

火灾下轴心受压约束钢构件临界温度实用计算方法

朱劭骏¹, 张婷娜¹, 宋林昕^{1,2}, 李晋宇¹, 李国强^{1,3*}, 蒋首超^{1,3}, 楼国彪^{1,3}

(1. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092; 2. 福州大学 土木工程学院, 福州 350108;

3. 同济大学 土木工程防灾减灾全国重点实验室, 上海 200092)

摘要: 火灾下轴心受压约束钢构件的力学响应复杂, 所产生的温度内力导致其耐火极限的确定与计算难度大。为简化结构构件在高温承载极限状态时约束钢构件的防火设计, 采用有限元数值模拟方法开展了大量参数分析, 以确定火灾高温下轴心受压约束钢构件的承载与失效规律。基于经试验验证的可靠有限元模型, 研究了不同长细比、轴向约束刚度比和初始荷载比等参数对轴心受压约束钢构件火灾响应的影响。结果表明, 上述参数均将显著影响约束钢构件的火灾响应, 且当长细比较大、轴向约束刚度比较小、初始荷载比较大时, 屈曲导致的卸载可使杆件内力小于其常温下初始轴力; 尽管该情况下杆件的临界温度应取为屈曲温度, 但该温度仍大于同一长细比下轴向完全约束的受压钢构件对应于特定初始荷载比的临界温度。在此基础上, 采用最小二乘法拟合了火灾下轴心受压约束钢构件临界温度与对应的完全约束受压钢构件和无约束受压钢构件临界温度的关系式, 并通过与现有规范和数值算例的结果对比验证了本文提出的轴心受压约束钢构件临界温度计算方法的有效性, 为轴心受压约束钢构件的防火设计提供了一种实用方法。

关键词: 约束钢构件; 轴心受压; 防火设计; 临界温度; 火灾响应; 参数分析

中图分类号: TU352.5, TU391

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)08-0081-11

DOI: 10.13969/j.jzgjz.20240312001

Practical Approach for Determining Critical Temperatures of Constrained Steel Members under Axial Compression and Fire Conditions

ZHU Shaojun¹, ZHANG Tingna¹, SONG Linxin^{1,2}, LI Jinyu¹, LI Guoqiang^{1,3*},

JIANG Shouchao^{1,3}, LOU Guobiao^{1,3}

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

2. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, China;

3. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

*Corresponding author: gqli@tongji.edu.cn

Abstract: The mechanical response of constrained steel members under fire and axial compression is complex, and the thermal internal forces make it difficult to determine and calculate their load-bearing failure. To simplify the fire design method of constrained steel members based on the high-temperature load-bearing limit state of structural components, large-

收稿日期: 2024-03-12

基金项目: 国家重点研发计划(2022YFC3801900), 国家自然科学基金(52208196), 中央高校基本科研业务费(22120250078)

作者简介:

朱劭骏(1994—), 男, 博士, 讲师, 主要从事智慧消防、智能建造方面的研究。E-mail: zhushaojun@tongji.edu.cn。

张婷娜(1997—), 女, 硕士研究生, 主要从事钢结构抗火方面的研究。

通信作者:

李国强(1963—), 男, 博士, 教授, 主要从事钢结构抗火、钢结构抗震方面的研究。E-mail: gqli@tongji.edu.cn。

scale parametric analyses are carried out by finite element numerical simulation to determine the load-bearing and failure behavior of axially compressed constrained steel members under fire. Based on the reliable numerical model, the influences of slenderness ratio, axial constraint stiffness ratio, and initial load ratio on the fire response time-series of axially compressed constrained steel members are investigated. The results indicate that all the above parameters significantly affect the fire response of constrained steel members. When the slenderness ratio is large, axial constraint stiffness ratio is small, and the initial load ratio is large, the unloading due to buckling can induce a reduction in the residual axial force of the member, making it smaller than initial axial force at room temperature. Although the critical temperature of the member in this case should be taken as the buckling temperature, it is still higher than the critical temperature of fully constrained steel members corresponding to the specific initial load ratio at the same slenderness ratio. On this basis, the least squares method is used to fit the relationship between the critical temperatures of axially constrained steel members and the corresponding critical temperatures of fully constrained and unconstrained steel members under compression, and the validity of the calculation method is verified by comparing the accurate results with the existing codes and numerical examples, which provides a practical approach for fire-resistant design of axially compressed and constrained steel members.

Keywords: constrained steel member; axial compression; fire resistance design; critical temperature; fire response; parameter analysis

钢结构建筑在火灾下非常容易发生破坏甚至倒塌^[1],而基于整体结构耐火验算的防火设计可较准确地确定钢结构发生倒塌破坏的时间,以保证建筑内被困人员撤离、消防救援和灭火具有充分时间。然而,基于整体结构耐火验算的防火设计方法计算复杂、缺乏统一的指令式流程,我国《建筑钢结构防火技术规范》(GB 51249—2017)^[2]中仅规定对于跨度较大的大跨度建筑钢结构和高度较高的高层建筑钢结构须进行整体结构耐火验算,而对于其他钢结构可采用基于构件耐火验算的防火设计方法,并指出需保障构件在火灾下能够承受各种荷载作用(包括温度作用)所致的内力效应。

火灾下以弯曲变形为主的受弯和压弯构件可通过弯曲变形释放因温度膨胀受限而产生的附加轴力,因此在计算火灾下构件组合效应时可不考虑火灾引起的热膨胀效应;然而,以轴向变形为主的轴心受力钢构件往往由于周边构件的约束而产生可观的温度轴力,因此我国现行规范^[2]指出在计算火灾下轴心受力构件的组合效应时应计入热膨胀效应的影响。由于单根构件的约束条件难以确定,上述规定使得轴心受力钢构件的火灾组合效应计算仍需基于整体结构的热力耦合分析,导致其计算复杂,工作量与基于整体结构耐火验算的防火设计方法相当。

另一方面,国内外学者对火灾下轴向约束钢构件的承载性能进行了充分的研究,认为火灾下轴向约束钢构件的承载极限状态可采用构件发生屈曲后构件轴力恢复至常温初始值时的状态,即构件需具有常温时的设计承载力,并重点研究了构件发生屈曲时的屈曲温度及构件轴力恢复至常温初始值时的临界温度。RODRIGUES等^[3]考虑了不同的长细比和轴向约束刚度,对144根轴向约束钢构件开展了抗火性能试验,结果表明当轴向刚度较大时,构件的屈曲后承载性能可使得其轴力缓慢下降

