

火灾环境下钢构件升温过程的模型研究

史聪灵, 霍然, 李元洲, 彭伟, 姚斌

(中国科学技术大学火灾科学国家重点实验室, 合肥 230026)

[摘要] 对良好分层情况下的室内火灾进行建模, 研究了实际火灾环境下的钢构件升温过程。在全尺寸的实验房间开展了油池火燃烧实验, 通过不同的羽流模型和溢流模型, 预测室内温度和钢构件温度的变化, 并对羽流模型的适用性和影响计算的一些参量做了分析。最后对一个候机厅内钢架结构的零售商店的设定火灾进行构件升温预测。

[关键词] 火灾环境; 双区模型; 钢构件温度; 羽流模型

[中图分类号] TK477 **[文献标识码]** A **[文章编号]** 1009-1742(2003)12-0066-07

1 引言

对于构件的耐火性研究, 国内外传统上采用标准的温度曲线^[1~3]进行试验环境加温, 对构件的温度升高和耐火时间进行测定。由于试验难以概全和模拟构件的受力偶然性、端部约束条件以及内部温度应力等问题, 同时标准的温度曲线试验与真实火灾环境的一致性也值得疑虑, 因此结合实际火灾模型的基于计算的方法是一个值得研究的课题。国际和国内不少学者^[4,5]和研究所都开展了构件耐火性计算相关的实际火灾环境模拟研究。Drysdale^[4](1985)对完全发展阶段的室内火灾热平衡进行了单区描述, 假设室内燃料充分燃烧, 室内完全充满高温烟气且不存在温度梯度, 认为壁面的传热是单向传热, 从而建立能量守恒方程计算出室内的温度变化曲线。然而室内火灾的发展受到房间尺寸、火源性质和位置、通风口位置和大小等参数的控制, 不易出现充分发展的轰燃后状态。而不少处于良好分层状态的燃烧, 即上层的高温烟气和下层的冷空气层, 如单一火源的池火燃烧, 更适合于双区描述。而一些有名的双区模拟软件如 CFAST^[6]、

FPETOOL^[7]并没有与构件升温计算相关的程序包。

作者在 USTC/PolyU Atrium 大空间实验厅^[8]内的一个全尺寸实验房间进行了一组油池火燃烧实验, 通过不同的羽流模型和门口溢流模型对室内火灾进行建模, 预测室内的温度变化和烟气层沉降, 同时对置于烟气层中的钢构件温升进行计算。通过实验结果和计算结果的对比, 研究火灾环境下的构件热反应问题。

2 良好分层情况下钢构件温度预测简化模型

作者采用双区模拟^[5]的思想分析室内火灾发展情况和钢构件的升温。如果室内存在良好的分层现象: 上层的热烟气层和下层的空气层, 火源将通过羽流向烟气层输送质量和能量, 当烟气层降到通风口上檐时会产生烟气溢出, 如图 1 所示。

对上层热烟气层进行建模, 其质量守恒为:

$$\frac{dm}{dt} = \begin{cases} M_p + M_f & (H_v \leq Z < H_c) \\ M_p + M_f - M_s & (Z_0 + Z_b < Z < H_v) \end{cases} \quad (1)$$

[收稿日期] 2002-07-21; **[修回日期]** 2003-08-31

[基金项目] 国家重点基础研究发展规划资助项目(2001CB409604); 国家自然科学基金国际重大合作资助项目(50320120156); 国家“十五”科技攻关资助项目(2001BA803B02-06)

[作者简介] 史聪灵(1979-), 男, 安徽寿县人, 中国科学技术大学火灾科学国家重点实验室博士研究生

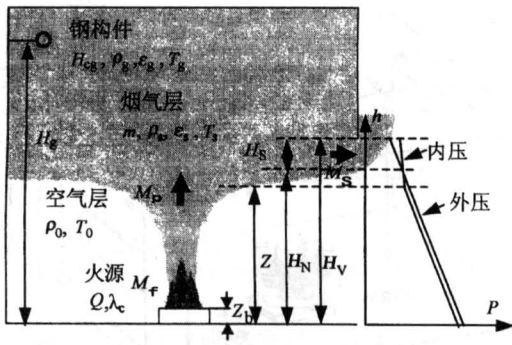


图 1 室内良好分层时钢构件温度预测模型

Fig.1 Model for predicting the temperature of steel element submitted to well-stratified fires

