

DOI:10.11918/202402002

分段装配式防屈曲支撑螺栓连接方法研究

鲁军凯¹, 师 韬¹, 邵盼盼¹, 张 宁¹, 姜禹彤², 许国山²

(1. 东北林业大学 土木与交通学院, 哈尔滨 150040; 2. 哈尔滨工业大学 土木工程学院, 哈尔滨 150090)

摘 要: 装配式防屈曲支撑具有便于拆卸、加工精度易于控制、自重较轻等优点。但传统装配式防屈曲支撑通常无法在震后快速完成损伤检测,且需要对支撑进行整体拆装更换发生局部损伤的元件。为此,提出一种分段装配式防屈曲支撑(SA-BRB),其具有震后便于视检、局部更换损伤部件等优点。通过简化的 SA-BRB 螺栓连接等效梁模型确定内芯接触力、螺栓撬力以及螺栓轴力三者间关系,提出 SA-BRB 螺栓连接方法,并结合有限元模拟结果拟合确定 SA-BRB 螺栓轴力计算公式。结果表明:槽钢翼缘的高度及厚度、槽钢腹板厚度、盖板及垫板的宽度、内芯宽度及螺栓间距等对螺栓撬力系数影响较大;相比中部螺栓连接,相关参数对端部螺栓连接撬力放大作用更为明显,设计时建议考虑 1.1 倍螺栓轴力放大系数,螺栓纵向间距宜为 100~200 mm。建议的螺栓连接设计方法可较好地预测 SA-BRB 螺栓连接失效模式,为防屈曲支撑相关研究及设计方法提供理论参考。

关键词: 装配式防屈曲支撑;分段约束;螺栓连接;撬力

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2025)05-0140-08

Study on bolted connection method for segmental assembled buckling-restrained braces

LU Junkai¹, SHI Tao¹, SHAO Panpan¹, ZHANG Ning¹, JIANG Yutong², XU Guoshan²

(1. School of Civil Engineering and Transportation, Northeast Forestry University, Harbin 150040, China;

2. School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150090, China)

Abstract: Assembled buckling-restrained braces have advantages of easy disassembly, precise manufacturability, and light weight. However, conventional buckling-restrained braces often face challenges in conducting rapid post-earthquake damage assessment and typically require integral disassembly to replace localized damaged components. A segmental assembled buckling-restrained brace (SA-BRB) is proposed to address this issue, which facilitates post-earthquake visual inspection and localized replacement of damaged components after an earthquake. By establishing a simplified equivalent beam model of SA-BRB bolted connection, the relationships among the steel core contact force, bolt prying force, and bolt axial force are determined. Additionally, a bolted connection method for SA-BRBs is proposed, and the axial force calculation formula for the SA-BRB bolts is fitted and determined based on finite element simulation results. The results indicate that key parameters such as channel steel flange height, thicknesses of channel steel flange and web, the widths of cover plates, shim plate and inner core, and bolt spacing significantly influence the bolt prying force coefficient. These parameters, compared to the midspan bolted connections, exhibit a greater amplifying effect on the prying force in end bolt-connections. It is recommended to consider a bolt axial force amplification factor of 1.1 in the design, with a longitudinal bolt spacing of 100–200 mm. The proposed design method effectively predicts the failure modes of SA-BRB bolted connections and provides theoretical references for research and design methodologies related to buckling-resistant braces.

Keywords: assembled buckling-restrained brace; segmentally restraining; bolted connection; prying force

防屈曲支撑既可以为主体结构提供抗侧刚度,又兼具耗能阻尼器功能,被广泛应用于建筑和桥梁结构中^[1-2]。传统钢管混凝土约束式防屈曲支撑虽然具有相对低廉的造价,但存在无黏结层加工精度

难于控制、自重较大等问题^[2]。而全钢装配式防屈曲支撑易于控制加工精度,并具有无混凝土湿作业及自重较轻等优点,近年来受到众多学者的关注^[4-11]。

收稿日期: 2024-02-01; 录用日期: 2024-04-22; 网络首发日期: 2024-06-21

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20240620.1547.007>

基金项目: 国家自然科学基金(51908108, 52378150); 黑龙江省自然科学基金(LH2022E005)

作者简介: 鲁军凯(1985—),男,副教授,硕士生导师; 许国山(1980—),男,教授,博士生导师

通信作者: 许国山, xuguoshan@hit.edu.cn

为实现震后快速修复功能,Bai 等^[12]及 Zhang 等^[13]分别提出四管装配式防屈曲支撑,以及可更换内芯的双屈服点组合屈曲约束支撑,二者均可在震后快速更换支撑内芯,而保持弹性的外围约束构件仍继续使用,有效减少震后损失。郭彦林及姜子钦等^[14-15]针对其提出的双矩管装配式防屈曲支撑,通过理论及有限元分析给出了考虑螺栓离散性对约束刚度折减影响的整体稳定设计方法,以及螺栓连接分肢构件的局部稳定设计方法。熊琛等^[8]提出的可修复全钢防屈曲支撑无需拆除约束盖板即可实现内芯的修复替换,且修复前后的支撑具有一致的滞回性能。Genna 等^[17-18]通过试验及有限元模拟研究了槽钢约束型装配式防屈曲支撑的螺栓受力情况,研究表明,螺栓拉力对内芯屈曲半波数非常敏感,且内芯与约束构件间的间隙大小对螺栓拉力也有显著影响。虽然以上全钢装配式防屈曲支撑可实现快速装配、易于拆卸的功能,但支撑内芯在大震下可能与约束构件产生强烈相互作用,导致外围约束构件出现严重局部损伤,影响后续重复使用。

为此,提出一种分段装配式防屈曲支撑(SA-BRB),其中,约束装置通过高强螺栓将钢板、槽钢及无遮挡约束垫块联系为装配式构造,可在震后对支撑进行快速视检及局部更换,而可靠的螺栓连接是实现其抗震性能的关键。本文针对 SA-BRB 螺栓连接受力特点及失效机制进行研究,基于 SA-BRB 简化力学模型明确螺栓连接关键影响因素,提出螺栓连接方法。利用有限元模拟开展参数分析,并拟合确定支撑螺栓连接撬力计算公式。

