

火灾下钢梁瞬态温度分布数值模拟及实验

陈长坤^{1,2}

1. 中南大学 防灾科学与安全技术研究所, 湖南 长沙, 410075;
2. 河南理工大学 煤矿瓦斯与火灾防治重点实验室, 河南 焦作, 454003)

摘要: 结合真实火灾热环境的特点, 建立火灾下钢梁构件的传热数学模型; 利用有限容积法与全隐式差分格式对钢梁构件的温度响应行为进行数值模拟研究, 并利用 ISO9705 标准火灾实验系统, 在 3.6 m×2.4 m×2.4 m (长×宽×高)实验室内对钢梁构件在壁面火(燃料是壁面厚度为 15 mm 的木工板)与油盘火(燃料是纯度为 95%的乙醇)热环境作用下的温度响应过程进行实验验证。研究表明: 自然火灾中, 烟气含有大量炭颗粒, 热烟气的辐射能力大大增强; 钢梁构件的温升及温度分布主要由其表面的热烟气温度决定; 火灾对钢构件的辐射传热项修正系数 γ 可取 1.0; 数值模拟结果与实验结果较吻合, 所采用的数值模拟方法可用于钢构件的温度响应预测及力学行为的进一步研究。

关键词: 钢梁; 火灾; 数值模拟; 温度响应

中图分类号: TU998.12

文献标识码: A

文章编号: 1672-7207(2008)05-1094-06

Numerical simulations and experimental studies on transient temperature distribution of steel beams in fire

CHEN Chang-kun^{1,2}

- (1. Institute of Disaster Prevention Science & Safety Technology, Central South University, Changsha 410075, China;
2. Henan Key Laboratory of Preventing and Curing on Coal Mine Gas & Fire, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454003, China)

Abstract: A numerical heat transfer model for steel beams in fire was established according to the characteristics of the real fire environment. The finite-volume method and full-implicit difference scheme were adopted to perform the numerical simulation of the temperature response behaviors of steel beams, and the ISO 9705 room/corner rig with an experimental room of 3.6 m×2.4 m×2.4 m was used to conduct experimental validations in the temperature response process under the thermal conditions, which are induced by wall surface fire with the fuel of 15 mm laminated wood boards placed on the inner walls and oil pool fire with the fuel of 95% ethanol in pan. The results show that the radiant capability of the hot smoke is greatly enhanced since there are lots of char particles contained in the hot smoke of a natural fire, which indicates the temperature rises and distributions of the steel beams are mainly determined by the temperature of the hot smoke layer near the surface. Under this condition, the correction coefficient γ for the heat transfer term from real fire to steel members is taken as 1.0. The numerical and experimental results agree well, which can provide further support for the prediction of the temperature response and mechanical behaviors of steel beams.

Key words: steel beams; fire; numerical simulation; temperature response

收稿日期: 2007-11-29; 修回日期: 2008-02-28

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50706059); 河南省煤矿瓦斯与火灾防治重点实验室开放基金资助项目(HKLG200503)

通信作者: 陈长坤(1977-), 男, 福建福安人, 博士, 副教授, 从事钢结构火灾安全研究; 电话: 0731-2656625, E-mail: cckchen@mail.csu.edu.cn

2001年美国纽约世贸中心受到恐怖袭击,1号、2号和7号楼相继倒塌,火灾是造成它们倒塌的重要因素^[1]。目前,人们还缺乏对真实火灾条件下大尺度钢结构建筑倒塌行为的有效预测手段。以往人们对钢构件火灾试验的研究主要采用火灾实验炉,以标准温升曲线来模拟火灾条件下的温升情况,据此评估建筑构件的防火性能^[2-4]。“9·11”事件后,国内外学者开始重视真实火灾下钢构件响应行为的研究。史聪灵等^[5]假设构件内部温度分布均匀一致,对火灾环境下构件的温升进行了实验与数值模拟研究^[5];Wald等^[6-8]则对自然火灾下钢构件的温升及力学响应行为进行实验研究,结果表明,火灾下构件温度分布存在强烈的不均匀性,并对其力学性能产生了重要影响。

