

火焰热辐射作用下大空间火场钢构件升温模型

张国维^{1,2}, 朱国庆¹, 袁广林², 黄丽丽¹

(1. 中国矿业大学 安全工程学院, 221116 江苏 徐州;

2. 江苏省土木工程环境灾变与结构可靠性重点实验室, 221116 江苏 徐州)

摘要: 为了研究火灾时大空间建筑内受火钢构件的温升规律,进行了真实的全尺寸钢构件受火温升实验,采用集总热容法建立了大空间建筑火场钢构件温升理论模型.提出了大空间建筑非规律性变化的烟气温度场预测方法和受火钢构件温度场预测方法.实验数据对比理论计算结果表明,结合非规律性变化的烟气温度场,大空间受火钢构件升温模型能够很好地预测大空间受火钢构件温升变化,预测结果与实验数据基本相吻合.

关键词: 钢构件;火灾;大空间建筑;热辐射

中图分类号: X4; TU998.1

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2013)06-0096-06

Temperature model of steel members exposed to thermal radiation and fire in large space building

ZHANG Guowei^{1,2}, ZHU Guoqing¹, YUAN Guanglin², HUANG Lili¹

(1. Faculty of Safety Engineering, China University of Mining and Technology, 221116 Xuzhou, Jiangsu, China;

2. Jiangsu Key Laboratory for Environmental Impact and Structural Safety in Civil Engineering, 221116 Xuzhou, Jiangsu, China)

Abstract: In order to study the temperature rise in the steel components exposed to fire, experiment was carried out in one large space building and a theoretical model was built in which the influence of flame radiation on the temperature rise of steel components was taken into consideration. The calculation methods for the thermal radiation from the flame and temperature development in steel were proposed, and the calculated results agree well with the experimental data.

Key words: steel members; fire protection design; fire experiment; the large space building

火灾时大空间钢结构建筑失稳坍塌已经成为建筑防灾减灾的一个重点研究方向,而火场钢构件的温度则是大空间建筑钢结构抗火设计的关键问题.文献[1]中认为钢构件的失效判定温度为350℃.因此预测火灾时钢构件的温度场已经成为钢结构防火设计的核心问题.国内外诸多学者对钢构件的温升进行了理论和实验研究,其中文献[2-9]均给出了钢结构的温升计算方法,文献

[2-9]根据烟气与钢构件的四次方辐射换热公式及烟气与钢构件的对流换热公式求得火灾时钢构件的热量增量,然后根据热平衡方程建立了火场钢构件的温升模型.但文献[2-9]所提供的理论计算方法均采用的ISO834标准烟气升温曲线、欧洲规范中的参数化升温曲线或美国土木工程师协会(ASCE)的经验升温曲线,由于这些烟气温升曲线一般温度恒定或规律性变化,因此忽略了烟气温度场的不规律性变化这一基本事实,获得的钢构件温度场很难准确地反应真实火场温度.且文献[2-9]中的钢结构温升计算方法尚未考虑火焰热辐射对钢构件的辐射热作用.对于建筑高度较低的大空间建筑,发生火灾时火源火焰距离钢构件较近,火焰的直接热辐射对钢构件的热作用较大,不能简单地被忽略.文献[10]提出了

收稿日期: 2012-06-06.

基金项目: 江苏省土木工程环境灾变与结构可靠性重点实验室开放基金项目(JSKL2011YB11);教育部高等学校博士学科点专项科研基金项目(20120095110027).

作者简介: 张国维(1987—),男,博士研究生;
朱国庆(1968—),男,教授,博士生导师;
袁广林(1965—),男,教授,博士生导师.

通信作者: 朱国庆, zqg119xz@126.com.

