

平面钢框架非线性高温反应分析

Nonlinear Analyses of High-temperature Response for Plane Steel Frame

魏德敏, 涂正献

WEI De-min, TU Zheng-xian

(华南理工大学建筑学院, 广东广州 510640)

(College of Architecture & Civil Engineering, South China University of Technology, Guangzhou, Guangdong, 510640, China)

摘要: 采用 Euler-Bernoulli 梁单元, 考虑几何非线性和材料非线性以及温度沿截面高度的不均匀分布等因素, 推导火灾条件下平面钢框架非线性分析的增量变刚度法相关公式, 编制相应的计算程序, 并进行具体算例的计算分析. 算例计算结果与实验数据吻合.

关键词: 钢框架 高温响应 非线性分析

中图分类号: TU39 文献标识码: A 文章编号: 1005-9164(2006)02-0113-05

Abstract: Stiffness increment variation method is applied to analyze the nonlinear response of the plane steel frame subjected to fire. Euler-Bernoulli beam elements are adopted in theoretical analysis, and some effects, for example, the material nonlinearity, large displacement and non-uniform distribution of the temperature in the member are considered. The basic formula are obtained and the corresponding computational program is compiled. The computational results of the practical problems are agreement with the experimental data.

Key words: steel frame, high-temperature response, nonlinear analysis

钢结构有着强度高, 自重轻, 有良好的变形性能和抗震性, 施工周期短, 结构形式灵活等诸多优点, 在建筑业中应用越来越广泛, 特别是在超高层和大跨度建筑的建设中显示了强大的生命力. 但钢结构有个致命的缺点, 就是耐火性极差. 火灾条件下, 钢结构的承载能力会迅速降低, 在较短时间内可能达到极限状态以致破坏. 为了掌握和了解钢结构在火灾下的反应特性, 进行结构的抗火设计, 人们开展了一系列的试验研究和理论分析^[1,2].

由于试验条件和费用的限制, 大多结构的高温响应研究是在典型构件抗火试验基础上的数值模拟计算分析. 理论分析的主要方法有计算响应全过程的有限元法和计算极限状态的简化分析方法. 本文采用 Euler-Bernoulli 梁单元, 推导高温下平面钢框架非线性分析的增量变刚度法相关公式, 编制相应的有限元

计算程序, 通过具体算例的计算分析及相关实验结果的对比, 验证本文计算方法的适用性, 得到一些有意义的结论.

1 钢材的高温力学性能

温度变化时, 钢材的弹性模量 E_T 、屈服应力 f_{yT} 和热膨胀系数 α 与温度 T 有关. 通常, 为了简化计算, 将 α 取为常数, 即 $\alpha = 1.4 \times 10^{-5} \text{m}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$. 钢材的应力应变关系采用图 1 所示欧洲规范 (EUROCODE3) 给出的增量型模型^[3]:

$$d\sigma = E_T \cdot d\epsilon_\sigma \quad \epsilon_\sigma \leq \epsilon_{pT}; \quad (1a)$$

$$d\sigma = E_{iT} \cdot d\epsilon_\sigma \quad \epsilon_{pT} \leq \epsilon_\sigma \leq \epsilon_{yT}; \quad (1b)$$

$$d\sigma = 0 \quad \epsilon_{yT} \leq \epsilon_\sigma \leq \epsilon_{iT}; \quad (1c)$$

其中, $E_{iT} = \frac{b}{a} (\epsilon_{yT} - \epsilon_\sigma) (\alpha^2 - (\epsilon_{yT} - \epsilon_\sigma)^2)^{-1/2}$, 而

$$a = ((\epsilon_{yT} - \epsilon_{pT})(\epsilon_{yT} - \epsilon_{pT} + c/E_T))^{1/2},$$

$$b = [c(\epsilon_{yT} - \epsilon_{pT})E_T + c^2]^{1/2},$$

$$c = (f_{yT} - f_{pT})^2 / [(\epsilon_{yT} - \epsilon_{pT})E_T - 2(f_{yT} - f_{pT})]^{-1}.$$

f_{pT} 为温度 T 时钢材的比例极限; $\epsilon_{pT} = \frac{f_{pT}}{E_T}$; $\epsilon_{yT} =$

收稿日期: 2005-08-17

修回日期: 2006-04-26

作者简介: 魏德敏, (1955-), 女, 四川资中人, 教授, 博士, 主要从事土木工程防灾减灾研究工作.

