

火灾下约束钢柱受力性能实用分析方法(I) — 轴力作用下的约束钢柱

李国强^{1,2} 王培军^{1,3} Yong-Chang Wang⁴

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092; 2. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092;
3. 山东大学, 山东济南 250061; 4. University of Manchester, PO Box88, Manchester, M60 1QD)

摘要: 给出了确定轴压约束钢柱在火灾升温条件下屈曲温度和破坏温度的简化计算方法, 采用有限元方法、相关研究者的研究成果和试验结果对计算方法进行了验证。约束钢柱屈曲前, 随着温度升高, 轴力线性增加, 截面弯矩很小并保持不变, 采用无约束钢柱屈曲温度计算公式确定其屈曲温度, 钢柱轴力考虑轴向约束的影响; 约束钢柱屈曲后处于轴力和弯矩的共同作用下, 利用截面屈服条件表示的轴力-弯矩相关关系确定其破坏温度, 钢柱轴力取升温前初始轴力。本文方法计算结果与有限元分析结果和其他研究人员的研究成果吻合较好, 与试验结果的比较表明本文方法偏于安全。

关键词: 约束钢柱; 屈曲温度; 破坏温度; 数值分析; 设计方法

中图分类号: TU393.2 **文献标识码:** A

文章编号: 1000-131X (2010) 04-0016-07

Practical analysis method for restrained steel columns in fire (I) —restrained columns under axial compression load

Li Guoqiang^{1,2} Wang Peijun^{1,3} Yong-Chang Wang⁴

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

3. Shandong University, Ji'nan 250061, China; 4. University of Manchester, PO Box88, Manchester, M60 1QD)

Abstract: A simplified method is developed for calculating the buckling temperature and failure temperature of restrained steel columns under axial load in fire. Results from the proposed calculation method are compared with those from finite element method simulation, Neves's method and fire resistance tests. With the elevation of temperature, the axial force in the restrained column increases linearly and the bending moment remains small before buckling of the restrained column. The design equation for calculating the buckling temperature of unrestrained steel columns in fire is adopted for restrained steel columns by including the effect of axial restraint when calculating the axial force. After buckling, the restrained column is under the combined action of axial force and bending moment; the yield axial strength-plastic bending moment interaction curve of column section is adopted for calculating the failure temperature. The buckling temperature and failure temperature predicated by the simplified method agree well with those by ABAQUS and Neves's method, and are on the safe side when compared with the test results.

Keywords: restrained column; buckling temperature; failure temperature; numerical simulation; design method.

E-mail: tjwangpj@gmail.com

1 概 述

约束钢柱屈曲温度可通过弹性理论确定。钢柱屈曲时发生弯曲, 从而释放升温膨胀在钢柱中产生的

轴向变形, 钢柱轴力开始减小, 表现为钢柱轴力达到最大值, 对应的温度为约束钢柱的屈曲温度。Huang 和 Tan^[1] 根据朗金公式确定了同时具有轴向约束和转动约束钢柱的屈曲温度, Tan 和 Yuan^[2] 根据欧拉公式计算了温度沿纵向不均匀钢柱的屈曲温度。CTICM^[3] 给出了确定轴向约束钢柱屈曲温度的图表, 若已知钢柱的约束刚度比和轴力荷载比, 根据该图可简单地确定钢柱的屈曲温度。但上述研究者均未考虑火灾下

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(50738005); 国家自然科学基金基金创新群体项目(50621062)

作者简介: 李国强, 博士, 教授

收稿日期: 2008-10-28

约束钢柱的屈曲后性能。

确定约束钢柱的破坏温度需要考虑屈曲后性能。约束钢柱的破坏温度为当钢柱轴力恢复至升温前轴力时所对应的温度,因为初始值代表钢柱的设计功能。Huang 等^[1,4]将用于常温框架柱设计的朗金公式扩展到约束钢柱的抗火设计,其计算结果表明,轴向约束将减小钢柱的破坏温度,但 Huang 等^[1,4]的计算方法需对钢柱进行升温全过程分析。Neves 等^[5]给出确定轴力作用下约束钢柱破坏温度的简化计算方法,其方法是首先确定无约束钢柱的破坏温度,考虑轴向约束刚度比、轴力荷载比和钢柱长细比的影响,对无约束钢柱的破坏温度进行折减。

本文在对轴压约束钢柱在火灾升温下轴力和弯矩变化规律研究的基础上,给出了约束钢柱屈曲温度和破坏温度的简化计算方法,并利用验证的有限元模型^[6]、相关研究成果^[5]和试验结果对计算方法进行了验证。

