

doi:10.11835/j.issn.2096-6717.2019.009



考虑蠕变效应的钢柱高温承载力计算方法

王卫永¹, 王芳²

(1. 重庆大学 土木工程学院, 重庆 400045; 2. 海口经济学院 雅和人居工程学院, 海口 571127)

摘要: 高温蠕变对火灾下钢构件的内力和变形影响较大, 现行《建筑钢结构防火技术规范》(GB 51249—2017) 中未考虑蠕变对钢柱高温承载力的影响。采用 ANSYS 软件分析考虑蠕变后钢柱在高温下的受力性能, 并与钢柱的抗火试验进行对比, 发现考虑蠕变的钢柱有限元模拟结果与试验数据吻合更好。利用验证的有限元模型进行参数分析, 结果表明: 考虑蠕变效应后, 钢柱的高温承载力受初始缺陷(残余应力、初弯曲、初偏心)、弯曲方向、荷载比、长细比、升温速率的影响较大, 受截面形式和钢材屈服强度的影响较小。给出了考虑蠕变效应后计算钢柱高温承载力的简化方法。

关键词: 蠕变; 钢柱; 计算方法; 抗火; 承载力

中图分类号: TU392.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(2019)01-0070-10

Determination of load bearing capacity of steel columns at elevated temperature considering creep effect

Wang Weiyong¹, Wang Fang²

(1. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, P. R. China;

2. Yaha School of Built Environment, Haikou University of Economics, Haikou 571127, P. R. China)

Abstract: The creep deformations developed in steel significantly affect the deformation and bearing capacity of steel structures in fire. However, such creep effect was not considered in fire-resistance calculation method of steel columns in current specification of *Code for Fire Safety of Steel Structures in Buildings* (GB 51249-2017). Load bearing capacity of steel columns at elevated temperature after considering creep effect was analyzed by ANSYS soft package. A comparative study is performed in this paper to compare the finite element results with measured data obtained from fire test, and it is found that the numerical results and measurements show good agreement when considering the creep effect. Subsequently, the validated model was used for parametric studies. It is shown that the initial imperfection (i. e., residual stress, geometric imperfection, and load eccentricity), bend direction, load ratio, slenderness ratio and heating rate have a significant influence on the load bearing capacity of steel columns when considering high temperature creep. In contrast, the load bearing capacity of steel columns is less sensitive to the section shape and yield strength of steel. A simple design method is proposed to calculate the load bearing capacity of steel columns at elevated temperature.

Keywords: creep effect; steel column; calculation method; fire resistance; load bearing capacity

收稿日期: 2018-08-30

基金项目: 国家自然科学基金(51678090)

作者简介: 王卫永(1982-), 男, 教授, 博士, 主要从事结构抗火性能研究, E-mail: wywang@cqu.edu.cn.

Received: 2018-08-30

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (No. 51678090)

Author brief: Wang Weiyong(1982-), professor, PhD, main research interest: fire resistance of structures, E-mail: wywang@cqu.edu.cn.

结构的抗火性能影响结构的火灾安全。火灾下钢柱的受力性能研究已积累了大量研究成果^[1-5],并写入结构设计规范。研究发现,当温度超过钢材熔点的 33% 时,高温蠕变对钢构件内力和变形造成较大影响^[6]。《建筑钢结构防火技术规范》(GB 51249—2017)^[7]给出的钢柱高温承载力计算公式没有考虑蠕变影响。近年来,有学者重视钢材高温蠕变对结构抗火性能的影响,并开展了相关研究。Morovat 等^[8]发现钢柱的高温屈曲荷载与长细比、温度以及荷载作用时间有关;恒定荷载和温度作用下,钢柱的挠曲位移与时间呈递增函数关系,并定义了蠕变屈曲的概念。有学者曾采用试验方法对钢材的高温蠕变性能进行了研究,发现升温速率大于等于 5 °C/min,温度小于等于 600 °C 时,可以不单独考虑蠕变对结构抗火性能的影响,将蠕变的影响包含在钢材的应力-应变关系中,欧洲规范^[9]中采用了该研究成果,然而,钢材在实际火灾中的升温速率和温度可能不在上述范围内^[10]。Wang 等^[11-12]通过试验测得不同温度和应力水平下 Q345 钢和 Q460 钢的蠕变变形,试验结果对比发现,当应力较小时,第 2 阶段蠕变对钢构件抗火性能影响较大;拟合试验结果得到了 Norton 蠕变模型参数。已有的钢材高温蠕变试验结果为分析结构抗火时考虑蠕变的影响提供了重要的基础。王卫永等^[13-16]考虑蠕变后分析了钢梁的抗火性能,并给出了考虑蠕变影响后钢梁的承载力计算方法。王芳等^[15]考虑蠕变影响后分析了 Q460 钢柱的抗火性能,在分析结构变形和受力性能时引入了钢材蠕变的影响,但没有进一步提出考虑蠕变效应后构件高温承载力的计算方法。

笔者采用 ANSYS 软件建立钢柱分析模型,考虑钢材的高温蠕变,分析钢柱在高温下的受力性能,通过试验数据对模型进行了验证,利用验证的有限元模型进行了大量的参数分析,结果表明,考虑蠕变效应后钢柱的高温承载力受初始缺陷(残余应力、初弯曲、初偏心)、弯曲方向、荷载比、长细比、升温速率的影响较大,受截面形式和屈服强度的影响较小。在参数分析的基础上,给出了考虑蠕变效应后钢柱高温承载力简化计算方法。

1 规范计算方法

目前,欧洲和中国规范中钢柱高温承载力的计算公式仅考虑温度因素,没有考虑升温过程,即忽略了蠕变因素的影响。

1.1 欧洲规范 EC3 Part 1.2

欧洲规范 EC3 Part 1.2^[9]给出了钢柱的高温承

载力计算公式

$$N = \frac{\varphi_T A f_{yT}}{\gamma_R} \quad (1)$$

式中: N 为钢柱高温下承载力; φ_T 为钢柱高温下稳定系数; A 为钢柱的横截面面积; f_{yT} 为钢材高温下屈服强度; γ_R 为钢柱高温下抗力分项系数,取 1.0。