其中 m 为热烟气层质量, M_p 为羽流卷吸量, M_s 为门口溢流, M_f 为火源燃烧速率, 该项较其它质量项小的多, 常可忽略。

考虑流动功和能量损失, 烟气层的能量守恒方程可写为:

$$mC_p \frac{dT_s}{dt} = Q_c - M_p C_p (T_s - T_0) - Q_{Loss}, \quad (2)$$

Q_{Loss} 为烟气层通过传导、对流和辐射而损失的能量, 与壁面材料、室内流动情况和烟气体积有关, 可表达为:

$$Q_{Loss} = H_k A_s (T_s - T_0), \quad (3)$$

H_k 为折合对流传热系数, A_s 为烟气层的表面积。

羽流卷吸流量 M_p 由开放空间的羽流模型得到。作者采用 3 种羽流模型, 由于各种羽流模型的提出背景和实验条件不同, 其应用范围大都具有一定的限制, 因此在受限空间内的适用性需要实验验证。

3 种羽流模型和门口溢流模型简述如下:

• Heskestad 模型^[9]

$$M_p = 0.071 Q_c^{1/3} (Z - Z_0)^{5/3} + 0.001 8 Q_c, (Z > Z_f) \quad (4)$$

$$M_p = 0.005 4 Q_c Z / Z_f, (Z \leq Z_f) \quad (5)$$

其中 D_f 为火源等效直径, Z_0 为虚点源距离火源基面高度, Z_f 为火焰有效高度。

$$Z_0 = 0.083 Q^{2/5} - 1.02 D_f, \quad (6)$$

$$Z_f = -1.02 D_f + 0.235 Q^{2/5}. \quad (7)$$

• Zukoski 模型^[10]

$$M_p = 0.076 Q^{1/3} (Z - Z_0)^{5/3}. \quad (8)$$

Cetegen^[10] 等对虚点源位置给出了计算, 当火

源基面位置在地板以上时:

对于

$$Q/D_f^{2/5} \geq 1105, Z_0 = 0.066 Q^{2/5} - 0.80 D_f$$

$$Q/D_f^{2/5} < 1105, Z_0 = 0.01 (Q/Q_f)^{2/3} - 0.80 D_f \quad (9)$$

• McCaffrey 模型

McCaffrey^[11] 模型把羽流分为 3 个区域: 连续火焰区域、间歇火焰区域、烟气羽流区域。

连续火焰区域:

$$M_p/Q = 0.011 (Z/Q^{2/5})^{0.566}, 0 \leq Z/Q^{2/5} < 0.08$$

间歇火焰区:

$$M_p/Q = 0.026 (Z/Q^{2/5})^{0.909}, 0.08 \leq Z/Q^{2/5} < 0.20$$

羽流区:

$$M_p/Q = 0.124 (Z/Q^{2/5})^{1.895}, 0.20 \leq Z/Q^{2/5} \quad (10)$$

McCaffrey 模型为区域模拟软件 CFAST 中使用的羽流计算公式。

通风口溢流模型

$$M_s = \rho_s V_s H_s W =$$

$$\frac{2}{3} C_d \rho_s H_s^{3/2} W \sqrt{2g(T_s/T_0 - 1)}, \quad (11)$$

其中 W 为通风口宽度, C_d 为有效流动系数^[12], 通过实验测得溢流速度进行确定, 测定值为 0.7。实验测得溢流的厚度 H_s 和烟气层温度 T_s , 就可求得溢流的质量流量 M_s 。