火焰对钢构件的辐射角系数计算方法,准确地建立了火焰热辐射对钢构件的辐射换热模型,但该模型中角系数的计算相对较为复杂。

为了解决以上问题,本文进行了真实的全尺寸大空间钢结构火灾实验,实验记录了火场烟气温度与钢结构温度分布数据。实验发现,火灾时高大空间建筑烟气温度呈不规律性变化,经典烟气温升曲线很难适用。运用空间滤波的方法对 Navier-Stokes 方程简化处理,采用场模拟的方法获得火场动态的烟气温度曲线,然后参考美国消防工程师协会指导手册 SFPE 中的点火源模型,建立火焰与钢构件间的辐射换热模型并提出了一种新的火场钢构件温升计算方法。最后利用钢构件温升模型对实验钢构件温度场进行了验证分析,实验结果表明模型预测结果与实验数据基本相吻合。

1 大空间钢构件温升实验

1.1 实验场地

全尺寸大空间建筑受火钢构件温升实验在中国矿业大学火灾实验大厅进行,实验大厅为长 20.00 m,宽 14.00 m,高 11 m 的单层建筑。实验大厅设有自然排烟窗,自然排烟窗开启时能够有效地排除室内火灾产生的热量和烟气,如图 1 所示。

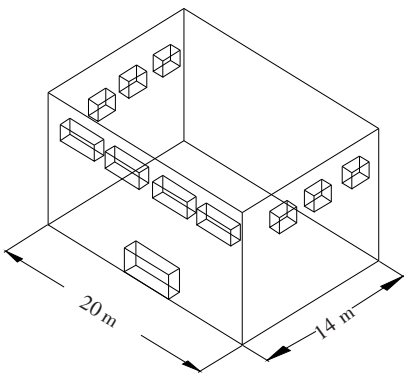


图1 火灾实验大厅立面图

1.2 实验设备

全尺寸大空间建筑受火钢构件温升实验设备主要有油盆(火源)、称重传感器、温度传感器(热电偶)、钢构件试样及数据采集系统,见图2。钢构件试样为工字型钢,钢构件跨度为 1.60 m,腹板厚度为 0.02 m,梁截面弱轴方向高度为 0.15 m,单位长度钢构件质量为 50 kg。实验采用柴油作为燃料,利用 6 个大小不等的油盆作为火源,单个油盆平均直径为 20 cm。实验时钢构件沿油盆中心线横向吊装,钢构件的水平投影位于 6 个油盆的中心线位置。钢构件长度 1/2 中心点处距离油盆中柴油表面的垂直距离 l 为 8.5 m,如图 2 所示。

实验时称重传感器实时记录柴油质量变化。采用的称重传感器量程为 100 kg,测量精确度为满量程的 1/10 000。数据采集系统实时输出实验数据。

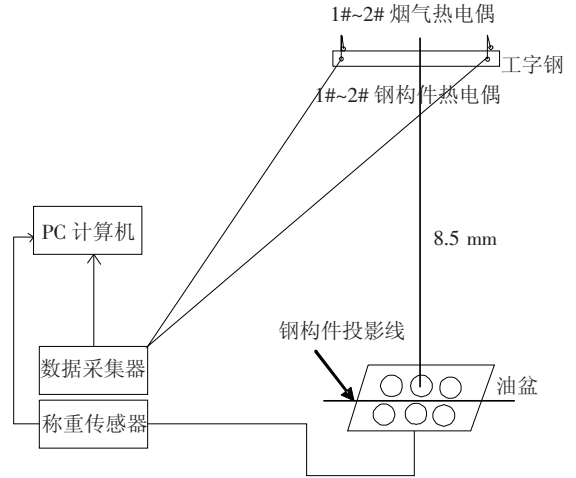


图2 实验装置图

温度采集系统采用 K 型热电偶。现场共布置 K 型热电偶 4 个,工字型钢构件表面左右两侧布置 2 个热电偶测点,即 1#烟气热电偶测点和 2#烟气热电偶测点,用于测量钢构件表面烟气温度。对应于 1#烟气热电偶测点、2#烟气热电偶测点,钢构件内部嵌制 2 个热电偶测点,即 1#钢构件热电偶测点、2#钢构件热电偶测点,用来测量钢构件温度。