钢柱高温下稳定性系数 φ_T 的计算公式为

$$\varphi_T = \frac{1}{(\phi_T + \sqrt{\phi_T^2 - \bar{\lambda}_T^2})} \quad (2)$$

$$\phi_T = 0.5(1 + \alpha \bar{\lambda}_T + \bar{\lambda}_T^2) \quad (3)$$

式中: α 为影响系数,取值为 $0.65\sqrt{235/f_y}$; $\bar{\lambda}_T$ 为钢柱高温下无量纲长细比,按式(4)确定。

$$\bar{\lambda}_T = \bar{\lambda} \left(\frac{\eta_{y,T}}{\eta_{E,T}} \right)^{0.5} \quad (4)$$

式中: $\eta_{y,T}$ 为钢材高温下屈服强度降低系数; $\eta_{E,T}$ 为钢材高温下弹性模量降低系数; $\bar{\lambda}$ 为钢柱常温下无量纲长细比,按式(5)确定。

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_p} = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (5)$$

式中: λ 为钢柱长细比; λ_p 为界限长细比; f_y 为钢材常温下屈服强度; E 为钢材常温下弹性模量。

1.2 中国规范 GB 51249—2017

《建筑钢结构防火技术规范》(GB 51249—2017)^[7]给出了钢柱高温下承载力计算公式。

$$N = \varphi_T A f_{yT} \quad (6)$$

$$\varphi_T = \alpha_c \varphi \quad (7)$$

式中: α_c 为钢柱高温下稳定验算参数; φ 为钢柱常温下稳定系数,按《钢结构设计规范》(GB 50017—2017)确定。

已有研究中很多结构抗火分析忽略了蠕变的影响,主要原因有 3 个:一是蠕变模型复杂且通用性差,不同的钢材表现出不同的蠕变特性;二是结构发生火灾的时间过程相对较短,认为蠕变的影响不大;三是结构抗火模拟时采用的应力-应变关系曲线包含了蠕变的影响。

2 有限元模型和试验验证

研究考虑蠕变的结构抗火性能时,可以采用试验方法,也可以采用有限元模拟方法。试验方法耗费大、周期长,数值模拟方法则灵活简便,但模型的可靠性要经过验证。模拟考虑蠕变的钢结构抗火性能时,关键问题是蠕变模型的选择。研究表明^[17],蠕变对结构抗火性能影响较大,且获得钢材高温应力-应变关系曲线时持续时间较短,蠕变的影响不明显,而火灾温度较高或持续时间较长时,蠕变的影响

不可忽略。笔者采用基于蠕变试验数据的蠕变模型,考虑钢材类型的修正,系统分析了蠕变对钢柱变形和承载力的影响。

2.1 有限元模型

采用 ANSYS 软件分析考虑蠕变后钢柱高温下的受力性能。单元类型为 SHELL181,高温下钢材应力-应变关系采用 EC3 中提供的模型,热膨胀系数取 1.2×10^{-5} ,泊松比取 0.3,蠕变模型取 ANSYS 内置第 10 个蠕变方程 Norton 模型。

根据文献[18]的研究成果对不同钢材的蠕变模型进行修正,基于 Wang 等^[11]拟合的 Q345 钢材的 Norton 蠕变模型参数,得到

$$\dot{\epsilon}_{cr} = c_1 \sigma^{c_2} e^{-c_3/T} \quad (8)$$

式中: $\dot{\epsilon}_{cr}$ 为蠕变应变率, s^{-1} ; σ 为应力,Pa; T 为温度,K; $c_1 = c_0 (345/f_y)^{c_2}$ 、 $c_2 = 2.1$ 、 $c_3 = 10\ 660$; $c_0 =$

$4.090\ 2 \times 10^{-17}$ 。

2.2 试验验证

LABEIN 实验室^[19]对偏心距为 5 mm 的钢柱进行受压试验和耐火试验,试件两端安装刀铰支座实现单向偏心受压,耐火试验采用恒载升温的方式,试件的升温通过电炉提供不同的升温速率。试验中测量了钢柱试件的轴向变形和高度中央的水平挠度,即挠曲位移。由于升温速率较低($5\ ^\circ\text{C}/\text{min}$),升温时间持续较长,蠕变对试件变形的影响较大,均包含在测量的位移中。选取 4 根常温试件和 2 根高温试件进行有限元模型验证。钢柱试件的实测屈服强度 f_y 、弹性模量 E 、几何尺寸(长度 L 、截面高度 H 、截面宽度 B 、翼缘厚度 t_f 、腹板厚度 t_w)、临界荷载 N 、临界温度 T_{cr} 如表 1 所示,残余应力分布模式如图 1(残余应力幅值 $a=0.1$)所示。

表 1 试验试件的参数

Table 1 Parameters of the experimental tests

试件	f_y/MPa	E/GPa	L/mm	H/mm	B/mm	t_w/mm	t_f/mm	N/kN	$T_{cr}/^\circ\text{C}$
AL1	285	205.8	513	99.20	101.90	6.10	7.80	537	20
CL1	298	205.8	513	99.07	101.78	6.43	7.80	110	694
AL3	285	205.8	1270	99.08	101.95	5.97	7.67	490	20
SL43	281	205.8	2021	98.89	101.84	5.80	7.57	366	20
AL6	285	205.8	3510	99.08	101.99	5.79	7.66	176	20
DL6	289	205.8	3510	99.17	101.68	5.73	7.60	11.5	727

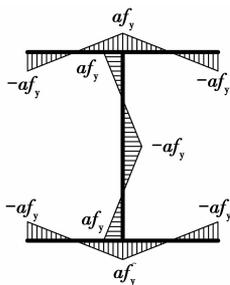
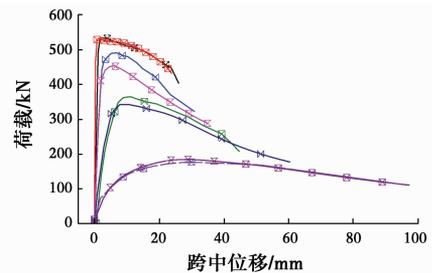


图 1 残余应力分布模式

Fig. 1 Distribution of residual stresses

有限元分析得到常温试件(AL1、AL3、SL43 和 AL6)的荷载-位移曲线,与试验结果进行对比如图 2 所示。对比发现,有限元分析得到柱的高度中央侧向位移的变化趋势与试验一致,临界荷载基本重合,证明了有限元模型的可靠性。

利用验证过的有限元模型对高温试件(CL1 和 DL6)进行模拟,进而分析蠕变对钢柱高温下承载力的影响。试验中试件的加热速率为 $5\ ^\circ\text{C}/\text{min}$,实测最大温差小于 $100\ ^\circ\text{C}$,表明试件沿截面和长度方向



