

高温后密肋复合墙体框格单元剩余承载力

孙 静¹, 赵秀丽¹, 张 敬²

(1. 北京交通大学 土木建筑工程学院, 北京 100044; 2. 广州杰赛科技股份有限公司, 广东 广州 510310)

摘要: 密肋复合墙体由钢筋混凝土框格与内嵌的轻质加气混凝土砌块组成, 是密肋复合墙结构的主要受力构件, 其框格单元是最基本的受力单元。根据密肋复合墙体各材料高温后的力学性能, 对框格单元进行数值模拟。按照 ISO834 国际标准升温曲线, 得到在不同火灾加载方案下的温度场云图。以此为基础, 对框格单元在竖向荷载下的承载力进行数值模拟分析, 比较了单面受火和双面受火后的力学性能。结果表明, 随着受火时间的增加, 剩余承载力下降的速度是先快后慢; 在施加竖向位移荷载时, 一面受火的框格单元更易出现面外位移, 因此比双面受火的框格单元先达到极限荷载。

关键词: 密肋复合墙体; 框格单元; 温度场; 剩余承载力

中图分类号: TU375

文献标志码: A

Residual Bearing Capacity of Multi-Ribbed Composite Wall Cell After High Temperature

SUN Jing¹, ZHAO Xiuli¹, ZHANG Jing²

(1. School of Civil Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China; 2. Guangzhou GCI Science Technology Co. Ltd., Guangzhou 510310, China)

Abstract: The multi-ribbed composite wall consists of the frame made of reinforced concrete rib and lightweight aerated concrete block, which are the two principal bearing members. Frame cell is the essential weighted element. Therefore, numerical analysis on frame cell was conducted according to the thermodynamic performance of each material in the multi-ribbed composite wall. Finite element analysis was carried out based on temperature field contours in different fire loads with ISO834 international heating curves. It was found that the rate of residual bearing capacity increased and then decreased as the heating time increased and mechanical performance are different between one side and double side by the fire. The heated side achieved ultimate load earlier under vertical displacement load. Because of the damage of the fire, the multi-ribbed composite wall cell is more likely to have out-plane displacement.

Key words: multi-ribbed composite wall; frame cell; temperature field; residual bearing capacity

密肋复合墙结构是一种拥有广阔前景的新型结构体系^[1-3], 由截面及配筋较小的钢筋混凝土框格与内嵌的轻质加气混凝土砌块(或其他具有一定强度的轻质砌块)组成。有关密肋复合墙结构体系的文献较多, 但是针对高温后密肋复合墙结构的研究还处于空白, 为此本文研究了在国际标准组织制定的升温曲线 ISO834^[4]作用下, 框格单元单面受火和双面受火两种工况的力学性能。首先根据温度场理论运用 ABAQUS 软件模拟高温后框格单元温度场, 利用得到的框格单元温度场云图和各材料火灾后的力学性能建立模型, 得到两种受火条件下剩余承载力随受火时间的变化规律及表达式, 为火灾后建筑结构的评估和加固提供合理建议。

1 温度场数值模拟

研究高温后密肋复合墙体结构的力学性能, 首先要确定高温作用后密肋复合墙体结构截面的温度场, 求得结构截面上各单元经历的最高温度。火灾下结构内的温度场是一个非线性瞬态温度场, 而且当前时刻结构内的温度场只与该时刻前的温度场和边界条件有关^[5]。因此, 在火灾作用后密肋复合墙体框格单元力学性能的分析中, 必须合理地确定高温作用后构件截面的温度场。材料在高温下的热工性能影响高温下结构构件内部的热传导和温度分布, 而密肋复合墙结构(图 1)采用了 3 种材料: 混凝土、钢筋和轻质加气混凝土, 因此需合理确定这些材料高温后的热工性能, 进而运用 ABAQUS 对高温后密肋复合墙体基本框格单元的温度场进行有限元分析。

收稿日期: 2017-03-02

基金项目: 国家自然科学基金(51678031)