2 火灾下约束钢柱受力性能

利用验证的有限元模型^[6],分析了如下钢柱在火灾升温条件下轴力和弯矩的变化规律:(1)长细比为80;(2)轴向约束刚度比为0.02;(3)轴力荷载比为0.1,0.2,0.3,0.4,0.5,0.6,0.7,0.8和0.9。ABAQUS有限元模型中,单元为B31梁单元,截面为H200×14×250×10,常温下钢材的屈服强度为235N/mm²,弹性模量为 2.05×10^5 N/mm²,升温条件下钢材的材料模型采用EN1993-1-2^[7]材料模型。分析结果如图1所示。

如图1(a)和图1(b)所示,钢柱屈曲前,轴力随温度升高而线性增加,跨中截面的弯矩基本不变,且很小。因此屈曲前约束钢柱可按轴心受力构件设计,但计算轴力时需考虑轴向约束的不利影响。

钢柱屈曲后,轴力开始减小,跨中截面弯矩突然增加,钢柱处于轴力和弯矩共同作用下,钢柱设计需考虑轴力和弯矩的相关关系。轴力-弯矩相关关系可采用钢柱屈曲承载力($N/N_{cr,T} + M/M_{p,T}$)表示,如图1(c)所示,也可采用截面屈服承载力($N/N_{u,T} + M/M_{p,T}$)表示,如图1(d)所示。 $N_{cr,T}$ 和 $N_{u,T}$ 分别为高温下钢柱屈曲轴力和截面屈服轴力, $M_{p,T}$ 为高温下截面塑性弯矩,均根据CECS200^[8]计算。由图1(c)可知,如采用屈曲承载力表示的轴力-弯矩相关关系,则钢柱破坏时, $N/N_{cr,T} + M/M_{p,T}$ 远远超过1.0;如采用屈服承载力表示的轴力-弯矩相关关系,则钢柱破坏时, $N/N_{u,T} + M/M_{p,T}$ 接近1.0,如图1(d)所示,说明约束钢柱破坏是由于截面到达了其屈服承载力。