注: — AL3-试验 — AL3-有限元 — SL43-试验
— SL43-有限元 — AL6-试验 — AL6-有限元
— AL1-试验 — AL1-有限元

图 2 有限元与试验结果对比

Fig. 2 Comparison between FEA and test results

的温度分布基本均匀。为了简化分析,有限元模型中试件的温度采用平均温度。高温蠕变对试件 CL1 和 DL6 轴向位移和挠曲位移的影响如图 3、图 4 所示。对比发现,相对不考虑蠕变效应的钢柱,考虑蠕变效应后钢柱提前进入弹塑性阶段;进入弹塑性阶段后,考虑蠕变效应后钢柱的轴向位移和侧向位移变化速率较快,表明蠕变影响钢柱的抗火性能;考虑蠕变效应后钢柱的轴向位移和挠曲位移与试验结果

更吻合,表明有限元模型中考虑蠕变效应后能更准确地预测钢柱的耐火性能。这是因为蠕变在一定的应力水平和温度下,会导致结构的变形随时间而增大,有限元分析时若忽略蠕变变形的影响,计算出的结构变形相对较小,而结构变形又会影响结构的承载力,对于钢柱而言,挠曲变形增大时二阶效应会变得更加明显,从而导致耐火极限降低。因此,不考虑蠕变的有限元分析得到的耐火极限结果偏大。

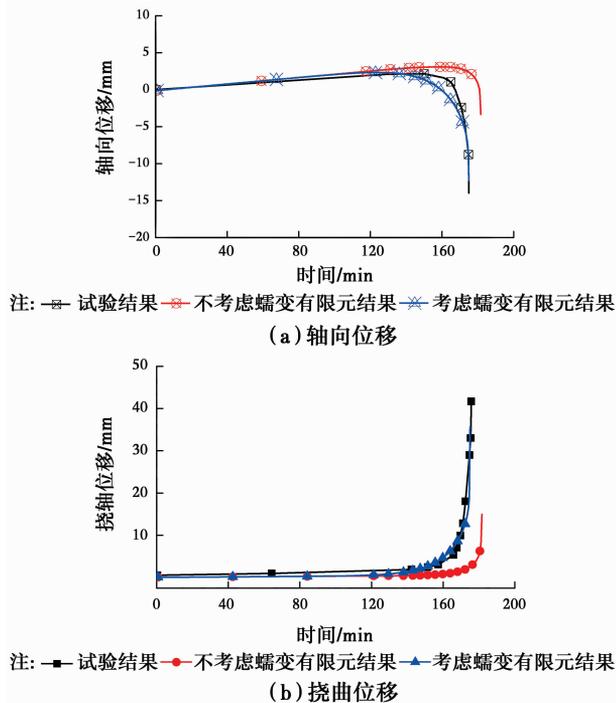


图 3 试件 CL1 位移比较

Fig. 3 Comparison of displacement for specimen CL1

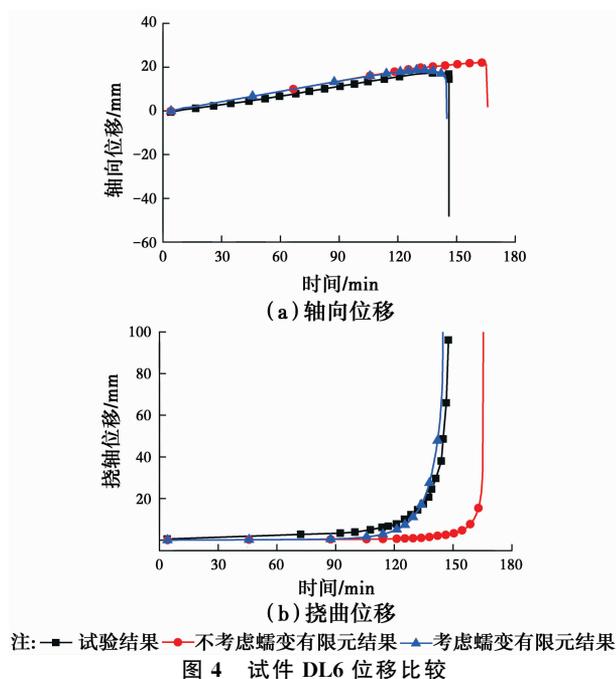


Fig. 4 Comparison of displacement for specimen DL6

3 参数分析

利用验证的有限元模型,分析考虑蠕变效应后钢柱在不同残余应力、初弯曲、初偏心、弯曲方向、截面形式、屈服强度下的耐火性能,进而得到考虑蠕变效应后影响钢柱承载力的主要参数。

3.1 残余应力

对不同残余应力幅值 a 分别为 0.1、0.3、0.5 的钢柱进行临界温度和稳定系数计算,截面形状和尺寸为 $\text{HW}200 \times 200 \times 8 \times 12$,不考虑初弯曲和荷载初偏心,绕弱轴弯曲,屈服强度 f_y 为 345 MPa,弹性模量 E 为 206 GPa,荷载比 R 为 0.1,升温速率 \dot{T} 为 $5^\circ\text{C}/\text{min}$,长细比 λ 分别取 20、50、80、100、120 和 150。分析结果如图 5 所示。

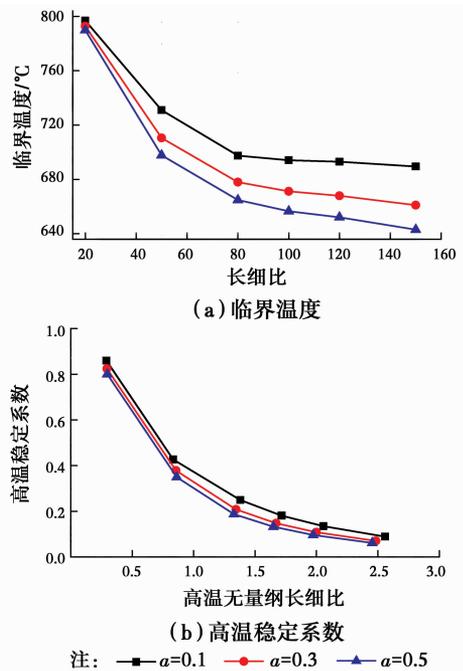


图 5 残余应力的影响

Fig. 5 Effect of residual stress

从图 5(a)可以看出,不同残余应力幅值下临界温度随长细比变化趋势相似,临界温度随着长细比的增加而降低;相同长细比下,临界温度随残余应力幅值的提高而降低。从图 5(b)可以看出,不同残余应力幅值下高温稳定系数随长细比变化趋势也相似,高温稳定系数随着长细比的增加而降低;相同长细比下,高温稳定系数随残余应力幅值的增加而降低。对长细比较大的钢柱,残余应力对钢柱的临界温度影响较大,以长细比为 100 的钢柱为例,残余应力幅值为 0.5 的钢柱比 0.1 的钢柱临界温度低 40°C 左右。