第一作者: 孙 静(1975—), 女, 副教授, 工学博士, 主要研究方向为新型建筑结构。E-mail: jsun@bjtu.edu.cn

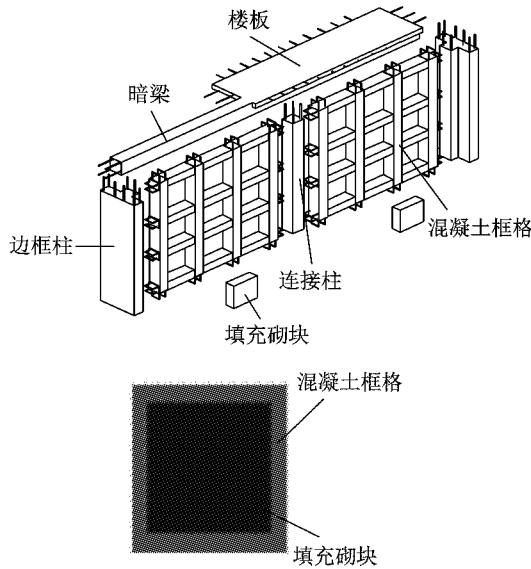


图 1 密肋复合墙体结构体系构造示意图
Fig. 1 Multi-ribbed wall structure

1.1 材料热工性能

1.1.1 混凝土的热工性能

(1)热膨胀系数

混凝土热膨胀系数的影响因素很多,内部因素包括混凝土的骨料类型、湿度状态等,外部因素包括测量方法和试验条件等.通过对骨料类型的分析,文献[6]给出了钙质和硅质混凝土的热膨胀系数与温度的关系.随温度升高,不同骨料的热膨胀系数逐渐增大,但当温度达到一定范围(700~800 °C)时,一般取常数.为了简化计算,本文采用 Lie 等[7]给出的混凝土热膨胀系数 α_c 与温度 T 的函数关系式.

$$\alpha_c = (8T + 6) \times 10^{-6} \quad (1)$$

$$20\text{ }^\circ\text{C} \leq T \leq 1\ 200\text{ }^\circ\text{C}$$

(2)质量密度和比热容

混凝土的质量密度随温度变化不是很明显,对结构内部温度场的影响很小.因此一般混凝土质量密度都会选取与温度无关的常数, $\rho_c = 2\ 400\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$.

影响混凝土比热容的因素很多,混凝土骨料类型的不同对比热容有一定影响,但差别不是很明显,配合比对混凝土的比热容的影响比较大,含水量和龄期等因素对比热容的影响不大.本文采用文献[6]建议的公式表示混凝土比热容和温度的关系.

$$c_c = 900 + 80\left(\frac{T}{120}\right) - 4\left(\frac{T}{120}\right)^2, \quad (2)$$

$$220\text{ }^\circ\text{C} \leq T \leq 1\ 200\text{ }^\circ\text{C}$$

(3)热传导系数

混凝土的热传导系数表示混凝土传导热量的能力,定义为单位梯度下单位时间内通过单位面积的

热量.文献[6]认为影响混凝土热传导系数的主要因素有骨料类型、配合比、含水率等.本文采用文献[6]给出的硅质混凝土热传导系数 λ_c 的计算公式.

$$\lambda_c = 2 - 0.24\left(\frac{T}{120}\right) + 0.0012\left(\frac{T}{120}\right)^2 \quad (3)$$

$$220\text{ }^\circ\text{C} \leq T \leq 1\ 200\text{ }^\circ\text{C}$$

1.1.2 钢筋的热工性能

(1)热膨胀系数

钢筋的热膨胀系数 α_s ,是指温度升高 1 °C 时材料单位长度的伸长量.随着温度的升高,钢筋的热膨胀系数基本呈现正比增长,但增长幅度不大.本文采用钢结构设计规范规定的公式.

$$\alpha_s = 1.2 \times 10^{-5} \quad (4)$$

(2)质量密度和比热容

钢筋的比热容 c_s 随温度升高而增大,而质量密度变化较小,一般取常数 $\rho_s = 7\ 800\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$.比热容采用李引擎等[8]所给公式.

$$c_s = 470 + 20 \times 10^{-2} T + 38 \times 10^{-5} T^2 \quad (5)$$

(3)热传导系数

钢筋的传热性能很好,跟混凝土相比,其热传导系数是混凝土的 20~30 倍左右,并且温度超过一定限值后,热传导系数几乎成了常数,本文采用李引擎等[8]所给公式.

$$\lambda_s = 54 - 3.33 \times 10^{-2} T \quad (6)$$

$$0\text{ }^\circ\text{C} \leq T \leq 750\text{ }^\circ\text{C}$$

1.1.3 轻质加气混凝土砌块的热工性能

(1)热膨胀系数

文献[9]系统测定了轻质加气混凝土砌块的热膨胀系数,其热膨胀系数约为 $(0.92 \sim 1.04) \times 10^{-5}\text{ }^\circ\text{C}^{-1}$,一般情况下可取 $1.0 \times 10^{-5}\text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ 进行设计计算.随着温度的增加,热膨胀系数不断增大,但变化幅度不大,因此可取常数进行计算.