0.02 为温度 T 时钢材的屈服应变; $\epsilon_{yT} = 0.15$ 为温度 T 时钢材对应屈服强度的最大应变; 图 1 中的 $\epsilon_{uT} = 0.20$ 为温度 T 时的钢材的极限应变。

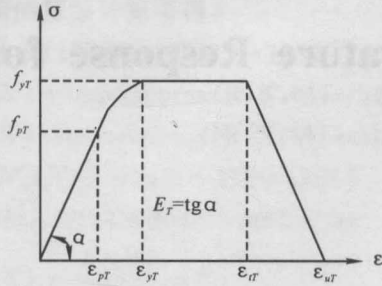


图 1 欧洲规范给出的应力应变关系

Fig. 1 Stress-strain relationship in EUROCODE3

表 1 为 EUROCODE3^[3] 给出的高温与常温下钢材的力学性能参数之间的关系, 其他温度情况下的折减系数可用内插法求得。

表 1 欧洲规范采用的钢材力学性能参数

Table 1 Mechanical parameters of steel material in EUROCODE3

钢材的温度 Temperature in steel material, (°C)	屈服强度折 减系数 f_{yT}/f_y Reduction factor for yield strength, f_{yT}/f_y	比例极限折 减系数 f_{pT}/f_y Reduction factor for proportional limit, f_{pT}/f_y	弹性模量折 减系数 E_T/E Reduction factor for elastic modulus E_T/E
20	1.000	1.000	1.000
100	1.000	1.000	1.000
200	1.000	0.807	0.900
300	1.000	0.613	0.800
400	1.000	0.420	0.700
500	0.780	0.360	0.600
600	0.470	0.180	0.310
700	0.230	0.075	0.130
800	0.110	0.050	0.090
900	0.060	0.0375	0.0675
1000	0.040	0.025	0.0450
1100	0.020	0.0125	0.0225
1200	0.000	0.000	0.000

对单向拉伸的梁单元, 与温度有关的增量应力应变关系可以线性化为:

$$\Delta\sigma = E_T(\Delta\epsilon - \Delta\tilde{\epsilon}_T) \quad (\text{弹性区}); \quad (2a)$$

$$\Delta\sigma = E_{yT}(\Delta\epsilon - \Delta\tilde{\epsilon}_T) + \Delta\tilde{\sigma} \quad (\text{弹塑性区}); \quad (2b)$$

式中,

$$\Delta\tilde{\epsilon}_T = (\alpha + \frac{d(1/E_T)}{dT}\sigma)\Delta T; \quad (3a)$$

$$\Delta\tilde{\sigma}_T = \frac{E_T \frac{df_{pT}}{dT}\Delta T}{H_T + E_T}, \epsilon_{pT} < |\epsilon_\sigma| < \epsilon_{yT}; \quad (3b)$$

$$\Delta\tilde{\sigma}_T = \frac{E_T \frac{df_{yT}}{dT}\Delta T}{H_T + E_T}, |\epsilon_\sigma| < \epsilon_{yT}; \quad (3c)$$

$$\text{而 } H'_T = \frac{\partial\bar{\sigma}}{\partial\bar{\epsilon}_p}, \bar{\sigma} = H(\int d\bar{\epsilon}_p, T).$$

2 基本方程

在形成单元刚度矩阵时, 为了考虑温度沿截面高度的非均匀分布, 将截面沿高度划分成若干层, 并假定在每一层内的温度、应力、应变是相同的, 然后沿长度积分, 求得单元刚度。所采用的计算假定有: (i) 平截面假定; (ii) 不考虑局部屈曲, 侧向扭转屈曲和剪切变形的影响; (iii) 沿构件截面温度是线性分布的; (iv) 材料的拉压力学特性相同。