置于烟气中的构件由于烟气的对流和辐射而被加温。钢构件根据其截面特性, 可分为轻型钢构件和重型钢构件, 由于钢的传导系数很大, 故而轻构件可假定其截面温度均匀分布, 而重型钢构件因为其截面比较大, 截面上各点温度还是不完全相同的。区分这两种构件的标准是构件单位长度的表面积与体积之比 F/V ^[3], 当 $F/V < 10$, 应该按照构件截面温度非均匀分布进行计算; 当 $10 < F/V < 300$ 时, 可以认为构件截面温度分布均匀; 当 $F/V > 300$ 时, 可以认为构件温度等于空气温度。根据构件有无隔热保护层, 又可以将钢构件分成有保护层的和无保护层。由于是初步研究结合火灾模型的构件计算方法, 实验选取简单的情况: 钢构件无保护层且截面温度均匀分布, 可以采用集总热容法来建立方程:

$$\rho_g c_{p,g} V_g \frac{dT_g}{dt} =$$

$$\sigma \epsilon_{rg} (T_s^4 - T_g^4) F_g + H_{cg} (T_s - T_g) F_g, \quad (12)$$

其中考虑到对流和辐射两种换热方式, V_g 和 F_g 为构件体积和表面积, H_{cg} 为对流换热系数, ϵ_{rg} 为折合辐射系数, $\epsilon_{rg} = (\epsilon_g^{-1} + \epsilon_s^{-1} - 1)^{-1}$, ϵ_g 和 ϵ_s 为构件和烟气的发射率。

3 实验安排和实验结果

实验在 USTC/PolyU Atrium 大空间实验厅^[8] 内的一个全尺寸 (4 m × 3 m × 3 m) 实验房间展开。实验房间为钢架结构, 墙面材料为双层硅钙板, 厚度为 1 cm × 2。室内烟气温度通过小室侧壁上装置的热电偶测量 ($\Phi 1$ mm, K 型)。构件温度由两根 $\Phi 1$ mm 的 K 型热电偶分别测量三分点处温度。实验中所采用的钢构件是直径 60 mm, 长为 500 mm 的钢柱, 放置位置如图 2 所示。由电子秤获得燃料质量损失信号, 进而计算得到火源功率。

实验燃料为 0 号柴油 (热值 42 000 kJ/kg), 采用不同尺寸的方形油盆, 对室内烟气层温度 T_s 、

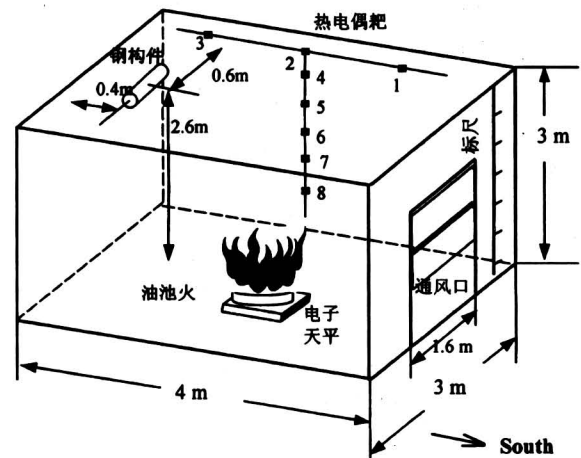


图 2 实验装置示意图

Fig.2 Experimental setup

构件温度 T_g 和火源质量损失速率进行测量, 并对尺寸的油盘进行了 4 组实验, 油盘置于称重设备上, 位于地板中心位置, 火源基面具有一定的高度。实验条件和部分实验结果见表 1。

表 1 实验条件和结果

Table 1 Initial conditions and results of experiments

实验编号	油盆尺寸 /m ²	通风口高度/m	油盆基面高度/m	小室初温 /℃	钢构件初温 /℃	门口稳定溢出厚度/m			
						实验	Heskestad	Zukoski	McCaffrey
Test 1	0.5 × 0.5	1.4	0.23	40	48.5	0.28	0.353	0.252	0.425
Test 2	0.6 × 0.6	1.4	0.23	45.7	65.3	0.36	0.418	0.268	0.497
Test 3	0.7 × 0.7	1.4	0.23	51.8	83.4	0.38	0.445	0.254	0.556
Test 4	0.8 × 0.8	1.4	0.25	59.5	106.5	0.42	0.493	0.259	0.634

