

引用本文:刘艳芝,胡元涛,柯珂.火灾后栓接 Q690 角钢净截面受拉承载力研究[J].建筑科学与工程学报,2022,39(5):132-141.
LIU Yan-zhi, HU Yuan-tao, KE Ke. Study on Net Section Tension Bearing Capacity of Bolted Q690 Angle Steel After Fire[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2022, 39(5): 132-141.

DOI:10.19815/j.jace.2021.05053

火灾后栓接 Q690 角钢净截面受拉承载力研究

刘艳芝¹, 胡元涛¹, 柯珂²

(1. 湖南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410082; 2. 重庆大学 土木工程学院, 重庆 400045)

摘要:对栓接 Q690 角钢在火灾后的净截面受拉承载力展开研究,参考过火后高强度 Q690 材性试验结果,利用 ABAQUS 建立栓接 Q690 角钢的有限元模型,分析面外偏心距、螺栓连接长度、过火温度对火灾后栓接 Q690 角钢净截面受拉承载力的影响;将已有相关公式及规范公式的计算结果与模拟得到的角钢支撑受拉极限荷载进行比较;基于最小二乘法,提出了 Q690 角钢净截面受拉承载力的有效截面系数公式,对比了数值结果及其他文献试验结果;基于数值模拟数据库,进行了可靠度分析。结果表明:有效截面系数随着螺栓连接长度的增大而增大,随着面外偏心距的增大而减小,而过火温度对有效截面系数几乎没有影响;美国规范 AISC 360-16 对不同过火温度下 Q690 角钢净截面受拉承载力预测结果偏于不安全,中国现行《钢结构设计标准》预测结果偏于离散;提出的计算公式对于不同过火温度下的栓接 Q690 角钢净截面受拉承载力均能进行较好预测;推荐所提出公式计算火灾后栓接 Q690 角钢净截面受拉承载力的抗力分项系数为 1.061。

关键词:火灾后;高强度;受拉承载力;有效截面系数;可靠度分析

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 1673-2049(2022)05-0132-10

Study on Net Section Tension Bearing Capacity of Bolted Q690 Angle Steel After Fire

LIU Yan-zhi¹, HU Yuan-tao¹, KE Ke²

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, Hunan, China;
2. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China)

Abstract: The net section tension bearing capacity of bolted Q690 angle steel after fire was investigated. The finite element model of bolted Q690 angle steel was established by ABAQUS with reference to the material property test results of high strength steel Q690 after fire. The effects of out-of-plane eccentricity, bolt connection length and fire temperature on the tension bearing capacity of the net section of bolted Q690 angle steel after fire were analyzed. The calculation results of existing research related formulas and code formulas were compared with the tensile limit load of angle steel support obtained by simulation. Based on the least square method, the effective section coefficient formula of the net section tension bearing capacity of Q690 angle steel was proposed, and the numerical results were compared with the experimental results in

收稿日期: 2021-05-09

基金项目: 国家自然科学基金项目(52178111, 51890902); 湖湘高层次人才聚集工程支持计划创新人才项目(2021RC5005); 高等学校学科创新引智计划项目(B13041)

作者简介: 刘艳芝(1982-), 女, 湖南新化人, 副教授, 工学博士, E-mail: liuyanzhi@hnu.edu.cn.

通信作者: 柯珂(1987-), 男, 湖南长沙人, 研究员, 工学博士, E-mail: ke.ke@cqu.edu.cn.

other literatures. Based on the numerical simulation database, the reliability analysis was carried out. The results show that the effective section coefficient increases with the increase of bolt connection length and decreases with the increase of out-of-plane eccentricity. The fire temperature has little effect on the effective section coefficient. The net section bearing capacity of Q690 angle steel after different fire temperatures calculated by the formula in AISC 360-16 are unconservative, and the prediction result of the current Chinese *Standard for Design of Steel Structures* are in discrete distribution. The proposed calculation formula can well predict the net section tension bearing capacity of bolted Q690 angle steel under different fire temperatures. It is recommended that resistance factor of the proposed equation for calculating the net section tension bearing capacity of bolted Q690 angle steel after fire is 1.061.

Key words: after fire; high strength steel; tension bearing capacity; effective section coefficient; reliability analysis

0 引言

螺栓连接角钢支撑是钢结构中常用的拉压构件,其节点是关键部位,净截面断裂是栓接受拉角钢常见的破坏模式。Chesson 等^[1-2]进行了大量试验,提出使用有效截面系数(角钢受拉极限荷载与净截面面积和抗拉强度乘积之比)来量化剪力滞对角钢受拉构件净截面承载力的影响。Kulak 等^[3-6]采用试验或数值模拟的方法分别提出了相应的有效截面系数。然而,上述研究主要是针对普通钢材,在使用栓接高强钢受拉构件中,由于其延性折减^[7],剪力滞对高强钢受拉构件的影响比对普通钢更加显著,在整个横截面达到充分的应力重分布之前,材料可能会在连接的附近提前断裂。已有部分学者对高强角钢净截面断裂承载力展开了研究,如 Teh 等^[8]对栓接 G450 冷轧角钢的净截面承载力进行了试验,并为工程应用提出了一个新的设计公式。Ke 等^[9]对 7 个栓接 Q690 高强角钢进行拉伸试验,研究表明高强钢的屈强比和连接配置可能会减小有效截面系数。

以往研究主要集中在常温工况下,对于高温后栓接高强角钢受拉构件的研究较缺乏。在火灾情况下,钢结构不可避免地暴露在高温中,由于设计的冗余备份,钢结构可能不会发生倒塌,因此火灾后钢结构构件剩余承载力的评估十分关键,这决定了该构件是可以直接使用还是修复后使用或者被替换。目前,世界范围内关于火灾后钢结构再利用的规范十分有限,英国钢结构标准 BS 5950^[10]附录 B 给出了高温后 S235、S275 和 S355 再利用的建议。中国《火灾后建筑结构鉴定标准》(CECS 252:2009)^[11]附录 J 对热轧结构钢 Q235 和 Q345 在高温下和高温后的屈服强度折减系数进行了建议。然而,由于