根据变形体的虚位移原理, 可得:

$$\langle d\delta \rangle^T \langle \psi \rangle = \int \langle d\epsilon \rangle^T \langle \sigma \rangle dV - \langle d\delta \rangle^T \langle P \rangle = 0, \quad (4)$$

式中, $\langle \psi \rangle$ 表示内力和外力的矢量和, $\langle P \rangle$ 为荷载列阵, $\langle d\delta \rangle$ 和 $\langle d\epsilon \rangle$ 为虚位移与虚应变。

梁单元的结点位移为:

$$\langle \delta \rangle^e = \begin{Bmatrix} \delta_1 \\ \delta_2 \end{Bmatrix} = \{u_1 \quad v_1 \quad \theta_1 \quad u_2 \quad v_2 \quad \theta_2\}. \quad (5)$$

Euler-Bernoulli 梁单元的位移函数为:

$$u = [N_1] \langle \delta \rangle^e, v = [N_2] \langle \delta \rangle^e, \quad (6)$$

其中,

$$[N_1] = [1 - \frac{x}{l} \quad 0 \quad 0 \quad \frac{x}{l} \quad 0 \quad 0], \quad (7)$$

$$[N_2] = [0 \quad 1 - \frac{3x^2}{l^2} + \frac{2x^3}{l^3} \quad x - \frac{2x^2}{l} + \frac{x^3}{l^2} \quad 0 \quad \frac{3x^2}{l^2} - \frac{2x^3}{l^3} \quad -\frac{x^2}{l} + \frac{x^3}{l^2}]. \quad (8)$$

如果位移和应变的关系为非线性的, 由(6)式有:

$$\epsilon(x) = [\frac{dN_1}{dx}] \langle \delta \rangle^e - y [\frac{d^2N_2}{dx^2}] \langle \delta \rangle^e + \frac{1}{2} ([\frac{dN_2}{dx}] \langle \delta \rangle^e)^2, \quad (9)$$

则得到增量应变:

$$d\epsilon(x) = ([B_0] + [B_L(\delta)]) \langle d\delta \rangle^e = [\bar{B}] \langle d\delta \rangle^e, \quad (10)$$

其中,

$$[B_0] = [\frac{dN_1}{dx}] - y [\frac{d^2N_2}{dx^2}], [B_L] = [\frac{dN_2}{dx}] \langle \delta \rangle^e [\frac{dN_2}{dx}]. \quad (11)$$

将(10)式代入(4)式, 得到平衡方程:

$$\langle \psi \rangle = \int [\bar{B}]^T \sigma dV - \langle P \rangle = 0. \quad (12)$$

则由(12)式得到:

$$\langle d\psi \rangle = \int [d\bar{B}]^T \langle \sigma \rangle dV + \int [\bar{B}]^T \langle d\sigma \rangle dV. \quad (13)$$

将(2)式代入(13)式, 可以导出高温条件下的增量型

平衡方程:

$$[K_T]\{\Delta\delta\} = ([K_0] + [K_L] + [K_\sigma])\{\Delta\delta\} = \{\Delta P\} + \{\Delta R_\epsilon\} + \{\Delta R_\sigma\}, \quad (14)$$

其中, $[K_0]$ 为小位移线性刚度矩阵, $[K_L]$ 为大位移刚度矩阵, $[K_\sigma]$ 为初应力刚度矩阵.