1.3 实验分组

实验发现,柴油引燃后稳定燃烧、火焰高度约为 2.0 m。实验过程中烟气层高度迅速下降,烟气层高度在 300 s 时下降至距地约 1 m,如图 3 所示。



图3 火源稳定燃烧及烟气层沉降图

实验中柴油质量呈线性变化,质量损失速率恒定,根据下式确定火源稳定功率为

$$Q = \eta m \Delta H. \quad (1)$$

式中: Q 为火源稳定功率,即热释放速率, kW; m 为质量损失速率, g/s; ΔH 为柴油净燃烧热,文献 [10] 取为 42 600 kJ/kg; η 为燃烧效率因子,文献 [11] 建议柴油 η 取为 0.8。

通过计算得到每组火源功率,各组火源功率及实验工况如表 1。

表1 实验火灾场景设置表

组别	Q/kW	L/m	有无排烟窗
1	387.7	8.5	无
2	374.6	8.5	有
3	370.3	7.5	无

1.4 实验结果

3组火灾实验中1#测点和2#测点的烟气温度如图4所示,可以看出,对于高大空间建筑火场烟气温度呈现不规律的递增趋势,随着火灾时间的延续,火场烟气温度逐渐升高,但温度升高幅度不具有规律性.经典的羽流温升曲线以及烟气温度升曲线很难准确地描述火场烟气温度变化.

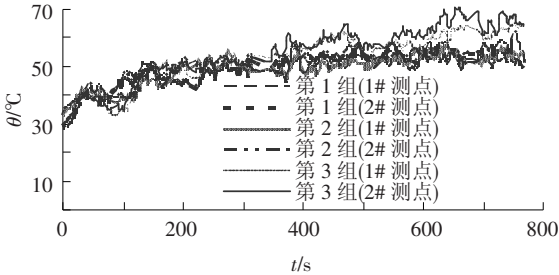


图4 火场烟气温度曲线图

3组火灾实验中1#测点和2#测点的钢构件温度如图5所示,通过图5可以看出,对于高大空间建筑火场钢结构温度随着烟气温度逐渐升高,但钢构件温升速度滞后于烟气温度升速度.

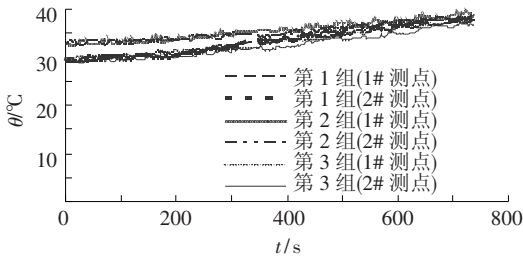


图5 火场钢结构温度曲线图

2 火焰热辐射作用下的大空间火场钢构件升温模型

为了研究不规律性变化的火场烟气温度以及火场钢构件的温升规律,本文将运用空间滤波的方法对 Navier-Stokes 方程简化处理,采用场模拟的方法获得火场动态的烟气温度曲线,然后参考点火源模型,建立一种新的火焰与钢构件间的辐射换热模型并以此提出一种新的火场钢构件温升计算方法.

2.1 大空间建筑火灾烟气温度场动力学模型

对于复杂的大空间建筑火灾烟气温度场计算问题,运用空间滤波的方法对 Navier-Stokes 方程简化处理,经过简化的方程具有椭圆偏微分方程特征,适用于模拟低速、热对流的流动过程.大空

间建筑火灾时,火场传热、传质问题都将遵循以下基本流体动力学模型.

基本守恒方程为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = 0, \quad (2)$$

$$\frac{\partial (\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u u) + \nabla P = \rho g + \nabla \cdot \tau, \quad (3)$$

$$\frac{\partial (\rho h)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho h u) = \frac{Dp}{Dt} + q' - \nabla \cdot q + \varphi. \quad (4)$$

式中: ρ 为气体密度, kg/m^3 ; u 为速度, m/s ; τ 为粘性应力张量, Pa ; P 为压力, Pa ; h 为比焓, J/kg ; q 为热流密度, W/m^2 ; q' 为体积热源, W/m^3 ; φ 为耗散函数, W/m^3 .