高强钢与普通钢应力-应变曲线明显不同,适用于普通钢的材性折减系数可能不适用于高强钢,目前对于高强钢高温后的材性折减系数尚无规范涉及。

基于此背景,本文采用有限元软件 ABAQUS 对火灾后栓接高强角钢净截面断裂的承载力展开研究,充分考虑面外偏心距、螺栓连接长度、过火温度的影响,并将已有相关公式及规范公式的计算结果与数值模拟极限荷载进行比较,依据最小二乘法,提出了一个修正的有效截面系数公式,最后基于数值模拟数据库进行可靠度分析。

1 有限元模型

1.1 材料模型

采用 ABAQUS 软件对栓接高强角钢受拉构件进行分析。角钢和节点板的钢材等级均为 Q690^[12],厚度分别为 6 mm 和 10 mm,采用 12.9 级的 M22 高强螺栓^[13],具体材料性能见表 1,其中, E 为弹性模量, f_y 为屈服强度, f_u 为抗拉强度, ϵ_u 为抗拉强度对应的应变。本文高强钢弹塑性本构采用修正的多折线模型^[14],高强螺栓采用双折线模型,均遵循米塞斯屈服准则,塑性强化为各向同性,两者本构模型见图 1,其中 ϵ_0 、 $\epsilon_{0.2}$ 、 ϵ_h 、 ϵ_y 为不同强度对应的应变。

表 1 常温下的材料性能

Table 1 Material Properties at Normal Room Temperature

材料	E/GPa	f_y/MPa	f_u/MPa	ϵ_u
Q690(厚度 6 mm)	185	640	715	0.061
Q690(厚度 10 mm)	195	705	730	0.060
12.9 级 M22 高强螺栓	211	1 210	1 310	0.033

颈缩前材料的真实应力、应变可以通过拉伸试验得到的名义应力、应变进行推导,颈缩后变形主要

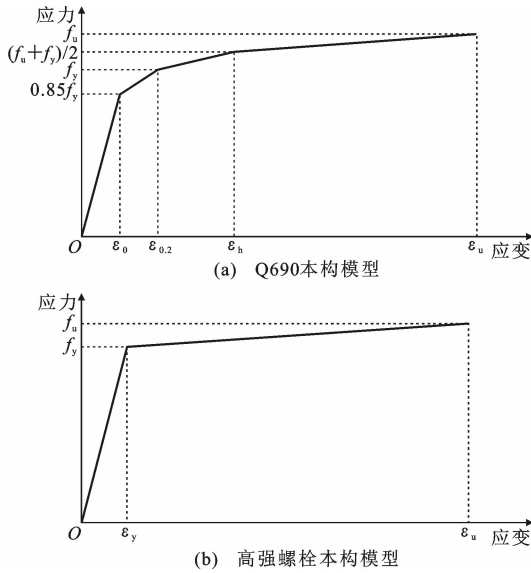


图1 材料模型

Fig. 1 Material Model

集中在颈缩区,应力场由单轴均匀应力场转变为三轴不均匀应力场,真实应力、应变不能通过拉伸试验获得,本文采用 Kang 等^[15]提出的颈缩后真实应力-应变公式。金属渐进性损伤和失效采用 R-T 断裂模型^[15],断裂时的等效塑性应变是应力三轴度的函数,采用取决于有效塑性位移的线性损伤演化法则,即

$$\epsilon_p^f = \alpha e^{-\chi\eta} \quad (1)$$

$$dD = \frac{l^*}{\bar{u}_p^{pl}} d\epsilon_p^{pl} \quad (2)$$

式中: ϵ_p^f 为断裂时的等效塑性应变; η 为应力三轴度; α 、 χ 为待定参数,Rice 等^[16]推导 $\chi=1.5$,Myers 等^[17]指出尽管不同钢材性能不同,但 $\chi=1.5$ 对于所有的钢材都是合理的, α 通过有限元反迭代得出,比较有限元结果和试验结果,反复迭代直至有限元结果与试验结果吻合,最终可得 $\alpha=0.85$; D 、 l^* 、 ϵ_p^{pl} 分别为整体损伤变量、特征长度和等效塑性应变^[18]; \bar{u}_p^{pl} 为有效塑性位移,由于缺乏试验数据,本文取 $\bar{u}_p^{pl}=0.1$ ^[19]。

文献[15]、[20]对 Q690 进行高温后的材料性能试验,提出高温后 Q690 的材料强度折减系数,其中过火温度只是延迟了试件的颈缩现象,对断裂参数没有影响。高温后的材料强度为常温下材料强度乘以高温后材性折减系数,由于过火 600 °C 及以下对 Q690 材性几乎不产生影响^[15,20],故本文只将常温 20 °C 和过火 700、800、900 °C 的 Q690 角钢材性进行总结,见表 2。文献[13]指出过火 400 °C 后,由于强度和延性难以同时保证,过火后高强螺栓应直

表 2 高温后 Q690 材料性能

Table 2 Material Properties of Q690 Steel After High Temperatures

过火温度 $T/^\circ\text{C}$	$E_{T/\text{GPa}}$	$f_{y,T}/\text{MPa}$	$f_{u,T}/\text{MPa}$	$\epsilon_{u,T}$	Q_T
20	185	640	715	0.061	1.00
700	185	505	617	0.073	0.82
800	185	374	556	0.109	0.62
900	185	283	575	0.080	0.67

注: E_T 、 $f_{y,T}$ 、 $f_{u,T}$ 和 $\epsilon_{u,T}$ 分别为不同过火温度 T 下的弹性模量、屈服强度、抗拉强度和抗拉强度对应的应变; Q_T 为颈缩后真实应力-应变函数中的加权参数^[15]。

接替换,因此本文将高温后原螺栓替换掉,新螺栓依旧采用 12.9 级的 M22 高强螺栓。

1.2 单元类型和网格划分

角钢、节点板和高强螺栓均采用三维 8 节点线性缩减积分单元 C3D8R 进行模拟。网格划分综合考虑计算精度与时间,在螺栓孔附近采用局部网格细化,经网格敏感性分析得出最优细化网格尺寸为 $1.5\text{ mm} \times 1.5\text{ mm}$,这样可以减小网格尺寸对角钢断裂破坏的影响。

1.3 接触定义

各组件之间的接触主要包括以下 3 个部分:角钢与节点板、螺栓与角钢、螺栓与节点板,所有的接触均定义为通用接触。螺栓杆与螺母之间的接触关系对整个模型的影响不大,故建模时作为一个整体。接触属性定义主要分为 2 类:切线接触和法线接触,其中前者定义为库仑摩擦力,摩擦因数取 0.25 ^[21],后者设置成硬接触,允许接触后分开。