$$\begin{aligned} [K_0] &= \int_V [B_0]^T E(T) [B_0] dV = \int_x \int_A E(T) \cdot \\ & dA \left[\frac{dN_1}{dx} \right]^T \left[\frac{dN_1}{dx} \right] dx - \int_x \int_A y E(T) \cdot \\ & dA \left[\frac{dN_1}{dx} \right]^T \left[\frac{d^2 N_2}{dx^2} \right] dx - \int_x \int_A y E(T) \cdot \\ & dA \left[\frac{d^2 N_2}{dx^2} \right]^T \left[\frac{dN_1}{dx} \right] dx + \int_x \int_A E(T) \cdot \\ & dA \left[\frac{d^2 N_2}{dx^2} \right]^T \left[\frac{d^2 N_2}{dx^2} \right] dx, \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} [K_L] &= \int_V ([B_0]^T E(T) [B_L] + [B_L]^T E(T) [B_0] \\ & + [B_L]^T E(T) [B_L]) dV = \\ & - \int_x \int_A E(T) dA \left[\frac{dN_1}{dx} \right]^T \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right] \{\delta\}^\epsilon \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right) dx - \\ & \int_x \int_A y E(T) dA \left[\frac{d^2 N_2}{dx^2} \right]^T \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right] \{\delta\}^\epsilon \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right) dx + \\ & \int_x \int_A E(T) dA \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right] \{\delta\}^\epsilon \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right)^T \left[\frac{dN_2}{dx} \right] dx - \\ & \int_x \int_A y E(T) dA \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right] \{\delta\}^\epsilon \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right)^T \left[\frac{d^2 N_2}{dx^2} \right] dx + \\ & \int_x \int_A y E(T) dA \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right] \{\delta\}^\epsilon \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right)^T \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right] \{\delta\}^\epsilon \cdot \right. \\ & \left. \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right) dx, \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} [K_\sigma] &= \int_V \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right]^T \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right) \sigma dV = \int_x \int_A \sigma \cdot \\ & dA \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right]^T \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right) dx. \end{aligned} \quad (17)$$

3 温度荷载

高温下增量荷载 $\{\Delta P\}$ 的求法与常温时相同, 若升温过程中荷载保持不变, 则 $\{\Delta P\} = 0$. 温度荷载包括热初应变荷载 $\{\Delta R_\epsilon\}^\epsilon$ 和热初应力荷载 $\{\Delta R_\sigma\}^\epsilon$ 的表达式分别为:

$$\begin{aligned} \{\Delta R_\epsilon\}^\epsilon &= \int_V [B]^T E(T) \Delta \bar{\epsilon}_T dV = \int_x \int_A E(T) \cdot \\ & \Delta \bar{\epsilon}_T dA \left[\frac{dN_1}{dx} \right] dx - \int_x \int_A y E(T) \cdot \\ & \Delta \bar{\epsilon}_T dA \left[\frac{d^2 N_2}{dx^2} \right] dx + \int_x \int_A E(T) \cdot \\ & \Delta \bar{\epsilon}_T dA \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right] \{\delta\}^\epsilon \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right) dx, \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} \{\Delta R_\sigma\}^\epsilon &= - \int_V [B]^T \Delta \bar{\sigma}_T dV = - \left(\int_x \int_A \Delta \bar{\sigma}_T \cdot \right. \\ & \left. dA \left[\frac{dN_1}{dx} \right] dx - \int_x \int_A y \Delta \bar{\sigma}_T dA \left[\frac{d^2 N_2}{dx^2} \right] dx + \right. \end{aligned}$$

$$\left. \int_x \int_A \Delta \bar{\sigma}_T dA \left(\left[\frac{dN_2}{dx} \right] \{\delta\}^\epsilon \left[\frac{dN_2}{dx} \right] \right) dx, \quad (19)$$

其中, $E(T)$ 为高温时的切线模量, 若材料处于弹性阶段, 则 $E(T) = E_T$, 若材料处于软化过渡阶段, $E(T) = E_{Tt}$, 若材料进入塑性阶段, 则 $E(T) = 0$.

由于 $E(T)$ 是随温度变化的, 而温度沿截面高度不均匀分布, 因此在梁的不同高度处, $E(T)$ 不相同, 即 $E(T)$ 是 y 的函数. 本文采用分层的方法对 $E(T)$ 进行数值积分, 即将梁沿高度方向划分成若干层 (见图 2). 假设每层的 $E(T)$ 为常数, 即该层中面处的切线模量值 $E_i(T)$, 有

$$\begin{aligned} \int_A E(T) dA &= \sum_{i=1}^m b_i h_i E_i(T); \\ \int_A y E(T) dA &= \sum_{i=1}^m y_i b_i h_i E_i(T); \\ \int_A y^2 E(T) dA &= \sum_{i=1}^m y_i^2 b_i h_i E_i(T). \end{aligned}$$