至常温下初始值。WANG^[4]基于数值分析指出火灾下轴向约束钢构件屈曲后的承载力取决于构件的初始轴力、长细比和轴向约束刚度;在此基础上,提出了可利用构件屈曲后承载力的参数范围,以及考虑构件屈曲后承载力的简化设计方法。王培军^[5]通过试验和数值分析探究了不同参数下轴向约束钢构件的抗火性能,结果表明构件的屈曲温度和临界温度均随轴向约束刚度的增大而减小;在此基础上,基于理论分析提出了受火轴向约束钢柱的屈曲温度和临界温度的计算方法。然而,文献^[5]所提出的方法包含迭代计算,难以在实际工程中应用,在一定程度上提升了设计难度。

为提出轴心受压约束钢构件的实用简化防火设计方法,本文针对其临界温度进行了研究。首先,对火灾下轴心受压约束钢构件的受力过程及其机理进行了分析。然后,采用经试验结果验证的有限元数值分析模型,通过数值模拟对不同的长细比、轴向约束刚度比和初始荷载比开展参数分析,并引入适当的简化条件,提出用于轴心受压约束钢构件临界温度的实用计算方法,以用于实际工程中轴心受压约束钢构件的抗火安全评估与防火设计。最后,采用网架和桁架结构算例验证本文所提出的轴压约束钢构件临界温度计算方法的适用性,为国家标准《建筑钢结构防火技术规范》(GB 51249—2017)^[2]的修订提供依据。

1 火灾下轴心受压约束钢构件受力过程

实际建筑中钢结构往往为超静定结构,钢结构构件在火灾下的热膨胀将受到周边构件约束而产生附加内力,因此其火灾力学响应较无约束钢构件更为复杂。WANG^[4]将火灾下轴心受压约束钢构件的受力过程划分为屈曲前、屈曲及屈曲后三个阶段,如图1所示。其

中, N_0 为常温下约束钢构件的初始轴压力; T_0 为室温, T_b 和 T_{cr} 分别为约束钢构件的屈曲温度和临界温度。

在屈曲前阶段(OA段), 约束钢构件的轴力随温度升高而不断增加, 直到达到其高温下的屈曲承载力而发生屈曲; 此时, 构件轴力达到最大值, 所对应的温度为屈曲温度。在屈曲阶段(AB段), 构件处于不稳定平衡状态; 其整体将发生突然的弯曲变形, 导致其轴力因部分温度内力被释放而发生突降, 并在B点建立新的稳定平衡状态。屈曲后阶段(BC段) 仍为稳定平衡状态, 但随着火灾温度升高, 钢构件材料力学性能的退化和屈曲导致弯曲变形进一步发展, 构件轴力将继续下降。若构件轴力不低于其初始轴力时可认为该构件具备其设计承载功能; 但若温度继续升高, 构件轴力低于其初始轴力, 该构件达不到其原设计承载能力, 此时该构件轴力与其初始轴力的欠缺值将由结构其他构件承担, 由此可能导致结构发生破坏。因此, 定义轴心受压约束钢构件屈曲后轴力下降至初始轴力时所对应的温度为临界温度。

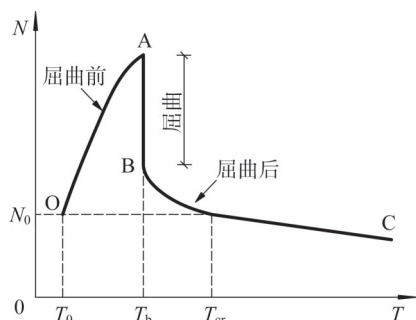


图1 轴心受压约束钢构件的轴力-温度曲线^[4]

Fig. 1 Axial compression-temperature curve of an axially-loaded and constrained steel member^[4]

轴心受压约束钢构件的临界温度可作为基于构件耐火验算的控制温度, 对于轴心受压约束钢构件的防火设计具有重要意义。为验证上述受力过程是否涵盖各种条件下的轴心受压约束钢构件, 在后面章节中对轴心受压约束钢构件的抗火性能进行系统参数分析, 以提出兼顾科学性与实用性的轴心受压约束钢构件的临界温度计算方法。

2 轴心受压约束钢构件临界温度

2.1 数值分析模型及验证

本文采用有限元软件ABAQUS建立受火约束钢构件的数值分析模型。构件截面为圆管, 初始缺陷形状为正弦半波, 其幅值为钢柱长度的1/1000。构件采用梁单元B31模拟, 每根杆件划分为8个单元, 所受轴向约束采用接地弹簧单元Spring1模拟。数值分析模型的计算简图如图2所示, 其中各单元平面外平动及扭转自由度均

被约束, l 为构件长度, k_c 为弹簧轴向刚度。

构件采用Q235钢, 常温下弹性模量和屈服强度分别为206 GPa和235 MPa, 泊松比为0.3。高温下的材料力学性能折减系数与本构关系根据欧洲规范EC3^[6]确定, 并忽略本构模型中的强化段, 热膨胀系数按《建筑钢结构防火技术规范》(GB 51249—2017)^[2]取为 $1.4 \times 10^{-5} \text{ m} \cdot (\text{m} \cdot ^\circ\text{C})^{-1}$ 。

数值模拟分析包含两个分析步: (1) 静力加载。考虑弹簧与钢柱的轴向刚度比, 在构件与弹簧连接处施加竖向荷载, 并按构件实际内力计算荷载; (2) 恒载升温。采用预定义场实现构件沿截面和长度方向的均匀、同步升温。

将所建立的有限元数值模型与FRANSSEN^[7]对轴向约束钢柱恒载升温过程的分析进行了对比, 如图3所示。其中, N 为杆件轴压力, N_0 为钢柱初始轴压力(均为50 kN); 图例中的数字(或 ∞ , 即无穷大)为轴向约束刚度比, 即弹簧与杆件轴向刚度的比值。由图可见, 各轴向约束刚度比下的计算结果与FRANSSEN分析结果吻合度较高, 验证了所建立数值模型的准确性。