1.4 边界条件及加载方式

试验过程中为避免摩擦的影响,螺栓是用手拧紧的,所以在有限元模拟中螺栓没有施加预紧力。在节点板的端部设置参考点,将参考点与节点板端部耦合,如图 2 所示(U_1 、 U_2 和 U_3 为三个平动自由度, U_{R1} 、 U_{R2} 和 U_{R3} 为三个扭转自由度),在 RP-1 参考点施加水平位移控制加载,在 RP-2 参考点进行固接,采用动力显式求解器进行求解。

1.5 试件描述

为验证上述有限元模型的合理性,本文对文献[12]中常温下 6 mm 厚的 Q690 角钢净截面断裂破坏试验进行数值模拟,从文献中取 3 个试件,详细尺寸见表 3,几何变量定义如图 3 所示,其中, b_c 为角钢连接肢宽度, b_d 为角钢未连接肢宽度, L 为螺栓连接长度, e_1 为边距, e_2 为端距, \bar{x} 为角钢形心到接触面的距离, \bar{y} 为角钢形心到螺栓连接中心线的距离, P_{Test} 为试验极限荷载, P_{FEA} 为数值模拟极限荷载。

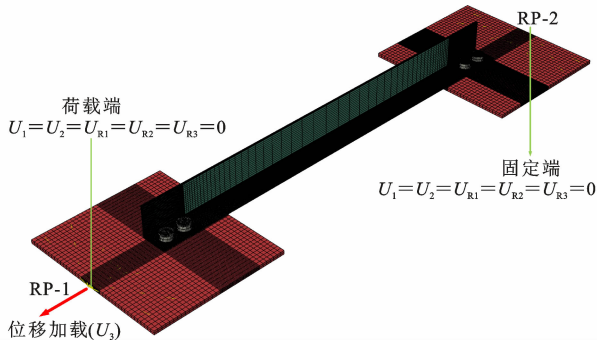


图 2 边界条件及加载方式

Fig. 2 Boundary Condition and Loading Method

表 3 试件参数

Table 3 Parameters of Specimens

试件	螺栓个数	b_c /mm	b_d /mm	L /mm	e_1 /mm	e_2 /mm	P_{Test} /kN	P_{FEA} /mm	失效模式	P_{Test}/P_{FEA}
B1-L-Bt3	3	85	65	150.10	59.83	41.14	432	419	N	1.03
B2-E-Bt3	3	65	65	150.36	60.28	31.82	352	350	N	1.01
B3-S-Bt3	3	65	125	149.94	60.53	32.00	421	402	N	1.05

注: N 代表净截面断裂。

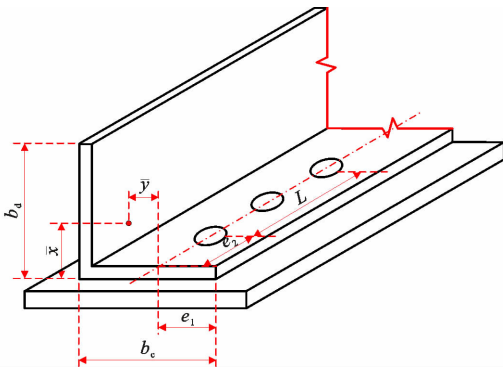


图 3 几何变量定义

Fig. 3 Definition of Geometric Variables

曲线和试验曲线走势趋近,对极限荷载及其对应的位移均有较好地模拟。数值模拟的荷载-位移曲线下降段相比试验过于陡峭,可能是有限元中的损伤演化法则不能很好地贴合实际试验中材料的刚度退化规律。因损伤演化法则对极限荷载几乎不产生影响,主要影响达到极限荷载之后的下降段^[9],故可以忽略损伤演化法则细微差异对本文研究的影响。其余试件数值模拟极限荷载见表 3,可以看出数值模拟结果与试验结果吻合,其准确性是可以接受的。

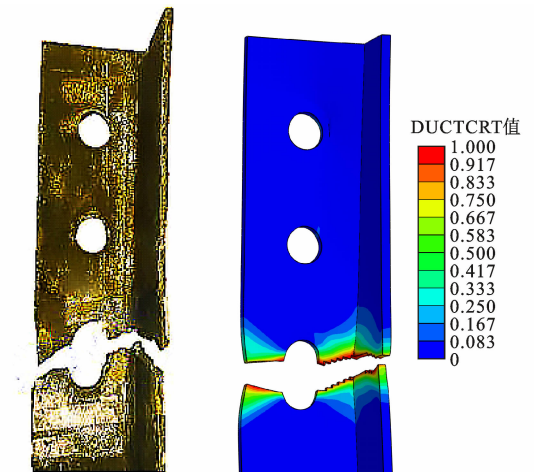
2 参数分析

采用 ABAQUS 对 Q690 角钢高温后净截面断裂进行数值模拟并进行参数分析。参数分析中主要考虑的变量有面外偏心距、螺栓连接长度和过火温度,螺栓的端距为 $2.5d_0$,间距为 $3d_0$,其中 d_0 为螺

限于篇幅,后续仅给出文献[12]中试件 B1-L-Bt3 的数值模拟破坏模式及荷载-位移曲线,并将其与试验结果进行对比分析。

1.6 有限元与试验结果对比

图 4 为试件数值模拟与试验结果对比,图 4(b)中数值为与损伤初始化准则相关联的输出变量,当该值为 1 时,说明 R-T 断裂模型得到满足。从图 4 可以看出,试件 B1-L-Bt3 发生沿着净截面的断裂,数值模拟的失效模式与试验结果较吻合。对比试件数值模拟和试验结果的荷载-位移曲线,定义曲线的峰值点纵坐标为试件极限荷载,可以看出数值模拟



(a) 失效模式照片 (b) 失效模式模拟结果

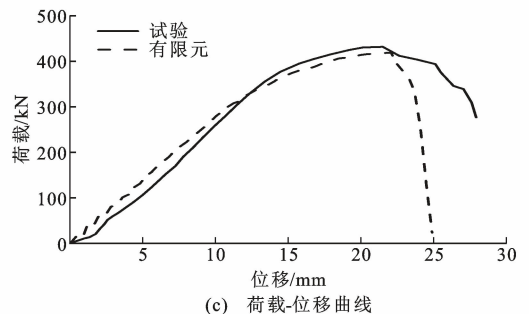


图 4 试验与有限元结果对比 (B1-L-Bt3)