同理可得:

$$\begin{aligned} \int_A \sigma dA &= \sum_{i=1}^m b_i h_i \sigma_i; \\ \int_A E(T) \Delta \bar{\epsilon}_T dA &= \sum_{i=1}^m b_i h_i E_i(T) \Delta \bar{\epsilon}_{Ti}; \\ \int_A y E(T) \Delta \bar{\epsilon}_T dA &= \sum_{i=1}^m y_i b_i h_i E_i(T) \Delta \bar{\epsilon}_{Ti}; \\ \int_A \Delta \bar{\sigma}_T dA &= \sum_{i=1}^m b_i h_i \Delta \bar{\sigma}_{Ti}; \\ \int_A y \Delta \bar{\sigma}_T dA &= \sum_{i=1}^m y_i b_i h_i \Delta \bar{\sigma}_{Ti}. \end{aligned}$$

式中, b_i 和 y_i 为第 i 层中面处的宽度和纵坐标值, h_i 为第 i 层的层高, E_i 和 σ_i 分别为第 i 层中面处的切线模量和轴向应力, $\Delta \bar{\epsilon}_{Ti}$ 和 $\Delta \bar{\sigma}_{Ti}$ 分别为第 i 层中面处的热初应变 $\Delta \bar{\epsilon}_T$ 和热初应力 $\Delta \bar{\sigma}_T$.

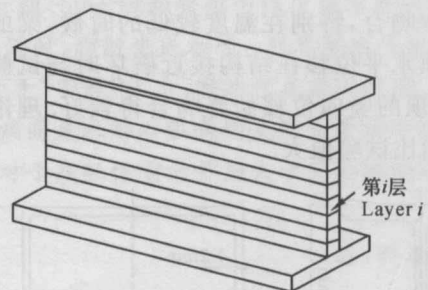


图 2 梁的分层模型

Fig. 2 Layered beam model

对刚度矩阵, 热初应力荷载以及热初应变荷载沿长度方向的积分均采用一维高斯积分来进行计算.

根据推导出的计算公式, 我们编制出相应的计算程序. 程序编制过程中将升温过程等效为一个增量加载过程, 然后采用增量法和牛顿-拉斐逊(N-R)法求解. 首先将结构的升温-变形过程划分为若干个平

衡状态,在某一状态下达到平衡时,将该状态下得到的位移、应力和应变等作为下一状态的初始值,然后升温至下一状态,修改在该温度下的弹性模量和屈服强度等材料参数,将温度内力增量等效为单元结点的外荷载增量,求出在该荷载增量作用下的初始位移增量,再用 N-R 法对该位移增量进行修正迭代,直到满足收敛条件,得出该平衡状态下的位移、应变和应力。然后再次升温,进入下一状态,如此循环进行下去,直至达到要求的温度或者结构破坏。

4 算例分析

该算例为两跨单层钢框架,框架的高度和跨度分别为 1400mm 和 1620mm,柱脚支座按固接设计,梁柱节点采用焊接连接,允许框架产生平面内侧移。为防止柱产生平面外的变形和扭转,避免发生平面外失稳,在柱顶和柱中部各加一道垂直于框架平面的侧向支撑。框架的材料为 Q235 钢,柱截面为 $100 \times 100 \times 4.2$ 的箱形截面,梁截面为 I 10 标准工字钢(见图 3)。柱常温时的屈服强度和弹性模量分别为 334.2MPa 和 2.18×10^5 MPa,梁常温时的屈服强度和弹性模量分别为 294.9MPa 和 2.03×10^5 MPa^[4]。框架的几何尺寸、防火层位置和加载方案如图 4 所示。荷载值为 $P = 30.0$ kN,约为常温下框架破坏荷载的 50%。

将试验测得的温度数据作为已知条件输入,将梁划分为 12 个单元,柱划分为 10 个单元,沿截面高度划分 20 层进行计算,得到梁的跨中挠度、柱顶水平位移和竖向位移反应。本文计算结果与文献[4]的试验数据的对比如图 5~8 所示。

