$  和  $H_c$  分别为柱截面的宽度和高度;  $W_b$  和  $H_b$  分别为梁截面的宽度和高度;  $L_c$ ,  $L_b$ ,  $L_{c,in}$  和  $L_{c,out}$

**收稿日期:** 2008-01-02

**作者简介:** 徐玉野(1978-), 男, 博士, 主要从事结构抗火的研究. E-mail: yuyexu@hqu.edu.cn.

**基金项目:** 国家自然科学基金资助项目(50478078); 福建省青年科技人才创新项目(2007F3064); 华侨大学科研基金资助项目(07BS405)

分别为“子结构”在温度场分析时,柱、梁、炉膛内和炉膛外截取的构件长度. 借鉴文[7]的结论,取  $L_c = \max(W_c, H_c)$ ,  $L_b = \max(W_b, H_b)$ ,  $L_{c,in} = \max(W_c, H_c)$ . 考虑到火灾试验中柱子在炉膛外的部分通常较短,故  $L_{c,out}$  可直接取炉外长度.

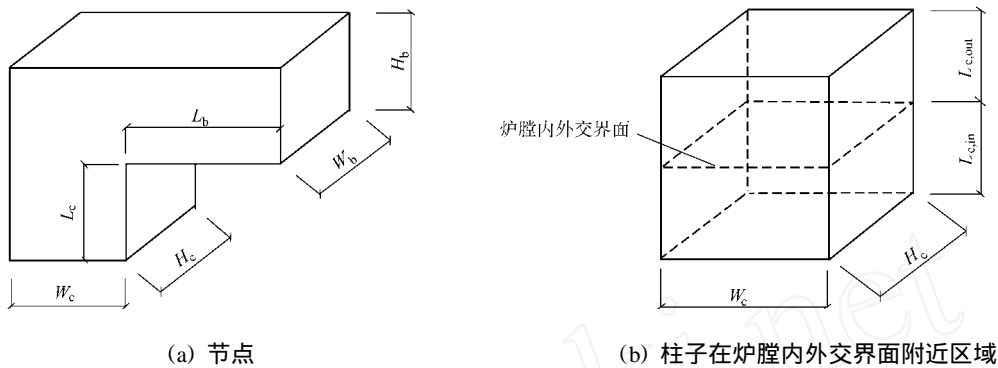


图 1 温度场分析的子结构

Fig. 1 Substructure for thermal analysis

由于在构件二维有效长度内的温度场基本不变,相邻两个横截面之间没有热交换. 即“子结构”在截断处的热边界条件可视为绝热边界条件,截断面与周围环境的综合换热系数可取为 0. 这样,原结构的温度场即可按如下方式确定:在温度具有三维特征的区域采用“子结构”的分析结果,在二维有效长度内的截面温度取截断面处的温度. 与文[7]的等效框架相比,采用“子结构”进行温度场分析,可以进一步减小矩阵的阶数,提高计算速度.

图 2 以截面 400 mm ×400 mm 的混凝土矩形柱为例,分别给出了采用“子结构”分析和原结构分析

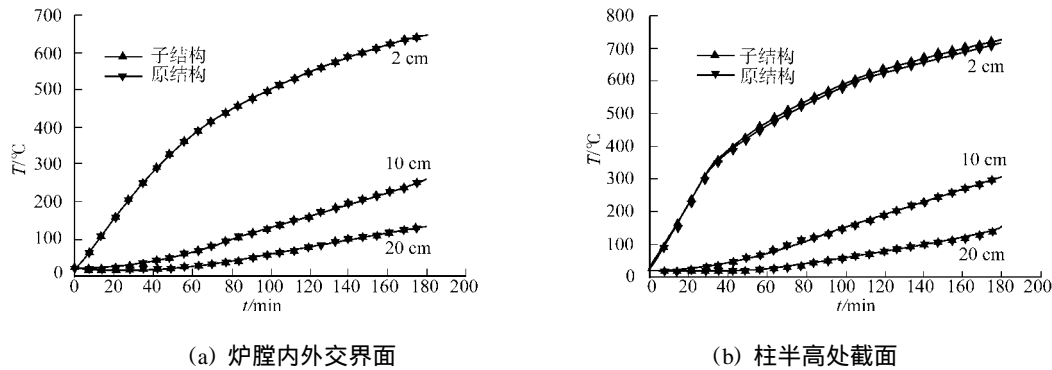


图 2 温度场分析结果的对比

Fig. 2 Comparison of simulation results for temperature fields

时,截面对称轴上距离柱表面 2,10,20 cm 处的温度计算结果. 对于原结构,考虑对称性,仅取半柱进行计算. 计算过程中,子结构和原结构采用相同的网格尺寸和计算参数. 从图 2 可以看出,子结构计算结果和原结构计算结果几乎完全重合. 在同一台计算机上,采用原结构分析花费 149 s,采用子结构分析花费 69 s. 可见,采用子结构能够明显减少计算时间.