烟气稳定溢出厚度 H_s 进行准确观测。采用不同 4 组实验的热释放速率曲线如图 3 所示。可见典型池火燃烧存在 3 个阶段: 快速增长段, 稳定燃烧段和衰减段。由于 Test 4 出现扬沸, 故而在燃烧稳定段出现一个热释放速率升高。

对置于热烟气层中热电偶测得的温度进行空间平均便可得到烟气层的温度变化, 如图 4 所示。图中下面的温度曲线为置于烟气中钢构件的测量温度。

稳定燃烧段的溢出厚度测量结果见表 1, 可见火源功率越大, 开口越高, 溢出厚度越大, 这是因为羽流卷吸流量增加的缘故。

4 模型计算

守恒方程 (1)、(2) 用来预测室内烟气层的高度和温度变化, 进而联合方程 (12) 计算出置于烟气层中的钢构件的温度变化。方程 (1)、(2) 可进

一步写成:

$$-\rho_s A \frac{dZ}{dt} = \begin{cases} M_p & (H_v < Z < H_c) \\ M_p - M_s & (Z_0 + Z_b < Z < H_v) \end{cases} \quad (13)$$

$$\rho_s A (H_c - Z) C_p \frac{dT_s}{dt} = Q_c - M_p C_p (T_s - T_0) - H_k [2A + P_E (H_c - Z)] (T_s - T_0), \quad (14)$$

其中 A 为房间地板面积, P_E 为其周长, Z 为烟气层界面高度。分别代入 Heskestad、Zukoski、McCaffrey 羽流模型和溢流模型进行计算, 迭代过程为:

$$Z_{n+1} = Z_n - [(\sum M_{j,n}) \Delta t] / (A \rho_{s,n}), \quad (15)$$

$$T_{s,n+1} = T_{s,n} + \left\{ \left[\lambda_c Q_n - M_{p,n} C_p (T_{s,n} - T_0) - H_k A_{s,n} (T_{s,n} - T_0) \right] \Delta t \right\} / (m_n C_p), \quad (16)$$

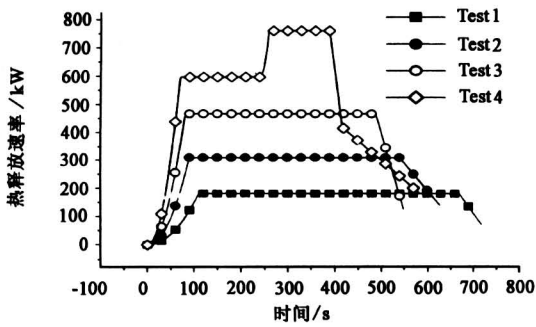


图 3 热释放速率曲线 (Test 1~Test 4)

Fig.3 Heat releas rate (Test 1~Test 4)

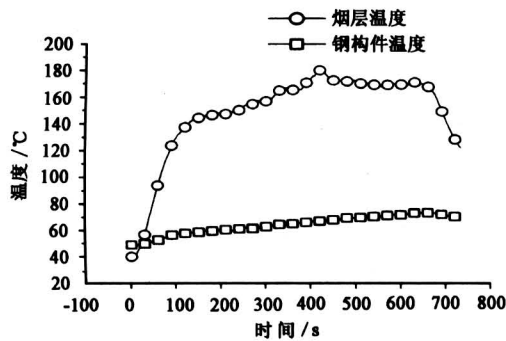


图 4 Test1 烟气层温度发展及钢构件升温

Fig.4 Temperature of hot layer and steel element (Test 1)

$$T_{g,n+1} = T_{g,n} + [\sigma \epsilon_{rg} (T_{s,n+1}^2 + T_{g,n}^2) (T_{s,n+1} + T_{g,n}) + H_{cg}] \cdot (T_{s,n+1} - T_{g,n}) (F_g / V_g) (\rho_g c_{p,g})^{-1} \Delta t, \quad (17)$$

$$\rho_{s,n+1} = 1.22 \times [290 / (T_{s,n+1} + 273)], \quad (18)$$

$$m_{n+1} = \rho_{s,n+1} A (H_c - Z_{n+1}), \quad (19)$$

初始条件为:

$$\begin{aligned} Z_0 &= H_c, T_{s,0} = T_0, \\ T_{g,0} &= T_{g0}, Q_0 = 0. \end{aligned} \quad (20)$$