(2)质量密度和比热容

轻质加气混凝土砌块质量密度的变化规律与普通混凝土类似,加温初期质量密度会降低,随着温度的上升,变化波动较小,因此同样可选常数值,一般取 $600\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$.比热容可取 $1\ 050\text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$.

(3)热传导系数

轻质加气混凝土砌块的热传导系数与其体积密度和含水率有很大关系.温度对轻质加气混凝土砌块的热传导系数也有一定影响,随着温度增高,导热系数增大.为了简化计算,热传导系数可取 $0.22\text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ [10].

1.2 温度场建模及分析

1.2.1 框格单元建模

密肋复合墙体框格单元^[11]是由混凝土、钢筋、轻质加气混凝土砌块 3 种热工性能不同的材料组成,因此本文采用分离式方法建模.混凝土框架(肋梁和肋柱)的截面尺寸是 100 mm×70 mm,内部轻质砌块的几何尺寸是 400 mm×400 mm×100 mm,如图 2 所示.钢筋通过 Embedded 命令嵌入到混凝土框架中.混凝土和轻质砌块采用八节点线性传热六面体单元(DC3D8).钢筋采用两节点线性传热连接单元(DC1D2),具有桁架的截面性质.模型的网格划分如图 3 所示.

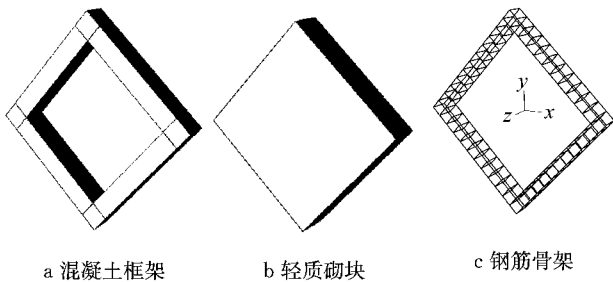


图 2 部件模型
Fig. 2 Model of part

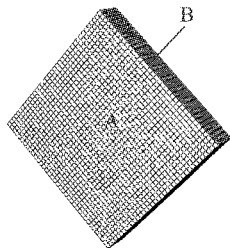


图 3 模型的网格划分
Fig. 3 Mesh of test specimen

将框格单元沿厚度方向的两个面标注为 A 面和 B 面,如图 3 所示.框格单元的火灾作用加载方案分两种情况:①只有 A 面或 B 面受火灾作用;②A 面和 B 面均受火灾作用.按照火灾持续升温时间的长短,每种情况又分为 4 种工况,持续升温时间分别为 30、60、90 和 120 min.受火面的加温曲线采用 ISO834 标准升温曲线,对流换热系数为 $25 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$,热辐射系数为 0.5.未受火面虽然没有直接被火场影响,但热量还是可以通过对流、热传导将能量传递过来,对流换热系数为 $9 \text{ W} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{K})^{-1}$,环境温度为 $20 \text{ }^\circ\text{C}$.模型的其余 4 个侧面默认是绝热面.同样,模型预定义温度场的初始温度为 $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

1.2.2 模拟结果分析

采用 ABAQUS 软件对框格单元截面的温度场进行分析.对于框格单元来说,由于混凝土和轻质砌

块的热工性能差异较大,同一厚度处的温度是不同的.因此,在两种材料的黏结面处,混凝土框格和填充砌块之间也有温度传播,且混凝土的热传导系数较大,热量会从混凝土往轻质砌块的方向传递.

本文取沿厚度方向 1/4 框格单元的温度场云图分析,如图 4、5 所示,云图中上面 1/3 部分为混凝土温度场分布,下面 2/3 部分为轻质砌块的温度场分布.从图 6、7 中可以看出,由于混凝土和轻质砌块的热传导系数不同,热量不能同时被传递,导致在表面附近轻质砌块的温度值比混凝土要高.距离表面越远,混凝土的温度传播得越快,这是因为混凝土的比热容比轻质砌块小,而热传导系数是轻质砌块的 5~10 倍,热流量在混凝土中传播得较快.

对框格单元双面加温时,框格单元内部节点升温速率更高.当受火 120 min 时,框格单元中心节点温度已经超过 $700 \text{ }^\circ\text{C}$.框格单元内部单元之间的温差越来越小.