1 SA-BRB 构造及其力学模型

1.1 SA-BRB 构造

如图 1 所示,SA-BRB 主要由支撑芯板、加劲肋、分段约束装置、垫块、中部限位垫块组成。加劲肋通过角焊缝与芯板连接,即通过放大支撑内芯端部截面提高该区段稳定性及强度。垫块及中部限位垫块为开有螺栓孔矩形板,二者厚度相同,均略大于支撑芯板厚度。分段约束装置由适配支撑芯板及垫块的钢板、槽钢以及连接端板焊接组成。分段约束装置、垫块及中部限位垫块通过高强螺栓组合为整体,保证支撑内芯在受压时不发生整体弯曲屈曲。对于装配式防屈曲支撑,离散型的纵向螺栓布置方式使得螺栓间的约束构件类似于简支梁段^[15,19-21],在较大的内芯挤压力作用下可能会发生螺栓连接失效或约束构件的局部鼓曲破坏。

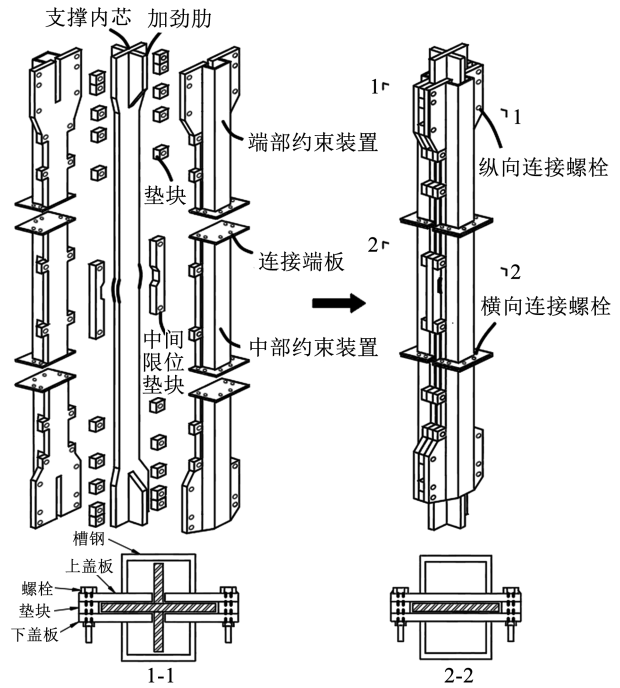


图 1 SA-BRB 构造

Fig. 1 Configuration of SA-BRB

如图 2 所示,BRB 内芯在压力作用下会由低阶逐渐发展为高阶屈曲模式,且高阶模态下内芯与约束构件的接触力呈现中间小而疏、两端大而密的分布特征^[15]。前期研究发现^[19-20],防屈曲支撑内芯在高阶屈曲模态下,其最大挤压力可表示为

$$F = N_2 + N_3 = \frac{C + \delta_0 \sin(\pi l_2 / l_r)}{\frac{l_2}{P} - \frac{\sin k_1 l_2 \sin k_1 l_1}{P k_1 \sin k_1 l_e} - \frac{3 l_2^2 l_r - 4 l_1^3}{6 E I_r}} + \frac{P C k_2}{2 \pi} \quad (1)$$

式中: P 为防屈曲支撑轴向压力; C 为约束单元与内芯之间总间隙; l_e 为内芯加强段长度, l_1 和 l_2 分别为内芯加强段外伸及内伸部分长度; l_r 为外套管的长度; I_r 为约束单元的截面惯性矩; k_1 及 k_2 分别为内芯加强段及屈服段刚度参数, $k_1 = \sqrt{\frac{P}{E I_1}}$, $k_2 = \sqrt{\frac{P}{E I_2}}$, I_1 及 I_2 分别为内芯加强段及屈服段截面惯性矩; δ_0 为约束单元初始缺陷最大幅值。

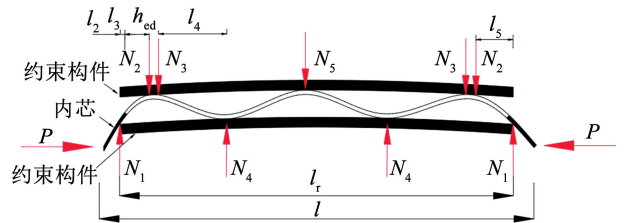


图 2 高阶屈曲模式

Fig. 2 Higher order buckling mode

考虑到 SA-BRB 端部及中部约束装置构造形式及受力特性存在明显区别,分别对其展开受力分析。

1.2 SA-BRB 螺栓连接

如图 3(a) 所示,将 SA-BRB 螺栓连接简化为 T 型连接^[22-23]。根据对称性,取截面上部螺栓连接的一半为隔离体进行受力分析(见图 3(b))。其中,盖板受到的挤压力为 $F/2$,槽钢腹板和盖板端部均设为滑动铰支座,将盖板外伸段受到的撬力 Q ($Q = \mu F/2$, μ 为撬力系数)以铰接链杆代替,螺栓承受的轴力 $F_{bt} = (1 + \mu)F/2$ 。将槽钢覆盖梁段抗弯刚度等效为 EI_1 ,即将图 3(b)螺栓连接等效为图 3(c)所示的变刚度梁。

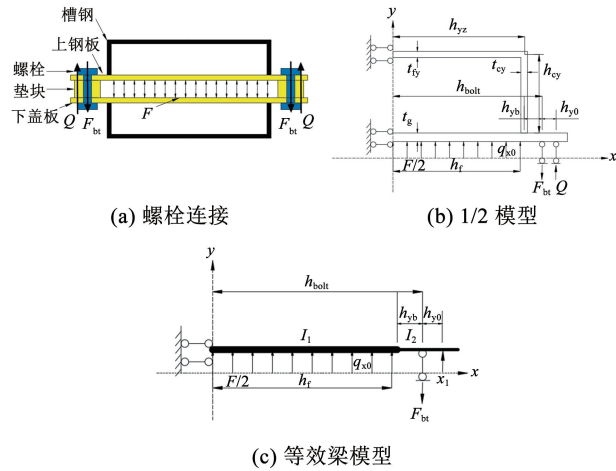


图 3 螺栓连接分析模型

Fig. 3 Analytical model of bolted connection

利用结构力学法求解等效梁撬力作用。去掉撬力链杆约束,代之以撬力 Q ,由撬力链杆变形协调,有

$$\delta_{11}Q + \Delta_{1p} = 0 \quad (2)$$

通过对等效梁弯矩图图乘求解等效梁柔度系数 δ_{11} 及荷载系数 Δ_{1p} 。

$$\delta_{11} = \frac{1}{EI_2} \left(\frac{1}{3} h_{y0}^3 + h_{y0}^2 h_{yb} \right) + \frac{1}{EI_1} h_{y0}^2 h_f \quad (3)$$

$$\Delta_{1p} = -\frac{1}{EI_2} \left(\frac{1}{2} q_{x0} h_f h_{yb} h_{y0} \right) +$$

$$\frac{1}{6EI_1} \left[-3q_{x0} h_f^2 (h_{yb} + h_{bolt}) h_{b0} + q_{x0} h_f^3 h_{y0} \right] \quad (4)$$