通过方程 15 - 20 的迭代便可求得室内温度 T_s 、烟气层界面高度 Z 、烟气中的钢构件温度 T_g 以及溢出后的溢出厚度 H_s 等参数随时间的变化。计算中需要对一些关键参数进行确定:

室内折合对流换热系数 H_k 综合了烟气层与壁面和下层空气层的对流、传导和辐射热交换, McCaffrey 等人提出当时间大于壁面的热穿透时间时 ($t_p = \delta^2 / 4\alpha$) 壁面对流换热系数应等于 k / δ , 即传导系数与厚度之比^[5]。对于实验房间, 采用双层 1 cm 轻质硅钙板, 其热穿透时间大约为 80 s, 为了更好的确定稳定后的折合对流换热系数, 对 8

组小室池火稳定燃烧后的室内热平衡进行了热损分析, 确定 H_k 为 $0.015 \text{ kW/m}^2\text{°C}$ 。

实验时柴油烟气颗粒较多, 附着在构件表面, 因此可作为黑体处理, 辐射系数 $\epsilon_{rg} = 1$ 。 H_{cg} 与房间尺寸、室内流动状况和构件放置位置等有关, 需实验进行确定: H_{cg} 为 $0.015 \text{ kW/m}^2\text{°C}$, 误差 $\pm 0.0015 \text{ kW/m}^2\text{°C}$ 。

火灾的对流热释放速率 Q_c 一般可取为 $0.6Q \sim 0.8Q$, 实验中火焰较多的进入烟气层区域, 因此火源辐射损失减小, 火源燃烧的 λ_c 可取为 0.8。

分别由实验和计算得到的室内烟气层温度和构件温度变化如图 5 所示, 上方曲线为室内温度, 下方为构件温度; 稳定溢出厚度见表 1。

5 分析与讨论

由计算结果可以看出, 用结合双区模拟思想的火灾模型来预测置于烟气中的构件温度和实验结果符合得很好。用单区模拟思想对于发生轰燃的火灾预测很好, 但是大多数火灾受到地面火灾荷载分布和通风的限制而处于良好分层状态, 因此双区模拟对良好分层的火灾预测较适合。

由图 5 可以看出采用不同羽流模型的计算结果和实验结果的符合程度不一样。这是由于不同的羽流模型基于的理论背景和实验条件不同, 而导致对于羽流卷吸速率的估计的差别, 这造成工程计算的不确定性。到底在哪种条件下使用哪种羽流模型来预测室内温度进而得到构件温度是工程设计面临的问题。为了研究 3 种羽流模型的适用性, 先比较它们之间对羽流流量的估计。图 6 为火源功率为 180 kW (Test 1) 和 500 kW (Test 3) 时 3 种羽流模型给出的某一高度 Z 处的羽流流量。从图上可以看出 Zukoski 模型对于羽流远域的预测值比 Heskestad 高 20% 左右 (见图 6-b), 近域反而较低 (见图 6-a)。Zukoski 模型基于经典弱点源理论, 实验采用的火源为 10~200 kW, 因此更适用于热释放较小的情况和远域预测。这也可从 Test 1 的计算结果看出, Test 1 的稳定燃烧时的火源功率大约为 180 kW, 采用 Zukoski 羽流模型计算的门口溢流厚度、烟气层温度以及钢构件温度都与实验符合得较好, 但随着热释放速率的增加, 其计算值比实验值偏高, 见图 5。这是由于 Zukoski 模型在火焰区域给出的羽流卷吸量偏低, 因此其稳定门口溢流流量

计算偏小，室内对流热损失减小，故而计算的烟层温度和构件温度较高。Heskestad 模型计算结果在火源功率较大时与实验符合得较好，见 Test 2~Test 4 的稳定溢流厚度、烟层温度和构件温度发展的计算结果。Heskestad 模型基于一些大尺度的实验和更实际的燃烧物系列，因此更适用于描述大功率的火灾和近域预测。McCaffrey 给出的羽流流量在连续火焰区域以及间歇火源区域比 Heskestad 和 Zukoski 给出的值高 10% 左右（见图 6-a），而且随着高度 Z 的增加，McCaffrey 模型值比后两者高了