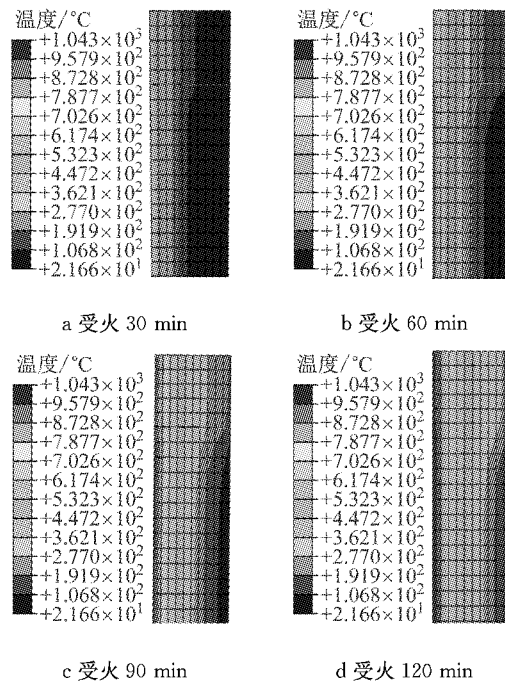


图 4 A 面或 B 面受火温度场
Fig. 4 Surface A or B exposed to fire

图 6、7 中,在框格单元内离受火面较近的节点,其温度上升的速度较快,升温曲线类似于 ISO834 国际升温曲线,距离受火面稍远的节点,升温曲线就有所差异.理论分析表明,一个质量密度为 ρ 的微单元体 $dxdydz$,在单位时间内从其表面流入或流出的热量和微单元内部产生的热量总和,等于微单元体温度升高时吸收的热量或温度降低时放出的热量,温度场控制方程是个非线性抛物线型偏微分方程,即

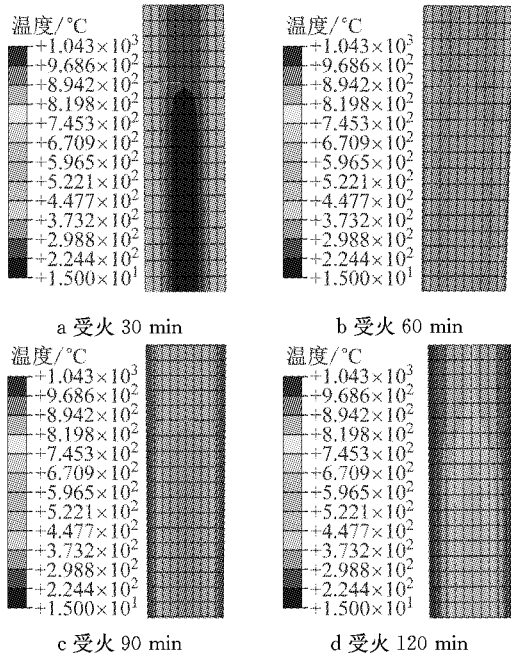


图 5 A 面和 B 面均受火温度场

Fig. 5 Surface A and B exposed to fire

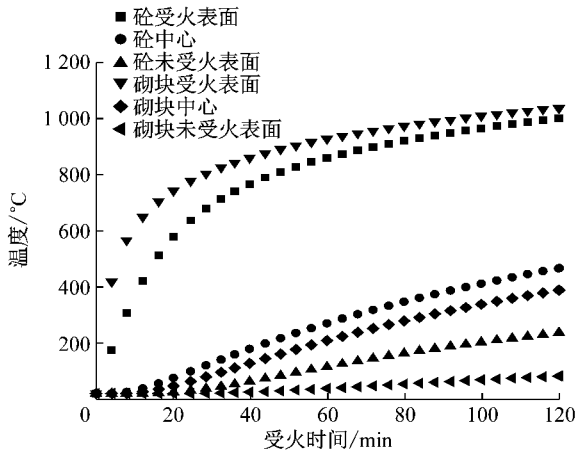


图 6 A 面或 B 面受火时节点温度-时间曲线

Fig. 6 Temperature-time curves of nodes when surface A or B is exposed to fire

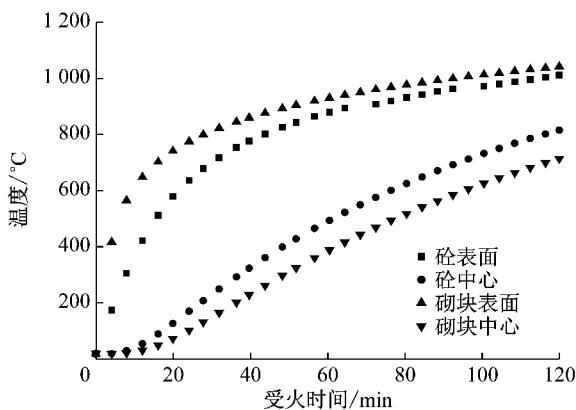


图 7 A 面和 B 面同时受火时节点温度-时间曲线

Fig. 7 Temperature-time curves of nodes when surface A and B are exposed to fire

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (7)$$

式中: ρ 和 c 分别是介质的密度和比热容; λ 是介质的热传导系数.