2 高温下力学性能的三维梁单元分析

图 3 为三维梁单元的示意图. 图 3 中,单元有 2 个结点,每个结点有 5 个自由度,其中 3 个为结点处截面沿  $x, y, z$  方向的平动自由度,两个为结点处截面绕  $y$  轴和  $z$  轴的转动自由度. 梁单元内的位移模式可表示为<sup>[8]</sup>

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & N_6 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & N_2 & 0 & 0 & N_5 & 0 & N_7 & 0 & 0 & N_{10} \\ 0 & 0 & N_3 & N_4 & 0 & 0 & 0 & N_8 & N_9 & 0 \end{bmatrix} U^e.$$

(1)

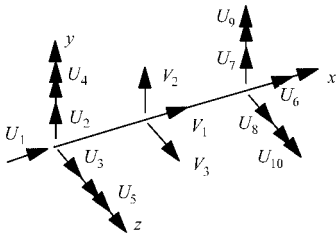


图 3 三维梁单元

Fig. 3 3-dimensional beam element

在上式中,  $V_1, V_2$  和  $V_3$  分别为梁单元内任一点沿  $x, y, z$  轴的位移;  $U^e$  为梁单元在局部坐标系内的结点位移向量,  $U^e = [U_1, U_2, U_3, U_4, U_5, U_6, U_7, U_8, U_9, U_{10}]^T$ , 上标  $e$  表示在单元水平上;  $N_1 \sim N_{10}$  是梁单元的形状函数,  $N_1 = 1 - \frac{x}{l}, N_2 = 1 - \frac{3x^2}{l^2} + \frac{2x^3}{l^3}, N_3 = N_2, N_4 = -x + \frac{2x^2}{l} - \frac{x^3}{l^2}, N_5 = -N_4, N_6 = \frac{x}{l}, N_7 = \frac{3x^2}{l^2} - \frac{2x^3}{l^3}, N_8 = N_7, N_9 = \frac{x^2}{l} - \frac{x^3}{l^2}, N_{10} = -N_9$ , 其中  $l$  是梁单元的长度.

梁单元内任一截面的基本未知量为<sup>[8]</sup>

$$U = L[V_1 \quad V_2 \quad V_3]^T, \quad (2)$$

即

$$L = \begin{bmatrix} -\frac{d}{dx} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{d^2}{dx^2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{d^2}{dx^2} \end{bmatrix}. \quad (3)$$

将式(1)代入式(2), 可得<sup>[8]</sup>

$$u = BU^e, \quad (4)$$

在式(4)中,  $B$  为应变矩阵.

假定高温下截面总变形满足平截面假定, 且钢筋和混凝土之间没有相对滑移. 将截面离散化后截面内各单元的应力沿截面积分, 可推得截面在力和温度作用下的非线性增量有限元格式<sup>[6, 8]</sup>为

$$f_{P, \text{in}} + f_T + f_t = D u. \quad (5)$$

式(5)中,  $f_{P, \text{in}}$  为截面内力增量向量,  $f_T$  为温度荷载增量向量,  $f_t$  为时间荷载增量向量,  $D$  为截面刚度矩阵. 将柱划分为  $n$  个长度相同的梁单元, 若每个梁单元  $i$  只在结点上作用外部荷载向量  $F_{P, \text{ext}}^i$ , 由虚位移原理可得

$$\sum_{i=1}^n \int_0^l u^T (f_{P, \text{in}} + f_{P, \text{in}}) dx = \sum_{i=1}^n U^{eT} (F_{P, \text{ext}}^i + F_{P, \text{ext}}^i). \quad (6)$$

将式(5)代入式(6), 可推得

$$K U = F_{P, \text{ext}} + F_{P, \text{ext}} - F_{P, \text{in}} + f_T + f_t. \quad (7)$$

式(7)中,  $K$  为结构的切线总刚度矩阵,  $U$  为结构结点的位移增量向量,  $F_{P, \text{ext}}$  为上一时间步末结构结点的外荷载向量,  $F_{P, \text{ext}}$  为当前时间步结构结点的外荷载增量向量,  $F_{P, \text{in}}$  为上一时间步末结构的内力等效荷载向量,  $f_T$  和  $f_t$  为结构结点的温度和时间荷载增量向量. 即有

$$\left. \begin{aligned} K^e &= \int_0^l B^T D B dx, \\ F_{P, \text{in}}^e &= \int_0^l B^T f_{P, \text{in}} dx, \\ F_T^e &= \int_0^l B^T f_T dx, \\ F_t^e &= \int_0^l B^T f_t dx. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

对式(8)积分, 并采用 3 点高斯数值积分法计算.