图2 数值模型计算简图

Fig. 2 Schematic diagram of numerical model

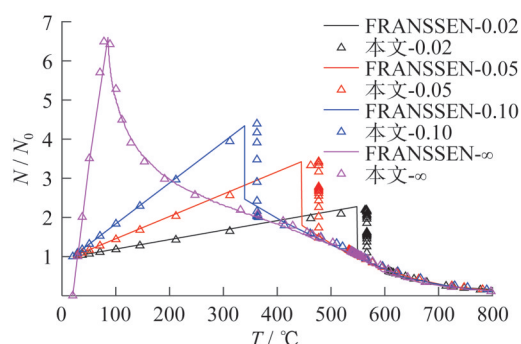


图3 数值模型与FRANSSEN^[7]的分析结果对比

Fig. 3 Comparison of results between numerical model and FRANSSEN^[7]

2.2 参数分析方案

基于经试验结果验证的有限元数值模型, 构件采用圆管截面和Q235钢, 通过改变截面尺寸、钢柱长度、轴向

约束刚度及荷载大小来研究以下参数对轴心受压约束构件临界温度的影响：

1) 长细比 $\lambda(\lambda = l_0 / i$,其中 l_0 为钢构件的计算长度, i 为钢构件的回转半径),取值为:10、20、30、...、150;

2) 轴向约束刚度比 $\kappa(\kappa = k_c / k_{co}$,其中 k_{co} 为常温下钢构件的轴向刚度, k_c 为构件的轴向约束刚度),取值为:0.05、0.10、0.15、0.20、0.25、0.30、0.40、0.50、1.00、5.00、 ∞ ;

3) 初始荷载比 $\gamma_0(\gamma_0 = N_0 / (\varphi f_y A))$,其中 φ 为轴心受压稳定系数, f_y 为钢材常温下屈服强度, A 为截面面积),取值为:0.1、0.2、0.3、0.4、0.5、0.6、0.7、0.8、0.9。

2.3 长细比的影响

火灾下约束构件的轴力变化受屈曲所致弯曲变形(几何非线性)和材料高温力学性能折减(材料非线性)的双重影响。以 $\gamma_0 = 0.4$ 、 $\kappa = 0.05$ 、0.20和1.00的情况为例,约束钢构件火灾下的 $\gamma-T$ 曲线如图4所示,其中 $\gamma = N / (\varphi f_y A)$ 为轴力水平系数。

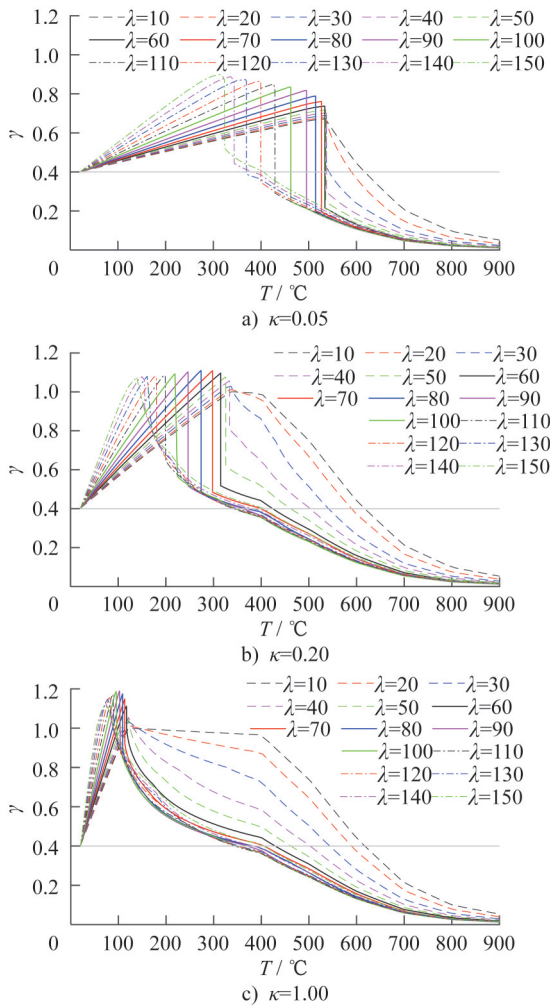


图4 长细比对临界温度的影响

Fig. 4 Effect of slenderness on critical temperature

由图可知,当 $\lambda < 50$ 时,轴心受压钢构件屈曲后轴力下降较平缓,即几何非线性影响较小,且 κ 较大时该规律更明显;当 $\lambda \geq 50$ 时,构件在屈曲段轴力出现不同程度的突降,达到新的稳定平衡状态后轴力下降变缓,但轴力突降导致剩余轴力水平较低。此外,轴力突降程度随轴向约束刚度比的增大而减小,表明尽管强轴向约束可导致轴心受压钢构件更早屈曲,但屈曲后可为构件提供更大的拉结力。

因此,临界温度的确定需要综合考虑轴向约束在屈曲前的不利影响与屈曲后阶段的有利影响。若轴心受压钢构件屈曲后轴力直接突降至初始水平以下,则该构件的临界温度应取为屈曲温度;若构件屈曲后轴力突降程度较小,即构件进入屈曲后阶段时的轴力仍高于其初始轴力,则临界温度应取为屈曲后阶段中轴力下降至初始值时的温度。

2.4 轴向约束刚度比的影响

图5给出了 $\gamma_0 = 0.4$, $\lambda = 10$ 、30、50和100时,不同轴向约束刚度比 κ 下轴心受压钢构件的 $\gamma-T$ 曲线。

由图可知,在同一初始荷载水平下,对于长细比较小的构件,轴向约束刚度比对构件临界温度的影响较小,且构件屈曲后的轴力下降段接近于轴向完全约束构件的轴力-温度曲线。对于长细比较大的构件,当轴向约束刚度比较小时,构件屈曲段轴力突降后接近初始荷载或下降至初始荷载水平之下,此时临界温度应取为屈曲温度,轴向约束刚度比对构件临界温度的影响较大,且轴向约束刚度比越大,构件临界温度越低,但该情况下的屈曲温度高于轴向约束刚度比较大时在屈曲后阶段得到的临界温度;当轴向约束刚度比较大时,轴向约束刚度比对构件临界温度的影响较小,即轴向约束刚度比较大时,屈曲后阶段构件轴力恢复至初始荷载水平时的温度基本一致。