将式(3)、(4)代入式(2),以及 $Q = \mu F/2$, $q_{x0} = 0.5F/h_f$,确定撬力系数为

$$\mu = \frac{3h_{yb}^2 I_1 + [3h_f (h_{yb} + h_{bolt}) - h_f^2] I_2}{2(h_{yb}^2 + 3h_{y0} h_{yb}) I_1 + 6h_{y0} h_f I_2} \quad (5)$$

式中: h_f 为 1/2 内芯宽度, h_{yb} 为槽钢翼缘中心到螺栓中心的距离, h_{bolt} 为盖板中心到螺栓中心的距离, h_{y0} 为槽钢翼缘中心到盖板边缘的距离, q_{x0} 为挤压力均匀布荷载, I_1 为等效梁惯性矩, I_2 为盖板惯性矩。可见撬力系数与槽钢翼缘到螺栓中心的距离、内芯宽度、等效梁惯性矩、盖板惯性矩、撬力中心到螺栓中心的

距离以及螺栓中心到盖板中心距离等因素有关。

如图 4 所示,支撑的约束盖板会在内芯挤压力 F 作用下产生弯曲变形,并在其端部形成杠杆效应(撬力 Q)放大螺栓的轴力 F_{bt} 。因此,对于 SA-BRB 螺栓连接,存在如图 4 所示的 3 种破坏模式。第 1 种破坏模式易发生于约束构件抗弯承载力较小而螺栓强度相对较大的连接,以挤压力作用下盖板中心和螺栓孔处截面达到屈服为失效准则,即

$$F_{bt} h_{bolt} - Q(h_{bolt} + h_{y0}) \leq M_{pb} = W_{pn} f_{y1} \quad (6)$$

式中: M_{pb} 为约束构件塑性极限弯矩, W_{pn} 为约束构件净截面塑性抵抗矩, f_{y1} 为约束构件屈服强度。第 2 种失效模式则是在约束构件抗弯承载力较大而螺栓强度相对较小时,以螺栓达到其抗拉承载力为失效准则。以承压型高强螺栓为例,有

$$F_{bt} = F + Q \leq N_u = f_{y2} A_{eff} \quad (7)$$

式中: f_{y2} 为螺栓屈服强度, A_{eff} 为高强螺栓有效截面积。第 3 种失效模式发生于螺栓强度及约束构件抗弯承载力均相对适中的情况,破坏时以螺栓达到抗拉承载力,同时盖板中部发生弯曲屈服为标志。显然,该模式失效荷载介于前两种失效荷载之间,设计时应同时满足式(6)及式(7)要求,即可保证 SA-BRB 支撑螺栓连接的安全。

实际设计时,可根据防屈曲支撑的屈服强度和刚度需求确定支撑最大受压承载力,完成支撑的稳定设计,初步确定支撑的截面尺寸。再通过式(1)计算内芯接触力 F ,并结合式(6)及式(7)完成螺栓连接强度验算。如不满足,可重新调整支撑细节尺寸以满足上述要求。

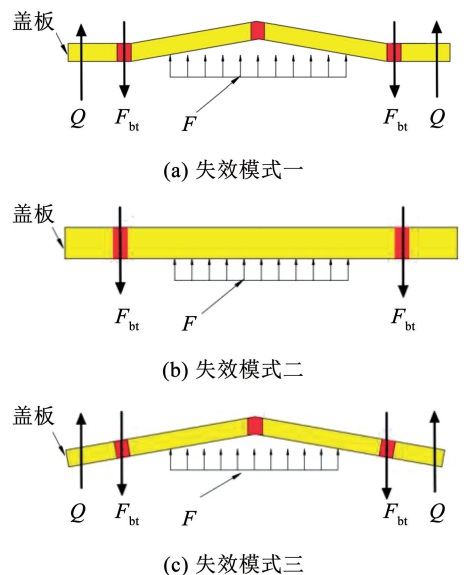


图 4 螺栓连接失效模式

Fig. 4 Failure modes of bolted connection

如图 5 所示,内芯在高阶屈曲模态下与约束构

件发生多点接触,随着支撑轴力的增加,内芯接触点间屈曲半波长($l_w/2$)将逐渐减小,因此,一般情况下接触点无明显分布规律(见图 5(a))。为得到偏于保守的计算结果,可假设接触力作用于螺栓形心轴所在 I-I 截面(见图 5(b)),并依此确定接触力、螺栓轴力及撬力三者间关系。为量化各参数对螺栓连接撬力系数的影响,通过有限元模拟展开参数分析。

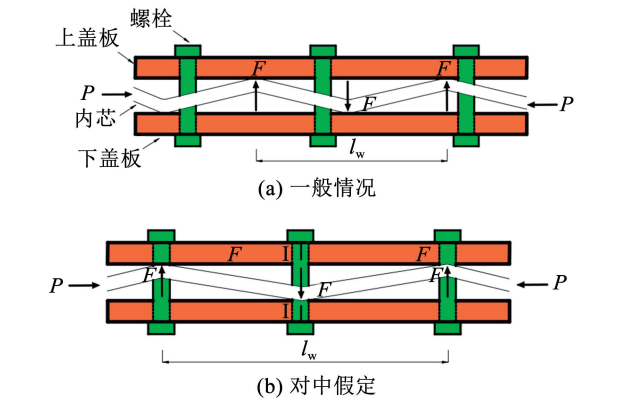


图 5 支撑内芯与约束构件接触模式

Fig. 5 Contact modes between inner core and restraining members

2 FEM 模型及其参数设置

通过有限元模拟发现,内芯挤压力作用下各分段约束装置间的横向连接螺栓仅承受较小的拉力作用,因此,仅针对纵向螺栓连接受力性能展开分析,横向连接螺栓则按构造要求配置。

2.1 FEM 模型

由于 SA-BRB 与传统“三明治”式全钢装配式防屈曲支撑具有相近的构造,区别仅在于前者采用分段式约束装置及部分约束挡块(图 1),基于 Chen 等^[24]完成的全钢装配式防屈曲支撑试验数据(见表 1),采用有限元软件 ABAQUS 建立 SA-BRB 有限元模型,如图 6 所示。