Fig. 4 Comparison Between Test and Finite Element Results (B1-L-Bt3)

栓孔径 ($d_0 = 24$ mm),角钢长肢与节点板连接,螺栓居中放置。选取 8 种截面类型的角钢 ($L75 \times 50 \times 6$ 、 $L75 \times 6$ 、 $L90 \times 56 \times 6$ 、 $L90 \times 6$ 、 $L100 \times 63 \times 6$ 、

L100×80×6、L100×6 和 L110×70×6), 角钢和节点板连接的螺栓数分别为 3、4、5 个, 只考虑常温 20 °C 和过火 700、800、900 °C, 共计 96 个有限元模型。试件的命名为 AX-BX-TX, A 代表角钢类型, 8 种截面类型的角钢依次为 A1~A8, B 代表螺栓个数, T 代表过火温度, 如 A5-B3-T800 表示过火温度为 800 °C 时 3 个螺栓连接的 Q690 角钢 L100×63×6。试件具体布置及数值模拟极限荷载如表 4 所示, 数值模拟有效截面系数如图 5 所示, 其均值为 0.85, 变

表 4 Q690 角钢净截面数值模拟极限荷载

Table 4 Numerical Simulation Ultimate Load of Net Section of Q690 Angle Steel

角钢类型	3 个螺栓时的 P_{FEA}/kN				4 个螺栓时的 P_{FEA}/kN				5 个螺栓时的 P_{FEA}/kN			
	20 °C	700 °C	800 °C	900 °C	20 °C	700 °C	800 °C	900 °C	20 °C	700 °C	800 °C	900 °C
L75×50×6	371	324	294	286	392	340	303	298	393	342	304	300
L75×6	385	339	314	311	414	368	344	338	441	393	359	353
L90×56×6	429	376	343	340	465	406	366	361	480	417	371	367
L90×6	452	394	361	364	489	433	405	402	517	462	431	426
L100×63×6	469	416	375	376	516	454	410	407	536	468	421	418
L100×80×6	480	421	383	386	523	462	425	424	555	493	451	448
L100×6	496	433	391	391	537	473	437	440	567	503	473	470
L110×70×6	508	443	403	406	555	488	445	444	591	518	468	465

2.2 螺栓连接长度

螺栓个数和间距决定连接长度, 以角钢 L90×56×6 和 L90×6 为例, 保持面外偏心距和过火温度不变, 节点板与角钢之间分别使用 3、4、5 个螺栓连接, 对应的螺栓连接长度 L 分别为 144、216、288 mm, 从图 5(b) 可以看出螺栓连接长度显著影响有效截面系数 U_{FEA} 。随着螺栓连接长度的增加, 面外偏心距比较大的角钢 L90×6 有效截面系数明显上升, 而面外偏心距较小的角钢 L90×56×6 有效截面系数先明显上升, 之后上升的趋势逐渐变缓。

2.3 过火温度

以角钢 L100×63×6 和 L100×6 为例, 由图 5(c) 可以看出, 过火温度对有效截面系数 U_{FEA} 几乎没有影响。图 6 为 5 个螺栓连接角钢 L100×63×6 净截面断裂的荷载-位移曲线, 分析可知, 过火温度极大地影响着极限荷载和其对应的位移, 随着过火温度的提高, 极限荷载下降, 但构件的变形能力却显著提高, 过火 900 °C 相比于常温 20 °C 变形能力提高了约 100%。

3 承载力计算

3.1 已有公式

Kulak 等^[3] 给出了热轧角钢净截面断裂极限承载力 P_{Kulak} 的计算公式[式(3)], 该公式假设未连接

异系数为 0.094。

2.1 面外偏心距

比较 L100×63×6、L100×80×6 和 L100×6 的有效截面系数, 如图 5(a) 所示, 3 种角钢偏心距 \bar{x} 分别为 14.44、20.01、27.23 mm, 在相同的螺栓连接长度及过火温度下, 随着偏心距的增大, 数值模拟有效截面系数逐渐下降。比较角钢 L75×50×6 和 L75×6、L90×56×6 和 L90×6, 也可以得到相似的结论。

表 4 Q690 角钢净截面数值模拟极限荷载

Table 4 Numerical Simulation Ultimate Load of Net Section of Q690 Angle Steel

角钢类型	3 个螺栓时的 P_{FEA}/kN				4 个螺栓时的 P_{FEA}/kN				5 个螺栓时的 P_{FEA}/kN			
	20 °C	700 °C	800 °C	900 °C	20 °C	700 °C	800 °C	900 °C	20 °C	700 °C	800 °C	900 °C
L75×50×6	371	324	294	286	392	340	303	298	393	342	304	300
L75×6	385	339	314	311	414	368	344	338	441	393	359	353
L90×56×6	429	376	343	340	465	406	366	361	480	417	371	367
L90×6	452	394	361	364	489	433	405	402	517	462	431	426
L100×63×6	469	416	375	376	516	454	410	407	536	468	421	418
L100×80×6	480	421	383	386	523	462	425	424	555	493	451	448
L100×6	496	433	391	391	537	473	437	440	567	503	473	470
L110×70×6	508	443	403	406	555	488	445	444	591	518	468	465

肢屈服同时连接肢断裂。

$$P_{Kulak} = \left(\frac{b_{cn} + \gamma b_d f_y / f_u}{b_{cn} + b_d} \right) A_n f_u \quad (3)$$

式中: 当一系列螺栓数为 1~3 个时, $\gamma=0.5$, 当一系列螺栓数为 4 个及以上时, $\gamma=1$; b_{cn} 为连接肢的净宽度, $b_{cn} = b_c - d_0$; A_n 为净截面面积。

De Paula 等^[4] 基于试验结果回归分析, 综合考虑面外偏心距 \bar{x} 、螺栓连接长度 L 、连接肢宽度 b_c 、未连接肢宽度 b_d 、连接肢净宽度 b_{cn} 、名义螺栓直径 d 和角钢厚度 t 对冷弯角钢净截面断裂有效截面系数的影响, 提出其极限承载力 $P_{De\ Paula}$ 计算公式, 即

$$P_{De\ Paula} = U_{De\ Paula} A_n f_u \quad (4)$$

$$U_{De\ Paula} = 1.19 - 0.26 \frac{\bar{x}}{L} - \frac{0.63b_{cn} + 0.17b_d - 0.47d - 1.70t}{b_c} \quad (5)$$