利用式 (7), 并考虑相应的初始条件和边界条件, 即可求解火灾过程中构件内部的温度历程.

2 剩余承载力模拟

以已知的高温后混凝土、钢筋和轻质砌块的力学性能为基础, 以上一节数值模拟得到的温度场为前提, 利用 ABAQUS 软件对密肋复合墙体框格单元在竖向荷载下剩余承载力作了数值模拟分析, 得到剩余承载力与受火时间的变化规律.

2.1 高温后材料的力学性能

2.1.1 高温后混凝土的力学性能

(1) 抗压强度

杨旭等^[12]给出了如下表达式:

$$f_{cT} = \begin{cases} 1.0 & 0^\circ\text{C} < T \leq 200^\circ\text{C} \\ 1.0 - 0.0015(T - 200) & 200^\circ\text{C} < T \leq 500^\circ\text{C} \\ 0.25 + 0.003(600 - T) & 500^\circ\text{C} < T \leq 600^\circ\text{C} \\ 0.25 - 7.5 \times 10^{-4}(T - 600) & 600^\circ\text{C} < T \leq 800^\circ\text{C} \end{cases} \quad (8)$$

式中: f_{cT} 为混凝土经历最高温度 T 后的抗压强度; f_c 为常温下混凝土的抗压强度; T 为混凝土经历的最高温度.

(2) 弹性模量

当骨料类型为石灰石骨料时, 汪训流^[13]提出了弹性模量与温度的关系式为

$$\frac{E_{cT}}{E_c} = \begin{cases} 1.027 - 1.335 \times 10^{-3} T & T \leq 200^\circ\text{C} \\ 1.335 - 3.371 \times 10^{-3} T + 2.382 \times 10^{-6} T^2 & 200^\circ\text{C} < T \leq 600^\circ\text{C} \end{cases} \quad (9)$$

式中: E_{cT} 为混凝土经历最高温度 T 后的弹性模量; E_c 为常温下混凝土的弹性模量; T 为混凝土经历的最高温度.

(3) 受压应力-应变曲线

杨旭等^[12]通过试验研究得到的受压应力-应变曲线表达式为

$$y = \begin{cases} 2x - x^2 & 0 < x \leq 1 \\ 1 - \frac{115(x-1)\epsilon_{0T}}{1 + 5.04 \times 10^{-3} T} & 1 < x \leq \epsilon_{uT}/\epsilon_{0T} \end{cases} \quad (10)$$

式中: $y = \sigma / f_{cT}$; $x = \epsilon / \epsilon_{0T}$; σ, ϵ 分别为应力和应变; ϵ_{0T} 为高温后混凝土的峰值应变; ϵ_{uT} 为高温后混凝土的极限应变.

$$\begin{cases} \epsilon_{0T} = \epsilon_0 (1.0 + 2.5 \times 10^{-3} T) \\ \epsilon_{uT} = \epsilon_u (1.0 + 3.5 \times 10^{-3} T) \end{cases} \quad (11)$$

式中: ϵ_0 为常温下混凝土的峰值应变; ϵ_u 为常温下混凝土的极限应变.

2.1.2 高温后钢筋的力学性能

在实际情况下, 建筑结构受到火灾作用后, 钢筋同样会发生损伤, 钢筋火灾后力学性能^[14-15]的变化与很多因素有关, 如冷却方式、直径、种类等. 本文采用冷拔低碳钢丝, 其高温后的力学性能^[16]如下:

$$\begin{aligned} \sigma_{sT} / \sigma_s &= (99.838 - 0.0156T) \times 10^{-2} \\ &20^\circ\text{C} < T < 600^\circ\text{C} \\ \sigma_{sT} / \sigma_s &= (137.35 - 0.0754T) \times 10^{-2} \\ &600^\circ\text{C} \leq T \leq 900^\circ\text{C} \end{aligned} \quad (12)$$

式中: σ_{sT} 为高温后冷拔低碳钢丝的屈服强度; σ_s 为常温下冷拔低碳钢丝的屈服强度;

2.1.3 高温后轻质加气混凝土砌块力学性能

高温后轻质加气混凝土砌块的力学性能参见文献^[17].

(1) 抗压强度

$$\frac{f_{qT}}{f_q} = \begin{cases} 9.25 \times 10^{-4} T + 0.9815 & T \leq 100^\circ\text{C} \\ -1.37 \times 10^{-3} T + 1.211 & 100^\circ\text{C} < T \leq 300^\circ\text{C} \\ 0.8 & T > 300^\circ\text{C} \end{cases} \quad (13)$$

式中: f_q 为常温下轻质加气混凝土的抗压强度; f_{qT} 为经历最高温度 T 后轻质加气混凝土抗压强度.

