

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2023.065



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



新型两阶段屈曲约束支撑滞回性能试验研究

袁涛, 孙童非, 刘烨, 戴靠山, 朱哲明

(四川大学建筑与环境学院, 成都 610065)

摘要:为提升传统屈曲约束支撑的性能,特别是解决传统阻尼器在主震-余震型地震作用下发生断裂后无法为结构提供抗侧刚度和耗能能力的问题,提出一种新型两阶段屈曲约束支撑(two-stage buckling-restrained brace, TS-BRB)。TS-BRB 的耗能单元由 3 个横截面沿纵向渐变的 Q235 钢板串联组成, 中部的耗能段在地震中首先发挥耗能作用, 若该段发生断裂, 约束单元中的限位卡槽能够确保端部耗能段继续工作, 从而使 TS-BRB 具备较传统 BRB 更高的耗能能力。TS-BRB 的滑移距离通过调整限位卡槽的长度来限制, 从而满足结构减震设计的使用需求。结果表明: 该阻尼器的滞回曲线饱满, 形状符合理论预期; TS-BRB 具有明显的二阶段耗能特性, 耗能单元的端部耗能段在中间耗能段断裂后能继续工作, 断裂后的附加累计耗能为断裂前的 138.41%。TS-BRB 解决了传统 BRB 在断裂后随即失去承载和耗能能力的问题, 能为结构提供更大的耗能储备。用 ABAQUS 建立实体单元数值模型, 发现模拟与试验的滞回曲线吻合较好。

关键词:屈曲约束支撑; 阻尼器; 耗能单元; 结构减震设计; 耗能储备; 试验研究

中图分类号:TU391; TU352.1 文献标志码:A 文章编号:2096-6717(2025)04-0131-09

Experimental study on hysteretic behavior of a new two-stage buckling-restrained brace

YUAN Tao, SUN Tongfei, LIU Ye, DAI Kaoshan, ZHU Zheming

(College of Architecture and Environment, Sichuan University, Chengdu 610065, P. R. China)

Abstract: A novel two-stage buckling-restrained brace (TS-BRB) has been proposed to enhance the performance of conventional buckling-restrained braces (BRB), in particular to address the problem that conventional BRB cannot provide lateral resistance and energy dissipation capacity to the structure after failure under the action of major-after shocks. The energy dissipation unit of the TS-BRB consists of three Q235 steel plates in series with a tapered cross-section along the longitudinal axis. The energy dissipation section in the middle plays the role of energy dissipation first during the earthquake, and if this section breaks, the limiting slot in the restraint unit ensures that the rest of the energy dissipation section keeps working, giving the TS-BRB a higher energy dissipation capacity than conventional BRB. The slip distance of the TS-BRB is limited by varying the length of the limit slot, enabling the brace to meet the requirements of structural damping design.

收稿日期: 2023-04-03

基金项目: 国家自然科学基金(51878426); 科技部重点研发计划国际合作项目(2022YFE0113600)

作者简介: 袁涛(1999-), 男, 主要从事结构抗震研究, E-mail: 1793501876@qq.com。

刘烨(通信作者), 男, 博士, 副研究员, E-mail: liu.ye@scu.edu.cn。

Received: 2023-04-03

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (No. 51878426); Key Research and Development Program of International Cooperation of Ministry of Science and Technology (No. 2022YFE0113600)

Author brief: YUAN Tao (1999-), main research interest: structure seismic, E-mail: 1793501876@qq.com.

LIU Ye (corresponding author), PhD, associate research fellow, E-mail: liu.ye@scu.edu.cn.

Test results demonstrate that the hysteresis curve of the TS-BRB is saturated and the shape of the hysteresis curve is consistent with theoretical expectations. The TS-BRB exhibits an obvious two-stage energy dissipation characteristic, with the end energy dissipation section continuing to operate after the middle energy dissipation section breaks. The additional accumulated energy dissipation after fracture is 138.41% of that before the fracture. The TS-BRB provides a solution to the problem of conventional BRBs losing load-bearing and energy-dissipation capacity immediately after fracture and offers greater energy dissipation reserves for the structure. Finally, a numerical model was established in ABAQUS, which demonstrates that the hysteretic curve of the numerical simulation agrees well with that of the experiment.