组分方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_i) + \nabla \cdot (\rho Y_i u) = \nabla \cdot (\rho D_i \nabla Y_i) + m''_i. \quad (5)$$

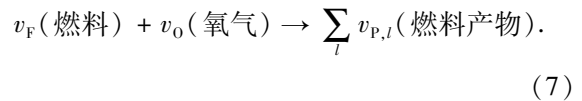
式中: Y_i 为组分*i*的质量分数; D_i 为组分*i*的扩散系数, m^2/s ; m''_i 为单位体积内组分*i*的生成率或消耗率, kg/m^3 .

状态方程为

$$p = \frac{\rho RT}{M} = \rho RT \sum_i \left(\frac{Y_i}{M_i} \right). \quad (6)$$

式中: R 为气体常数; M_i 为组分*i*的相对分子质量, kg/mol .

燃烧反应简化为单步不可逆的化学反应,认为燃料和氧气迅速反应,燃烧模型为



式中: v_F 、 v_O 分别为燃料和氧气的物质的量; $v_{P,l}$ 为第*l*个燃烧产物的物质的量.

火焰面两侧燃料和氧不能共存.定义混合分数 Z ,它满足守恒方程,即

$$\frac{\partial (\rho Z)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho Z u_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho D \frac{\partial Z}{\partial x_j} \right); \quad (8)$$

$$Z = \frac{S Y_F - (Y_O - Y_O^{\infty})}{S Y_F^{\infty} + Y_O^{\infty}}, \quad S = \frac{v_O M_O}{v_F M_F}. \quad (9)$$

式中: M_O 为氧的相对分子质量, kg/mol ; M_F 为燃料的相对分子质量.

一切温度大于绝对零度的物体都会不断地发射热射线,向外传递热量.由于无法对连续光谱精确求解,在热辐射的实际计算过程中,将光谱划分为若干个光带.高温烟气中的二氧化碳、水蒸气只在某几个特殊光带中具有显著的辐射和吸收能

力,因此,可以通过对这些光带中的气体辐射作用进行计算.指定光带中的辐射方程为

$$s \cdot \nabla I_n(x, s) = k_n [I_{b,n}(x) - I(x, s)]. \quad (10)$$

式中: s 为射线方向单位矢量, m ; $I_n(x, s)$ 为光带 n 内辐射强度的积分, W/m^2 ; k_n 为光带 n 内的平均吸收系数,量纲 1 ; $I_{b,n}(x)$ 为光带 n 内黑体辐射强度, W/m^2 ; $I(x, s)$ 为总辐射强度, W/m^2 .

2.2 大空间钢构件升温理论模型

为了理论研究方便,模型建立过程中作出如下假设:钢构件视为黑体,火源火焰面对钢构件的各表面辐射能力相同.由于钢是良导体,钢构件内部导热热阻与其界面上的换热热阻之比小于 0.1 ,也即毕渥数 $B_i < 0.1$,故可采用集总热容法来求解钢构件的升温问题.因此,火灾时受热钢构件的热平衡方程可表示为^[12]

$$\Delta Q_s = V_s \rho_s C_s \Delta \theta_s. \quad (11)$$

式中: Q_s 为单位长度钢构件净吸收的热量, kW/m ; ΔQ_s 为单位时间内单位长度钢构件净吸收的热量, kW/m ; ρ_s 为钢构件密度, kg/m^3 ,火场中钢构件的密度随温度变化较小,可取 $\rho_s = 7850 kg/m^3$; V_s 为单位长度钢构件的体积; θ_s 为钢构件温度, $^{\circ}C$; $\Delta \theta_s$ 为单位时间内钢构件升温, $^{\circ}C$; C_s 为钢构件的比热, $J/(kg \cdot ^{\circ}C)$.