表 1 有限元模型关键参数					
Tab. 1 Key parameters of finite element model					
试件	$L_t/$ mm	$L_y/$ mm	$b \times t/$ mm $\times$ mm	$\sigma_y/$ MPa	$\sigma_u/$ MPa
A-V2 ^[24]	1 650	880	80 $\times$ 10	285.1	462.6

注: L_t 、 L_y 分别为内芯及其耗能段长度, b 、 t 为内芯宽度及厚度, σ_y 、 σ_u 分别为钢材屈服强度及极限抗拉强度。

模型中所有部件均采用实体单元 C3D8R。支撑内芯、盖板、槽钢和垫板均采用相同屈服强度的 Q235 钢,其中,内芯采用混合强化本构,其他部件采用双折线本构。钢材弹性模量 $E = 2.06 \times 10^5$ MPa,屈服后模量 $E_t = 0.01E$ 。螺栓取屈服强度 940 MPa 的 10.9 级高强螺栓。螺栓与盖板的上下表面之间

建立考虑法向及切向行为(摩擦因数 0.4)的面-面接触,盖板和垫板的表面之间、螺栓的侧面与盖板和垫块的孔壁接触面设为仅考虑法向行为的面-面接触,槽钢与盖板之间采用绑定模拟焊缝连接。通过在每个螺栓中心面上施加螺栓荷载(bolt load)模拟螺栓预紧力。

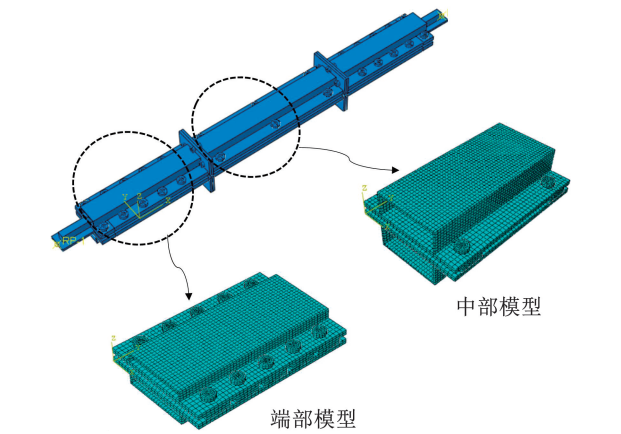


图 6 SA-BRB 有限元模型

Fig. 6 Finite element model of SA-BRB

有限元模型滞回曲线与试验结果^[24]的对比如图 7 所示,可见二者吻合较好,因此,采用相同模拟方法完成后续数值仿真。同时,为提高计算效率,采取力控制加载方式,将最大幅值为 60 kN 的内芯与约束构件之间的挤压力简化为面荷载施加于约束构件的盖板内表面,并根据 SA-BRB 构造及受力特征从整体模型中提取端部及中部区段,完成本节参数分析。

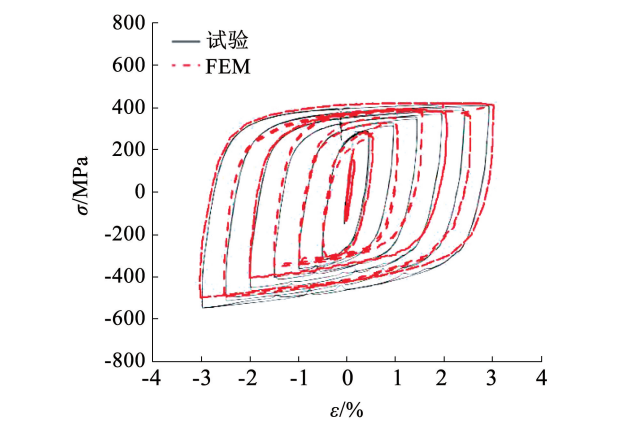


图 7 试验^[24]及有限元模型滞回曲线对比

Fig. 7 Comparison of hysteretic curves from simulation and test results^[24]

2.2 参数设置

根据 1.2 节理论分析结果,确定横向参数槽钢腹板厚度 t_{cf} 、翼缘高度 h_{cy} 、盖板厚度 t_g 、内芯宽度 h_n 、垫块宽度 h_d 以及纵向参数螺栓间距 l_{bd} 和内芯端部接触点水平距离 h_{ed} ,共 7 个影响因素。在工程中

常见范围内确定各参数取值,其中, t_{cf} 取 3、5、7、9、11 mm, h_{cy} 取 30、40、50、60 mm, t_g 取 8、10、12、14、16 mm, h_n 取 60、100、140、160 mm, h_d 取 40、60、80、100 mm, l_{bd} 取 100、150、200、250、300 mm, h_{ed} 取 50、100、150、200、250、300、350 mm。基于以上 7 个参数进行组合,建立 110 个中部螺栓连接模型,以及 64 个端部螺栓连接模型。

3 结果与讨论

3.1 中部螺栓连接结果分析及公式

图 8 给出了横截面参数槽钢腹板厚度 t_{cf} 、槽钢翼缘高度 h_{cy} 、盖板厚度 t_g 、内芯宽度 h_n 、垫块宽度 h_d 对撬力系数的影响,以及与拟合曲线的对比情况。可以看出,撬力系数与槽钢翼缘的高度及厚度、槽钢腹板厚度、盖板及垫板的宽度成反比,与内芯宽度成正比,与盖板厚度相关性较小。需要说明的是,相比其他参数,内芯宽度、垫板宽度、槽钢腹板厚度、以及槽钢翼缘高度对撬力系数影响较大。