从图 5~8 可以看出,本文计算值与文献[4]的试验结果基本吻合,特别在温度较低的时候,梁的跨中挠度和柱顶水平位移在结构接近破坏时与试验值相差较大,柱顶的竖向位移始终吻合得较好。理论计算的耐火时间比试验值大。

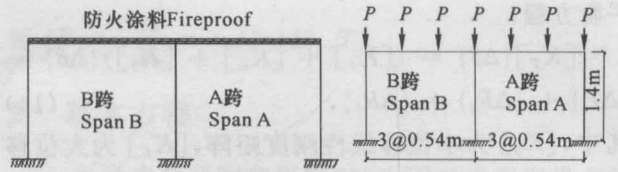


图 4 结构防火层位置和加载方案
Fig. 4 Locations of fireproof coating and loads

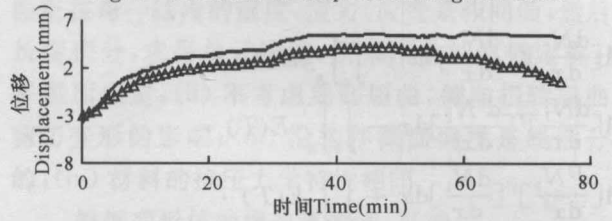


图 5 B 跨梁跨中竖向位移响应
Fig. 5 Midspan deflection response of beam of span B
—: 计算机, \triangle : 试验值
—: Computational results, \triangle : Test data

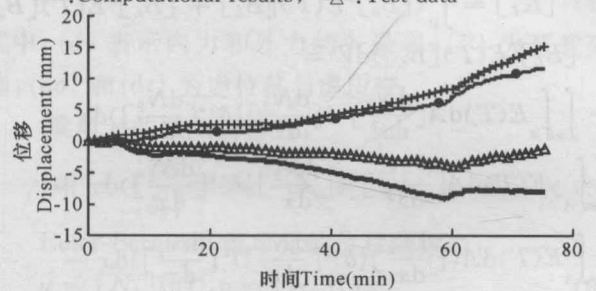


图 6 边柱柱顶水平位移响应
Fig. 6 Horizontal displacement responses on the top of edge columns
—: B 跨计算值, \triangle : B 跨试验值, \bullet : A 跨计算值, $+$: A 跨试验值
—: Computational results for span B, \triangle : Test data for span B, \bullet : Computational results for span A, $+$: Test data for span A

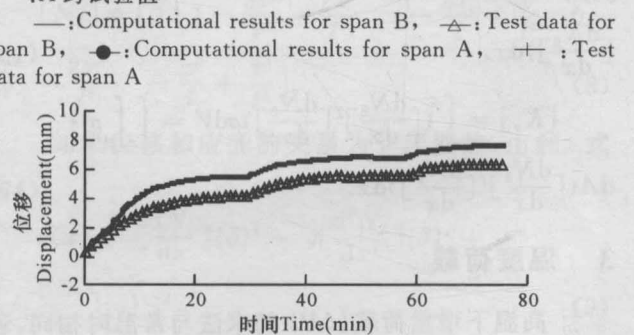


图 7 B 跨边柱柱顶竖向位移响应
Fig. 7 Vertical displacement response on edge-column top of span B
—: 计算值, \triangle : 试验值
—: Computational results, \triangle : Test data

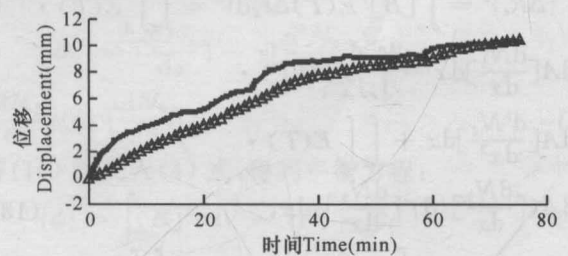
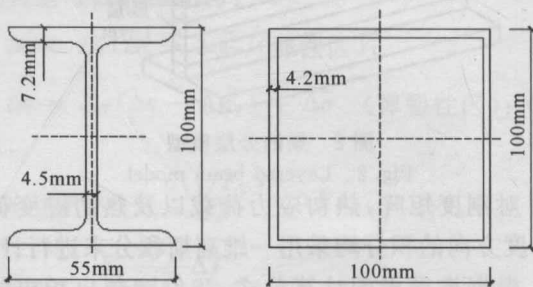