近 1 倍左右（见图 6-b）。从实验 Test 1~Test 4（见图 5 和表 1）可以看出，McCaffrey 的计算温度偏低，这是因为 McCaffrey 在火源功率较大时预测羽流流量值偏大，故而溢出厚度增加，对流热损失变大，导致室内温度和钢构件温度计算比实验偏低。McCaffrey 模型实验采用的火源是功率较小的甲烷扩散火源，完全是实验拟合的结果，脱离了经典弱羽流理论，因此不适用于大功率火源的情况和远域烟气羽流区的预测。

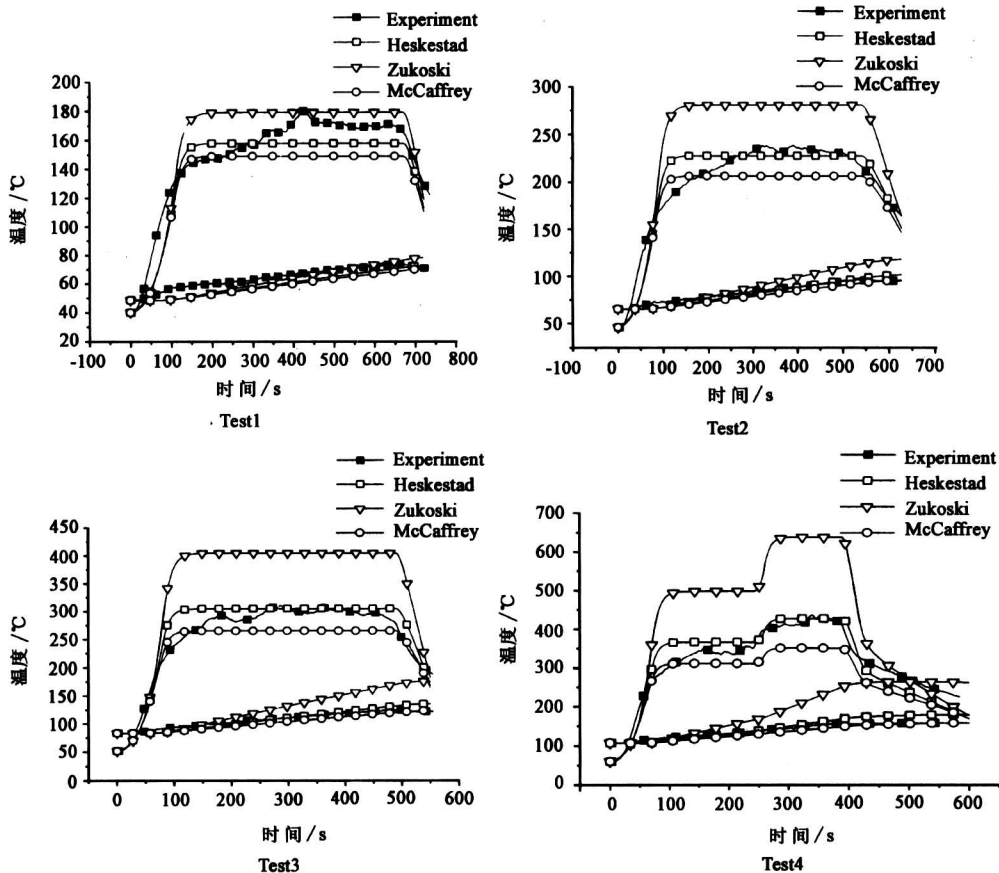


图 5 烟层温度和钢构件温度的实验与计算值对比 (Test 1~Test 4)

Fig.5 Comparison of temperature by calculations and experiments for smoke layer and steel element (Test 1~Test 4)

6 算例预测

基于前面的分析，现在对于某个候机厅内的一个钢架结构的零售商店进行预测。房间尺寸为 6 m (长) × 4 m (宽) × 3 m (高)，开口尺寸为 2.0 m (高) × 1.8 m (宽)。其构件为无保护层的工型钢，形状因子 F/V 为 100，故而可看成内部温度均匀分布。钢构件暴露于烟气中，与烟气的对流换