程序通过给结构的刚度矩阵  $K$  减去一个几何刚度矩阵  $K_L$ , 来考虑轴力的二阶效应, 而  $K_L$  由单元的几何刚度矩阵  $K_L^e$  集成得到. 根据势能原理, 可以推得<sup>[9]</sup>

$$K_L^e = N^T N_L^T N_L dx. \quad (9)$$

式(9)中,  $N$  为梁单元的轴力; 矩阵  $N_L$  为

$$N_L = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & N_2 & 0 & 0 & N_5 & 0 & N_7 & 0 & 0 & N_{10} \\ 0 & 0 & N_3 & N_4 & 0 & 0 & 0 & N_8 & N_9 & 0 \end{bmatrix}. \quad (10)$$

相应地,结构内力的等效节点向量  $F_{P,in}$  也需通过减去一个考虑二阶效应的等效节点向量  $F_{P,L}$  来修正.  $F_{P,L}$  也有单元相应的  $F_{P,L}^e$  集成得到,  $F_{P,L}^{[10]}$  为

$$F_{P,L}^e = K U^e.$$

(11)

基于三维热分析实体元和三维梁单元的数值分析方法,在升温过程中每一时间增量步内的迭代与文[11]大致相同. 假设当前时间步为  $t$ ,对于每一个时间增量步  $t$ ,由式(7)求得结构结点的位移增量向量,然后由式(4)求得梁单元截面的基本未知量增量,进而求得混凝土单元和钢筋单元的总应变增量及应力应变增量. 根据  $t + t$  时刻的温度和应力应变,确定升温后混凝土单元和钢筋单元的应力. 将混凝土单元的应力和钢筋单元的应力沿截面积分,从而确定第一次迭代结束时梁单元截面的内力向量  $f_{P,in}$ . 按式(8)计算各个梁单元的内力等效向量  $F_{P,in}$ ,集成后形成结构的内力向量. 因此,可算出考虑平衡校正迭代的不平衡力向量  $R$ ,有

$$R = F_{P,ext} + F_{P,ext} - F_{P,in}.$$

(12)

每一时间增量步的温度荷载增量和时间荷载增量在第一次迭代时计算,其他次迭代的结构结点位移向量为

$$K U = R.$$

(13)

数值分析程序的收敛准则、求解结束的判定准则和计算流程图与文[11]类似,在此不再赘述.

3 算例

基于三维热分析实体元和三维梁单元的钢筋混凝土柱火灾试验数值模拟程序 RCSSCF,所计算的轴向变形和耐火极限总体上与试验结果吻合较好. 限于篇幅,图 4 只给出了程序 RCSSCF 计算的轴向