Teh 等^[8] 对冷弯槽钢腹板螺栓连接净截面抗力公式进行修改, 使其符合角钢净截面断裂承载力计算, 修改后的承载力 P_{Teh} 计算公式为

$$P_{Teh} = \left[1 / \left(11.1 + \frac{b_d}{b_c + b_d} + \frac{\bar{x}}{L} \right) \right] A_n f_u \quad (6)$$

式中: 括弧内分母的第 1 项表示平面内剪力滞的影响; 第 2 项表示平面外剪力滞的影响; 第 3 项表示由于面外偏心距引起的不利弯矩效应和由于螺栓连接长度增加而抵消不利弯矩效应的影响。

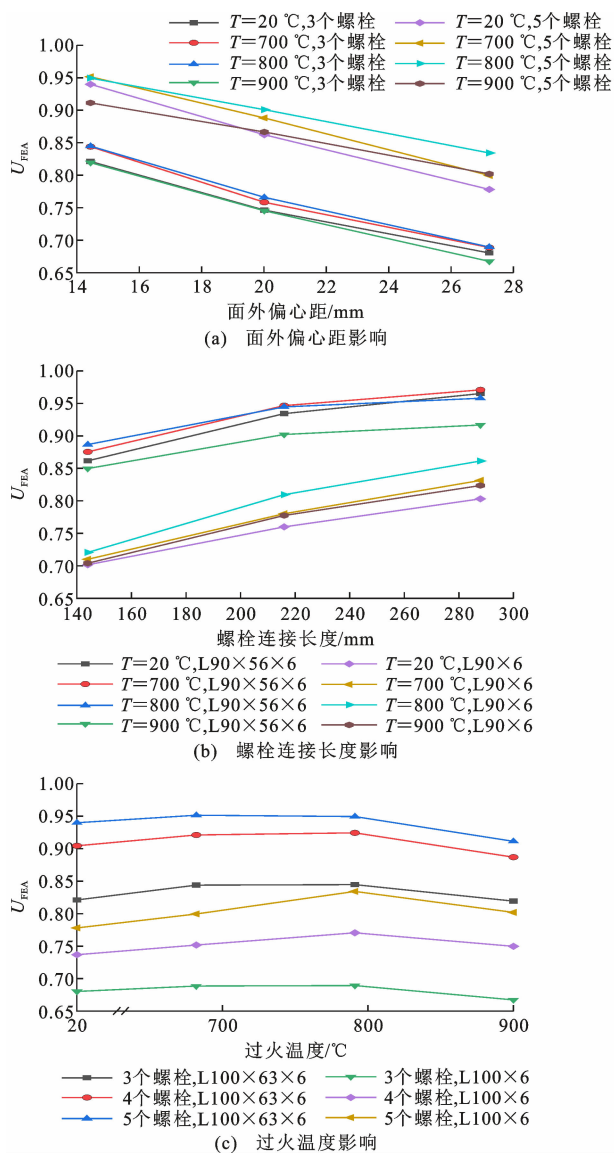


图5 有效截面系数数值模拟结果

Fig. 5 Numerical Simulation Results of Effective Section Coefficient

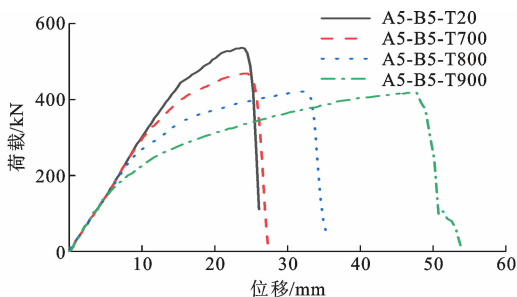


图6 L100x63x6 荷载-位移曲线

Fig. 6 Load-displacement Curves of L100x63x6

Yam 等^[12]考虑材料屈强比和连接配置的影响,在文献[1]、[2]计算公式基础上,给出了高强角钢净截面断裂承载力 P_{Yam} 的计算公式,即

$$P_{Yam} = \beta_m \beta_t \left(1 - \frac{\bar{x}}{L}\right) A_n f_u \quad (7)$$

$$\beta_m = -0.34 \frac{f_y}{f_u} + 1.14 \quad (8)$$

$$\beta_t = 0.4 \frac{b_c}{b_d} + 0.7 \quad (9)$$

Fleitas 等^[6]对之前学者的试验数据进行数值模拟及回归分析,综合考虑 2 个方向偏心的影响,给出了一系列螺栓连接冷弯角钢净截面断裂承载力 $P_{Fleitas}$ 的计算公式,即

$$P_{Fleitas} = U_{Fleitas} A_n f_u \quad (10)$$

$$U_{Fleitas} = 0.9 - 0.2 \frac{\bar{x}}{L} - 0.1 \frac{\bar{x}}{d} - 0.26 \frac{\bar{y}}{L} - 0.05 \frac{\bar{y}}{d} \quad (11)$$

3.2 规范公式

美国规范 AISC 360-16^[22]定义螺栓连接角钢净截面断裂承载力 P_{AISC} 的计算公式为

$$P_{AISC} = \left(1 - \frac{\bar{x}}{L}\right) A_n f_u \quad (12)$$

中国规范《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)^[23]中角钢净截面断裂有效截面系数统一取为 0.85,承载力 P_{GB} 的计算公式为

$$P_{GB} = 0.85 A_n f_u \quad (13)$$

将过火后 Q690 的极限抗拉强度 $f_{u,T}$ 代入各公式计算栓接角钢净截面断裂承载力,求出不同过火温度下 P_{FEA} 与公式计算值比值的平均值和变异系数,如表 5 和图 7 所示。结合表 5 和图 7 比较各公式的性能,从 P_{FEA} 与公式计算值比值的平均值上看,Kulak 等^[3]的公式在常温下对 Q690 角钢的净截面断裂预测较准确,随着过火温度的提升,Kulak 等^[3]的公式明显低估了极限承载力,过火 900 $^\circ\text{C}$ 时,Kulak 等^[3]的公式相比于数值模拟低估了承载力约 16%。Yam 等^[12]的公式预测结果对于不同的过火温度都偏于激进,明显不安全,过火温度越高,不安全程度越大,过火 900 $^\circ\text{C}$ 时,Yam 等^[12]的公式相比于数值模拟高估了承载力约 30%。Teh 等^[8]的公式和 Fleitas 等^[6]的公式对于不同过火温度都偏于保守,Teh 等^[8]的公式保守程度更大。De Paula 等^[4]的公式、美国规范 AISC 360-16^[22]和中国规范^[23]在不同的过火温度下,对极限承载力的预测相对误差均值都在 10%以内,但整体上 De Paula 等^[4]的公式偏于保守,美国规范 AISC 360-16^[22]偏于不安全,中国规范^[23]的预测结果变异系数较大。