(2) 弹性模量

$$\frac{E_{qT}}{E_q} = \begin{cases} 1 & T \leq 100^\circ\text{C} \\ -2.2 \times 10^{-3} T + 1.22 & 100^\circ\text{C} < T \leq 300^\circ\text{C} \\ -3.484 \times 10^{-4} T + 0.6645 & T > 300^\circ\text{C} \end{cases} \quad (14)$$

式中: E_q 为常温下轻质加气混凝土的弹性模量; E_{qT} 为经历最高温度 T 后轻质加气混凝土的弹性模量.

(3) 峰值应变

$$\frac{\epsilon_{qT}}{\epsilon_q} = 1.75 \times 10^{-3} T + 0.965 \quad (15)$$

式中: ϵ_q 为常温下轻质加气混凝土的峰值应变; ϵ_{qT} 为经历最高温度 T 后轻质加气混凝土峰值应变.

(4) 单轴应力-应变曲线

$$y = \begin{cases} 1.1726x - 0.1726x^2 & 0 \leq x \leq 1 \\ 38 - 24.8x - 12.2/x^2 & 1 < x \leq 1.05 \\ (1 - 1.2x)/(3.5 - 3.7x) & x > 1.05 \end{cases} \quad (16)$$

式中: $y = \sigma_T / f_{qT}$; $x = \frac{\epsilon_T}{\epsilon_{qT}}$; σ_T, ϵ_T 分别为高温后轻质加气混凝土砌块的应力和应变.

2.2 建立模型及结果分析

2.2.1 建立模型

混凝土和轻质砌块均采用三维六面体八节点缩减积分单元(C3D8R). 钢筋骨架采用两节点线性三维桁架单元(T3D2). 模型的网格划分如图 3 所示.

2.2.2 边界条件和加载方案

为了避免加载点区域的应力集中, 在模型中轴线的上下两端分别建立参考点 RF1 和 RF2. 将参考点 RF2 设置为固定端. 将参考点 RF1 设置为荷载加载点, 沿 Y 方向施加向下的位移. 位移量参考常温下框格单元的轴压试验, 取 8 mm. 将 1.2 节温度场结果对应的材料的力学性能施加于模型, 如图 8 所示.

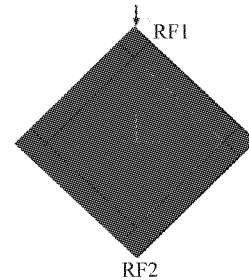


图 8 边界条件和施加荷载

Fig. 8 Boundary condition and application of load

2.2.3 结果分析

(1) 单面受火条件下的剩余承载力

经过计算, 单面受火时框格单元荷载-位移曲线随受火时间的变化如图 9 所示.

从图 9 可以看出, 受火后框格单元的极限荷载明显下降, 而且较早到达极限荷载. 极限荷载位置左移的原因: 单面受火时, 框格单元两侧出现不对称变形, 在受到荷载作用时, 不对称变形导致框格单元出现面外位移. 在达到极限荷载前, 曲线的斜率随受火时间的延长逐渐降低, 但降低幅度不大. 超过极限荷载后, 随受火时间延长, 下降段降低速率逐渐变缓. 在加载到破坏荷载后强度基本不再下降. 受火时间对框格单元剩余承载力 $(F(t)/F(0))$, $F(t)$ 为高温后框格单元承载力, $F(0)$ 为常温下框格单元承载力) 的影响如图 10 所示.

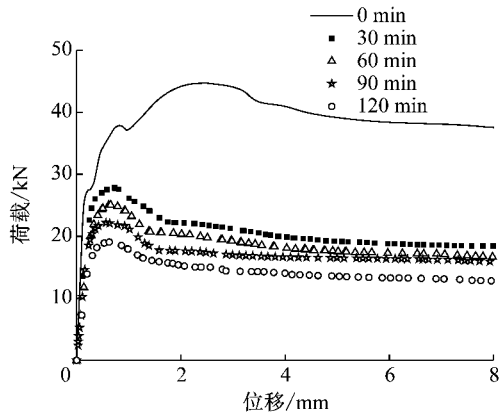


图 9 单面受火经历不同受火时间的荷载-位移曲线
Fig. 9 Load-displacement curves of one side at different fire durations