3.2 初弯曲

对初弯曲 i 分别为 0 、 $0.5\%L$ 、 $1.0\%L$ 、 $2.0\%L$ 的钢柱进行参数分析,截面形状和尺寸为 $HW200 \times 200 \times 8 \times 12$,残余应力幅值 a 为 0.1 ,不考虑荷载偏心,绕弱轴弯曲,屈服强度 f_y 为 345 MPa,弹性模量 E 为 206 GPa,荷载比 R 为 0.1 ,升温速率 $\dot{T}=5$ °C/min,长细比 λ 分别为 20 、 50 、 80 、 100 、 120 和 150 ,分析得到的临界温度和稳定系数如图 6 所示。

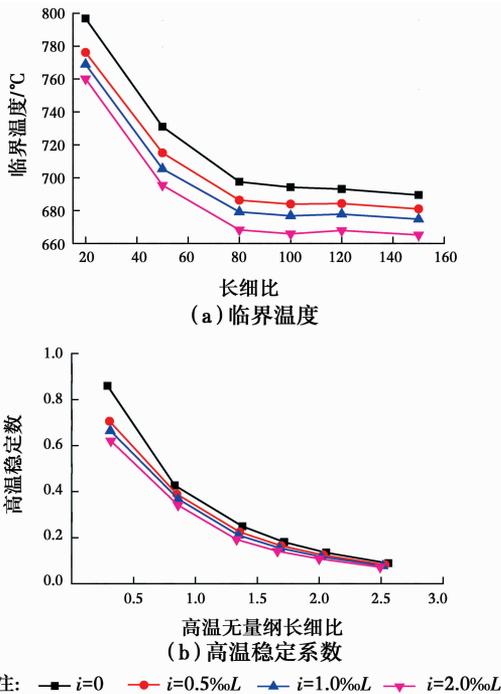


图 6 初弯曲的影响
Fig. 6 Effect of initial bending

从图 6(a)可以看出,不同初弯曲下临界温度随长细比变化趋势基本相同,临界温度随长细比增加而降低;相同长细比下,临界温度随初弯曲的增加而降低。从图 6(b)可以得到,不同初弯曲下高温稳定系数随长细比的增加而降低;相同长细比下,高温稳定系数随初弯曲的增加而降低。初弯曲对临界温度的影响较大,以长细比为 80 的钢柱为例,初弯曲为 1% 钢柱的临界温度比无初弯曲的钢柱低 40 °C 左右。

3.3 荷载初偏心

对初偏心 e 分别为 0 、 10 、 20 mm 的钢柱行参数分析,截面形状和尺寸为 $HW200 \times 200 \times 8 \times 12$,残余应力幅值 a 为 0.1 ,无初弯曲,绕弱轴弯曲,屈服强度 f_y 为 345 MPa,弹性模量 E 为 206 GPa,荷载比 R 为 0.1 ,升温速率 \dot{T} 为 5 °C/min,长细比 λ 分别为 20 、 50 、 80 、 100 、 120 和 150 ,分析结果如图 7 所示。

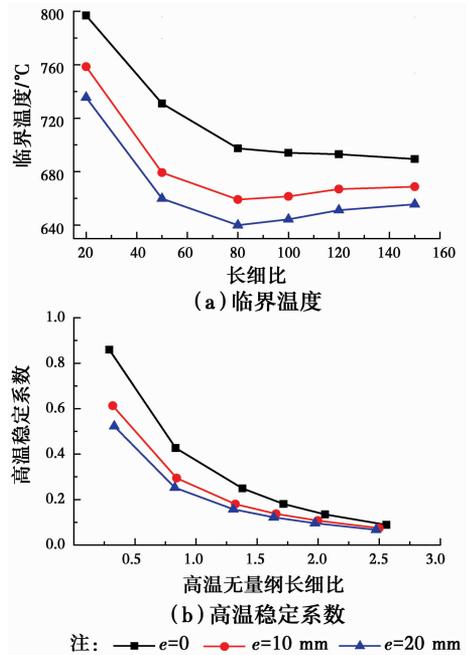


图 7 荷载初偏心的影响

Fig. 7 Effect of load initial eccentricity

从图 7(a)可以看出,初偏心对临界温度的影响较大;相同长细比下,初偏心越大,临界温度越低。以长细比为 80 的钢柱为例,初偏心为 20 mm 钢柱的临界温度比无初偏心的钢柱低 60 °C 左右。当长细比大于 80 时,临界温度随长细比的增加而提高,造成这种现象的原因是钢柱较长时初偏心大的构件为压弯构件,其临界温度的计算方法与轴心受力构件不同。从图 7(b)可以看出,初偏心对高温稳定系数影响很大,尤其是对长细比小的钢柱影响更大,随着初偏心的提高,高温稳定系数降低。

3.4 弯曲方向

对弯曲方向为弱轴和强轴的钢柱分别进行参数分析,截面形状和尺寸为 $HW200 \times 200 \times 8 \times 12$,残余应力幅值 a 为 0.1 ,初弯曲 i 为 $1.0\%L$,无荷载初偏心,屈服强度 f_y 为 345 MPa,弹性模量 E 为 206 GPa,荷载比 R 为 0.1 ,升温速率 \dot{T} 为 5 °C/min,长细比 λ 为 50 、 80 、 100 、 120 和 150 ,绕强轴弯曲时补充与弱轴相同长度钢柱对应长细比 λ 约为 46 、 58 、 70 、 87 ,计算结果如图 8 所示。

从图 8(a)可以看出,相同长细比下,绕弱轴弯曲钢柱的临界温度小于绕强轴弯曲的临界温度,长细比越大,两者结果相差越大;绕弱轴弯曲时,临界温度随长细比的增大而减小,而绕强轴弯曲时,临界温度随长细比的增大先减小后增大。产生这种现象的原因是,计算临界温度时采用的是相同的荷载比,随长细比的增大,钢柱的承载力降低,其承受的荷载