综上所述,已有公式不再适用于高温后栓接 Q690 角钢净截面受拉承载力计算。因此,本文基于

表 5 高温后 Q690 角钢净截面断裂极限承载力比较

Table 5 Comparison of Ultimate Breaking Capacity of Net Section of Q690 Angle Steel After High Temperature

过火温度/°C		P_{FEA}/P_{Kulak}	$P_{FEA}/P_{De\ Paula}$	P_{FEA}/P_{Teh}	P_{FEA}/P_{Yam}	$P_{FEA}/P_{Fleitas}$	P_{FEA}/P_{AISC}	P_{FEA}/P_{GB}	P_{FEA}/P_p
20	均值	0.97	1.06	1.36	0.90	1.16	0.92	0.99	0.99
	变异系数	0.118	0.072	0.060	0.054	0.050	0.065	0.103	0.037
700	均值	1.03	1.08	1.39	0.89	1.18	0.94	1.00	1.01
	变异系数	0.107	0.071	0.058	0.058	0.048	0.061	0.099	0.031
800	均值	1.12	1.09	1.40	0.85	1.19	0.95	1.02	1.02
	变异系数	0.086	0.067	0.054	0.067	0.043	0.051	0.090	0.022
900	均值	1.19	1.05	1.35	0.77	1.15	0.91	0.98	0.98
	变异系数	0.066	0.067	0.046	0.064	0.038	0.045	0.085	0.020

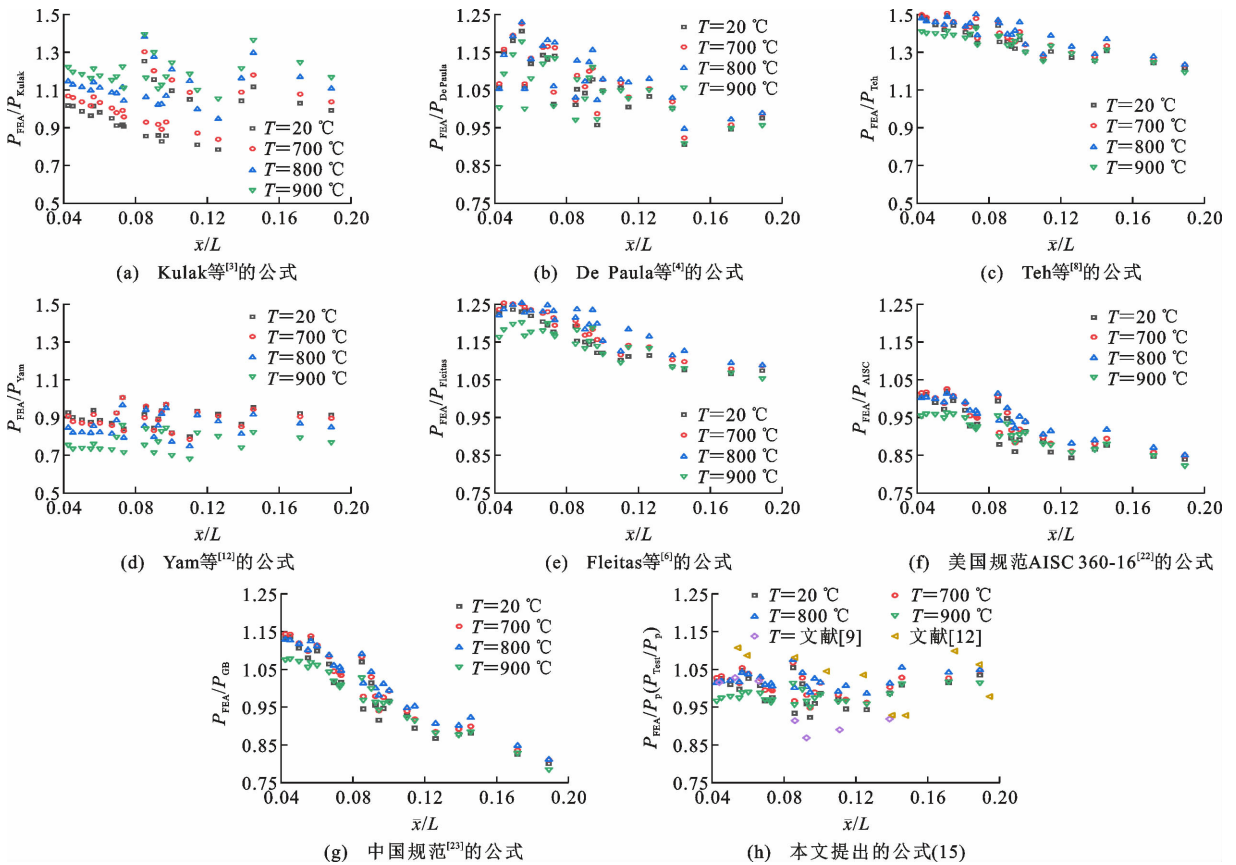


图 7 计算公式结果与数值模拟结果对比

Fig. 7 Comparisons Between Calculation Equations and Numerical Results

96 个有限元模型结果,用最小二乘法对数值模拟有效截面系数进行线性拟合,如图 8 所示。考虑螺栓连接长度和面外偏心距的影响,提出了修正的有效截面系数 U_p 的计算公式,即

$$U_p = 1.0292 - 1.9651 \frac{\bar{x}}{L} \quad (14)$$

相应的过火后栓接 Q690 角钢净截面断裂极限承载力 P_p 的计算公式为

$$P_p = U_p A_n f_{u,T} \quad (15)$$

将本文数值模拟结果与文献[9]、[12]试验结果进行对比[图 7(h)]可以看出,提出的公式对常温以

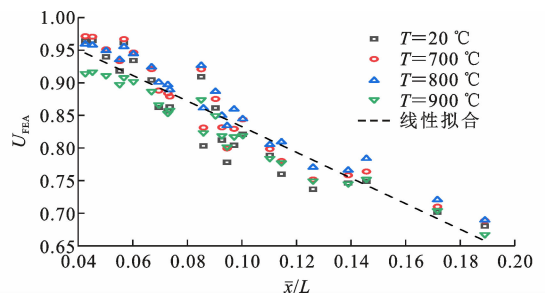


图 8 数值模拟有效截面系数

Fig. 8 Numerical Simulation Effective Section Coefficient
及不同过火温度下栓接 Q690 角钢净截面受拉承载