在数值与理论研究方面,Kay等^[9]考虑到标准火灾试验炉中燃料燃烧较充分,建议对钢构件辐射项的计算应乘以修正系数 $\gamma=0.45$;而对于自然火灾取修正系数 $\gamma=1.0$,并将计算结果与标准火灾实验炉的实验结果进行了比较验证,但由于缺乏合适的测量手段,以及自然火灾场景中强烈的非均匀性及温度分布的随机性,自然火灾过程中钢构件的辐射修正并未得到深入研究及验证。Gardner等^[10-13]主要考虑横截面温度不均匀分布对构件力学行为的影响;Wang等^[14]认为真实火灾现场非常复杂,其温度场往往不均匀,处于真实火灾环境中钢构件的热边界条件与实验炉环境有很大区别,相应的热环境对建筑构件的传热特性也有所不同,以往标准火灾实验炉所得到的构件热响应特性未必完全适用,这给钢建筑的防火设计带来了不利影响。在此,本文作者结合真实火灾热环境的特点,对钢梁构件的温度响应行为进行数值模拟与实验研究,分析其温升及温度分布的特点与规律,给出真实火灾条件下钢构件温度响应的预测与计算方法,以便为钢构件温度响应预测及进一步力学行为的研究提供支持。

1 数学模型的建立

1.1 问题的简化与假设

与标准火灾实验炉环境不同,在真实火灾热环境中其温度场存在强烈的不均匀性,这使得钢构件沿长度方向温度分布存在较大差异。而另一方面,为了获得高性价比,建筑中钢构件一般采用薄壁结构形式,如“工”字钢、方钢和“H”型钢等。其构件周长与截面积之比一般大于10,在计算钢构件温度时,可认

为构件截面温度分布均匀^[2]。因此,本文对真实火灾中钢构件的温度计算主要考虑长度方向的非均匀温度分布及其影响,将问题简化为一维的非稳态热传导过程,构件端部连接处的热边界简化为绝热边界条件。

1.2 控制方程及边界条件

$$\rho_s c_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right) + q_v + S. \quad (1)$$

式(1)为火灾下钢构件温度响应的一维非稳态控制方程。其中: T_s 为构件温度,单位为K; q_v 为内热源,由于钢构件内部无热源,故其值为0; S 为钢构件表面与边界的传热对控制方程的贡献,本文采用Eurocode 3 Part 1.2(CEN 2000b)推荐的热工性能参数值^[3]; ρ_s 为钢的密度,为7 850 kg/m³; k_s 为导热系数,其随温度变化的关系式为^[3]:

$$k_s = 54 - \frac{\theta_s}{30}, \text{ 当 } 20 \leq \theta_s \leq 800 \text{ }^\circ\text{C} \text{ 时}; \quad (2a)$$

$$k_s = 27.3, \text{ 当 } \theta_s > 800 \text{ }^\circ\text{C} \text{ 时}. \quad (2b)$$

其中: $\theta_s = T_s - 273$,单位为 $^\circ\text{C}$; c_s 为钢的比热容,其随温度变化的关系式为^[3]:

$$\left\{ \begin{array}{l} C_s = 425 + 0.773\theta_s - 0.00169\theta_s^2 + 2.22 \times 10^{-6}\theta_s^3, \\ \text{当 } 20 \leq \theta_s \leq 600 \text{ }^\circ\text{C} \text{ 时}; \end{array} \right. \quad (3a)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} C_s = 666 - \frac{13\,002}{\theta_s - 738}, \text{ 当 } 600 < \theta_s \leq 735 \text{ }^\circ\text{C} \text{ 时}; \end{array} \right. \quad (3b)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} C_s = 545 - \frac{17\,820}{\theta_s - 731}, \text{ 当 } 735 < \theta_s \leq 900 \text{ }^\circ\text{C} \text{ 时}; \end{array} \right. \quad (3c)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} C_s = 650, \text{ 当 } \theta_s > 900 \text{ }^\circ\text{C} \text{ 时}. \end{array} \right. \quad (3d)$$

式(1)中, S 项主要包括火灾下钢构件与边界表面热烟气或空气的辐射与对流传热。

单位长度辐射热为

$$S_{r,x} = F\gamma\varepsilon\sigma(T_{g,x}^2 + T_{s,x}^2)(T_{g,x}^1 + T_{s,x}^1)(T_{g,x}^1 - T_{s,x}^1); \quad (4)$$