钢构件的比热会随着钢构件的升温发生变化, ECCS 及 BSI 给出了钢构件比热的预测公式为

$$C_s = 470 + 20 \times 10^{-2} \theta_s + 38 \times 10^{-5} \theta_s^2. \quad (12)$$

火灾时,受火钢构件接收到的热来源主要来自火焰热辐射、烟气热对流以及烟气热辐射^[13],如图6所示.

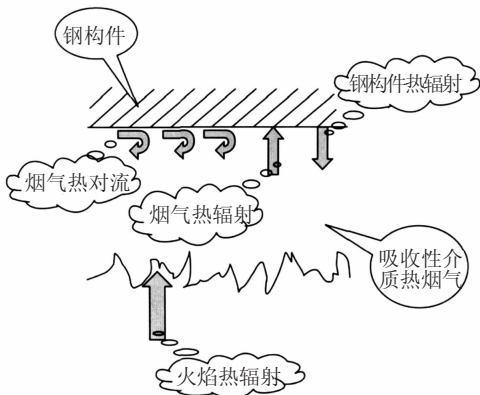


图6 大空间钢构件热平衡

根据前文所作出的基本假设,本文提出用修正系数 ε_s 对净吸收热量进行修正,即

$$Q_s = (Q_{gr} + Q_{fr} + Q_{sc}) \times \varepsilon_s. \quad (13)$$

式中: Q_{gr} 为烟气对钢构件的辐射传热量, kW ; Q_{fr} 为火焰对钢构件的辐射传热量, kW ; Q_{sc} 为烟气对

钢构件的对流传热量, kW . 研究发现,修正系数 ε_s 宜取为 0.75 .

2.2.1 烟气辐射传热量 Q_{gr}

根据经典的气体与黑体间的辐射换热理论^[14],黑体与气体之间的辐射传热量为

$$q = \sigma_0 \times (\varepsilon_g \theta_g^4 - \alpha_g \theta_s^4).$$

式中: σ_0 为常数,取为 $5.67 \times 10^{-8} W/(m^2 \cdot K^4)$; ε_g 为气体的黑度或称发射率,量纲 1 ; α_g 为烟气吸收率,量纲 1 . θ_g, θ_s 分别为气体、黑体在 t 时刻的温度, $^{\circ}C$.

因此,烟气与钢构件之间的辐射传热量为

$$Q_{gr} = \sigma_0 F_s [\varepsilon_g (\theta_g + 273)^4 - \alpha_g (\theta_s + 273)^4]. \quad (14)$$

式中: F_s 为单位长度钢构件的外表面积, m^2/m .

文献[15-16]研究认为,分析火灾中钢构件升温时, $\alpha_g = \varepsilon_g$,同时文献[17]中 Edwards 和 Matavosian 实验归纳出了烟气吸收系数与温度间的关系为

$$\varepsilon_g = 0.458 - 1.29 \times 10^{-4} \theta_g. \quad (15)$$

2.2.2 火焰辐射传热量 Q_{fr}

局部的区域火灾产生的火焰高度和火焰宽度有限,相比于大空间建筑巨大的建筑体量,局部区域火灾可以视为一个点火源.因此,在进行火焰辐射传热量分析时,可以将火焰视为位于火焰中心 $H/2$ 处的点火源,如图7所示.

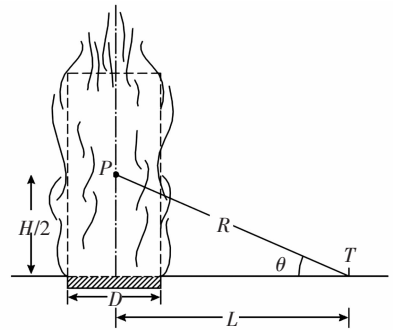


图7 点火源火焰热辐射

点火源向周围球面均匀释放热量,部分热量被烟气吸收,距离火源 R 处的钢构件接收到的辐射热 Q_{fr} 为

$$Q_{fr} = F_s \times Q_f \times (1 - a_g) / 4\pi R^2. \quad (16)$$

式中: Q_f 为火源的热辐射能, kW .