Keywords: buckling-restrained brace (BRB); damper; energy dissipation unit; structural damping design; seismic-capacity reserve; experimental study

近年来,地震灾害频发,主震后常伴随着多次余震,且大部分主、余震间隔较短,无法在主震后对结构进行及时修缮,从而造成结构损伤显著增加。1976年唐山地震中,7.8级主震造成大量建筑严重损伤,随后发生的强余震导致结构损伤加剧,从而发生倒塌。2010年,新西兰发生7.1级地震,并未造成人员伤亡,而随后的6.3级余震造成了180余人遇难和大量建筑物倒塌。土耳其在当地时间2023年2月6日一天内遭遇两次7.8级地震,大量房屋倒塌,逾5万人遇难。因此,提高结构抗震能力,尤其是主震-余震型地震下的抗震能力具有十分重要的现实意义。

屈曲约束支撑(buckling-restrained brace, BRB)作为一种应用于结构中抗侧力与消能减震构件,在小震及风荷载作用下保持弹性状态,为结构提供抗侧刚度;在中震及大震作用下先于结构产生塑性变形,从而耗散地震能量,以达到减小主体结构损伤的目的。BRB的概念最初由日本学者提出^[1-2],传统的BRB通常由耗能单元、屈曲约束单元及无粘结单元3部分构成。耗能单元在拉压循环作用中产生塑性变形,从而耗散能量,材料多选用低屈服点金属^[3]。耗能单元的截面通常为一字形或十字形^[4]。无粘结单元一般为空气间隙或无粘结材料,可减小耗能单元与约束单元间的摩擦作用,并为耗能单元在轴向受压时由泊松效应产生的横向变形提供空间,使BRB在受拉与受压情况下表现出相似的耗能性能。为满足不同的刚度需求,学者们对十字形与H形等各类耗能单元截面的屈曲约束支撑进行了研究^[5-8]。屈曲约束单元能限制耗能单元的非轴向位移,防止耗能单元产生屈曲失稳,通常由钢筒填充混凝土或全钢^[9-11]组成。为解决大跨度结构中BRB的应用问题,Guo等^[12]和Zhu等^[13]提出了桁架屈曲约束单元。

近年来,为应对传统BRB^[14-16]由于累积塑性变形达到阈值后在屈服部位断裂从而失效的问题,学

者们围绕BRB的构造与组合形式展开了高性能BRB的研究^[17-24],以满足结构对持续耗能和可靠抗侧刚度的实质性需求。李亮等^[25-26]对芯板屈服段进行局部加肋,实现了BRB的二阶段屈服,该BRB具有与普通BRB相似的屈服承载力、更大的弹性刚度和更小的屈服位移,使得该阻尼器能够实现地震作用下更快参与耗能的效果。Pan等^[18]和Sun等^[19]通过截面控制使单一材料的BRB芯板具有不同的屈服力,并通过特殊的构造形式使阻尼器实现了双级屈服机制。Wang等^[27]通过截面控制提出了一种装配简单且经济性较好的双刚度阻尼器。

在超出规范的超大地震或者主震-余震型地震下,传统BRB损伤累积,可能发生断裂破坏。基于上述需求,笔者提出一种新型两阶段屈曲约束支撑(two-stage buckling-restrained brace, TS-BRB),与普通BRB相比,TS-BRB具有以下优势:1)主震-余震型地震中,若TS-BRB的核心板由于损伤累计而发生破坏,端部板与限位卡槽将保证TS-BRB仍具有一定的支撑与耗能能力,而在累积损伤达到一定值后,普通BRB将立即丧失耗能能力;2)核心板的断裂可以视为耗能单元的更换准则,震后对耗能单元的及时更换可以保证TS-BRB具有稳定的工作性能,而传统BRB缺乏明确的损伤判断标准。

介绍TS-BRB的构造、工作机理及关键参数设计方法,并通过试验研究对TS-BRB的破坏模式、滞回特性等参数进行分析论证。

1 概念设计

1.1 构件组成

按照构件功能,TS-BRB分为耗能单元、约束单元与滑动单元,各单元及整体组合方式见图1。TS-BRB各部分均由金属材料组成,通过高强螺栓将核心板、端部板、约束盖板、填充板及连接环组成整体。