单位长度对流热为

$$S_{c,x} = Fh_c(T_{g,x})(T_{g,x}^1 - T_{s,x}^1). \quad (5)$$

其中: γ 为辐射火灾修正系数,它与具体的火灾场景及燃料性质等有关,对于木工板燃烧的壁面火工况,取为1.0^[9]; ε 为钢构件的折合辐射率,取0.64^[14],对于空气边界,取0.8^[14]; σ 为斯蒂芬—玻耳兹曼常数,其

值为 $5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$; F 为钢构件的周长; $T_{g,x}$ 为 x 处的表面气体温度, 而 $T_{s,x}$ 为 x 处钢构件的温度; $h_c(T_{g,x})$ 为对流换热系数, 其计算式为^[14]:

$$h_c = 2.2(\Delta T)^{1/4}, \text{ 当 } \Delta T < 50 \text{ K 时}; \quad (6a)$$

$$h_c = 1.3(\Delta T)^{1/3}, \text{ 当 } \Delta T > 50 \text{ K 时}. \quad (6b)$$

其中: $\Delta T = T_{g,x} - T_{s,x}$, 为气体与构件的温度差。总合热交换系数为:

$$h_a(T_{g,x}) = h_c(T_{g,x}) + \gamma \varepsilon \sigma (T_{g,x}^2 + T_{s,x}^2)(T_{g,x}^1 + T_{s,x}^1). \quad (6c)$$

于是, 控制方程可表示为:

$$\rho_s c_s A_s \frac{\partial T_{s,x}}{\partial t} dx = A_s \frac{\partial}{\partial x} \left(k_s \frac{\partial T_{s,x}}{\partial x} \right) dx + (dx F) h_a(T_{g,x})(T_{s,x} - T_{g,x}). \quad (7)$$

其中: A_s 为钢构件的横截面面积。

1.3 方程的离散化

均匀划分网格, 采用 $N+1$ 个节点: $x_0, x_1, x_2, \dots, x_N$ 。 $dx = \frac{l}{N}$, 其中 l 为钢梁构件暴露于房间中的有效长度。

采用全隐式差分格式, 由控制容积积分平衡得到控制方程的离散格式:

$$\left[\frac{k_{s,i+1}^n}{\Delta x} + \frac{k_{s,i-1}^n}{\Delta x} + \Delta x \frac{F}{A_s} h_a(T_{g,i}^n) + \frac{\rho c(T_{s,i}^n) \Delta x}{\Delta t} \right] T_{s,i}^n = \frac{k_{s,i+1}^n}{\Delta x} T_{s,i+1}^n + \frac{k_{s,i-1}^n}{\Delta x} T_{s,i-1}^n + \Delta x \frac{F}{A_s} h_a(T_{g,i}^n) T_{g,i}^n + \frac{\rho c(T_{s,i}^n) \Delta x}{\Delta t} T_{s,i}^{n-1}. \quad (8)$$

其中: $i=2, 3, \dots, N-2$ 。

本问题中需要考虑的边界点条件有 2 个, 分别为 $i=0$ 和 $i=N$, 采用半控制容积的方法进行处理。

a. 边界点: $i=0; i=N$ 。

$$\left[\frac{k_{s,u}^n}{\Delta x} + \Delta x \frac{F}{2A_s} h_a(T_{g,i}^n) + \frac{\rho c(T_{s,i}^n) \Delta x}{2\Delta t} \right] T_{s,i}^n = \frac{k_{s,u}^n}{\Delta x} T_{s,u}^n + \Delta x \frac{F}{2A_s} h_a(T_{g,i}^n) T_{g,i}^n + \frac{\rho c(T_{s,i}^n) \Delta x}{2\Delta t} T_{s,i}^{n-1}. \quad (9)$$

其中: 当 $i=0$ 时, $u=1$; 当 $i=N$ 时, $u=N-1$ 。

b. 初始条件:

$$T_{s,x}^0 = T_0; \quad T_{g,x}^0 = T_0. \quad (10)$$

c. 由于顶棚温度分布的不均匀性, 取各节点位置的表面气体温度为:

$$T_{g,i} = T_g(i \times \Delta x). \quad (11)$$

这些气体温度由模拟或者实验得到。下面计算中钢试件边界气体温度由实测值 T_g 及其线性插值得到。利用以上数值模拟方法计算壁面火与油盘火热环境下钢构件的温度响应, 并与实验结果进行比较。