结合第2.3和2.4节的分析,可知高温下一长细比、同一初始荷载比的轴心受压约束钢构件的临界温度均高于轴向约束刚度无穷大情况下的临界温度。

2.5 初始荷载比的影响

因 $\kappa = \infty$ 时为特别说明的特例,故以 $\kappa = \infty$ 下的 $\gamma-T$ 曲线为参照进行对比,图6将同一长细比、不同轴向约束刚度比、不同初始荷载比的情况进行了比较;其中, $\kappa = 0.05$ 和1.00, $\gamma_0 = 0.1$ 、0.3、0.4、0.5和0.7, $\lambda = 10$ 、30、50和100。

由图可知,对于长细比较小的钢构件,不同初始荷载比下构件屈曲后的轴力下降段接近于轴向完全约束构件的轴力-温度曲线,此时临界温度与轴向完全约束构件基本一致。对于长细比较大的钢构件,当轴向约束刚度比较小时,随着初始荷载比的增大,屈曲段轴力突降程度也逐渐变大。值得注意的是,对于屈曲段轴力下降至初始

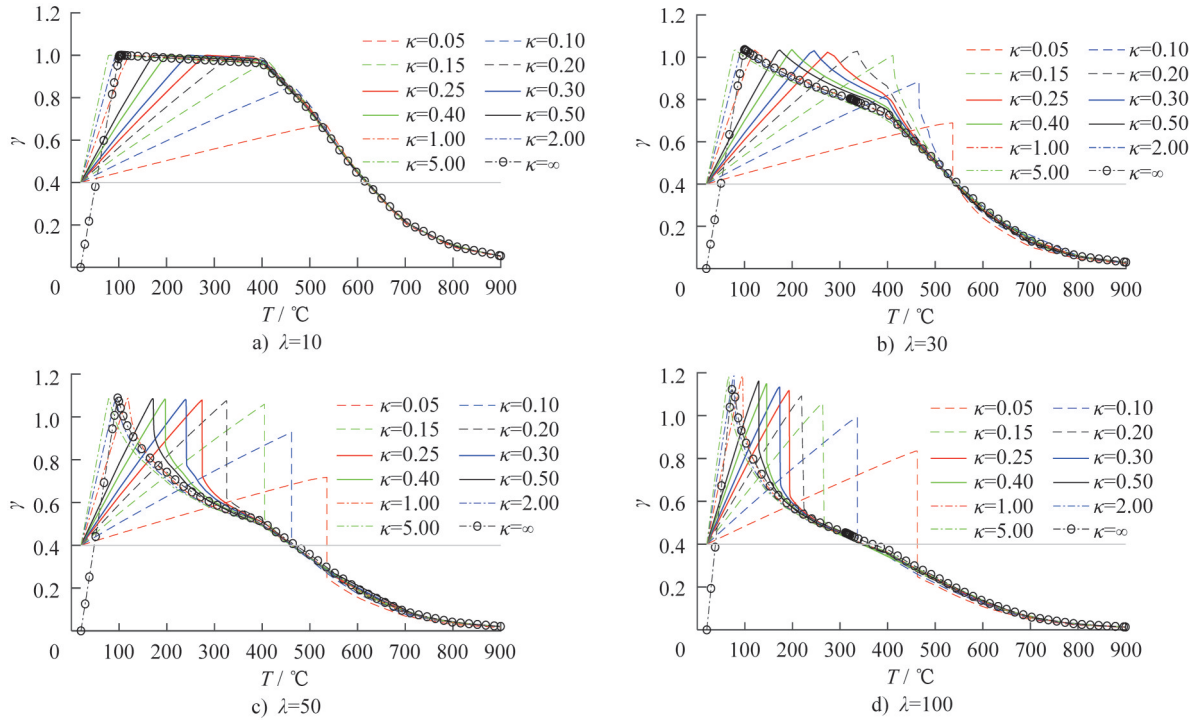


图5 轴向约束刚度比对临界温度的影响

Fig. 5 Effect of axial constraint stiffness ratio on critical temperature

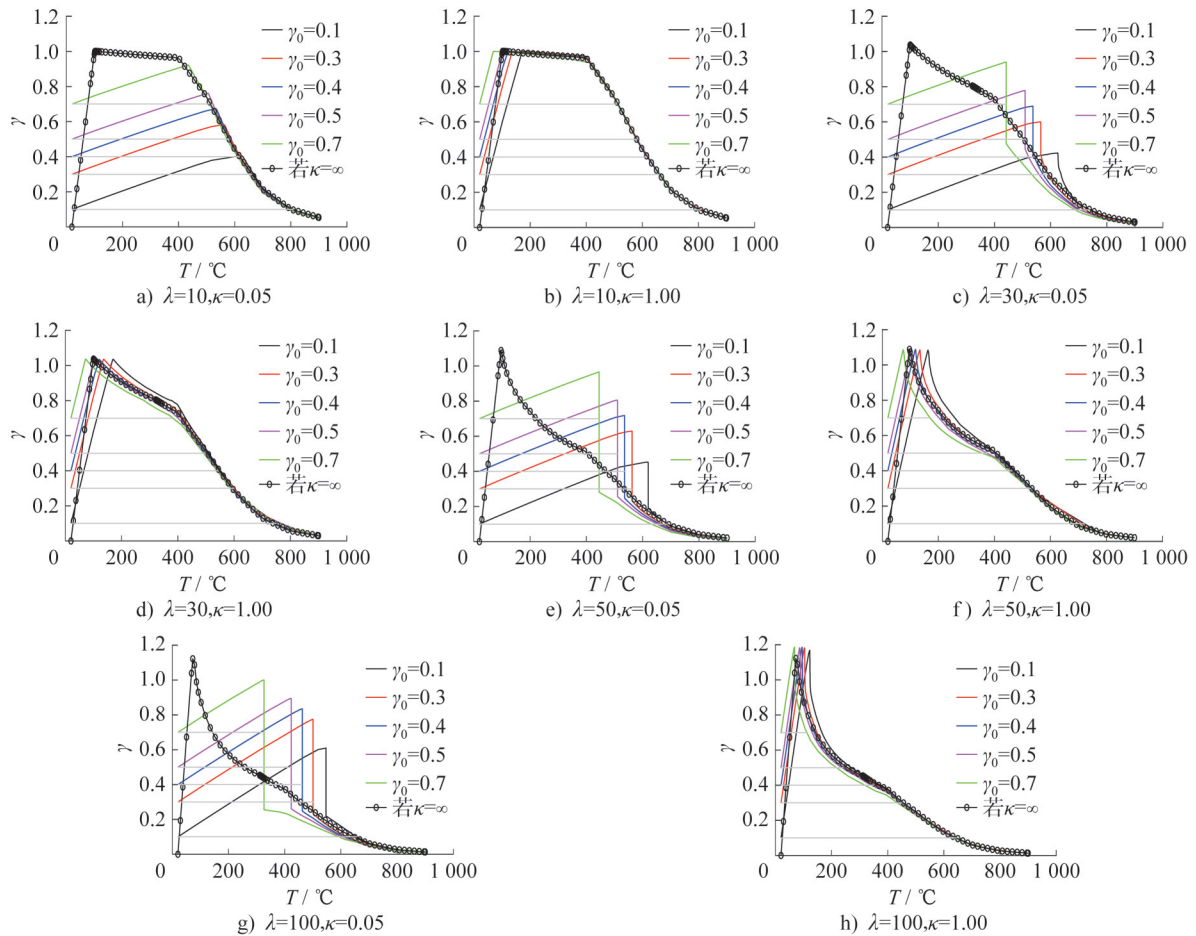


图6 初始荷载比对临界温度的影响

Fig. 6 Effect of initial load ratio on critical temperature

轴力以下的钢柱,其屈曲温度仍高于轴向完全约束钢柱的临界温度;当轴向约束刚度比较大时,若 $\gamma_0 \leq 0.5$,构件屈曲后的轴力下降段接近于轴向完全约束构件的轴力-温度曲线,临界温度与轴向完全约束构件基本一致;若 $\gamma_0 > 0.5$,构件屈曲后的轴力下降段早于轴向完全约束构件的轴力-温度曲线,临界温度略小于轴向完全约束构件。

此外,随着轴向约束刚度比的增大,钢柱的屈曲温度降低,初始荷载比对屈曲温度的影响也明显减小,即同一长细比下不同初始荷载的钢构件 $\gamma-T$ 曲线较为接近。由于较强的轴向约束可提供更大的拉结力,钢构件在屈曲段的轴力突降更为平缓,其 $\gamma-T$ 曲线与轴向完全约束钢构件的 $\gamma-T$ 曲线接近。

因此,采用轴向完全约束钢构件升温过程中的 $\gamma-T$ 曲线确定高温下轴心受压约束钢构件的临界温度是合理的且偏于安全的。

2.6 临界温度实用计算式

由第2.3至2.5节的分析可知,轴心受压约束钢构件的临界温度与构件长细比、初始荷载比和轴向约束刚度比密切相关。对于具有特定长细比和初始荷载比的轴心受压钢构件,其高温下的临界温度应介于对应的完全约束轴压钢构件临界温度 $T_{cr,\infty}$ 与无约束轴压钢构件临界温度 $T_{cr,0}$ 之间。因此,进一步补充计算了不同长细比、初始荷载比和轴向约束刚度比下轴心受压约束钢构件的临界温度,并将所得的 $T_{cr,\infty}$ 和 $T_{cr,0}$ 分别列于表1和表2中。

表1 完全约束轴心受压钢构件的临界温度

Table 1 Critical temperatures of fully constrained steel members under axial compression