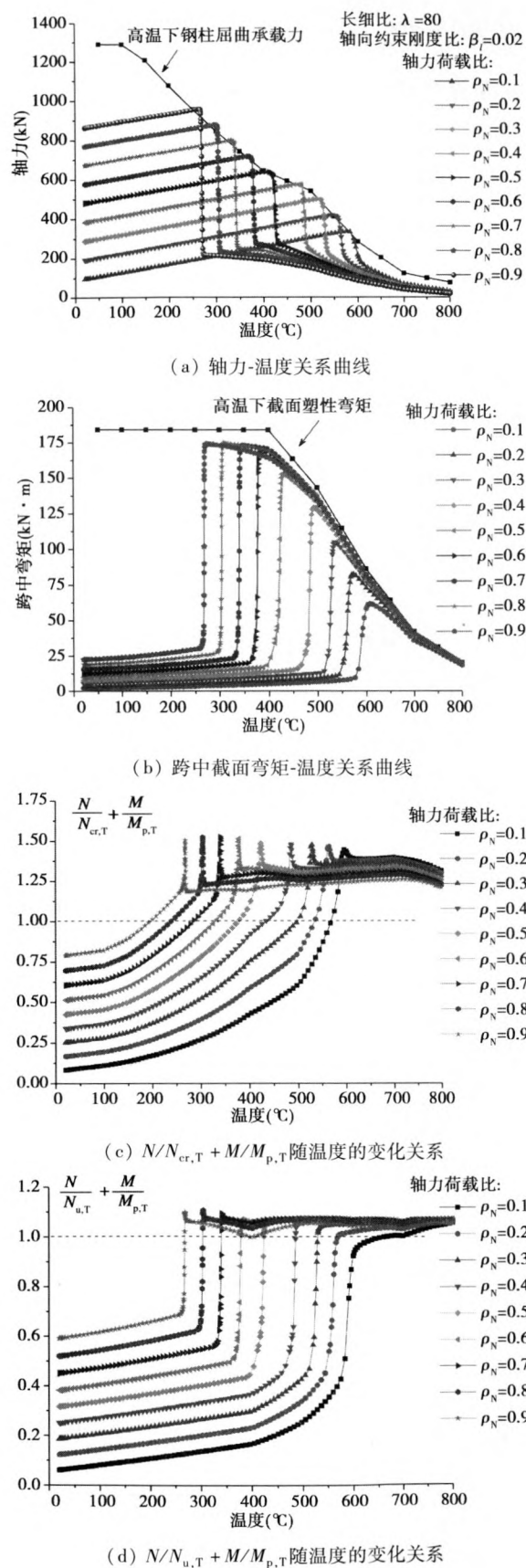


图1 火灾下约束钢柱受力性能

Fig. 1 Behaviors of restrained columns in fire

3 约束钢柱屈曲温度实用计算方法

3.1 屈曲温度计算公式

根据上文分析,采用无约束钢柱屈曲温度的计算公式确定约束钢柱的屈曲温度,即:

$$\frac{N}{N_{cr,T}} = 1.0 \quad (1)$$

式中, N 为约束钢柱的设计轴力,考虑轴向约束的影响。

$$N = P_0 + k_l u_s \quad (2)$$

式中, P_0 为钢柱的初始轴力, $N_{cr,T}$ 为温度 T 时钢柱屈曲承载力, k_l 为轴向约束刚度, u_s 为轴向约束的位移。约束钢柱屈曲前挠度很小,确定 u_s 和 u_c 时假设钢柱仍保持挺直。如图 2 所示,钢柱的轴向位移 u_c 和约束的轴向位移 u_s 应满足:

$$\begin{cases} u_s + u_c = \varepsilon_{th} L + \frac{P_0}{k_{c,0}} \\ k_l u_s = \Delta P \\ k_c u_c = P_0 + \Delta P \end{cases} \quad (3)$$

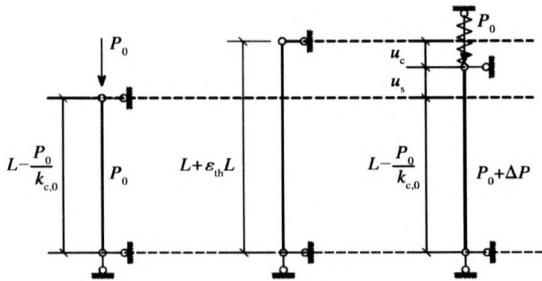


图 2 约束钢柱屈曲前变形

Fig. 2 Deformation of the restrained column before buckling

可得 u_s 的表达式为:

$$u_s = \frac{k_c}{k_l + k_c} \left(\varepsilon_{th} L - \frac{P_0}{k_c} + \frac{P_0}{k_{c,0}} \right) \quad (4)$$

式中, L 为钢柱的长度, ΔP 表示约束引起钢柱的轴力增量, ε_{th} 为钢材热应变,根据 CECS200^[8] 计算, $k_{c,0}$ 和 k_c 分别为钢柱常温下和高温下的轴向刚度

$$k_{c,0} = \frac{E_{20} A}{L}, k_c = \frac{E_T A}{L} \quad (5)$$

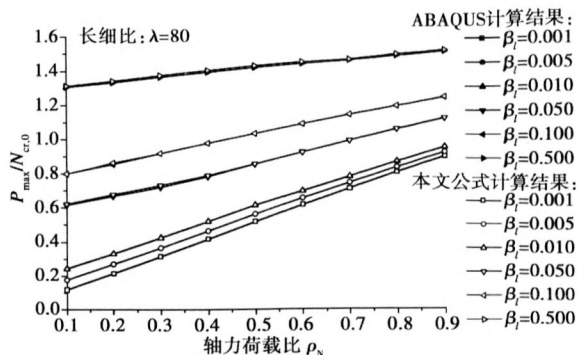
根据式(1)计算的约束钢柱屈曲温度 $T_{res,b}$ 应小于无约束钢柱的屈曲温度 $T_{free,f}$, 即:

$$T_{res,b} \leq T_{free,f} \quad (6)$$

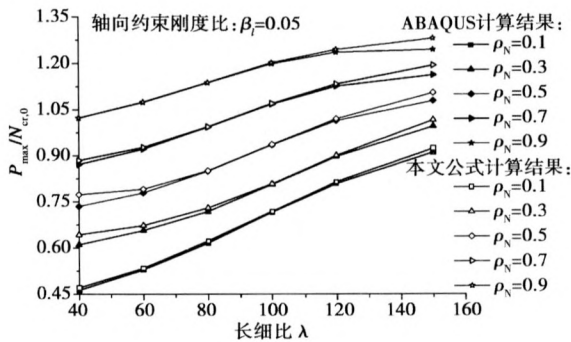
3.2 屈曲轴力计算公式的验证

约束钢柱屈曲温度计算公式(1)的正确性取决于约束钢柱轴力计算公式(2)和钢柱高温下屈曲承载力 $N_{cr,T}$ 计算结果的正确性。采用有限元分析方法和式(2)对表 1 所列约束钢柱屈曲轴力进行了计算,结果