2 实验研究

2.1 实验装置

实验中钢构件所处火灾环境通过中国科学技术大学火灾科学国家重点实验室 ISO9705 标准火灾实验系统模拟。该系统采用基于耗氧原理的热释放速率测量方法^[15], 能较准确地获得火灾热释放速率。其主体装置如图 1 所示^[16]。实验间内部尺寸(长×宽×高)为 $3.6 \text{ m} \times 2.4 \text{ m} \times 2.4 \text{ m}$, 墙的四周和顶棚都由砖混结构组成, 内衬有厚度为 15 mm 的耐火纤维板。东墙中央开有 1 个长×宽为 $2.0 \text{ m} \times 2.0 \text{ m}$ 的观测窗, 能够直接观测房间内的燃烧情况, 易于观测和摄像记录。门的宽×高为 $0.8 \text{ m} \times 2 \text{ m}$, 位于北墙的中央; 集烟罩开口长×宽为 $3 \text{ m} \times 3 \text{ m}$, 位于标准火灾实验间的外部, 它的上方与排烟管道相连接, 能够收集房间内的燃烧产物。

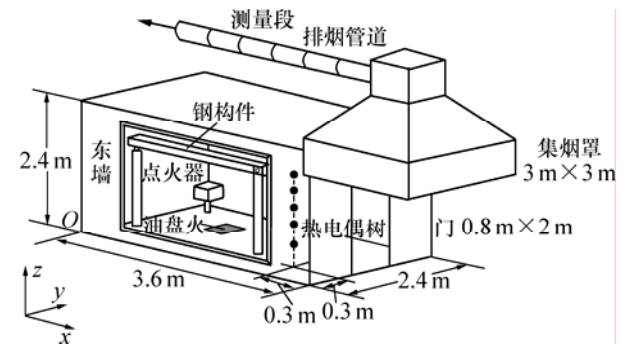
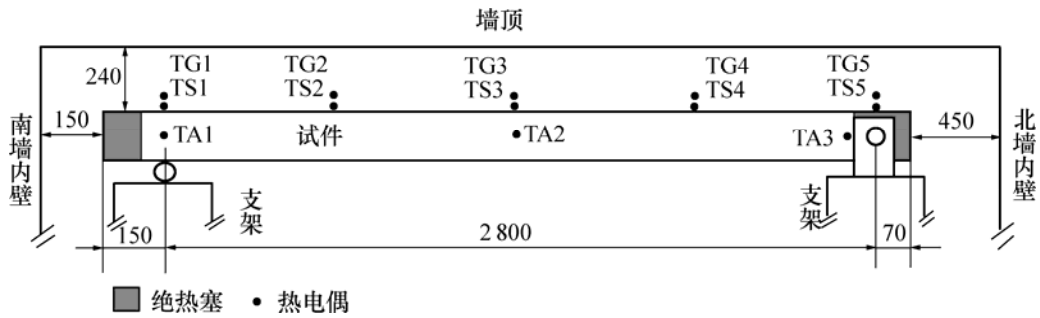


图 1 实验装置示意图
Fig.1 Sketch map of test rig

2.2 实验方法

采用壁面火和油盘火模拟钢构件所处的局部火灾热环境, 试验中钢试件选取材料为 Q215, 钢管截面为 50 mm (宽)× 50 mm (高)× 2 mm (壁厚), 纵长为 3 m 的薄壁直缝焊管将其通过绝热支架置于标准火灾实验间内, 2 个节点间有效长度为 2.8 m 。

实验试件位置及测量点分布如图 2 所示, 试件在



构件中心线距东墙内壁 570 mm；图中尺寸单位为 mm

图 2 实验试件位置及测量点分布示意图

Fig.2 Location of specimen and test points

实验间位置为：上表面离房顶 240 mm，左端离北墙内壁 450 mm，右端离南墙内壁 150 mm，中心离东墙内壁 570 mm。试件下表面与油盘垂直高度为 2.11 m。

热电偶在试件上安装位置为：在 2 个支点间的上表面中线由左向右平均布置 5 个热电偶 TS1, TS2, TS3, TS4 和 TS5，并在靠近其表面处相应布置 5 个热电偶 TG1, TG2, TG3, TG4 和 TG5，以测量表面气体温度；同时，在试件内部两端口内和中间布置 3 个热电偶 TA1, TA2 和 TA3，以测量试件内部气体的温升情况。热电偶布置情况在不同实验组中需要进行相应调整。