耗能单元主要由端部板-核心板-端部板依次串

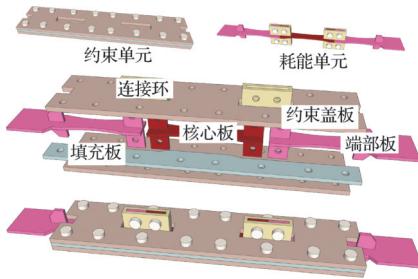


图1 TS-BRB构造示意图

Fig. 1 Schematic diagram of TS-BRB

联构成。核心板与端部板的宽度沿纵向自两端向中间递减,边缘形成圆弧状,二者相接处上下两侧配置连接环。连接环与核心板、端部板之间通过高强螺栓相连。核心板截面积小于端部板,核心板参与常规耗能阶段;端部板主要参与附加耗能阶段,即核心板断裂之后的阻尼器耗能阶段。常规耗能阶段,连接环与核心板及端部板形成整体,传递轴向拉压应力;附加耗能阶段,连接环通过约束盖板上的限位卡槽,使耗能单元与约束单元形成整体,传递拉应力。

约束单元由约束盖板、填充板及高强螺栓构成。约束盖板内部的限位卡槽用以在附加耗能阶段限制耗能单元的轴向位移并传递应力。约束单元与耗能单元的间隙能够满足耗能单元在荷载作用下仅发生屈服而不产生屈曲。

1.2 工作机理及关键设计参数

TS-BRB的工作机理见图2。TS-BRB在小震作用下为结构提供抗侧刚度;中震和大震作用下,常规耗能阶段启动,此时恢复力模型与传统BRB相同,见图2(a)。若TS-BRB的核心板在超大地震中发生断裂,耗能单元的连接环将与约束单元的限位卡槽接触,阻尼器中的端部板提供附加屈服耗能,见图2(b)。

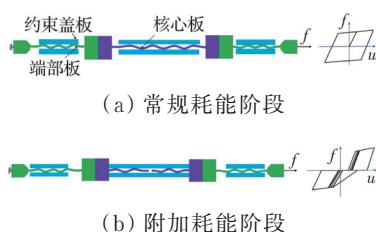


图2 TS-BRB工作机理

Fig. 2 Working mechanism of TS-BRB

核心板与端部板采用串联的方式连接,忽略约束单元与耗能单元间摩擦力的影响,核心板和端部板承担同样大小的轴力,即

$$dh_c \sigma_c = dh_e \sigma_e \quad (1)$$

引入应力比 k

$$k = \frac{\sigma_c}{\sigma_e} = \frac{h_e}{h_c} \quad (2)$$

式中: d 为核心板与端部板厚度; σ_c 为核心板应力; σ_e 为端部板应力; h_c 为核心板最窄处宽度; h_e 为端部板最窄处宽度。

核心板与端部板的截面最窄宽度 h_c 与 h_e 均位于各自中部,通过控制应力比 k 可以使端部板在核心板断裂后继续耗能。假设核心板产生断裂的同时端部板进入塑性,则临界应力比 k_c 为

$$k_c = \max \left\{ \frac{\sigma_c}{\sigma_e} \right\} = \frac{f_u}{f_y} \quad (3)$$

式中: f_u 为材料极限强度; f_y 为材料屈服强度。当 $k > k_c$ 时,端部板在核心板断裂前始终处于弹性状态;当 $k = k_c$ 时,端部板在核心板断裂时恰好进入塑性状态;当 $k < k_c$ 时,端部板在核心板断裂前已经进入塑性状态进行耗能。

耗能单元连接环与约束盖板限位卡槽边缘的间隙在初始状态时记为 d_2 ,位置关系见图6(f)。核心板断裂后,TS-BRB存在滑移位移 $2d_2$ 。若忽略弹性变形的影响,考虑核心板的累计塑性变形 d_{pl} 的作用,则TS-BRB附加耗能阶段第1圈受拉时的起始位移为

$$x_1 = 2d_2 - d_{pl} \quad (4)$$

考虑附加耗能阶段第 k 次受拉端部板产生的拉伸塑性变形 $d_{pet,k}$ 第 k 次受压端部板产生的压缩塑性变形 $d_{pec,k}$ 以及第 k 次受压核心板产生的压缩塑性变形 $d_{pc,k}$ 的影响,附加耗能阶段第 i ($i \geq 2$) 圈受拉的起始位移为

$$x_i = \left(d_{pet,k} + d_{pec,k} - \frac{d_{pc,k}}{2} \right) + 2d_2 - d_{pl} \quad (5)$$