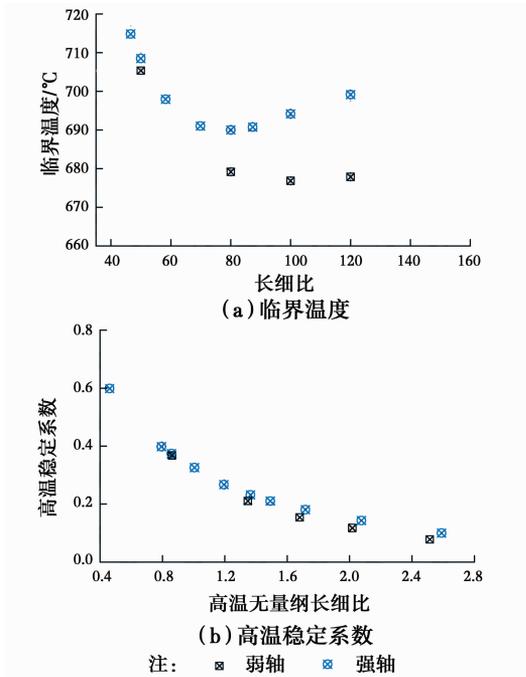


图 8 弯曲方向的影响

Fig. 8 Effect of bend direction

也降低,从而可能造成临界温度的提高。另外,对于焊接 H 形截面,残余应力对钢柱绕强轴弯曲时影响小一些,造成临界温度高。从图 8(b)可以看出,不同弯曲方向下钢柱的高温稳定系数随长细比变化趋势相同,长细比越大,高温稳定系数越低;相同长细比下,绕强轴弯曲的高温稳定系数大于绕弱轴弯曲的高温稳定系数,长细比越大,两者结果相差越大。

3.5 截面形式

对截面形式为 HW100×100×6×8、HW200×200×8×12 和 HW300×300×10×15 的钢柱分别进行参数分析,残余应力幅值 a 为 0.1,初弯曲 i 为 1.0‰ L ,无荷载偏心,绕强轴弯曲,屈服强度 f_y 为 345 MPa,弹性模量 E 为 206 GPa,荷载比 R 为 0.1,升温速率 \dot{T} 为 5 °C/min,长细比 λ 为 29、46、50、58、70、80、87、100、120、150,分析结果如图 9 所示。

从图 9(a)可以看出,不同截面形式钢柱的临界温度随长细比的变化趋势相同;相同长细比下,3 种截面形式的临界温度相差较小,因此,截面形式基本不影响钢柱的临界温度。从图 9(b)可以看出,不同截面形式下钢柱的高温稳定系数随长细比的变化趋势也相同,高温稳定系数随长细比增加而降低;相同长细比下,3 种截面形式的高温稳定系数相差较小,也可以看出截面形式对钢柱的高温稳定系数影响很小。

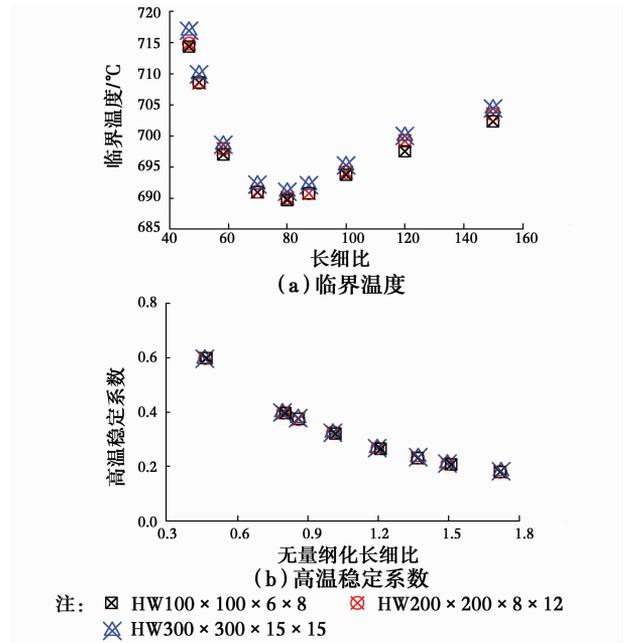


图 9 截面形式的影响

Fig. 9 Effect of section shape

3.6 屈服强度

对屈服强度 f_y 为 345、390、420 MPa 的钢柱分别进行参数分析,截面形状为 HW200×200×8×12,残余应力幅值 a 为 0.1,初弯曲 i 为 1.0‰ L ,无荷载初偏心,绕弱轴弯曲,弹性模量 E 为 206 GPa,荷载比 R 为 0.1、0.2 和 0.3,升温速率 \dot{T} 为 5 °C/min,长细比 λ 为 50、80、100、120 和 150,分析结果如图 10 所示。

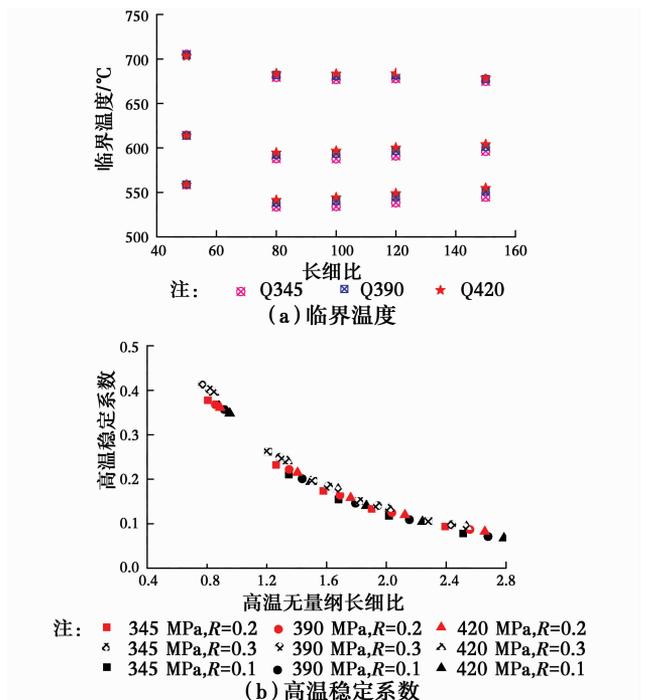


图 10 屈服强度的影响

Fig. 10 Effect of yield strength

从图 10(a)可以看出,相同屈服强度下,不同荷载比的临界温度随长细比的变化趋势相同;相同荷载比和长细比下,3 个屈服强度的临界温度相差较小,因此,屈服强度对钢柱的临界温度影响较小;相同长细比下,荷载比越大,临界温度越小。从图 10(b)可知,不同荷载比下钢柱的高温稳定系数随长细比的变化趋势基本相同,高温稳定系数随长细比增加而降低;相同荷载比下,3 种屈服强度的高温稳定系数——高温无量纲长细比曲线相差较小,因此,屈服强度对钢柱的高温稳定系数影响很小。