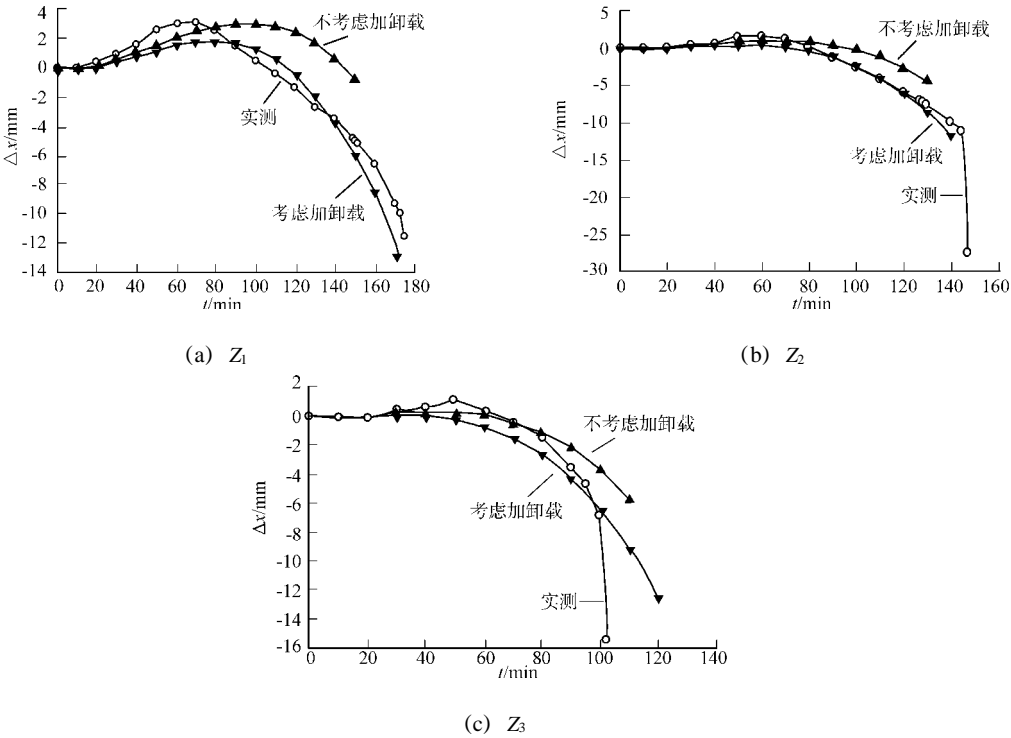


图 4 计算的轴向变形与试验结果的比较

Fig. 4 Comparison between calculation axial deformation and experimental results

变形和耐火极限,并与文[6]中 3 根四周受火 L 形柱试验结果的对比情况. 图 4 中柱的编号对应其在文[6]中的编号. 图 4(a)中的参数:试验耐火极限为 175 min,不考虑加卸载计算的耐火极限为 155 min,而考虑加卸载计算的耐火极限为 169 min. 图 4(b)中的参数:试验耐火极限为 147 min,不考虑加卸载计算的耐火极限为 133 min,而考虑加卸载计算的耐火极限为 140 min. 图 4(c)中的参数:试验耐火极限为 102 min,不考虑加卸载计算的耐火极限为 117 min,而考虑加卸载计算的耐火极限为 123 min.

考虑材料本构关系,加卸载的方法详见文[6]和[11],分析过程中混凝土与钢筋的力学指标及应力-

应变关系按文[8]建议的方法确定.从图4中可以看出,是否考虑材料本构关系加卸载对柱耐火极限的预测精度影响不大,但对升温后期轴向变形的预测结果影响较大,考虑材料本构关系加卸载时预测的压缩轴向变形比不考虑时要大一些.

## 4 结束语

经试验,所编制的钢筋混凝土柱火灾试验数值模拟程序 RCSSCF 的有效性得到了验证.该求解方法能够在保持计算精度不变的前提下明显减少计算时间.提出的温度场分析的“子结构技术”,也适合于钢筋混凝土结构梁柱节点的三维温度场求解.

### 参考文献:

- [1] LIE T T, IRWIN R J. Method to calculate the fire resistance of reinforced concrete columns with rectangular cross section [J]. ACI Structural Journal, 1993, 90(1): 1489-1509.
- [2] LIE T T, CELIKKOL B. Method to calculate the fire resistance of circular reinforced concrete columns [J]. ACI Materials Journal, 1991, 88(1): 84-91.
- [3] 徐玉野,王全凤,罗 漪. 混凝土矩形柱的耐火极限分析及其实用计算[J]. 华侨大学学报:自然科学版, 2008, 29(2): 284-288.
- [4] 徐玉野. 钢筋混凝土柱在高温下的数值模拟[J]. 建筑科学, 2005, 21(6): 41-44.
- [5] WU B, XU Y Y. Nonlinear finite element analysis of transient thermal field for RC special-shaped columns in fire [C]// Proceedings of the Ninth International Symposium on Structural Engineering for Young Experts. Fuzhou & Xiamen: [s. n.], 2006: 987-993.
- [6] 徐玉野. 钢筋混凝土异形柱的抗火性能研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2006.
- [7] 何喜洋. 钢筋混凝土框架结构的抗火性能研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2005.
- [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.
- [9] 王焕定,吴德伦. 有限单元法及计算程序[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1997.
- [10] 霍静思. 火灾作用后钢管混凝土柱-钢梁节点力学性能研究[D]. 福州: 福州大学, 2005.
- [11] 吴 波,徐玉野. 钢筋混凝土异形柱高温下力学性能的数值模拟[J]. 土木工程学报, 2006, 39(12): 48-53.

## Key Technologies of Numerical Simulation of Reinforced Concrete Columns in Fire Test

XU Yu-ye, WANG Quan-feng, CHAI Zhen-ling

(College of Civil Engineering, Huaqiao University, Quanzhou 362021, China)

**Abstract:** An computer program RCSSCF based on 3-dimensional thermal solid element and 3-dimensional beam element is developed using Visual C++ to predict the real circumstance that only the middle parts of the column is exposed to fire in the fire test. A solution for the thermal analysis using substructure is suggested and the second-order effect of axial force is considered in the program. The reliability of the program is validated using experimental results. The results show that: (1) a thermal analysis using substructure can save calculation consumption greatly. (2) the loading and unloading of material stress-strain relationships, have little influence on the precision of predicting fire resistance, but have significant influence on the axial deformation at the later stage of temperature rising. During the research of fire resistance of reinforced concrete structures, the loading and unloading of material stress-strain relationship would be considered.

**Keywords:** reinforced concrete; column; fire; test; numerical simulation

(责任编辑: 黄仲一 英文审校: 方德平)