力均能进行较好预测,所有试件相对误差基本控制在 10%以内,离散性小,故随后对公式(15)进行可靠度分析。

4 可靠度分析

中国规范^[23]采用以概率论为基础的极限状态设计方法,当仅有作用效应 S 和结构抗力 R 两个基本变量时,结构的功能函数 Z 应符合式(16)。

$$Z = g(R, S) = R - S \geq 0 \quad (16)$$

考虑抗力分项系数 γ_R 和荷载分项系数 γ_S 后,式(16)可转化为 $R/\gamma_R \geq \gamma_S S$ 。抗力不定性系数均值 ρ_R 和变异系数 V_R 为

$$\rho_R = \rho_G \rho_M \rho_P \quad (17)$$

$$V_R = \sqrt{V_G^2 + V_M^2 + V_P^2} \quad (18)$$

式中: ρ_G 和 V_G 为几何参数不定性的均值和变异系数; ρ_M 和 V_M 为材料性能不定性的均值和变异系数; ρ_P 和 V_P 为计算模式不定性的均值和变异系数。

几何参数不定性为构件的实际几何参数与名义几何参数的比值,反映构件的几何特性,依据《低合金高强度结构钢》(GB/T 1591—2008)^[24],当厚度小于 16 mm 时,几何参数不定性的均值和变异系数分别为 0.980 和 0.050。材料性能不定性为实测材

表 7 荷载组合

Table 7 Load Combinations

序号	荷载组合
1	$\max\{1.35S_G + 1.4 \times 0.7S_Q, 1.2S_G + 1.4S_Q\}$
2	$\max\{1.35S_G + 1.4 \times 0.7S_W, 1.2S_G + 1.4S_W\}$
3	$\max\{1.35S_G + 1.4 \times (0.7S_Q + 0.6S_W), 1.2S_G + 1.4S_Q + 1.4 \times 0.6S_W\}$ 或 $\max\{1.35S_G + 1.4 \times (0.7S_Q + 0.6S_W), 1.2S_G + 1.4S_W + 1.4 \times 0.7S_Q\}$

根据《建筑结构可靠度设计统一标准》(GB/T 50068—2001)^[28]规定,中国规范^[23]采用的可靠度指标 β 最低值为 3.2,对应安全等级为二级的延性破坏。在目标可靠度下,使用一次二阶矩法,将验算点用可靠度指标 β 进行表达,通过 MATLAB 编程运算迭代求解,在指定的收敛准则下,可得到常温不同荷载组合下的抗力分项系数,如表 8 所示,计算具体过程参考文献^[29]。

当恒活荷载比 ρ 相同的情况下,3 种荷载组合之间抗力分项系数由大到小依次为 γ_{R2} 、 γ_{R3} 、 γ_{R1} ,这与文献^[25]结论一致。对于通用房屋结构,荷载组合 1 和荷载组合 3 起控制作用,下面主要分析这 2 种荷载组合下的抗力分项系数。不考虑恒活荷载比,取上述 2 种荷载组合抗力分项系数最大值,可得 $\gamma_R = 1.059$ 。依据相同的方法可得过火 700、800、

料强度与名义材料强度的比值,由文献^[25]可得,当厚度在 16 mm 以下时,Q690 材料性能不定性的均值和变异系数分别为 1.103 和 0.044。计算模式不定性为数值模拟极限荷载与公式计算的承载力之比,由表 5 可得公式(15)计算模式不定性的均值和变异系数。任何荷载都具有随机性,荷载不定性为其平均值与标准值之比,参考文献^[26],常见的荷载不定性均值和变异系数见表 6。

表 6 荷载不定性统计参数

Table 6 Statistical Parameters of Load Uncertainties

荷载	荷载不定性均值	荷载不定性变异系数	分布类型
永久荷载	1.060	0.070	正态分布
楼面荷载	0.524	0.288	极值 I 型分布
风荷载	0.908	0.193	极值 I 型分布

工程设计中考虑所有的荷载组合是不实际的,本文仅将常见的永久荷载、楼面荷载和 wind 荷载进行组合,参考《建筑结构荷载规范》(GB 50009—2012)^[27]计算荷载组合,如表 7 所示,其中, S_G 为永久荷载计算的荷载效应值, S_Q 为楼面活载计算的荷载效应值, S_W 为风荷载计算的荷载效应值。限于篇幅,本文仅考虑恒活荷载比值 ρ 为 0.25、0.5、1、2 四种情况^[26]。

表 8 常温荷载组合下的抗力分项系数

Table 8 Resistance Partial Factors Under Load Combination at Normal Temperature

恒活荷载比 ρ	荷载组合 1 抗力分项系数 γ_{R1}	荷载组合 2 抗力分项系数 γ_{R2}	荷载组合 3 抗力分项系数 γ_{R3}
0.25	0.982	1.058	0.996
0.50	0.966	1.066	1.017
1.00	0.952	1.104	1.036
2.00	0.956	1.155	1.059

900 °C 时的抗力分项系数分别为 1.036、1.021、1.061。为方便工程应用,偏于安全考虑,取常温及火灾后 Q690 角钢净截面断裂承载力的抗力分项系数均为 1.061。

5 结语

(1)有效截面系数 U_{FEA} 随着螺栓连接长度的增

大而增大,随着面外偏心距的增大而减小,而过火温度对有效截面系数 U_{FEA} 几乎没有影响。

(2)利用美国规范 AISC 360-16 和中国规范对不同的过火温度下 Q690 角钢净截面断裂承载力进行计算,结果表明前者的预测结果相比本文数值模拟结果偏于不安全,而后者预测结果偏离散。因此,已有公式不再适用于高温后栓接 Q690 角钢净截面受拉承载力计算。