4 计算方法

中国现行《钢结构设计规范》(GB 50017—2017)中,钢柱的临界应力表达式是利用数值方法拟合而成的 Perry 公式,进而反算出考虑初弯曲、残余应力、截面形式、弯曲方向和长细比的等效初偏心率 e_0 [20]。可参照上述常温下钢柱临界应力的计算方法得到考虑高温蠕变效应后钢柱的临界应力。

4.1 无初始缺陷

从参数分析中得到考虑蠕变效应后钢柱的抗火承载力受截面形式和屈服强度影响较小,因此,在对无初始缺陷的钢柱进行有限元分析时,截面采用 HW200×200×8×12,屈服强度取 345 MPa。利用验证过的有限元模型,对无初始缺陷的钢柱(弹性模量 E 为 206 GPa,荷载比 R 为 0.1、0.2 和 0.3,升温速率 \dot{T} 为 5、10 °C/min,绕弱轴弯曲时长细比 λ 取 20、40、60、80、100、120、140、160 和 180,绕强轴弯曲时 λ 取 46、58、70、80、87、100、105、120、150 和 180)进行参数分析,将参数分析结果与欧拉公式的计算结果进行对比如图 11 所示。

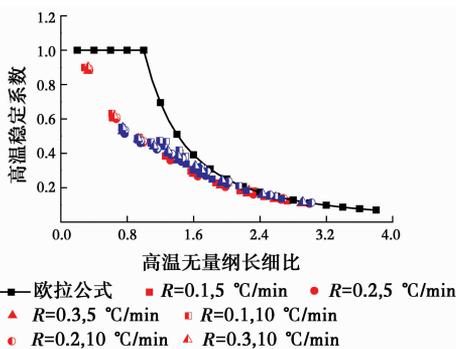


图 11 不考虑初始缺陷的钢柱高温稳定系数

Fig. 11 Stability coefficient of steel column without initial imperfection

从图 11 容易发现,长细比和升温速率是影响钢柱高温稳定系数的主要参数,荷载比是次要参数;无

初始缺陷下,钢柱的高温稳定系数与长细比呈递减关系;相同长细比下,钢柱的高温稳定系数明显低于欧拉公式的计算结果,两者差值随长细比的减小而增大,这是由于欧拉公式仅适用于细长杆;蠕变影响下中长柱的临界温度相差较大,造成中长柱的高温稳定系数分布较为离散;绕弱轴弯曲的高温稳定系数比绕强轴弯曲的高温稳定系数小。

4.2 有初始缺陷

从参数分析中得到考虑蠕变效应后钢柱的抗火承载力受初始缺陷(残余应力、初弯曲、初偏心)影响较大。考虑初弯曲和初偏心并无本质区别,且初始缺陷具有随机性,仅对初弯曲 i 为 $1.0\text{ }^\circ\text{ }L$,无初偏心,残余应力幅值 a 为 0.3 的钢柱(截面形式为 HW200×200×8×12,屈服强度 f_y 为 345 MPa,弹性模量 E 为 206 GPa,荷载比 R 为 0.1、0.2、0.3,升温速率 \dot{T} 为 5 和 10 °C/min,绕弱轴弯曲时长细比 λ 取 20、40、60、80、100、120、140、160 和 180,绕强轴弯曲时 λ 取 46、58、70、80、87、100、105、120、150 和 180)进行参数分析,将参数分析结果与欧洲规范 EC3 和中国规范 GB 51249—2017 的计算结果进行对比,如图 12 所示。

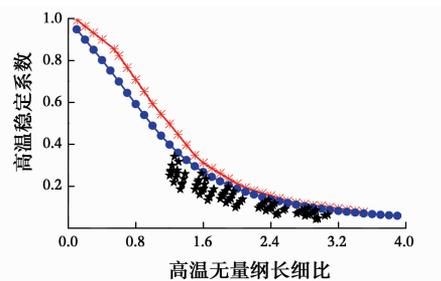


图 12 考虑初始缺陷的钢柱高温稳定系数

Fig. 12 Stability coefficient of steel column with initial imperfection

从图 12 中可以看出,考虑蠕变效应的高温稳定系数明显小于规范的计算结果。因此,忽略蠕变后,规范中高温下钢柱的承载力计算结果偏于不安全。

4.3 公式推导

高温下钢材在任意时刻 t 的总应变

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{th,t}(T) + \varepsilon_{\sigma,t}(\sigma, T) + \varepsilon_{cr,t}(\sigma, T, t) \quad (9)$$

式中: $\varepsilon_{th,t}$ 、 $\varepsilon_{\sigma,t}$ 、 $\varepsilon_{cr,t}$ 分别为热膨胀应变、瞬时应变和蠕变应变。

式(8)推导得蠕变应变增量

$$\Delta\varepsilon_{cr} = c_1 \sigma^2 e^{-c_3/T} \cdot \Delta t, \quad \Delta t \rightarrow 0 \quad (10)$$

将式(10)代入式(8)得到任意时刻 t 不考虑初

始缺陷的蠕变应变

$$\epsilon_{cr,t} = \sum_{i=1}^t (\Delta\epsilon_{cr,i}) = c_1 \sigma^2 \cdot \sum_{i=1}^t (e^{-c_3/T_i} \cdot \Delta t_i) \quad (11)$$

任意时刻 t 的瞬时应变

$$\epsilon_{\sigma,t} = \frac{\sigma}{E_T} \quad (12)$$

式(11)、(12)代入式(9),得

$$\epsilon_t = \epsilon_{th,t}(T) + \frac{\sigma}{E_T} + c_1 \sigma^2 \cdot \sum_{i=1}^t (e^{-c_3/T_i} \cdot \Delta t_i) \quad (13)$$

式(13)两边同时对 ϵ_t 求偏导,得

$$1 = \frac{1}{E_T} \cdot \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon_t} + c_1 c_2 \sigma^{c_2-1} \cdot \sum_{i=1}^t (e^{-c_3/T_i} \cdot \Delta t_i) \cdot \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon_t} \quad (14)$$