2.2.1 油盘火场景

以纯度为 95%的乙醇为燃料，燃料盘面积(长×宽)为 80 cm×80 cm，火源中心位置相对于原点 O，平面坐标为 X=70 cm, Y=120 cm。实验时环境温度约为 27 °C，湿度约为 70%

2.2.2 壁面火场景

采用厚度为 15 mm 的木工板为燃料，将其布置于标准火灾实验间西墙和南墙内壁，利用置于西南墙角处气体点火源引燃，点火器采用标准火源燃料，即纯度为 95%以上丙烷气体，实验中点火源功率保持在 100 kW。实验时环境温度约为 9 °C，湿度约为 60%。

3 数值模拟结果与实验结果比较

图 3 与图 4 所示为油盘火场景中钢试件温度计算值与实验值的比较结果，其中，x 表示沿长度方向钢试件上的位置。图 5 与图 6 所示为壁面火场景中钢试件温度与实验值的比较结果。可以看出，数值计算结

果与实验值基本一致。从图 5 与图 6 可见，随着温度的升高，TS5 温度的计算值略高于实验值，这主要是因为计算中管内边界温度采用 TA 所测值的平均值进行简化，使得 TS1 处温度测量值略高于计算值，而在 TS5 处则略低于计算值。在以上火灾场景中，钢构件沿长度方向温度分布具有较大不均匀性。这主要是因为与标准火灾实验炉热环境不同，在真实火灾中，烟气中含有大量炭颗粒，热烟气的辐射能力大大增强，处于房间顶部的钢梁主要受热烟气的辐射与对流换热作用，而受到火焰直接辐射较少，钢梁构件温升与温度分布主要取决于其表面的热烟气温度，同时，虽然钢的导热系数较大，但由于所用建筑结构钢材大部分是薄壁构件，其截面积很小，使得构件沿长度方向的内部传热远小于沿径向与外界的热交换。而温度分布

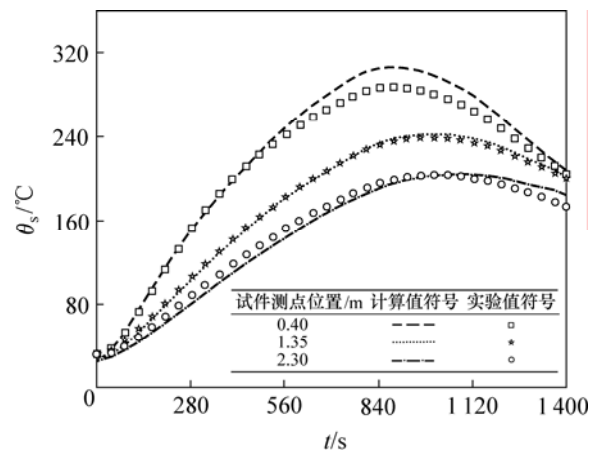


图 3 油盘火场景钢试件不同位置温度计算值与实验值的比较

Fig.3 Comparison of calculated and experimental temperature at various locations on specimen under pan fire conditions

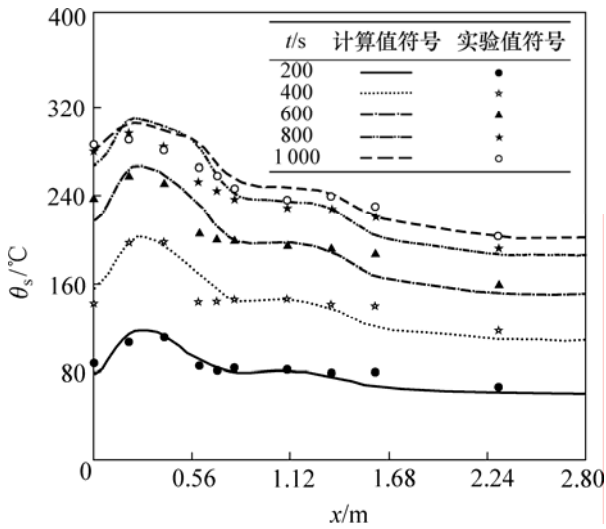


图 4 油盘火场景钢试件不同时刻温度计算值与实验值的比较

Fig.4 Comparison of calculated and experimental temperatures at various times along specimen under pan fire conditions