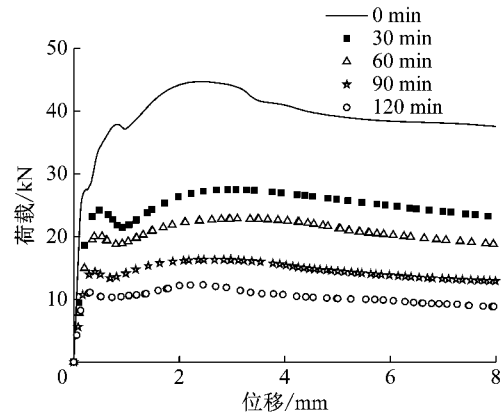


图 11 双面受火经历不同受火时间的荷载-位移曲线
Fig. 11 Load-displacement curves of double side at different fire durations

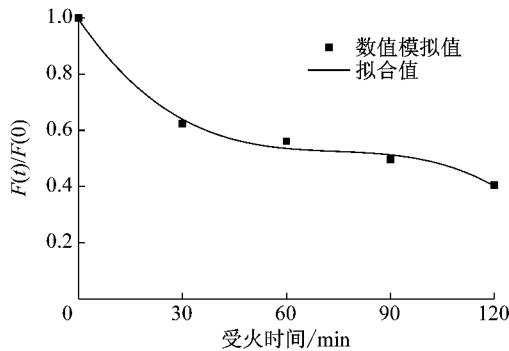


图 10 单面受火剩余承载力随受火时间的变化
Fig. 10 Residual bearing capacity of one side at different fire durations

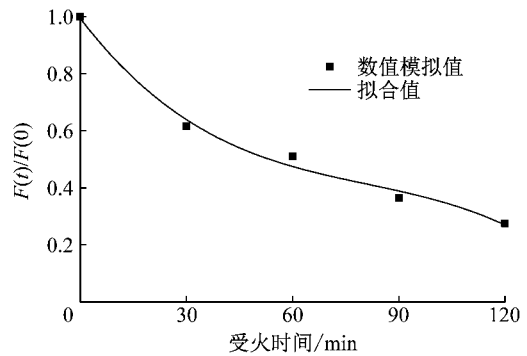


图 12 双面受火剩余承载力随受火时间的变化
Fig. 12 Residual bearing capacity of double side at different fire durations

随着受火时间的增加,框格单元剩余承载力下降的速率逐渐减小,主要是因为钢筋和轻质加气混凝土砌块对极限荷载的贡献较大.钢筋强度的恢复使框格单元刚度下降幅度较小.对剩余承载力与受火时间的关系进行回归处理,得到关系式为

$$\frac{F(t)}{F(0)} = 1 - 1.797 \times 10^{-2}t + 2.350 \times 10^{-4}t^2 - 1.055 \times 10^{-6}t^3 \quad (17)$$

$0 \text{ min} \leq t \leq 120 \text{ min}$

(2) 双面受火条件下的剩余承载力

双面受火时框格单元荷载-位移曲线随受火时间的变化如图 11 所示.从图 11 可以看出,高温后框格单元的极限荷载逐渐减小,且极限荷载位置右移.随着受火时间增加,框格单元刚度逐渐下降,荷载-位移曲线趋于扁平,但其曲线轮廓基本一致.超过极限荷载后,框格单元的承载力没有大幅度下降,主要是因为钢筋的存在增加了高温后框格单元的延性.

受火时间对框格单元剩余承载力影响如图 12 所示.

从图 12 可以看出,框格单元剩余承载力呈现缓慢下降趋势.受火 60 min 之内剩余承载力下降的速率比单面受火时小,超过 60 min 后其下降速率比单面受火时大,主要原因为高温后混凝土力学性能的劣化.剩余承载力与受火时间的关系可表示为如下:

$$\frac{F(t)}{F(0)} = 1 - 1.625 \times 10^{-2}t + 1.681 \times 10^{-4}t^2 - 6.914 \times 10^{-7}t^3 \quad (18)$$

$0 \text{ min} \leq t \leq 120 \text{ min}$

3 结论

根据各材料高温后的热工性能,对密肋复合墙体框格单元高温后承载力进行数值模拟,得到框格单元在单面和双面受火条件下剩余承载力计算表达式.结果表明,随着受火时间的增加,剩余承载力下降的速度是先快后慢.此外,单面受火的框格单元由于出现不对称变形,更易进入破坏状态,在实际工程中应加以重视.