文献[18-19]给出了火源热辐射能的经验公式为

$$Q_f = Q \times 0.35e^{-0.05D}. \quad (17)$$

式中: D 为火源的等效直径.

式(16)中, R 为点火源中心距离钢构件的距离,根据勾股定理,有

$$R^2 = L^2 + \frac{H^2}{4}. \quad (18)$$

式中： H 为平均火焰的高度， m 。

火焰高度一般由稳定火焰区和间歇火焰区组成，平均火焰高度的经验计算公式为

$$H = -1.02D + 0.235Q^{2/5}. \quad (19)$$

2.2.3 烟气与构件之间的对流传热量 Q_{sc}

火灾时烟气与钢构件之间的对流传热量可以通过经典的对流传热公式计算，即

$$Q_{sc} = F_s \alpha_c (\theta_g - \theta_s). \quad (20)$$

式中： α_c 为对流传热系数，对于纤维类可燃物燃烧，取 $\alpha_c = 25 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$ 。

3 实验验证分析

3.1 烟气温度

基于大空间建筑火灾烟气温度场基本动力学模型，采用基于该模型建立的大涡模拟软件 FDS 对火灾实验进行烟气温度场分析，得到了钢构件表面1#烟气热电偶、2#烟气热电偶处烟气温度场变化，如图8~10所示，可以看出，理论烟气温度与实验烟气温度基本相吻合，基于大空间火灾烟气温度场基本动力学模型建立的 FDS 大涡模拟技术能够很好地预测大空间建筑火场钢构件表面烟气温度。

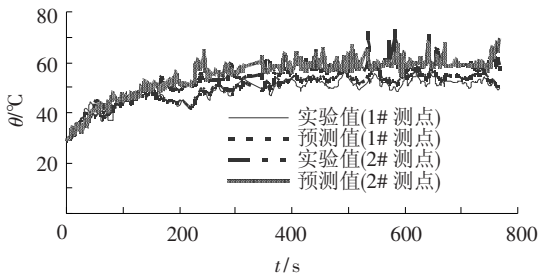


图8 第1组实验中烟气温度实验值与预测值对比图

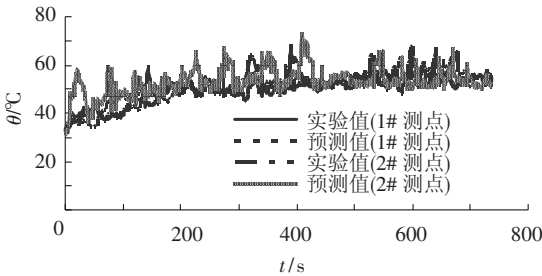


图9 第2组实验中烟气温度实验值与预测值对比图

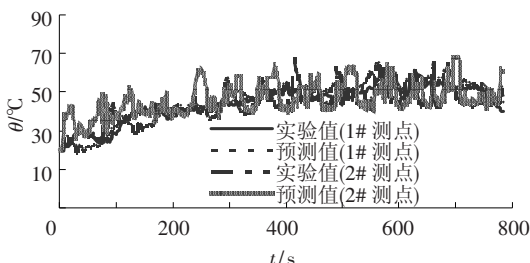


图10 第3组实验中烟气温度实验值与预测值对比图

3.2 实验数据理论分析

根据 FDS 获得的钢构件表面温度场，采用 2.2 节建立的大空间建筑钢构件温升理论模型，计算各组实验中火源有焰燃烧过程时钢构件内部1#钢构件热电偶及2#钢构件热电偶理论温升，如图11~16所示。