当内芯宽度 h_n 由 60 mm 增加到 160 mm 过程中,撬力系数最大提高了 200%,并在 $h_n = 160$ mm 时螺栓发生受拉屈服(图 9(a))。当垫块宽度 $h_d = 40$ mm,盖板厚度为 8 mm 的工况下,约束盖板在加载至 4% 接触力幅值时发生局部鼓曲失效(见图 9(b))。随着垫块宽度 h_d 的增加,撬力系数由 4 减小至 1.5(减少约 2/3)。原因是随着垫块宽度增加,螺栓撬力作用位置到螺栓轴线距离变大(力臂增加),降低了螺栓连接撬力作用。当槽钢腹板厚度 t_{cf} 由 3 mm 提高到 11 mm 过程中,撬力系数降低约 30%,而槽钢翼缘高度 h_{cy} 从 30 mm 提高到 60 mm,撬力系数降低约 25%,这是因为随着槽钢腹板厚度和翼缘高度的增加,槽钢以及盖板共同组成的约束系统的抗弯刚度均得到了提升,使得螺栓撬力作用降低。

基于 1.2 节螺栓撬力系数理论计算公式(5),并结合图 8 模拟结果拟合确定仅考虑横向参数影响的螺栓撬力系数 μ_1 计算公式:

$$\mu_1 = \frac{1.51h_n^2a + 0.47h_d^2(a+b)}{h_d[0.8h_d(a+b) + h_na]} \quad (8)$$

$$a = 0.24t_g(0.38h_n + 0.35h_d)^3 \quad (9)$$

$$b = 0.08t_{cf}h_n^3 + h_{cy}^2t_{cf}h_n \quad (10)$$

式中:槽钢腹板宽度等于内芯宽度,即 $h_f = h_d$;螺栓中心到槽钢翼缘中心距离等于垫板宽度的一半,即 $h_{yb} = h_d/2$;撬力距离 h_{y0} 可以看作撬力作用于垫板,等价于垫板宽度的一半,即 $h_{y0} = h_d/2$ 。由图 8 可知,拟合曲线与模拟结果吻合较好。

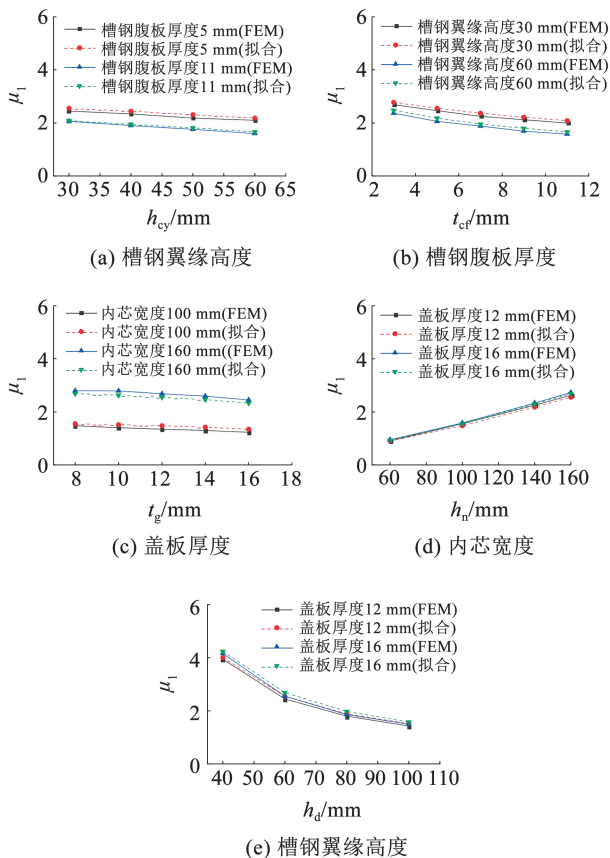
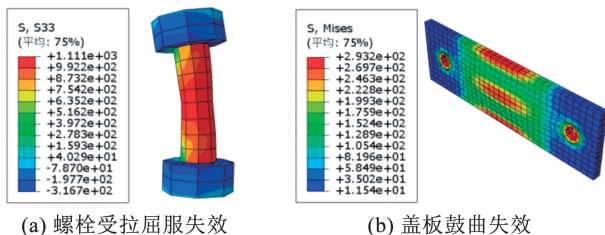


图 8 横截面参数对撬力系数影响及其拟合曲线

Fig. 8 Effect of cross-sectional parameters on prying force coefficient and its fitting curves



(a) 螺栓受拉屈服失效

(b) 盖板鼓曲失效

图 9 SA-BRB 螺栓连接失效模式

Fig. 9 Failure modes of bolt-connection for SA-BRB

纵向参数螺栓间距 l_{bd}^1 对撬力系数的影响及其拟合曲线如图 10 所示。可以看出,撬力系数与螺栓间距成正比,且当螺栓间距超过 200 mm 后,撬力系数相关曲线斜率下降。原因是随着螺栓间距的增大,螺栓对约束装置的约束减弱,螺栓撬力系数随之增大;当螺栓间距超过某一限值后,约束作用主要源于相邻的约束板带,而远端螺栓提供的约束作用逐渐降低。为保证 SA-BRB 整体性及螺栓连接可靠性,实际设计中建议螺栓间距不应超过 200 mm。在此提出考虑螺栓间距影响的撬力放大系数 α_b ,拟合表达式为

$$\alpha_b = 0.6 \times 1.12^c \quad (11)$$

$$c = 1 + \exp\left(\frac{l_{bd}^1}{50} - 2\right) \ln 0.9 \quad (12)$$

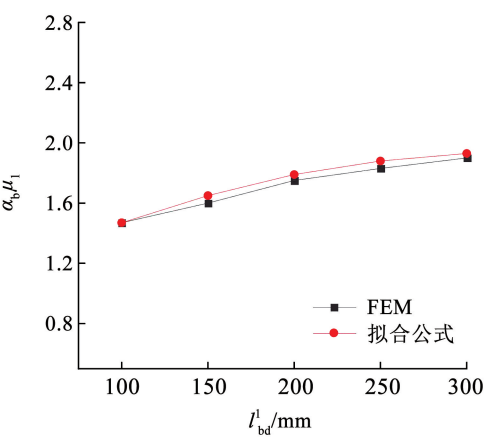


图 10 螺栓间距与撬力系数相关曲线及其拟合曲线
Fig. 10 Curve of bolt spacing and prying force coefficient and its fitting curve