热系数 H_{cg} 设为 $0.018 \text{ kW/m}^2\text{°C}$ ，烟气层热损的折合对流换热系数 H_k 为 $0.015 \text{ kW/m}^2\text{°C}$ ，火源燃烧的对流份额 λ_c 为 0.8。

设计火源功率分别为 1.5 MW 和 3 MW，火源为中速增长火 ($Q = 0.012 t^2$)。由前面分析，对于大功率火源采用 Heskestad 羽流模型来计算较合适，预测结果如图 7、8。

可见，未加保护的零售商店钢构件在设定的火

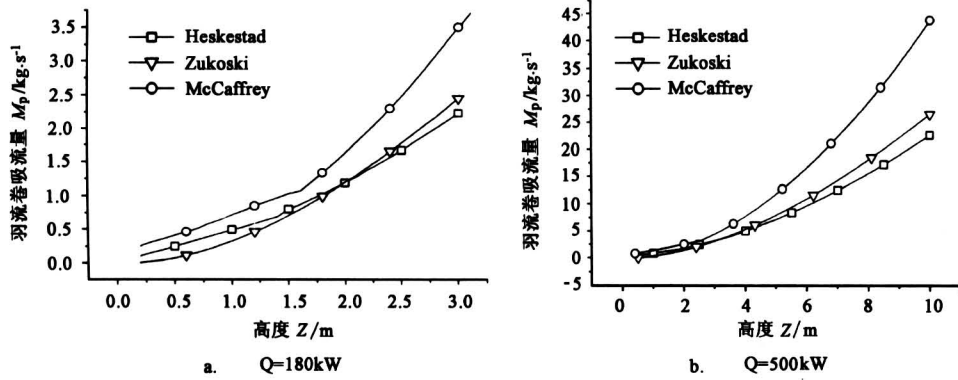


图 6 三种羽流模型的羽流卷吸流量比较

Fig.6 Plume mass flux at a height Z predicted by three plume models

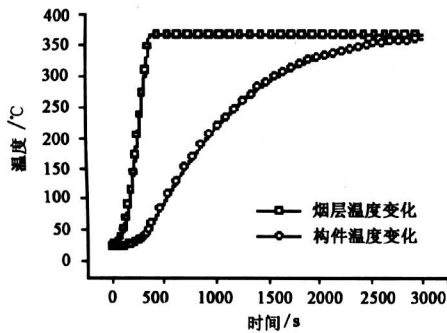


图 7 1.5 MW 火源时计算温度发展

Fig.7 Development of temperature for 1.5 MW

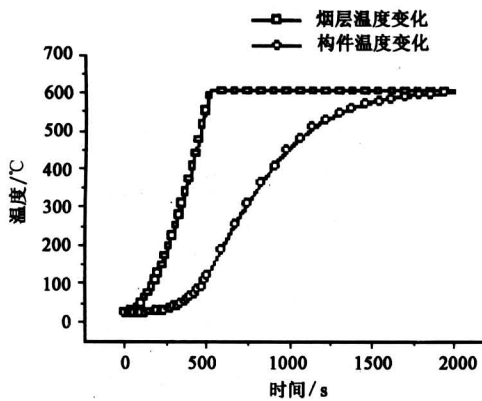


图 8 3 MW 火源时计算温度发展

Fig.8 Development of temperature for 3 MW

源功率下，温度升高很快。火源功率为 1.5 MW 时，烟气中的钢构件经 50 min 便可达到烟气层的温度，经过大约 41 min，其温度就将升高到 350 $^{\circ}\text{C}$ 。普通建筑用钢^[3]（如 JIS G3106 标准中 SS400、SM490 钢，中国 GB1591-1994 标准中的 Q235、Q345 钢等）在 350 $^{\circ}\text{C}$ 以上高温时屈服强度