整理式(14)得考虑蠕变影响的切线模量

$$E_t = \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon_t} = \frac{1}{\frac{1}{E_T} + c_1 c_2 \sigma^{c_2-1} \cdot \sum_{i=1}^t (e^{-c_3/T_i} \cdot \Delta t_i)} \quad (15)$$

由切线模量理论得考虑蠕变影响的屈曲荷载

$$P_t = \frac{1}{1 + E_T \cdot \left[c_1 c_2 \left(\frac{P_t}{A} \right)^{c_2-1} \cdot \sum_{i=1}^t (e^{-c_3/T_i} \cdot \Delta t_i) \right]} \cdot P_{ET} \quad (16)$$

式中: P_{ET} 为高温下的欧拉临界力,按 $P_{ET} = \frac{\pi^2 E_T A}{\lambda^2}$ 计算。

整理式(16),得

$$P_t + \left[\frac{c_1 c_2 \sum_{i=1}^t (e^{-c_3/T_i} \cdot \Delta t_i)}{A^{c_2-1}} \cdot E_T \right] \cdot P_t^{c_2} = P_{ET} \quad (17)$$

$$\text{令 } a_1(t) = \frac{c_1 c_2 \sum_{i=1}^t (e^{-c_3/T_i} \cdot \Delta t_i)}{A^{c_2-1}} \cdot E_T, \text{ 式(17)}$$

可以化为

$$P_t + a_1(t) P_t^{c_2-1} = P_{ET} \quad (18)$$

令

$$P_t = P_0 + \sum_{n=1}^{+\infty} (P_n \cdot \delta^n) \quad (19)$$

忽略 δ 的高阶(二阶以上)无穷小,则有

$$P_t^{c_2+\delta} = P_t \cdot P_t^{c_2+\delta} \approx P_0^{c_2} + (P_0^{c_2} \ln P_0 + 2P_0 P_1) \cdot$$

$$\delta + \left[\frac{1}{2} P_0^{c_2} (\ln P_0)^2 + P_0 P_1 (1 + 2 \ln P_0) + \right.$$

$$\left. P_1^2 + 2P_0 P_2 \right] \cdot \delta^2 \quad (20)$$

将式(19)、(20)代入式(18),令 δ 相同次幂的系数为 0,则有

$$a_1(t) \cdot P_0^{c_2} + P_0 = P_{ET} \quad (21)$$

$$a_1(t) \cdot (P_0^{c_2} \ln P_0 + 2P_0 P_1) + P_1 = 0 \quad (22)$$

依次求解上述方程得

$$P_0 = \frac{\sqrt{1 + 4a_1(t) P_{ET}} - 1}{2a_1(t)} \quad (23)$$

$$P_1 = \frac{-a_1(t) P_0^{c_2} \ln P_0}{1 + 2a_1(t) P_0} = \frac{1}{4a_1(t)} \cdot$$

$$\ln \frac{\sqrt{1 + 4a_1(t) P_{ET}} - 1}{2a_1(t)} \times$$

$$\left(2 - \sqrt{1 + 4a_1(t) P_{ET}} - \frac{1}{\sqrt{1 + 4a_1(t) P_{ET}}} \right) \quad (24)$$

将式(23)、(24)代入式(19)得

$$P_t \approx a_2(t) + \frac{a_3(t) \ln a_2(t)}{10} \quad (25)$$

式中:

$$a_2(t) = \frac{\sqrt{1 + 4a_1(t) P_{ET}} - 1}{2a_1(t)}; \quad (26)$$

$$a_3(t) = \frac{1}{4a_1(t)} \left(2 - \sqrt{1 + 4a_1(t) P_{ET}} - \frac{1}{\sqrt{1 + 4a_1(t) P_{ET}}} \right) \quad (27)$$

由图 11 可知,当 $\lambda < \lambda_p$ 时,蠕变对钢柱抗火性能的影响较小。利用图 11 的参数分析结果对式(25)进行修正,得到不考虑初始缺陷下轴压构件 ($\lambda \geq \lambda_p$) 的屈曲应力

$$\sigma_t = \frac{\left[\beta(t) + \frac{\gamma(t) \ln \beta(t)}{10} \right]}{A} \quad (28)$$

式中:

$$\gamma(t) = \frac{1}{4\alpha(t)} \cdot \left(2 - \sqrt{1 + 4\alpha(t) P_{ET}} - \frac{1}{\sqrt{1 + 4\alpha(t) P_{ET}}} \right); \quad (29)$$

$$\beta(t) = \frac{\sqrt{1 + 4\alpha(t) P_{ET}} - 1}{2\alpha(t)}; \quad (30)$$

$$\alpha(t) = \frac{c_1 c_2 \Delta t \cdot \sum_{i=1}^t (e^{-c_3/T_i})}{A^{c_2-1}} \cdot E_T \cdot \eta; \quad (31)$$

$$\eta = \begin{cases} \frac{480 - \lambda}{4000} + \left(\frac{70 - \lambda}{2000} \right) \cdot \left(\frac{\dot{T}}{5} - 1 \right) & \text{弱轴} \\ \frac{350 - \lambda}{4000} + \left(\frac{70 - \lambda}{2000} \right) \cdot \left(\frac{\dot{T}}{5} - 1 \right) & \text{强轴} \end{cases}; \quad (32)$$

利用式(28)、图12的参数分析结果和Perry公式,反算出等效初偏心率,得到考虑蠕变影响的轴压构件($\lambda \geq \lambda_p$)的临界应力

$$\sigma_{crT} = \frac{1}{2} \left\{ (1 + e_0) \sigma_i + f_{yT} - \sqrt{[(1 + e_0) \sigma_i + f_{yT}]^2 - 4 f_{yT} \sigma_i} \right\} \quad (33)$$