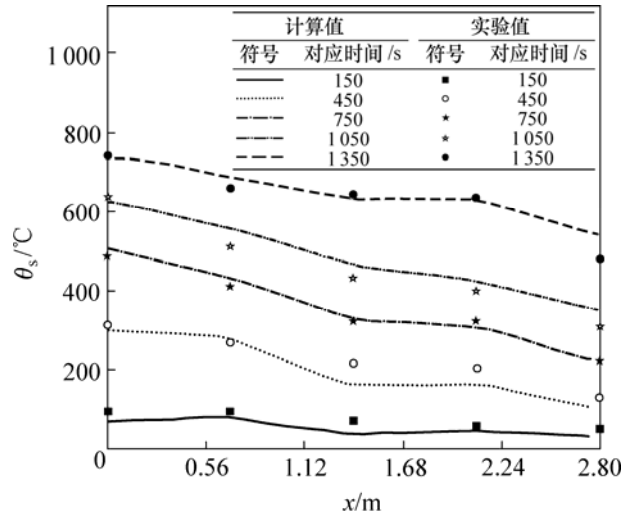


图 6 壁面火场景钢试件不同时刻温度计算值与实验值的比较

Fig.6 Comparison of calculated and experimental temperatures at various times along specimen under wall fire conditions

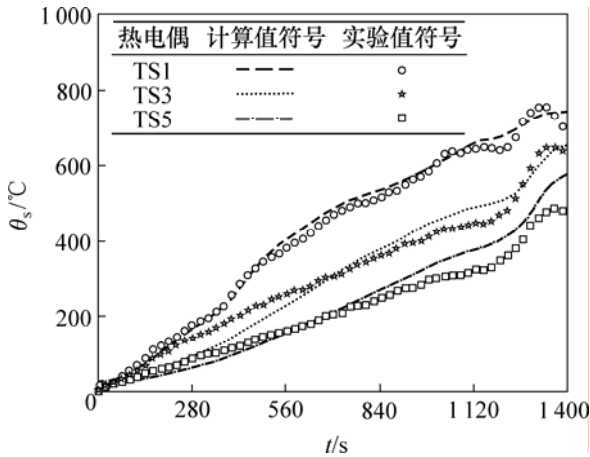


图 5 壁面火场景钢试件不同位置温度计算值与实验值的比较

Fig.5 Comparison of calculated and experimental temperature at various locations on specimen under wall fire conditions

4 结 论

a. 结合真实火灾热环境的特点，建立火灾下钢梁构件的传热数学模型，利用有限容积法与全隐式差分格式对钢梁构件的温度响应行为进行数值模拟，并通过实验验证。结果表明，采用本文数值模拟方法能够较好地预测真实火灾下钢构件的温度变化。

b. 与火灾标准实验炉热环境不同，处于房间顶部的钢梁主要受热烟气的辐射与对流换热作用，而受到火焰直接辐射较少；钢梁构件温升与温度分布主要取决于其表面热烟气温度的变化；同时，虽然钢的导热系数较大，但由于所用建筑结构钢材大部分是薄壁构件，其截面积很小，使构件沿长度方向的内部传热远小于沿径向与外界的热交换。因此，在钢结构建筑火灾中，沿长度方向温度分布存在较大不均匀性，这种不均匀分布对构件的应力分布及响应行为产生重要影响。

c. 自然火灾中烟气含有大量炭颗粒，热烟气辐射能力大大增强，火灾对钢构件的辐射传热项修正系数 γ 可取 1.0，在对钢构件温度进行预测时，采用 Eurocode 3 推荐的热工参数值，数值模拟结果与实验结果较吻合，表明这些参数值可用于火灾下钢构件的温度预测。

d. 应结合真实火灾下钢构件温度响应的特点，对钢建筑结构的力学响应行为及失效机理进行进一步研

的不均匀性对构件内部的应力分布产生重要影响^[17]。模拟结果表明，在对真实火灾中钢构件温度进行预测计算时，火灾对钢构件的辐射传热项修正系数 γ 取 1.0，钢试件热工性能参数采用Eurocode3 的推荐值，数值模拟结果与实验结果较吻合，表明本文数值模拟方法可用于对真实火灾下钢构件的温度响应进行预测及对其力学行为进行进一步研究。