迅速下降到室温下的 2/3 以下，不能满足设计要求。而在火源功率为 3.0 MW 时，经 22 min 左右，钢构件便达到了钢的失效温度 550 $^{\circ}\text{C}$ ，而且室内烟气层温度已经升高到 600 $^{\circ}\text{C}$ ，达到了轰燃的条件。如果室内具有其它大量的荷载，将会出现轰燃现象，零售商店内会是一片火海。构件受到高温火焰的直接灼烧，将会出现结构坍塌，造成在候机厅内更剧烈的蔓延。由此可见，如果钢构件外面不加保护材料的话，一旦发生火灾，在经过很短的一段时间后，就有可能发生结构坍塌，其后果将会是十分严重的。

7 结束语

通过全尺寸实验和计算可以看出，采用双区模型对良好分层的室内火灾进行建模，预测的室内温度和置于烟气中的钢构件温度发展和实验结果符合得较好。采用单区模拟思想对于轰燃发生后的火灾预测很好，但是大多数火灾受到地面火灾荷载分布和通风的限制而处于良好分层状态，因此双区模拟对良好分层的火灾预测较适合，可用于实际火灾情况下的构件耐火性计算。

对于实际火灾环境下的构件升温计算，要根据实际情况确定和选择合适的参数，如壁面对流换热系数、火源对流换热因子、羽流模型的选择、构件放置处（烟气层、火焰）的对流换热系数。特别是羽流模型的选择直接影响着室内温度变化和构件的温升预测，基于实验条件可以看出：Zukoski 模型对于小功率火源的计算偏差较小；Heskestad 对于大功率的火源预测结果比较符合实际，对于大功率火源的近域预测，McCaffrey 模型过高的估计了羽

流卷吸速率, 计算结果与实验偏差较大。

参考文献

- [1] Williams-Lier G. Analytical equivalents of standard fire temperature curves[J]. *Fire Technology*, 1973, 9:132~36
- [2] Purkiss J A. *Fire Safety Engineering Design of Structures*[M]. Oxford: Butterworth-Heinemann, 1996. 26~38
- [3] 李国强, 蒋首超, 林桂祥. 钢结构抗火计算与设计[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1999
- [4] Drysdale D. *An Introduction to Fire Dynamics*[M]. 2nd ed. Chichester: John Wiley and Sons, 1999
- [5] Quintiere J G. Fundamentals of enclosure fire "zone" models[J]. *Journal of Fire Protection Engineering*, 1989, 1(3): 99~119
- [6] Peacock R D, Forney G P, et al. CFAST, the consolidated model of fire growth and smoke transport [Z]. National Institute of Standards and Technology: NIST Technical Note 1299, 1993
- [7] Deal S. Technical Reference Guide for FPEtool Version 3.2[Z]. NISTIR 5486-1, 1995
- [8] 霍然, 李元洲, 金旭辉, 等. 大空间内火灾烟气充填研究[J]. *燃烧科学与技术*, 2001, 7(3): 219~222
- [9] Heskestad G. Engineering relations for fire plumes[J]. *Fire Safety Journal*, 1984, 7(1): 25~32
- [10] Zukoski E E, Kubota T, Cetegen B. Entrainment in fire plumes[J]. *Fire Safety Journal*, 1980, 3: 107~121
- [11] McCaffery B J. Momentum implications for buoyant diffusion flames[J]. *Combustion and Flame*, 1983, 52(2): 149~167
- [12] Emmons H W. *Vent Flows*[A]. *SPFE Handbook of Fire Protection Engineering*[M], 2nd ed. Quincy, MA: National Fire Protection Association, 1995

Modeling Study of Steel Elements Submitted to Real Compartment Fires

Shi Congling, Huo Ran, Li Yuanzhou, Peng Wei, Yao Bin

(State Key Lab. of Fire Science, USTC, Hefei 230026, China)

[Abstract] A simple model was built to describe the well-stratified compartment fire, by which the temperature rise of steel element was investigated. Pool fire experiments were carried out in a full-scale compartment. With different plume and spill plume correlations, the temperature development of the enclosure and steel element were modeled, then the applicability of plume models and factors affecting the calculation were analyzed. Finally, such method was put to use for design fires of a steel-structured retail shop in an airport terminal building.

[Key words] real fire environment; two-zone model; temperature of steel element; plume models