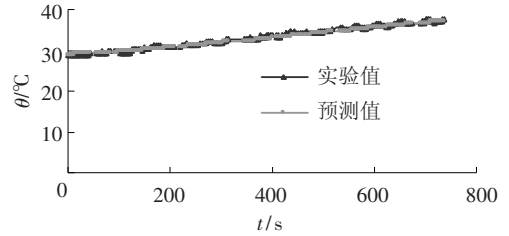


图11 第1组实验中1#测点钢构件温度实验值与预测值对比图

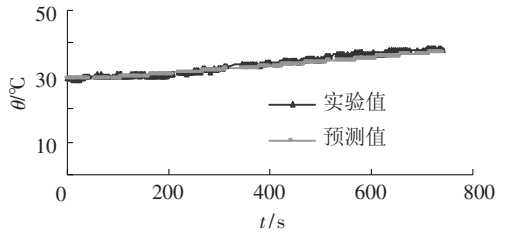


图12 第1组实验中2#测点钢构件温度实验值与预测值对比图

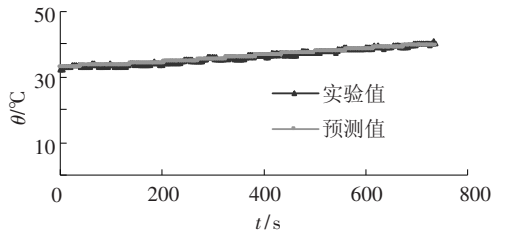


图13 第2组实验中1#测点钢构件温度实验值与预测值对比图

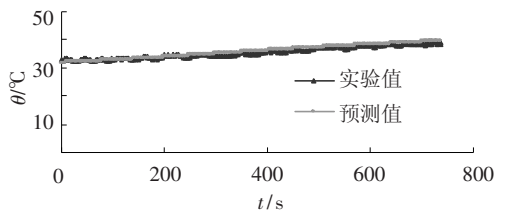


图14 第2组实验中2#测点钢构件温度实验值与预测值对比图

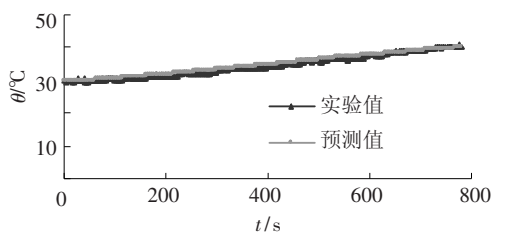


图15 第3组实验中1#测点钢构件温度实验值与预测值对比图

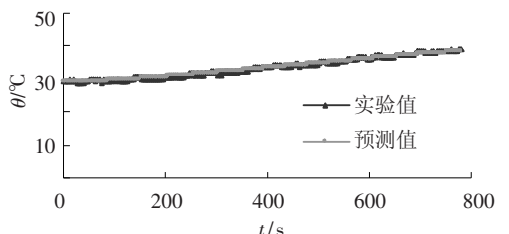


图16 第3组实验中2#测点钢构件温度实验值与预测值对比图

通过图 11 ~ 13 看出,钢构件温度呈线性缓慢上升趋势,理论钢构件温度与实验钢构件温度基本吻合.对火场钢构件的实验温度与理论温度进行对比分析,如表 2 所示.看出看出,钢构件温升理论温度与实验温度的绝对误差最大值为 0.7 °C,绝对误差均值为 0.4 °C.相对误差最大值为 8.6%,相对误差均值为 5.2%.

表 2 钢构件温升实验理论预测误差分析

实验组别	初始温度/°C	末点实验温度/°C	末点理论温度/°C	绝对误差/°C	相对误差/%
第 1 组	28.7	37.5	37.2	0.3	3.4
	29.1	37.9	37.2	0.7	8.0
第 2 组	33.1	40.2	39.9	0.3	4.2
	32.0	39.0	39.6	0.6	8.6
第 3 组	29.7	40.4	40.2	0.2	1.9
	29.2	39.0	38.5	0.5	5.1

4 结 论

1) 基于大空间火灾烟气温度场基本动力学模型建立的 FDS 大涡模拟技术能够很好预测大空间建筑火场非规律性变化的烟气温度场分布,大涡模拟预测结果与实验数据基本吻合.