(3)依据最小二乘法对 96 个数值模拟有效截面系数进行线性拟合,给出了修正的有效截面系数 U_p 计算公式。该公式对不同过火温度下栓接 Q690 角钢净截面受拉承载力均具有较好的预测能力,与数值模拟结果及其他文献试验结果对比,所有试件相对误差基本控制在 10% 以内,离散性小。

(4)对火灾后 Q690 角钢净截面受拉承载力进行可靠度分析,推荐本文公式(15)的抗力分项系数为 1.061。

参考文献:

References:

- [1] CHESSON E J R, MUNSE W H. Riveted and Bolted Joints: Truss-type Tensile Connections[J]. Journal of the Structural Division, 1963, 89(1): 67-106.
- [2] MUNSE W H, CHESSON E J R. Riveted and Bolted Joints: Net Section Design[J]. Journal of the Structural Division, 1963, 89(1): 107-126.
- [3] KULAK G L, WU E Y. Shear Lag in Bolted Angle Tension Members[J]. Journal of Structural Engineering, 1997, 123(9): 1144-1152.
- [4] DE PAULA V F, BEZERRA L M, MATIAS W T. Efficiency Reduction Due to Shear Lag on Bolted Cold-formed Steel Angles [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2008, 64(5): 571-583.
- [5] PRABHA P, ARUL JAYACHANDRAN S, SARAVANAN M, et al. Prediction of the Tensile Capacity of Cold Formed Angles Experiencing Shear Lag[J]. Thin-walled Structures, 2011, 49(11): 1348-1358.
- [6] FLEITAS I, BONILLA J, BEZERRA L M, et al. Net Section Resistance in Bolted Cold-formed Steel Angles Under Tension [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 167: 105841.
- [7] MA J L, CHAN T M, YOUNG B. Material Properties and Residual Stresses of Cold-formed High Strength Steel Hollow Sections[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 109: 152-165.
- [8] TEH L H, GILBERT B P. Net Section Tension Capacity of Cold-reduced Sheet Steel Angle Braces Bolted at One Leg[J]. Journal of Structural Engineering, 2013, 139(3): 328-337.
- [9] KE K, XIONG Y H, YAM M C H, et al. Shear Lag Effect on Ultimate Tensile Capacity of High Strength Steel Angles[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 145: 300-314.
- [10] Structural Use of Steelwork in Building, Part 8: Code of Practice for Fire Resistant Design; BS 5950 [S]. London: British Standards Institution, 2000.
- [11] 火灾后建筑结构鉴定标准: CECS 252: 2009 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2009.
Standard for Building Structural Assessment After Fire: CECS 252: 2009 [S]. Beijing: China Planning Press, 2009.
- [12] YAM M C, KE K, JIANG B H, et al. Net Section Resistance of Bolted S690 Steel Angles Subjected to Tension [J]. Thin-walled Structures, 2020, 151: 106722.
- [13] 唐圣林. 高强螺栓和不锈钢螺栓在高温下与过火后的性能研究及其应力-应变模型的建立[D]. 重庆: 重庆大学, 2019.
TANG Sheng-lin. The Investigation on the Properties and Stress-strain Model of High-strength Bolts and Stainless Steel Bolts During and After Fire [D]. Chongqing: Chongqing University, 2019.
- [14] SHI G, ZHU X, BAN H Y. Material Properties and Partial Factors for Resistance of High-strength Steels in China [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 121: 65-79.
- [15] KANG L, GE H B, SUZUKI M, et al. An Average Weight Whole-process Method for Predicting Mechanical and Ductile Fracture Performances of HSS Q690 After a Fire[J]. Construction and Building Materials, 2018, 191: 1023-1041.
- [16] RICE J R, TRACEY D M. On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969, 17(3): 201-217.
- [17] MYERS A T, KANVINDE A M, DEIERLEIN G G. Calibration of the SMCS Criterion for Ductile Fracture in Steels; Specimen Size Dependence and Parameter Assessment [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2010, 136(11): 1401-1410.
- [18] Dassault Systems Simulia. ABAQUS 6. 14: Analysis User's Manual[M]. Paris: ABAQUS, 2014.
- [19] ADEWOLE K K, TEH L H. Predicting Steel Tensile Responses and Fracture Using the Phenomenological Ductile Shear Fracture Model[J]. Journal of Materials

- in Civil Engineering, 2017, 29(12):06017019.
- [20] KANG L, SUZUKI M, GE H B, et al. Experiment of Ductile Fracture Performances of HSSS Q690 After a Fire[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 146:109-121.
- [21] MOZE P, BEG D. Investigation of High Strength Steel Connections with Several Bolts in Double Shear[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2011, 67(3):333-347.
- [22] Specification for Structural Steel Buildings: ANSI/AISC 360-16[S]. Chicago: American Institute of Steel Construction, 2016.
- [23] 钢结构设计标准: GB 50017—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017.
Standard for Design of Steel Structures: GB 50017—2017 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017.
- [24] 低合金高强度结构钢: GB/T 1591—2008[S]. 北京: 中国标准出版社, 2008.
High Strength Low Alloy Structural Steels: GB/T 1591—2008 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2008.
- [25] 施刚, 朱希. 国产高强度结构钢设计指标和可靠度分析[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(11):144-159.
- SHI Gang, ZHU Xi. Design Indexes and Reliability Analysis of Domestic High-strength Structural Steels [J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(11): 144-159.
- [26] 戴国欣, 夏正中. 建筑钢结构适用性分析[J]. 建筑结构学报, 2000, 21(3):36-40.
DAI Guo-xin, XIA Zheng-zhong. Serviceability Analysis of Steel Structural Elements of Buildings[J]. Journal of Building Structures, 2000, 21(3):36-40.
- [27] 建筑结构荷载规范: GB 50009—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
Load Code for the Design of Building Structures: GB 50009—2012 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.
- [28] 建筑结构可靠度设计统一标准: GB/T 50068—2001 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2001.
Unified Standard for Reliability Design of Building Structures: GB/T 50068—2001 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2001.
- [29] 张明. 结构可靠度分析——方法与程序[M]. 北京: 科学出版社, 2009.
ZHANG Ming. Structural Reliability Analysis: Methods and Procedures[M]. Beijing: Science Press, 2009.