参考文献:

- [1] 常鹏,张凯,李强军. 开洞对密肋复合墙体抗侧刚度的影响[J]. 华中科技大学学报, 2015, 43(11): 127.
CHANG Peng, ZHANG Kai, LI Qiangjun. Influence of openings on lateral stiffness of multi-ribbed composite walls [J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology, 2015, 43(11):127.
- [2] 郭猛,姚谦峰,袁泉,等. 框架-密肋复合墙体抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(3): 50.
GUO Meng, YAO Qianfeng, YUAN Quan, *et al.* Experimental research on seismic performance of frame-multi-grid composite walls[J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(3):50.
- [3] 汪训流,刘海涛,袁泉. 密肋复合板结构中各构件的耗能分配比例关系研究[J]. 工业建筑, 2015, 45(6): 72.
WAGN Xunliu, LIU Haitao, YUAN Quan. Researches on distribution proportions of energy related to member styles of multi-ribbed composite slab structures [J]. Industrial Construction, 2015, 45(6): 72.
- [4] 傅传国,刘玮,孔唯一,等. 基于升降温全曲线的钢筋混凝土梁温度场分析[J]. 山东建筑大学学报, 2015, 4(30):307.
FU Chuanguo, LIU Wei, KONG Weiyi, *et al.* The temperature field analysis of reinforced concrete beam based on heating and cooling whole curve [J]. Journal of Shandong Institute of Architecture and Engineering, 2015, 4(30):307.
- [5] 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. High temperature performance and calculation of reinforced concrete [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003.
- [6] British Standars Institution. Eurocode No. 2. Desige of concrete structures [S]. London: British Standards Institution, 1990.
- [7] LIE T T, IRWLN R J. Fire resistance of rectangular steel columns filled with concrete [J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(5):797.
- [8] 李引擎,马道贞,徐坚. 建筑结构防火设计计算与构造处理[M]. 北京:中国建筑工业出版社, 1991.
LI Yinqing, MA Daozhen, XU Jian. Fire prevention design calculation and construction treatment of building structure [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 1991.
- [9] 钱晓倩,郑立. 粉煤灰加气混凝土热膨胀系数研究[J]. 建筑节能, 1990(2): 1.
QIAN Xiaolian, ZHENG Li. Study on thermal expansion coefficient of fly ash aerated concrete [J]. Building Energy Efficiency, 1990(2): 1.
- [10] 韦延年,黎力. 加气混凝土砌块在墙体保温隔热工程中的应用[J]. 墙材革新与建筑节能, 2009, 9:38.
WEI Yannian, LI Li. Application of aerated concrete block in thermal insulation of wall [J]. Wall Material Innovation & Energy Saving in Buildings, 2009, 9:38.
- [11] 喻磊,张荫,岳亚锋,等. 钢筋混凝土框格单元结构力学性能试验研究[J]. 西安建筑科技大学学报, 2007, 39(3):314.
YU Lei, ZHANG Yin, YUE Yafeng, *et al.* Experiment on the mechanical behavior of the fundamental reinforced concrete frame structure [J]. Xi 'an University of Architecture & Technolog, 2007, 39(3):314.
- [12] 杨旭,陆洲导,余江滔,等. 基于纤维模型的火后钢筋混凝土框架构件性能模拟[J]. 结构工程师, 2014, 30(6):33.
YANG Xu, LU Zhoudao, YU Jiangtao, *et al.* Simulation of post-fire structural performance of reinforced concrete framesased on the fiber beam model[J]. Structural Engineers, 2014, 30(6):33.
- [13] 汪训流. 高温后钢筋混凝土柱受力性能的数值模拟[J]. 特种结构, 2015(2):5.
WANG Xunliu. Numerical simulation of the mechanical behavior of reinforced concrete columns after high temperature [J]. Special Structures, 2015(2):5.
- [14] 王孔藩,许清风,刘挺林. 高温下及高温冷却后钢筋力学性能的试验研究[J]. 施工技术, 2005, 8(34):3.
WANG Kongfan, XU Qingfeng, LIU Tinglin. Experimental research on mechanics performance of steel bar after high temperature and cooled down from high temperature [J]. Construction Technology, 2005, 8(34):3.
- [15] 周白露,宋瑞明. 高温下钢筋混凝土构件失稳研究[J]. 消防科学与技术, 2009, 9(28):631.
ZHOU Baixia, SONG Ruiming. Research on the reinforced concrete members instability at high temperature [J]. Fire Science and Technology, 2009, 9(28):631.
- [16] 沈容,凤凌云,戎凯. 高温(火灾)后钢筋力学性能的评估[J]. 四川建筑科学研究, 1991, 2:5.
SHEN Rong, FENG Lingyun, RONG Kai. Evaluation of mechanics performance of steel bars after high temperature [J]. Building Science Research of Sichuan, 1991, 2:5.
- [17] 张敬. 高温后密肋复合墙体框格单元剩余承载力研究[D]. 北京:北京交通大学, 2016.
ZHANG Jing. Study on residual bearing capacity of multi-ribbed composite wall cell after high temperature [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2016.