如图 3 所示。



(a) 轴力荷载比对屈曲轴力的影响



(b) 长细比对屈曲轴力的影响

图 3 屈曲轴力计算公式的验证

Fig. 3 Verification of buckling force equation

表 1 验证屈曲轴力和屈曲温度计算公式的算例

Table 1 Calculations for verifying the buckling force and buckling temperature equation

参数	λ	β_l	ρ_N
轴向荷载的影响 ρ_N	80	0.001, 0.005, 0.01, 0.05, 0.1, 0.5	0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9
长细比的影响 λ	40, 60, 80, 100, 120, 150	0.05	0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 0.9

表 1 中, λ 为长细比, ρ_N 为轴力荷载比

$$\rho_N = \frac{P_0}{N_{cr,20}} \quad (7)$$

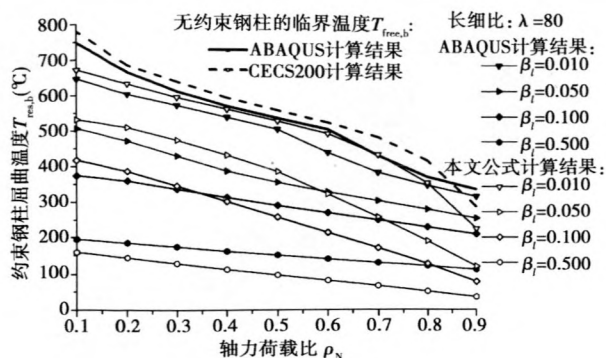
β_l 为约束刚度比

$$\beta_l = \frac{k_l}{k_{c,0}} \quad (8)$$

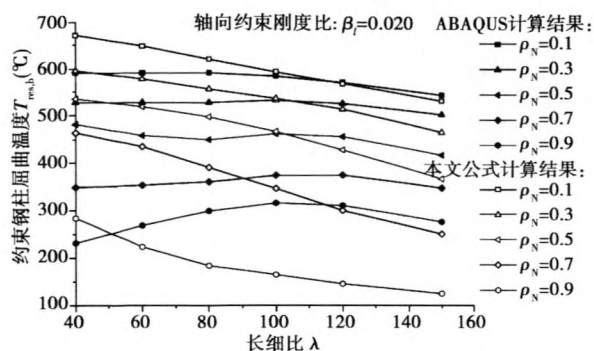
如图 3 所示,对长细比为 80 的钢柱,式(1)与有限元分析结果吻合很好。对于长细比为 40 和 150 的钢柱,式(1)给出的结果与有限元分析结果有差别,但相差很小,如图 3(b)所示。

3.3 屈曲温度计算公式的有限元验证

采用有限元方法和式(1)对表 1 所列钢柱的屈曲温度进行了计算,结果如图 4 所示。



(a) 轴力荷载比对屈曲温度的影响



(b) 长细比对屈曲温度的影响

图 4 屈曲温度计算公式的有限元验证

Fig. 4 Verification of buckling temperature equation by ABAQUS

如图 4(a) 所示,钢柱的轴向约束刚度比小于 0.01 时,式(1)给出的约束钢柱屈曲温度与有限元方法给出的屈曲温度基本吻合,但式(1)给出的屈曲温度稍高;钢柱的轴向约束刚度比大于 0.01 时,式(1)与有限元方法给出的约束钢柱屈曲温度差别增大,但两者仅相差 30℃。因此,对通常情况下的约束钢柱(轴向约束刚度比小于 0.10),式(1)具有足够的精度。

式(1)与有限元方法计算的屈曲温度之间的差别随着长细比和轴力荷载比的变化而变化,如图 4(b) 所示。对于长细比和轴力荷载比均较小的钢柱,两者差别较小,随着荷载比和长细比的增大,两者之间的差别增大。对轴力荷载比为 0.9 的约束钢柱,式(1)的计算结果约低于有限元分析结果近 100℃。但在通常情况下,钢柱的轴力荷载比在 0.7 左右(荷载比是构件火灾下的设计内力与构件常温下承载力的比值。火灾下的结构设计采用荷载标准值,而常温下的结构设计采用荷载设计值,因此构件的荷载比一般小于 0.7),在该荷载比下,式(1)与有限元分析结果基本一致。