°C

$\lambda \backslash \gamma_0$	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120	130	140	150
0.10	804	778	741	709	689	677	667	655	646	644	645	648	652	657	662
0.15	756	727	687	662	642	625	612	599	588	585	586	589	593	598	605
0.20	712	689	654	623	599	581	569	557	544	540	541	544	549	555	562
0.25	684	663	622	589	565	545	531	520	505	499	499	503	508	515	523
0.30	662	638	594	561	533	512	494	483	463	456	455	458	465	474	484
0.35	640	613	570	534	504	475	453	440	426	418	416	418	425	434	444
0.40	618	592	548	508	470	437	415	401	390	367	359	361	374	393	409
0.45	597	573	526	480	437	404	352	322	312	315	304	302	309	324	346
0.50	580	554	505	451	406	334	288	264	255	258	266	261	263	274	290
0.55	563	536	482	424	347	279	241	221	214	216	224	231	230	238	250
0.60	547	518	458	395	293	238	207	190	184	184	191	202	205	210	220
0.65	530	499	435	335	252	207	182	167	161	161	166	174	186	189	197
0.70	514	477	414	288	221	184	162	150	144	143	146	153	161	168	176
0.75	495	454	380	251	195	162	144	134	130	129	132	136	140	146	153
0.80	473	431	327	218	169	143	129	121	117	117	119	121	124	129	134
0.85	451	410	262	183	148	129	118	111	107	107	107	109	112	115	119
0.90	428	331	207	156	132	118	109	103	99	98	98	98	101	103	107

当轴心受压钢构件不受约束时,其临界温度即为 $T_{cr,0}$;当轴心受压钢构件受约束时,其临界温度可偏保守地取为 $T_{cr,\infty}$ 。其中,当实际中的约束轴心受压钢构件满足 $\gamma_0 \leq 0.4$ 和表3要求时, $T_{cr,\infty}$ 与其精确临界温度的差异较小(不超过30°C);不满足上述要求(特别是在轴向约束刚度比 κ 小于0.10)时,按 $T_{cr,\infty}$ 取临界温度时保守性更大。