为考虑一般情况下(见图 5(a))挤压力作用位置对螺栓轴力及撬力的影响,将一般情况下螺栓轴力与对中情况下(见图 5(b))螺栓轴力之比定义为中部轴力调整系数 α_r^1 ,其与螺栓间距及内芯屈曲半波长比值 l_{bd}^1/l_w (假定内芯屈曲半波长 $l_w=50\text{ mm}$)的关系如图 11 所示。可以看出,当内芯屈曲半波长一定时,螺栓间距越大,螺栓轴力调整系数越小。而当 l_{bd}^1/l_w 大于 5 后,轴力调整系数 α_r^1 稳定在 0.6。轴力调整系数 α_r^1 拟合结果如下:

$$\alpha_r^1 = \frac{F_{\text{一般}}}{F_{\text{对中}}} = 0.57 + \frac{0.33}{1 + 10^d} \quad (13)$$

$$d = \frac{l_{bd}^1}{l_w} - 3.26 \quad (14)$$

结合式(8)~(14),确定中部螺栓轴力 F_{bt}^1 与撬力系数 μ_1 及内芯挤压力 F 相关函数如下:

$$F_{bt}^1 = \left[1 + \left(0.57 + \frac{0.33}{1 + 10^d} \right) (0.6 \times 1.12^e) \mu_1 \right] F/2 \quad (15)$$

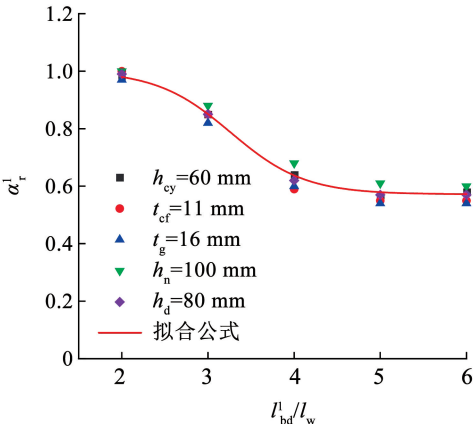


图 11 轴力调整系数拟合曲线

Fig. 11 Fitting curve of axial force adjustment coefficient

3.2 端部螺栓连接结果分析及公式

采用相同分析方法确定端部螺栓连接螺栓轴

力、撬力系数及内芯挤压力相关关系。除 3.1 节 6 个参数外,补充内芯端部接触点水平距离 h_{ed} 对端部螺栓撬力系数影响的分析。如图 12 所示,在相同参数下,所有端部模型螺栓撬力系数均不超过中部模型螺栓撬力系数的 110%,因此,端部螺栓撬力系数 μ_2 可表示为

$$\mu_2 = 1.1 \alpha_b \mu_1 \quad (16)$$

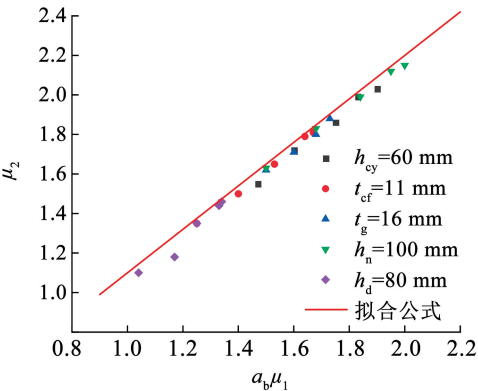


图 12 中部和端部螺栓撬力系数对比

Fig. 12 Comparison of prying force coefficients between middle and end bolts

为分析内芯端部接触点水平距离的影响,定义端部螺栓轴力调整系数 α_r^2 为一般情况与对中情况下螺栓轴力之比,相关计算结果如图 13 所示。

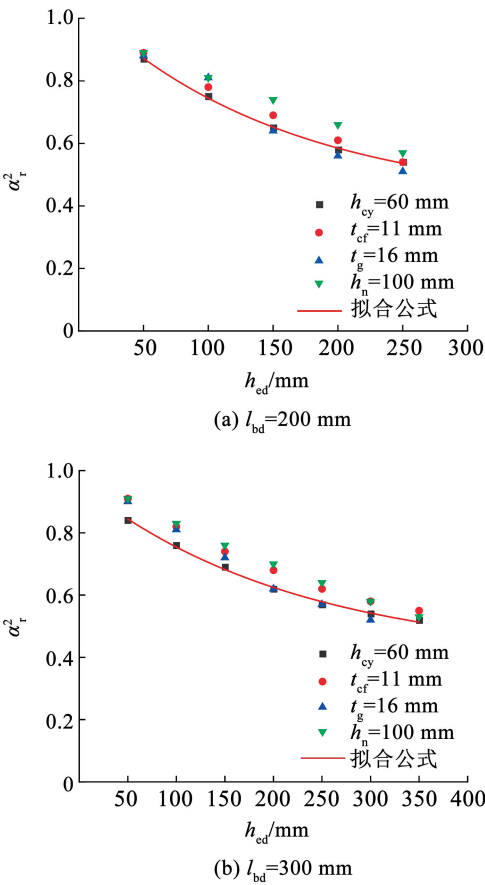


图 13 端部螺栓轴力调整系数及其拟合曲线

Fig. 13 Axial force adjustment coefficients of end bolts and its fitting curve

分别考虑螺栓间距为 200、300 mm,每个情况选取 4 组共 20 个模型进行曲线拟合。由图 13 可以看出,随着内芯端部接触点水平距离的增加,螺栓轴力调整系数不断降低,且螺栓间距对调整系数 α_r^2 影响较小。拟合确定螺栓轴力调整系数 α_r^2 计算公式如下:

$$\alpha_r^2 = 0.63e^k + 0.4 \tag{17}$$

$$k = -\frac{h_{ed}}{200} \tag{18}$$

结合式(8)、式(15)~(17),确定端部螺栓轴力计算公式为

$$F_{bt}^2 = [1 + (0.63e^k + 0.4) \times 1.83\mu_1^{0.9}] F/2 \tag{19}$$

考虑到外围约束构件可能存在端部局部削弱等缺陷,实际设计时可按式(18)求得的螺栓轴力响应乘以 1.2 倍的放大系数完成端部螺栓连接设计。

4 算例验证

根据 1.2 节提出的螺栓连接方法,设计 4 个新建分段装配式防屈曲支撑有限元模型验证上述设计公式,各支撑均采用相同的 200 mm 螺栓间距。支撑内芯两端通过位移控制施加相当于 5% 轴向应变的轴向位移,根据式(6)和(7)得到的螺栓轴力与其屈服强度之比 F_{bt}/N_u 以及约束构件弯矩与其塑性弯矩之比 M_y/M_{pb} 预测值及相关模型尺寸参数如表 2 所示。