3.4 屈曲温度计算公式的试验验证

王培军进行了一组约束钢柱抗火试验^[6]。试验钢柱为热轧 H 型钢 H200 × 100[#],长 3m,常温下钢材屈服强度为 215N/mm²,弹性模量 2.05 × 10⁵ N/mm²,两

端固结,初始轴力 P_0 为 100kN,绕弱轴弯曲,轴向约束刚度比分别为 0.0925 和 0.138。约束钢柱屈曲温度的试验结果和式(1)计算结果比较见表 2,计算结果小于试验结果,本文方法偏于安全。

表 2 屈曲温度试验结果与计算结果的比较

Table 2 Comparison of buckling temperatures between test and calculation

试验编号	屈曲温度 (°C)		误差
	计算结果	试验结果	
Test 01	467.8	535.0	-12.7%
Test02	427.2	502.8	-15.0%

4 约束钢柱破坏温度实用计算方法

4.1 破坏温度的计算公式

根据上文分析,约束钢柱破坏温度的计算公式为:

$$\frac{N}{N_{u,T}} + \frac{N \cdot w}{M_{p,T}} = 1.0 \quad (9)$$

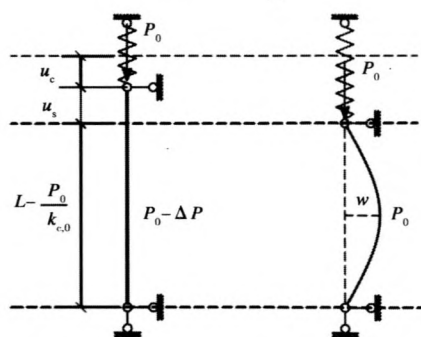
式中, N 为约束钢柱的设计轴力,根据约束钢柱破坏温度的定义(钢柱轴力恢复至初始轴力时的温度),取

$$N = P_0 \quad (10)$$

式中, $N_{u,T}$ 和 $M_{p,T}$ 分别为高温下截面屈服轴力和截面塑性弯矩, w 为钢柱跨中的挠度。

如图 5 所示,钢柱的轴向变形 u_c 与钢柱的挠度 w 满足

$$u_c = \xi \frac{w^2}{L} \quad (11)$$



约束钢柱屈曲前的变形 约束钢柱屈曲后变形

图 5 钢柱挠度与轴向约束位移之间的关系

Fig. 5 Relationship between displacement of the restraint and deflection of the column

式中, ξ 是与钢柱变形曲线形状有关的参数,如当钢柱的变形为抛物线时, $\xi = 8/3$ 。另外,钢柱的轴向变形 u_c 与轴向约束的位移 u_s 间的关系可通过(3)式计算,即:

$$u_s = u_c \frac{k_c}{k_l} \frac{\varepsilon_{th} L - \frac{P_0}{k_c} + \frac{P_0}{k_{c,0}}}{\varepsilon_{th} L + \frac{P_0}{k_l} + \frac{P_0}{k_{c,0}}} \quad (12)$$

根据式(11)和式(12),轴向约束的位移 u_s 与钢柱的挠度 w 满足

$$u_s = \alpha \frac{w^2}{L} \quad (13)$$

$$\alpha = \xi \frac{k_c}{k_l} \frac{\varepsilon_{th} L - \frac{P_0}{k_c} + \frac{P_0}{k_{c,0}}}{\varepsilon_{th} L + \frac{P_0}{k_l} + \frac{P_0}{k_{c,0}}} \quad (14)$$

钢柱的挠度 w 可表示为:

$$w = \sqrt{\frac{u_s L}{\alpha}} \quad (15)$$

由式(14)可知, α 是与 ξ , 初始轴力 P_0 , 轴向约束刚度 k_l , 常温钢柱的轴向刚度 $k_{c,0}$ 和高温下钢柱的轴向刚度 k_c , 钢柱的长细比 λ 等有关的参数, 即:

$$\alpha = \alpha(\rho_N, \beta_l, \lambda) \quad (16)$$

u_s 可通过式(4)计算。

通过数值拟合方法确定 α 的表达式, 计算的钢柱为:

- (1) 长细比: 40, 60, 80, 100, 120 和 150;
- (2) 轴力荷载比: 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8 和 0.9;
- (3) 轴向约束刚度比: 0.001, 0.002, 0.005, 0.01, 0.02, 0.05, 0.1, 0.2 和 0.5。

α 与 ρ_N, β_l 和 λ 的关系的计算结果如图 6 所示, 可见满足如下关系:

- (1) α 随 ρ_N 的增加线性增加;
- (2) α 随 β_l 的增加按二阶指数函数减小;
- (3) α 随 λ 的增加按一阶指数函数减小。

通过数值拟合, 可得 α 的表达式为:

$$\begin{aligned} \alpha &= c_{\rho_N} \cdot c_{\beta_l} \cdot c_{\lambda} \geq 2.5 \\ c_{\rho_N} &= 1.18\rho_N + 0.54 \\ c_{\beta_l} &= 45.96e^{-\frac{\beta_l}{23.07}} - 5.77e^{-\frac{\beta_l}{25.21}} - 38.85 \\ c_{\lambda} &= 18.42e^{-\frac{\lambda}{30.36}} + 2.11 \end{aligned} \quad (17)$$

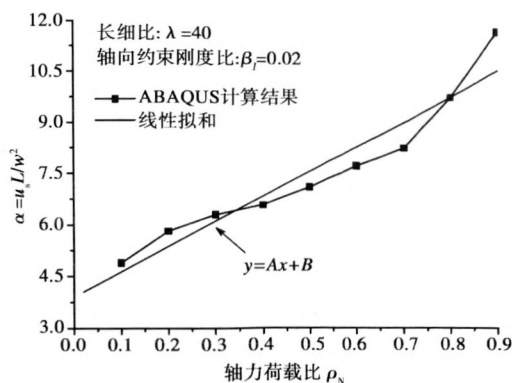
根据式(9)计算的破坏温度 $T_{res,f}$ 应不小于约束钢柱的屈曲温度 $T_{res,b}$, 并不大于无约束钢柱的屈曲温度 $T_{free,f}$, 即

$$T_{res,b} \leq T_{res,f} \leq T_{free,f} \quad (18)$$

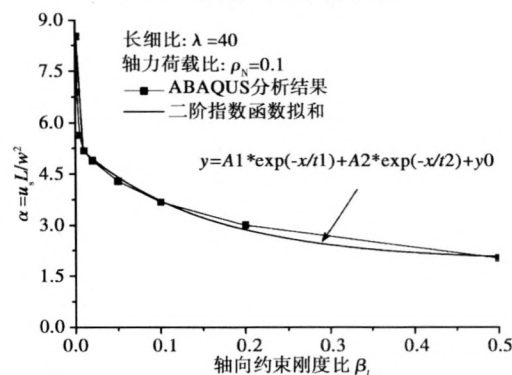
4.2 破坏温度计算公式的有限元验证

采用有限元方法和式(9)对表 3 所列钢柱的破坏温度进行了计算, 计算结果如图 7 所示。

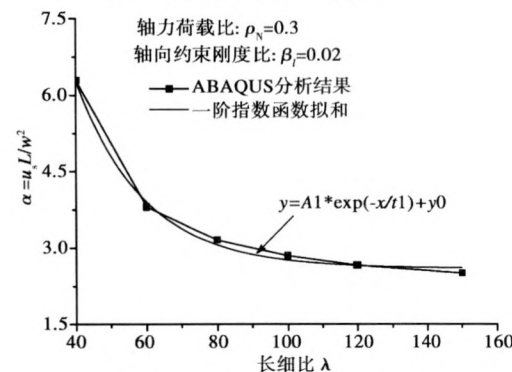
如图 7 所示, 对轴力荷载比小于 0.6 的约束钢柱, 式(9)给出的破坏温度稍高于有限元分析结果, 但两者相差小于 50℃。对荷载比大于 0.7 的钢柱, 当轴向约束刚度比小于 0.05 时, 式(9)与有限元分析结果也



(a) α 与轴力荷载比 ρ_N 的关系



(b) α 与轴向约束刚度比 β_l 的关系



(c) α 与长细比 λ 的关系

图 6 α 与 ρ_N, β_l, λ 的关系

Fig. 6 Relationship between α and ρ_N, β_l, λ

表 3 ABAQUS 验证破坏温度计算公式算例
Table 3 Calculations for verifying failure temperature equation by ABAQUS

参数	λ	β_l	ρ_N
轴向荷载的 影响 ρ_N	80	0.010, 0.050, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.100, 0.500	0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9
长细比的 影响 λ	40, 60, 80, 100, 120, 150	0.020	0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 0.9