式中:

$$e_0 = \begin{cases} m_1 \bar{\lambda}_T^2 + \frac{2}{5} \bar{\lambda}_T - \frac{1}{5} & \text{弱轴} \\ m_2 \bar{\lambda}_T^2 + \frac{2}{5} \bar{\lambda}_T - \frac{1}{10} & \text{强轴} \end{cases}; \quad (34)$$

$$m_1 = \frac{11}{4000} T + \frac{3}{1600} t - \frac{97}{100}; \quad (35)$$

$$m_2 = \frac{1}{440} t - \frac{5}{22}. \quad (36)$$

4.4 算例验证

图13对比了考虑蠕变后钢柱的简化计算结果和有限元分析结果,发现两者误差均在 $\pm 5\%$ 左右,验证了上述考虑蠕变效应后钢柱临界应力计算方法的准确性。

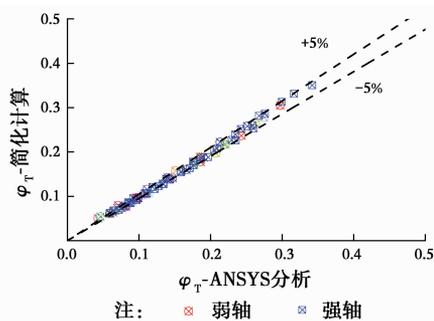


图13 简化计算与有限元分析的结果对比

Fig. 13 Comparison of results between simplified calculation and finite element analysis

5 结论

利用经验证的有限元模型分析了考虑蠕变效应后多个参数对钢柱抗火性能的影响。得到以下主要结论:

1) 初始缺陷(残余应力、初弯曲、初偏心)、弯曲方向、荷载比、长细比、升温速率对钢柱的高温承载力影响较大。

2) 截面形式和屈服强度对钢柱的高温承载力影响较小。

3) 给出了钢柱高温承载力的简化计算方法,可用于考虑蠕变影响的钢柱高温承载力预测。

参考文献:

[1] 李国强,王培军,王永昌,等. 约束钢柱抗火性能试验研

究[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(5):184-190.

LI G Q, WANG P J, WANG Y C. Experimental study on restrained steel column subjected to fire [J]. Journal of Building Structures, 2009, 30(5): 184-190. (in Chinese)

[2] 何平召,王卫永. 约束高强度Q460钢梁抗火性能研究[J]. 土木建筑与环境工程, 2015, 37(2):52-59.

HE P Z, WANG W Y. Fire resistance performance on restrained high strength Q460 steel beams [J]. Journal of Civil, Architectural and Environmental Engineering, 2015, 37(2): 52-59. (in Chinese)

[3] 王卫永,李国强. 高强度钢柱高温下承载力数值计算方法[J]. 土木建筑与环境工程, 2011, 33(6): 13-18.

WANG W Y, LI G Q. Numerical method for load bearing capacity of high strength steel columns at elevated temperature [J]. Journal of Civil, Architectural and Environmental Engineering, 2011, 33(6):13-18. (in Chinese)

[4] YANG K C, YANG F C. Fire performance of restrained welded steel box columns [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 107: 173-181.

[5] KERVALISHVILI A, TAKVIK I. Modified procedure for buckling of steel columns at elevated temperatures [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 127:108-119.

[6] KODUR V K R, DWAIKAT M. Effect of high temperature creep on the fire response of restrained steel beams [J]. Materials & Structures, 2010, 43(10): 1327-1341.

[7] 建筑钢结构防火技术规范: GB 51249—2017 [S]. 北京:中国计划出版社, 2017.

Code for fire safety of steel structures in buildings: GB 51249-2017 [S]. Beijing: China Planning Press, 2017. (in Chinese)

[8] MOROVAT M A, ENGELHARDT M D, HELWIG T A, et al. High-temperature creep buckling phenomenon of steel columns subjected to fire [J]. Journal of Structural Fire Engineering, 2014, 5(3): 189-202.

[9] European Committee for Standardization EN 1993-1-2, Eurocode 3. Design of steel structures, Part 1. 2: General rules-structural fire design[S]. Brussels, 2005.

[10] 李国强,吴波,韩林海. 结构抗火研究进展与趋势[J]. 建筑钢结构进展, 2006, 8(1): 1-13.

LI G Q, WU B, HAN L H. Development of the research on fire-resistance of structures [J]. Progress in Steel Building Structure, 2006, 8(1): 1-13. (in Chinese)

[11] WANG W Y, YAN S H, KODUR V. Temperature induced creep in low-alloy structural Q345 steel [J].

- Journal of Materials in Civil Engineering, 2016, 28(6): 06016003
- [12] WANG W Y, YAN S H, LIU J P. Test on temperature induced creep in high strength Q460 steel [J]. Materials & Structures, 2017, 50: 68.
- [13] 王卫永,何平召. 考虑高温蠕变影响的钢梁抗火性能 [J]. 防灾减灾工程学报, 2016, 36(3): 486-492.
WANG W Y, HE P Z. Fire resistance of steel beams considering creep at elevated temperatures [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2016, 36(3): 486-492. (in Chinese)
- [14] 王卫永,何平召. 蠕变模型对约束钢梁抗火性能分析的影响[J]. 土木建筑与环境工程, 2015,37(5):41-47.
WANG W Y, HE P Z. Effect of creep models on the fire resistance analysis of restrained steel beams [J]. Journal of Civil, Architectural and Environmental Engineering, 2015,37(5):41-47. (in Chinese)
- [15] 王芳,王卫永. 高温蠕变对高强度 Q460 钢柱抗火性能的影响[J]. 工业建筑, 2016, 46(7):74-80.
WANG F, WANG W Y. Effect of high temperature creep on the fire resistance of high strength Q460 steel columns [J]. Industrial Constructions, 2016, 46(7): 74-80. (in Chinese)
- [16] 王卫永,何平召. 考虑蠕变的约束钢梁抗火性能分析方
法[J]. 重庆大学学报,2017,40(11):65-72.
WANG W Y, HE P Z. Approach to analysis fire resistance of restrained steel beams after considering creep effect [J]. Journal of Chongqing University, 2017,40(11):65-72. (in Chinese)
- [17] KODUR V K R, DWAIKAT M M S. Effect of high temperature creep on fire response of restrained steel beams [J]. Materials & Structures, 2010, 43(10): 1327-1341.
- [18] LUECKE W E, MCCOLSKEY J D, MCCOWAN C N, et al. Federal building and fire safety investigation of the World Trade Center disaster: mechanical properties of structural steels [R]. Gaithersburg: National Institute of Standards and Technology, 2015.
- [19] AZPIAZU W, UNANUE J A. Buckling curves for hot rolled H profiles submitted to fire [R]. Bilbao: LABEIN, 1993.
- [20] 钢结构设计规范:GB 50017—2017 [S]. 北京: 中国计划出版社,2017.
Code for design of steel structures: GB 50017-2017 [S]. Beijing: China Planning Press, 2017. (in Chinese)

(编辑 胡英奎)