表 2 有限元模型参数及分析结果

Tab. 2 FE model parameters and analysis results

编号	h_{cy}/mm	t_{cl}/mm	t_g/mm	h_n/mm	h_d/mm	l_b/mm	螺栓 类型	F_{bt}/N_u	F_{bt}/N_u	M_y/M_{yb}	M_y/M_{yb}	失效 模式
SA-BRB1	60	11	12	60	100	200	M16	0.65	0.93	0.70	0.75	—
SA-BRB2	30	9	6	160	60	200	M16	0.83	0.96	1.19	1.23	1
SA-BRB3	30	11	10	140	30	300	M16	1.26	1.45	1.23	1.28	3
SA-BRB4	30	11	16	100	80	300	M12	1.36	1.52	0.72	0.78	2

注:失效模式中 1 表示盖板弯曲屈服,2 表示螺栓受拉屈服,3 表示前两种失效模式同时发生。

加载过程中模型 SA-BRB1 始终未发生螺栓连接失效,其螺栓连接最大需求与能力比均小于 1.0 (最大值 $F_{bt}/N_u = 0.93$),其余 3 个支撑均发生了螺栓连接失效。由于采用了相同的螺栓间距,且支撑内芯挤压力沿约束构件纵向呈现中间小而疏、两端大而密的分布特征,失效均发生于端部螺栓连接。加载结束时 3 个模型的螺栓轴力与其屈服强度之比 F_{bt}/N_u ,或约束构件弯矩与其塑性极限弯矩之比 M_y/M_{pb} 均大于 1.0。

如图 14(a) 所示,模型 SA-BRB2 在加载达到 48 mm 轴向变形时,其盖板螺栓孔处和盖板中心截面均发生屈服,即对应图 4(a) 盖板弯曲失效。模型 SA-BRB3 在达到 48 mm 轴向变形时,盖板发生弯曲失效,但支撑承载力未见明显下降。后续加载到 60 mm 轴向变形时(见图 14(b)),发生图 4(b) 所示的螺栓受拉屈服失效。由于模型 SA-BRB4 采用了直径较小的 M12 高强螺栓,在加载到 48 mm 轴向变形时,支撑即发生螺杆屈服失效,此时按式(6)确定的中部及端部螺栓受拉需求与抗力比均超过 1.0。以上结果表明,利用本文建议的设计公式可以较好地预测支撑螺栓失效模式,并具有一定的设计冗余度。

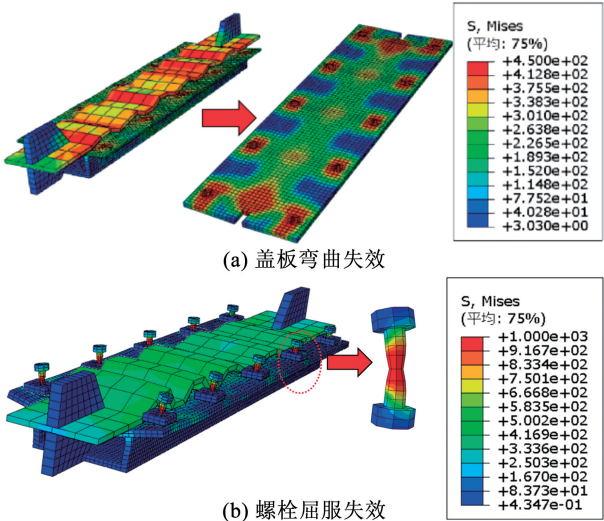


图 14 SA-BRB 有限元模型失效模式

Fig. 14 Failure modes of SA-BRB FE models

5 结 论

- 1) SA-BRB 具有全钢装配、分段约束以及部分遮挡特性,可在震后快速完成损伤检测评估,分段更换受损元件。通过简化的 T 型连接模型及等效梁模型分析螺栓轴力与撬力作用及内芯挤压力相关特性。
- 2) 参数分析结果表明,螺栓连接撬力系数与盖板厚度、槽钢腹板高度、槽钢翼缘厚度、垫板宽度和螺栓间距成反比,与内芯宽度成正比。各相关曲线拟合结果与模拟结果吻合较好。

3) 相同参数下,端部螺栓撬力系数略大于中部螺栓撬力系数(最大比例系数不超过 1.1)。考虑端部约束构件存在的局部削弱等缺陷,需放大端部螺栓轴力需求,建议放大系数取 1.2。

4) 建议的计算公式可较好地预测 SA-BRB 螺栓连接失效模式,且具有一定的设计冗余度,可为防屈曲支撑相关研究及设计方法提供理论参考。

参考文献

[1] 陈磊,王东升,孙治国,等. 装配式开孔不锈钢防屈曲支撑抗震性能试验研究[J]. 工程力学, 2024, 41(7): 226
CHEN Lei, WANG Dongsheng, SUN Zhiguo, et al. Experimental study on seismic behavior of assembled buckling-restrained brace with perforated stainless-steel plate[J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(7): 226. DOI:10.6052/j. issn. 1000 - 4750. 2022. 06. 0545

[2] ZHAO Junxian, WU Bin, OU Jinping. A novel type of angle steel buckling-restrained brace: cyclic behavior and failure mechanism[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2011, 40(10): 1083. DOI: 10.1002/eqe. 1071

[3] 郭彦林,张博浩,朱博莉. 全钢型分离式防屈曲支撑的约束比取值研究[J]. 建筑结构学报, 2015, 36(11): 133
GUO Yanlin, ZHANG Bohao, ZHU Boli. Restrain ratio of all-steel core-separated buckling-restrained braces[J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(11): 133. DOI: 10.14006/j. jzjgxb. 2015. 11. 017

[4] ZHOU Yun, CAO Yongsheng, TAKAGI J, et al. Experimental and numerical investigation of a novel all-steel assembled core-perforated buckling-restrained brace[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 193: 107288. DOI: 10.1016/j. jcsr. 2022. 107288