吻合较好, 如图 7(a) 所示; 当轴向约束刚度比大于 0.1 时, 本文方法计算结果与有限元分析结果差别较大。如图 7(a) 中轴力荷载比为 0.9, 轴向约束刚度比为 0.1 的钢柱, 式(9)给出的破坏温度为 100℃, 但有限元方

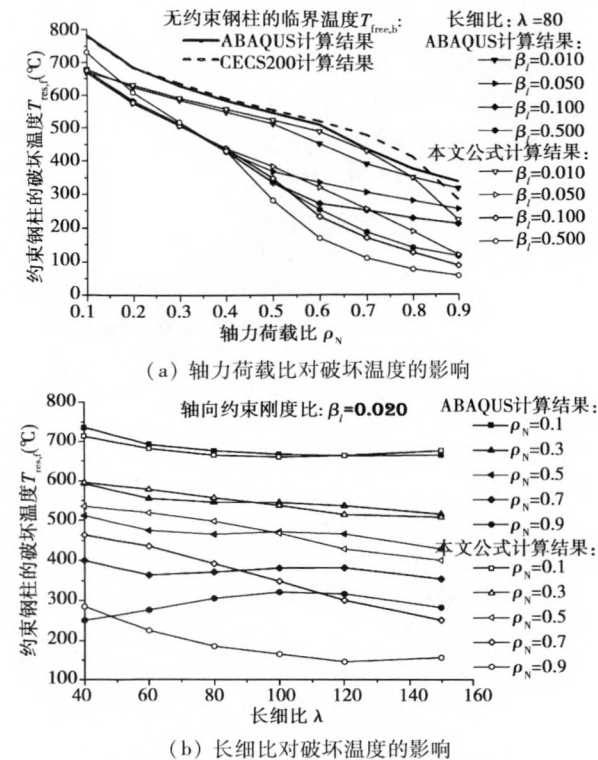


图 7 破坏温度计算公式的有限元验证

Fig. 7 Verification of failure temperature equation by ABAQUS

法给出的破坏温度则为 220℃。一方面本文给出破坏温度偏于安全,另一方面,实际结构中,框架柱荷载比很少达到 0.9,一般多在 0.4~0.7,因此式(9)足够准确。对于其他长细比的钢柱,当轴力荷载比小于 0.7 时,式(9)与有限元分析结果也吻合较好,如图 7(b)所示。

4.3 Neves 等的公式对破坏温度计算公式的验证

Neves 等^[5]给出了确定轴力作用下约束钢柱破坏温度的简化计算公式。有限元方法,Neves 等^[5]的公式以及式(9)对表 4 所列钢柱破坏温度的计算结果如图 8 所示。

表 4 Neves 等的方法验证破坏温度计算公式的算例
Table 4 Calculations for verifying failure temperature equation by the equation of Neves et al.

参数	λ	β_l	ρ_N
轴向荷载的影响 ρ_N	80	0.002, 0.020, 0.200	0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9
长细比的影响 λ	40, 60, 80, 100, 120, 150	0.020	0.3, 0.5, 0.7

对长细比为 80 和荷载比小于 0.6 的约束钢柱,式(9)与有限元分析和 Neves 等^[12]给出的破坏温度基本一致,如图 8(a)所示,三者之间的温度之差小于 50℃。对于其他长细比的钢柱,当轴力荷载比小于 0.3 时,式(9)与有限元分析和 Neves 等^[12]方法的计算结果仍然吻合较好。但对于轴力荷载比大于 0.5 的钢柱,本文方法与 Neves 等^[5]的方法以及有限元方法的