为提升设计效率和经济性,本文基于参数分析结果

给出了实际约束轴压钢构件临界温度的实用计算式:

$$T_{cr} = (1 - \alpha)T_{cr,0} + \alpha T_{cr,\infty} \quad (1)$$

式中: α 为权重系数, $T_{cr,0}$ 和 $T_{cr,\infty}$ 分别为对应的无约束钢构件的临界温度和完全约束钢构件的临界温度。 α 由下式计算:

$$\alpha = \min(f(\lambda, \gamma_0, \kappa), 1) \quad (2)$$

$$f(\lambda, \gamma_0, \kappa) = f_1(\lambda) f_2(\lambda, \gamma_0) f_3(\kappa) \quad (3)$$

表2 无约束轴心受压钢构件临界温度

Table 2 Critical temperatures of unconstrained steel members under axial compression

°C

λ γ_0	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120	130	140	150
0.10	820	823	827	831	835	840	844	846	844	840	833	826	820	815	810
0.15	767	768	771	773	775	777	776	771	761	749	738	728	721	714	708
0.20	725	727	730	733	735	735	729	712	698	692	688	685	682	680	678
0.25	692	693	695	696	697	696	693	685	678	671	666	662	659	656	654
0.30	671	672	675	677	678	678	674	666	658	650	644	640	636	633	630
0.35	650	652	655	657	659	659	655	646	638	629	622	617	613	609	606
0.40	629	631	635	637	639	640	636	627	617	608	600	596	594	591	589
0.45	608	611	614	617	620	621	617	608	598	592	586	582	579	576	574
0.50	590	592	596	598	601	602	599	592	585	578	572	567	564	561	558
0.55	574	576	580	583	586	587	585	579	571	564	558	553	549	545	543
0.60	558	560	565	568	571	573	572	566	558	550	543	538	534	530	528
0.65	542	544	549	553	556	558	558	552	544	536	529	523	519	515	512
0.70	526	529	533	538	541	544	544	538	530	522	515	509	504	500	492
0.75	510	513	518	522	526	530	530	525	517	508	500	485	473	460	451
0.80	491	495	502	507	512	515	516	511	503	485	465	448	434	421	411
0.85	468	473	481	489	495	501	502	495	476	452	430	411	395	377	365
0.90	446	450	459	467	474	480	480	469	447	420	393	366	347	330	317

式中： $f_1(\lambda)$ 、 $f_2(\lambda, \gamma_0)$ 和 $f_3(\kappa)$ 分别为影响系数，本文基于参数分析结果和最小二乘法分别拟合了其计算式：

$$f_1(\lambda) = \begin{cases} 331.9\lambda^{-1.661} + 0.3 & \lambda \leq 70 \\ 1.593e^{-\left(\frac{\lambda-196.2}{77.77}\right)^2} + 0.471 & \lambda > 70 \end{cases} \quad (4)$$

当 $\gamma_0 > 0.5$ 且 $\lambda > 70$ 时， $f_2(\lambda, \gamma_0)$ 按下式计算：

$$f_2(\lambda, \gamma_0) = \left[1.026e^{-\left(\frac{\lambda-153.9}{71.13}\right)^2} + 0.686 \right] \cdot (1.473e^{-4.716\gamma_0} + 0.081) \quad (5)$$

其余情况下， $f_2(\lambda, \gamma_0)$ 按下式计算：

$$f_2(\lambda, \gamma_0) = 1.473e^{-4.716\gamma_0} + 0.081 \quad (6)$$

$$f_3(\kappa) = 58\kappa + 0.27 \quad (7)$$

因此，只需已知轴心受压钢构件的长细比、初始荷载比和轴向约束刚度比即可根据表1至表3以及上述计算式得到轴心受压约束钢构件的临界温度。其中，构件的计算长度可基于《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)^[8]中表7.4.1-1和7.4.1-2计算。在轴向约束刚度比计算式 $\kappa = k_c/k_{c0}$ 中，常温下构件的轴向刚度 $k_{c0} = EA/l$ (E 为钢材常温下弹性模量， A 为截面面积， l 为构件长度)。轴向约束刚度 k_c 可通过以下两种方法计算：其一是采用有限

元模拟方法，即在原有限元数值模型中去除该构件，并在其两端节点施加一对沿该构件纵向的反向力 F 求解该构件的相对纵向位移 Δ ，则 $k_c = F/\Delta$ ；其二是偏保守地将该构件周围约束构件的远端视为固定铰，并按下式计算：

$$\frac{1}{k_c} = \sum_{i=1}^m \frac{1}{k_{i,N}} \quad (8)$$

式中： i 为所研究构件与周围构件相连的端部编号， $m = 1$ (所研究构件仅一端与周围构件相连，另一端与支座相连)或 2 (所研究构件两端均与周围构件相连)， $k_{i,N}$ 为所研究构件第 i 端的约束刚度，按下式计算：

$$k_{i,N} = \sum_{j=1}^{n_i} \frac{E_j A_j \cos^2 \alpha_j}{l_j} \quad (9)$$

式中： j 为与所研究构件第 i 端相连的约束构件编号， n_i 为所研究构件第 i 端的周围构件总数， E_j 、 A_j 、 α_j 、 l_j 分别为第 j 根约束构件的弹性模量、截面积、与所研究构件的夹角、长度。

由上述可知，所提出的临界温度计算方法可以大大简化钢结构基于构件耐火验算的防火设计方法。但对于特别重要的结构仍需通过整体结构抗火分析以确定杆件的准确临界温度。

方法(即整体结构热力耦合分析)确定的杆件临界温度, $T_{cr,4}$ 为按无约束轴压钢构件(《建筑钢结构防火技术规范》(GB 51249—2017)^[2]中的规定,即表2)确定的临界温度。