2) 基于集总热容法和点火热源理论,提出了一种修正的大空间受火钢构件升温模型.修正模型中考虑了火源对钢构件的直接热辐射,并提出了一种新的火源对钢构件热辐射通量的计算方法.

3) 结合大涡模拟技术预测的火场烟气温度,修正的大空间受火钢构件升温模型能够很好地预测烟气温度非规律性变化下的大空间受火钢构件温升变化.理论预测结果对比实验数据发现,理论预测结果与实验数据基本吻合,绝对误差最大值为 0.7 °C,绝对误差均值为 0.4 °C.相对误差最大值为 8.6%,相对误差均值为 5.2%.

参考文献

[1] PETERSSON O, MAGNUSSON S E, THOR J. Fire engineering design of steel structures [M]. Sweden: Lund Institute of Technology, 1976.

[2] GHOJEL J I, WONG M B. Heat transfer model for unprotected steel members in a standard compartment fire with participating medium [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2005, 61(6): 825 - 833.

[3] GHOJEL J I. A new approach to modeling heat transfer in compartment fire [J]. Fire Safety Journal, 1998, 31(3): 227 - 237.

[4] DWAIKAT M M S, KODUR V K R. A simplified approach for predicting temperature profile in steel members with locally damaged fire protection [J]. Fire Technology, 2012, 48(2): 493 - 512.

[5] PARKINSON D L, KODUR V K R. Performance-based design of structural steel for fire conditions: a calculation methodology [J]. Steel Structures, 2007, 7: 219 - 226.

[6] GARDNER L, NG K T. Temperature development in structural stainless steel sections exposed to fire [J]. Fire Safety Journal, 2006, 41(3): 185 - 203.

[7] ENV 1993 - 1 - 2. Design of steel structures: structural fire design [S]. Brussels: CEN, 1995.

[8] BARNARD B. Heating calculations of structural steel members [J]. J Struct Div ASCE, 1976, 102(8): 49 - 58.

[9] 史健勇, 孙璇. 基于整体的大空间钢结构性能化防火设计方法研究 [J]. 土木工程学报, 2011, 44(5): 69 - 78.

[10] 李国强, 韩林海, 楼国彪, 等. 钢结构及钢 - 混凝土组合结构抗火设计 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006.

[11] 易亮, 霍然, 张靖岩, 等. 柴油油池火功率特性 [J]. 燃烧科学与技术, 2006, 12(2): 164 - 168.

[12] 张国维, 朱国庆, 王晓岚, 等. 基于区域模型的单层高大空间建筑钢构件温升计算 [J]. 消防科学与技术, 2010, 29(12): 1043 - 1045.

[13] 陆大有. 工程辐射传热 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1988.

[14] 杨世铭, 陶文全. 传热学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 2006.

[15] WONG M B, GHOJEL J I. Sensitivity analysis of heat transfer formulations for insulated structural steel components [J]. Fire Safety Journal, 2003, 38(2): 187 - 201.

[16] OZISIK M N. Heat transfer: a basic approach [M]. New York: McGraw-Hill Book Company, 1985.

[17] EDWARDS D K, MATAVOSIAN R. Scaling rules for total absorptivity and emissivity of gases [J]. Journal of Heat Transfer, 1984, 106(4): 684 - 689.

[18] YANG J C, HAMINS A, KASHIWAGI T. Estimate of the effect of scale on radiative heat loss fraction and combustion efficiency [J]. Combustion Science and Technology, 1994, 96: 183 - 188.

[19] HIROSHI K, TARO Y. Air entrainment and thermal radiation from heptane pool fires [J]. Fire Technology, 1988, 24(1): 33 - 47.

(编辑 魏希柱)