[5] HOVEIDAE N, RADPOUR S. A novel all-steel buckling restrained brace for seismic drift mitigation of steel frames[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2021, 19: 1537. DOI: 10.1007/s10518 - 020 - 01038 - 0

[6] ZENG Cong, ZHANG Yifei, ZHAO Junxian, et al. A partially buckling-restrained brace with T-shaped double core for seismic retrofit: experimental study, numerical analysis, and local stability design[J]. Engineering Structures, 2023, 276: 115378. DOI: 10.1016/j. engstruct. 2022. 115378

[7] 曾聪,张翼飞,许国山,等. T 型内芯防屈曲支撑的拟静力滞回性能试验研究[J]. 工程力学, 2021, 38(9): 124
ZENG Cong, ZHANG Yifei, XU Guoshan, et al. Quasi-static cyclic tests on the hysteretic behavior of buckling-restrained braces with a T-section core[J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(9): 124. DOI: 10.6052/j. issn. 1000 - 4750. 2020. 09. 0635

[8] 贾良玖,董洋. 受压弯剪型开孔芯材屈曲约束支撑试验[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2019, 46(3): 66
JIA Liangjiu, DONG Yang. Experiments on perforated buckling restrained braces with bending-shear deformation under compression[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2019, 46(3): 66. DOI: 10.16339/j. cnki. hdxzbkb. 2019. 03. 009

[9] TONG Jingzhong, ZHANG Enyuan, GUO Yanlin, et al. Cyclic experiments and global buckling design of steel-angle-assembled buckling-restrained braces[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2022, 20(10): 5107. DOI: 10.21203/rs. 3. rs - 1204081/v1

[10] TONG Jingzhong, GUO Yanlin. Numerical investigations on elastic buckling and hysteretic behavior of steel angles assembled buckling-restrained braces[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 144: 21. DOI: 10.1016/j. jcsr. 2018. 01. 015

[11] WEI Mengsi, MA Kejian, YUAN Bo, et al. Experimental and numerical studies of the multi-tube assembled buckling-restrained braces[J]. Thin-Walled Structures, 2024, 195: 111453. DOI: 10.1016/j. tws. 2023. 111453

[12] BAI Jiulin, CHEN Huiming, MA Gao, et al. Development of a

four-tube-assembled buckling-restrained brace for convenient post-earthquake damage examination and replacement[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 50: 104209. DOI: 10.1016/j. jobe. 2022. 104209

[13] ZHANG Ailin, WANG Haowen, JIANG Ziqin, et al. Numerical simulation analysis of double yield points assembled buckling-restrained brace with replaceable inner core[J]. Structures, 2022, 35: 1278. DOI: 10.1016/j. istruc. 2021. 09. 061

[14] 郭彦林,姜子钦,王小安,等. 双矩管装配式防屈曲支撑约束刚度取值研究[J]. 工程力学, 2015, 32(4): 22
GUO Yanlin, JIANG Ziqin, WANG Xiaolan, et al. Study on restraining stiffness of double rectangular tube assembled buckling-restrained brace[J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(4): 22. DOI: 10.6052/j. issn. 1000 - 4750. 2014. 04. 0322

[15] 姜子钦,郭彦林,王小安,等. 双矩管装配式防屈曲支撑螺栓设计理论研究[J]. 工程力学, 2016, 33(3): 55
JIANG Ziqin, GUO Yanlin, WANG Xiaolan, et al. Theoretical study on bolt design methods for double rectangular tube assembled buckling-restrained brace[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(3): 55. DOI: 10.6052/j. issn. 1000 - 4750. 2014. 09. 0775

[16] 熊琛,吴迪晨,管民生,等. 可修复钢制屈曲约束支撑力学性能试验与数值模拟研究[J]. 工程力学, 2024, 41(6): 145
XIONG Chen, WU Disheng, GUAN Minsheng, et al. Experimental and numerical studies of an all-steel repairable buckling-restrained brace[J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(6): 145. DOI: 10.6052/j. issn. 1000 - 4750. 2022. 05. 0478

[17] GENNA F, GELFI P. Analysis of the lateral thrust in bolted steel buckling-restrained braces. I: experimental and numerical results[J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(10): 1231. DOI: 10.1061/(ASCE)ST. 1943 - 541X. 0000558

[18] GENNA F, GELFI P. Analysis of the lateral thrust in bolted steel buckling-restrained braces. II: engineering analytical estimates[J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(10): 1244. DOI: 10.1061/(ASCE)ST. 1943 - 541X. 0000564

[19] 鲁军凯,吕萌,吴斌,等. 基于整体稳定性的防屈曲支撑约束单元及内芯加强段实用设计方法[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(1): 80
LU Junkai, LÜ Meng, WU Bin, et al. A practical design method for restraining member and stiffening part of buckling-restrained braces based on global stability[J]. Journal of Building Structures, 2023, 44(1): 80. DOI: 10.14006/j. jzjgxb. 2021. 0581

[20] 鲁军凯. 防屈曲支撑及节点板稳定设计方法与试验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2017
LU Junkai. Stability design methods and tests of buckling-restrained braces and gusset plates[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2017

[21] LU Junkai, WU Bin, MEI Yang. Buckling mechanism of steel core and global stability design method for fixed-end buckling-restrained braces[J]. Engineering Structures, 2018, 174: 447. DOI: 10.1016/j. engstruct. 2018. 07. 024

[22] KHANI R, HOSSEINZADEH Y, ASL M H. Investigating the prying force magnitude and location in the T-stub connection based on the energy method[J]. Engineering Structures, 2023, 280: 115655. DOI: 10.1016/j. engstruct. 2023. 115655

[23] 刘秀丽,曾明,王燕. 高强螺栓 T 形件受拉连接设计方法研究[J]. 建筑钢结构进展, 2023, 25(2): 23
LIU Xiuli, ZENG Ming, WANG Yan. Structural design of high-strength bolt T-stub tensile connections[J]. Progress in Steel Building Structures, 2023, 25(2): 23. DOI: 10.13969/j. cnki. cn31 - 1893. 2023. 02. 003

[24] CHEN Quan, WANG Chunlin, MENG Shaoping, et al. Effect of the unbonding materials on the mechanic behavior of all-steel buckling-restrained braces[J]. Engineering Structures, 2016, 111: 478. DOI: 10.1016/j. engstruct. 2015. 12. 030