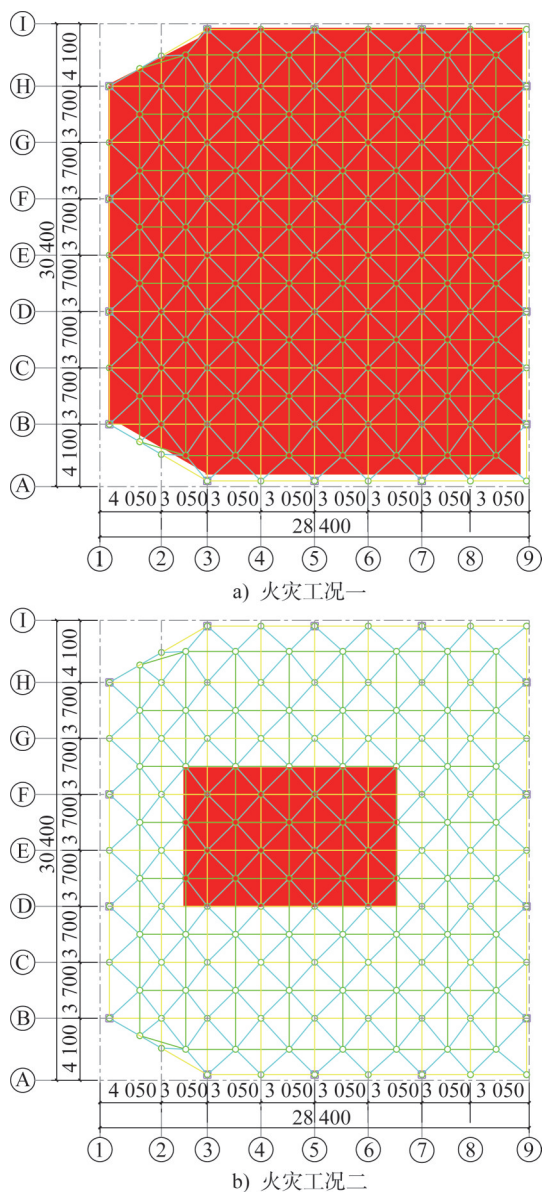


图8 火灾工况
Fig. 8 Fire conditions

图9给出了两种火灾工况下的网架破坏时变形最大节点的竖向位移-杆件最高温度曲线,其中 u 为竖向位移。图10给出了两种火灾工况下网架处于整体破坏临界状态时的竖向位移云图。

(1) 火灾工况一

此工况为网架整体受火。由图9和图10a)可知,网架达到整体破坏临界状态时的杆件最高温度为529℃,此时支座附近斜腹杆已屈曲,但上弦杆屈曲不明显。

表4对火灾工况一下网架结构不同类型和不同位置

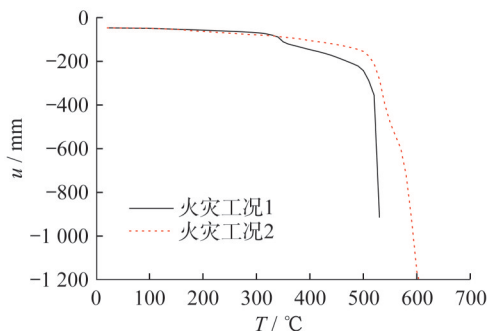


图9 网架破坏时变形最大节点竖向位移-杆件温度曲线
Fig. 9 Vertical displacement-member temperature curves of joint with maximum deformation in spatial truss

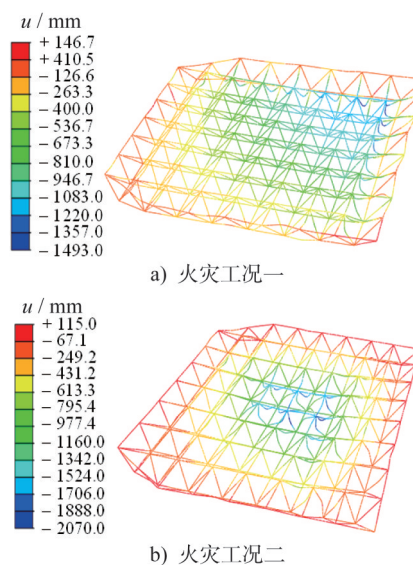


图10 网架处于整体破坏临界状态时的竖向位移云图
Fig. 10 Vertical displacement contour of spatial truss at critical state of overall failure

处的7根杆件的临界温度进行了统计与比较。由表4可知, $T_{cr,1}$ 和 $T_{cr,2}$ 均小于 $T_{cr,3}$, 计算结果偏于安全, 而根据现行《建筑钢结构防火技术规范》(GB 51249—2017)^[2]中不考虑约束构件的温度内力影响计算所得 $T_{cr,4}$ 则均偏于不安全。另外,对于约束刚度比较小的构件(如G-5-T4),采用计算式(1)计算得到的 $T_{cr,2}$ 可改善按完全约束构件确定的 $T_{cr,1}$ 的保守性。

(2) 火灾工况二

火灾工况二为网架中间区域局部受火。由图9和图10b)可知,网架达整体破坏临界状态时的杆件最高温度为586℃,此时受火区大部分斜腹杆及部分上弦杆已屈曲。

表5对火灾工况二下网架结构不同类型和不同位置处的10根杆件的临界温度进行了统计和比较。由表5可知,所有杆件的 $T_{cr,1}$ 和 $T_{cr,2}$ 均小于 $T_{cr,3}$, 而 $T_{cr,4}$ 则偏于不安全。

表4 火灾工况一杆件临界温度对比

Table 4 Comparison of critical temperatures of members under fire condition 1

杆件编号	γ_0	λ	κ	$T_{cr,1}/^{\circ}C$	$T_{cr,2}/^{\circ}C$	$T_{cr,3}/^{\circ}C$	$T_{cr,4}/^{\circ}C$
E-3-T3	0.37	60	0.12	459	459	525	640
G-5-T4	0.46	63	0.09	374	403	462	614
B-4-T2	0.37	69	0.19	440	440	477	670
C-7-T3	0.30	75	0.16	490	490	523	639
D-6-T2	0.40	62	0.20	432	432	509	639
F-6-T4	0.40	62	0.19	432	432	503	638
E-8-X2	0.40	64	0.15	429	429	501	640

表5 火灾工况二杆件临界温度对比

Table 5 Comparison of critical temperatures of members under fire condition 2

杆件编号	γ_0	λ	κ	$T_{cr,1}/^{\circ}C$	$T_{cr,2}/^{\circ}C$	$T_{cr,3}/^{\circ}C$	$T_{cr,4}/^{\circ}C$
F-3-T3	0.45	62	0.08	393	435	524	620
F-5-T1	0.40	54	0.07	457	463	514	640
G-5-T3	0.25	59	0.18	547	547	557	696
E-7-T2	0.25	62	0.22	542	542	574	695
E-3-T3	0.37	60	0.12	460	460	528	651
G-5-T4	0.46	63	0.08	374	424	516	603
F-6-T4	0.40	62	0.20	433	433	521	639
D-4-T4	0.34	62	0.17	478	478	519	662
G-6-T3	0.37	67	0.26	443	443	542	640
G-3-T4	0.25	62	0.20	542	542	583	695