究, 以获得火灾条件下大尺度钢结构建筑倒塌行为的有效预测手段。

致谢:

本文实验得到了中国科技大学火灾科学国家重点实验室姚斌和张和平老师的帮助, 在此深表感谢。

参考文献:

- [1] Quintiere J G, Di Marzom M, Becker R. A suggested cause of the fire-induced collapse of the world trade towers[J]. *Fire Safety Journal*, 2002, 37: 707-716.
- [2] 李国强, 蒋首超, 林桂祥. 钢结构抗火计算及设计[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1999.
LI Guo-qiang, JIANG Shou-chao, LIN Gui-xiang. Fire-resistant calculation and design of steel structure[M]. Beijing: Chinese Architectural Industry Press, 1999.
- [3] Eurocode3 design of steel structures, Part 1. 2: General rules, structural fire design[S].
- [4] DING Fa-xing, YU Zhi-wu. Behavior of concrete and concrete-filled circular steel tubular stub columns at constant high temperatures[J]. *Journal of Central South University of Technology*, 2006, 13 (6): 726-732.
- [5] 史聪灵, 霍然, 李元洲, 等. 火灾环境下钢构件升温过程的模型研究[J]. *中国工程科学*, 2003, 5(12): 66-72.
SHI Cong-ling, HUO Ran, LI Yuan-zhou, et al. Modeling study of steel elements submitted to real compartment fires[J]. *Engineering Science*, 2003, 5(12): 66-72.
- [6] Wald F, Chladna M, Moore D B, et al. Temperature distribution in a full-scale steel framed building subject to a natural fire[J]. *Steel and Composite Structures*, 2006, 6(2): 159-182.
- [7] Wald F, da Silva L S, Moore D B, et al. Experimental behavior of a steel structure under natural fire[J]. *Fire Safety Journal*, 2006, 41(7): 509-522.
- [8] 陈长坤, 姚斌, 杨昀, 等. 墙角火灾环境下钢构件温度分布及响应行为的实验研究[J]. *中国工程科学*, 2005, 7(9): 70-75.
CHEN Chang-kun, YAO Bin, YANG Yun, et al. Experimental study on temperature distribution and response behaviors of steel element under corner fire conditions[J]. *Engineering Science*, 2005, 7(9): 70-75.
- [9] Kay T R, Kirby B R, Preston R R. Calculation of the heating rate of an unprotected steel member in a standard fire resistance test[J]. *Fire Safety Journal*, 1996, 26: 327-350.
- [10] Gardner L, Ng K T. Temperature development in structural stainless steel sections exposed to fire[J]. *Fire Safety Journal*, 2006, 41(3): 185-203.
- [11] Patrik W, Wlodzimierz B, Fredrik B. Estimation of the transient surface temperature and heat flux of a steel slab using an inverse method[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2007, 27(14): 2463-2472.
- [12] Wang Z H, Tan K H. Sensitivity study of time delay coefficient of heat transfer formulations for insulated steel members exposed to fire[J]. *Fire Safety Journal*, 2006, 41(1): 31-38.
- [13] Wong M B. Adaptation factor for moment capacity calculation of steel beams subject to temperature gradient[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2007, 63(8): 1009-1015.
- [14] Wang Y C. Steel and composite structures behaviour and design for fire safety[M]. London: Spon Press, 2002.
- [15] ISO 9705, Fire tests full-scale room test for surface products[S].
- [16] 杨昀, 张和平, 徐亮, 等. 标准单室内单人沙发全尺寸火灾实验研究[J]. *燃烧科学与技术*, 2004, 10(5): 423-427.
YANG Yun, ZHANG He-ping, XU Liang, et al. Full scale fire test on single-seat sofa in standard single room[J]. *Journal of Combustion Science and Technology*, 2004, 10(5): 423-427.
- [17] 陈焕新, 刘蔚巍, 刘凤珍. 钢-混凝土结合梁试件降温与升温过程的数值计算[J]. *中南大学学报: 自然科学版*, 2005, 36(2): 335-339.
CHEN Huan-xin, LIU Wei-wei, LIU Feng-zhen. Numerical calculation of steel-concrete composite beam specimen in its temperature dropping and rising process[J]. *Journal of Central South University: Science and Technology*, 2005, 36(2): 335-339.