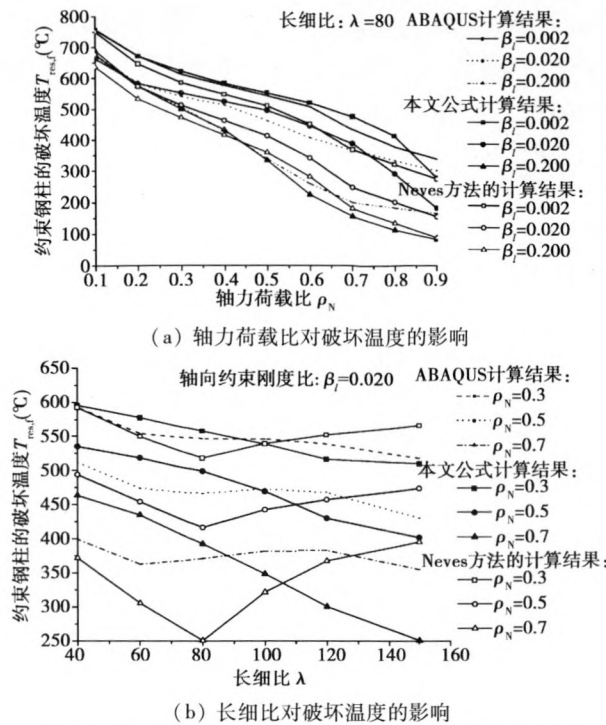


图 8 Neves 等的公式对破坏温度计算公式的验证

Fig. 8 Verification of failure temperature equation by the equation of Neves et al.

差别较大,但如果以有限元方法的计算结果为基准,式(9)比 Neves 等^[5]的公式精度稍高,如图 8(b)所示。

4.4 破坏温度计算公式的试验验证

约束钢柱破坏温度的试验结果^[6]和式(9)计算结果比较见表 5,计算结果小于试验结果,本文方法偏于安全。

表 5 破坏温度试验结果与计算结果的比较

Table 5 Comparison of failure temperatures between test and calculation

试验编号	破坏温度 (°C)		误差
	计算结果	试验结果	
Test 01	469.4	549.7	-14.6%
Test 02	470.2	515.8	-8.5%

5 结 论

对轴压约束钢柱在火灾升温下轴力和截面弯矩变化规律分析的基础上,给出了确定其屈曲温度和破坏温度的简化计算公式,并用有限元方法、相关研究成果和试验结果对公式进行了验证。主要工作和结论如下:

(1) 给出了约束钢柱在轴力作用下屈曲温度与破坏温度的实用计算方法。钢柱屈曲前,轴力线性增加,跨中弯矩较小且基本保持不变,利用无约束钢柱

破坏温度的计算公式确定约束钢柱的屈曲温度,并考虑轴向约束对轴力的影响。钢柱屈曲后,处于轴力和弯矩的共同作用下,利用截面屈服条件表示的线性相关关系进行设计,取钢柱轴力为初始轴力;

(2) 本文方法计算结果与有限元分析结果比较表明,对通常情况下的约束钢柱(轴力荷载比小于 0.7,约束刚度比小于 0.10),本文方法与有限元分析结果吻合较好;与 Neves 等^[5]的计算方法相比,本文方法与 Neves 等^[5]方法有相同的精度;与试验结果相比,本文方法给出的约束钢柱屈曲温度和破坏温度小于试验结果,结果偏于安全。

参 考 文 献

- [1] Huang Z F, Tan K H. Rankine approach for fire resistance of axially-and-flexurally restrained steel columns [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2003, 59(12): 1553-1571
- [2] Tan K H, Yuan W F. Buckling of elastically restrained steel columns under longitudinal non-uniform temperature distribution[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2008, 64(1): 51-61
- [3] CTICM. Méthode de prévision par le calcul du comportement au feu des structures en acier [J]. Document Technique Unifié, Construction Métallique, 1982, 3(1): 12-35
- [4] Huang Z F, Tan K H. Analytical fire resistance of axially restrained steel columns [J]. Journal of Structural Engineering, 2003, 129(11): 1531-1537
- [5] Neves I C, Valente J C, Rodrigues J P C. Thermal restraint and fire resistance of columns [J]. Fire Safety Journal, 2002, 37(8): 753-771
- [6] 王培军. 约束钢柱抗火性能试验与理论研究[D]. 上海: 同济大学, 2008 (Wang Peijun. Experimental and theoretical study on behaviors of restrained steel columns in fire [D]. Shanghai: Tongji University, 2008 (in Chinese))
- [7] EN1993-1-2 Eurocode3: design of steel structures Part 1.2: general rules-structural fire design [S]. Brussels: Commission of European Communities, 2005
- [8] CECS 200—2006 建筑钢结构防火技术规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2006 (CECS 200—2006 Technique code for fire safety of steel structure in buildings [S]. Beijing: China Planning Press, 2006 (in Chinese))

李国强(1963—),男,博士,教授。主要从事多高层钢结构和钢结构抗火设计与理论研究。

王培军(1976—),男,博士,讲师。主要从事钢结构抗火设计与理论研究。

Yong-Chang Wang(1964—),男,博士,教授。主要从事钢结构抗火设计与理论研究。