3.2 桁架结构数值算例验证

为进一步说明本文提出的临界温度计算方法的适用性,采用一平面梯形钢桁架结构对该方法进行验证。

该桁架立面图如图11所示,其中 $q = 11.78 \text{ kN}$,常温下最大杆件应力比为0.5。所有杆件采用梁单元B31模拟,每根杆件划分为10个单元,并考虑几何非线性。钢材的本构模型和高温力学性能指标选用方法均与第3.1节一致。桁架支座条件为简支,节点形式为刚接。分

别单独加热单个杆件,并将该杆件临界温度与本文和规范计算的临界温度进行对比,见表6。由表6可知,所选取典型构件的 $T_{cr,1}$ 和 $T_{cr,2}$ 均小于 $T_{cr,3}$,而 $T_{cr,4}$ 结果偏大;对于约束刚度比较低的杆件,采用 $T_{cr,1}$ 将过于保守,而通过式(1)所得 $T_{cr,2}$ 则更接近实际值 $T_{cr,3}$ 。

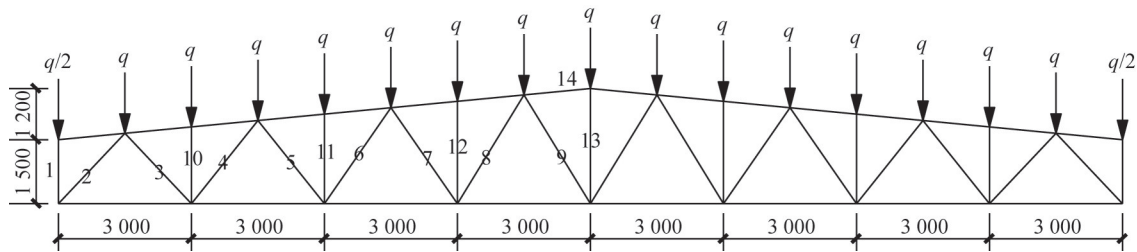


图11 桁架立面图(单位:mm)

Fig. 11 Elevation of the truss (unit: mm)

表6 桁架杆件临界温度对比

Table 6 Comparison of critical temperatures of truss members

杆件编号	γ_0	λ	κ	$T_{cr,1}/^{\circ}C$	$T_{cr,2}/^{\circ}C$	$T_{cr,3}/^{\circ}C$	$T_{cr,4}/^{\circ}C$
2	0.46	52	0.01	423	589	614	620
6	0.37	83	0.05	421	482	579	632
4	0.43	56	0.05	440	511	600	628
10	0.12	62	0.09	659	659	719	815
11	0.15	69	0.12	612	612	703	776
12	0.17	80	0.14	582	582	652	746

由以上数值算例及数据对比可知,本文所提出的临界温度计算方法确定的轴心受压约束钢杆件的临界温度均低于结构整体破坏时的温度和杆件破坏时的温度,因

此具有安全性;同时,该方法计算流程简便,具有实用性。

4 结论

本文采用经试验验证的有限元模型分析了长细比、轴向约束刚度比和初始荷载比等参数对轴心受压约束钢构件火灾响应的影响,并提出了该类构件临界温度的实用计算方法,得到的结论如下:

(1) 若以结构承载能力不低于受火前的能力为目标,火灾下轴心受压约束钢构件的临界温度(破坏温度)以构件在升温过程中屈曲以后轴力下降至其火灾前的初始值为准则来确定。

(2) 当构件长细比较小且轴向约束刚度比足够大时,火灾下轴心受压约束钢构件的屈曲过程仍为稳定平衡状态,即其轴力不发生突降。

(3) 轴向约束刚度比越大,火灾下轴心受压约束钢构件的临界温度通常越低。因此,实际轴心受压约束钢构件的临界温度通常介于完全约束和无约束轴心受压约束钢构件的临界温度之间。

(4) 基于参数分析结果,提出了考虑初始荷载比、杆件长细比和轴向约束刚度比的轴心受压约束钢构件的临界温度实用计算方法。

(5) 实际约束轴心受压钢构件的临界温度可偏保守地取为完全约束轴压钢构件临界温度,或按本文提出的实用计算式计算更准确的临界温度。

(6) 本文提出的轴心受压约束钢构件临界温度的计算方法具有实用性,但偏保守。对于特别重要的结构,仍应通过整体结构抗火分析以确定杆件更准确的临界温度。

参考文献:

- [1] 李国强,韩林海,楼国彪,等. 钢结构及钢-混凝土组合结构抗火设计[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2006.
LI Guoqiang, HAN Linhai, LOU Guobiao, et al. Fire resistance design of steel structure and steel-concrete composite structure [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2006. (in Chinese)
- [2] 中华人民共和国住房和城乡建设部,中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 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.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Code for Fire Safety of Steel Structures in Buildings:GB 51249—2017[S]. Beijing: China Planning Press, 2017. (in Chinese)
- [3] RODRIGUES J P C, CABRITA NEVES I, VALENTE J C. Experimental research on the critical temperature of compressed steel elements with restrained thermal elongation[J]. Fire Safety Journal, 2000, 35(2): 77-98. DOI: 10.1016/S0379-7112(00)00018-7.
- [4] WANG Y C. Postbuckling behavior of axially restrained and axially loaded steel columns under fire conditions[J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(3): 371-380. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2004)130:3(371).
- [5] 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)
- [6] European Committee for Standardization. Design of steel structures-Part 1-2: General rules Structure fire design: Eurocode 3 [S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2005.
- [7] FRANSSEN J M. Failure temperature of a system comprising a restrained column submitted to fire [J]. Fire Safety Journal, 2000, 34(2): 191-207. DOI: 10.1016/S0379-7112(99)00047-8.
- [8] 中华人民共和国住房和城乡建设部,中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 钢结构设计标准:GB 50017—2017[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2017.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Standard for Design of Steel Structures:GB 50017—2017[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017. (in Chinese)