图 8 中柱柱顶竖向位移响应
Fig. 8 Vertical displacement response on the top of newel
—: 计算值, \triangle : 试验值
—: Computational results, \triangle : Test data



(a) 梁截面 (b) 柱截面
(a) Cross section of beams; (b) Cross section of columns
图 3 构件截面尺寸

Fig. 3 Section sizes of members

5 结束语

本文提出的方法对结构进行高温下的反应分析时,考虑了不同的材料本构模型,由此发现理论分析结果受材料模型的影响相当大,所得的结构破坏极限温度和耐火时间相差很大^[5].因此,在进行实际钢结构抗火设计时,应当首先对实际选用的钢材进行材料高温力学性能的试验研究.本文由于实验条件的限制,直接采用了欧洲规范给出的材料本构模型,只能作为工程设计的参考.

参考文献:

[1] 李国强,蒋首超,林桂祥. 钢结构抗火计算与设计[M].

北京:中国建工出版社,1999.

- [2] 涂正献,魏德敏. 钢框架结构的抗火计算分析方法[J]. 科技情报开发与经济,2004,14(12):193-196.
- [3] CEN(European Committee for Standardization). DAFT ENV 1993, Eurocode 3[S]. Design of Steel Structures, 1993.
- [4] 李国强,蒋首超. 钢框架抗火性能试验研究[C]. 上海:上海建筑科学研究院,1996.
- [5] 涂正献. 高温下平面钢框架的非线性反应分析[D]. 广州:华南理工大学,2005.

(责任编辑:邓大玉)

大麻受体拮抗剂有助于减肥

已经有越来越多的研究证实,肥胖与心血管疾病、糖尿病等非传染性慢性病关系密切.目前在20岁以上的美国成年人中,腹部肥胖的流行率高达46%;而英国国家饮食与营养调查结果显示:英国成人的腹部肥胖流行率高达27.5%.人体内的脂肪细胞通过分泌大量可作用于心血管系统的代谢、炎症及其他功能活动分子,直接增加了心血管疾病的风险.进入21世纪,心脏病在世界范围内的流行趋势日渐显现,寻找一种能针对各种潜在病因、改善多种心脏代谢性危险因素的安全而有效的治疗方法显得十分迫切.

法国赛诺菲—安万特医药研究机构的科学家通过20多年的研究发现,引起肥胖,特别是腹内脂肪沉积的一个重要原因是人体内源性大麻系统的过度兴奋.该系统是人体用于调节机体内环境及与进食行为的复杂的天然系统.存在于人体大脑、脂肪细胞、胃肠系统、肝脏以及肌肉中的一种名为大麻I型的受体可以调节内源性大麻系统的多种重要功能活动.

研究人员在2001年至2004年选取3045例肥胖症患者,病人随机接受安慰剂、利莫那班5mg或20mg,同时参试者减少热量摄入并增加运动量.1年后,利莫那班20mg组、5mg组和安慰剂组中体重减轻的人的比例分别为48.6%、26.1%和20%.脂肪细胞的大麻I型受体被激活时,脂肪生成加速.利莫那班作为世界上第一个选择性大麻I型受体拮抗剂可使脂肪细胞的大麻I型受体处于“安静”状态,因此它在减少腰围、减轻体重和改善代谢方面有明显的作用,有望成为一种新的降低心血管疾病高危人群心脏代谢危险因素的方法.但也有学者认为,该项成果的远期效果尚待进一步研究.生活方式干预对于减轻体重的作用大于药物减肥的效果,因此药物减肥应当慎重.

(据《科学时报》)