TS-BRB附加耗能阶段,核心板的断裂使其仅传递压应力而不传递拉应力,因此将被持续压缩,且每次受压产生的塑性变形随圈数递减,即 $d_{pc,k} < 0$ 并满足 $|d_{pc,(k+1)}| < |d_{pc,k}|, |d_{pc,k}|$ 收敛于 0。端部板在受拉与受压时均进入工作,且循环加载下拉、压位移幅值大小相当,经历整数圈加载后,端部板累计塑性变形趋于 0,即

$$\sum_{k=1}^i (d_{pet,k} + d_{pec,k}) \approx 0 \quad (6)$$

附加耗能阶段第1圈受压时,核心板断面之间首先发生接触并传递应力,压应力增长的起始位移为

$$x'_1 = 2d_2 - d_{pl} + d_{pet,1} - 2d_2 = d_{pet,1} - d_{pl} \quad (7)$$

附加耗能阶段第 i ($i \geq 2$) 圈受压时,核心板积累了较大的不可恢复压缩塑性变形,不再传递压应力,耗能单元的压应力主要通过端部板与约束单元

传递。由于端部板的刚度大于核心板, 第 2 圈加载后受压刚度较第 1 圈有所增大。压应力增长的起始位移为

$$x'_i = -\min \left\{ \sum_{k=1}^{i-1} |d_{pc,k}|, 2d_2 \right\} + x_i + d_{pet,i} - 2d_2 \quad (8)$$

结合式(5), 得到

$$x'_i = d_{pet,i} - d_{p1} + \frac{1}{2} \sum_{k=1}^{i-1} d_{pc,k} + \sum_{k=1}^{i-1} (d_{pet,k} + d_{pec,k}) \quad (9)$$

在常幅位移加载下, 单圈加载产生的塑性变形趋同, 因此 $|x'_i|$ 递减, 且递减幅度随加载圈数逐渐减小, 记为

$$s_i = x_i - x'_i \quad (10)$$

联立式(5)、式(9)与式(10), 整理后可得

$$s_i = \min \left\{ \sum_{k=1}^{i-1} |d_{pc,k}|, 2d_2 \right\} + 2d_2 - d_{pet,i} \quad (11)$$

式中: s_i 表示第 i ($i \geq 2$) 圈加载时拉、压工作状态间的滑移距离, 该值随循环圈数递增, 且增幅递减。 s_i 与参数 d_2 呈正相关, 可以通过调整 d_2 的大小来控制 s_i 的长度, 从而减小滑移段的距离。

试件的关键尺寸见图 3。图中 d 为耗能单元板

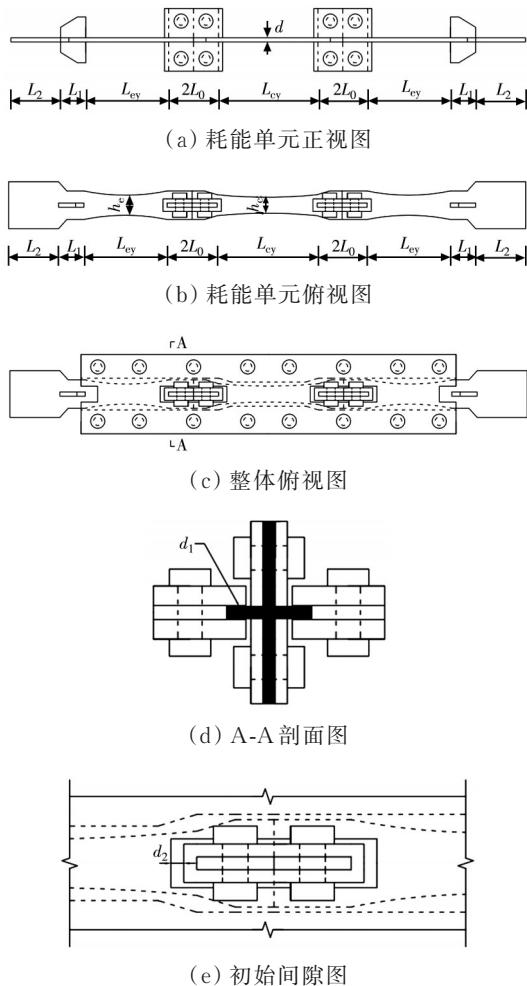


图 3 TS-BRB 试件细部尺寸

Fig. 3 Detail dimensions of TS-BRB specimen

厚, L_{cy} 、 L_{ey} 分别为核心板与端部板的屈服段长度。

根据《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)^[28]规定, 钢筋混凝土框架结构在多遇地震下的层间位移角限值 θ_1 为 1/550; 在罕遇地震下的层间位移角限值 θ_2 为 1/50。以一个层高为 H 、跨距为 B 的普通钢筋混凝土框架结构为例(如图 4 所示), 大震时结构水平方向的变形 d_e 的范围应为: $H\theta_1 < d_e < H\theta_2$, 其在支撑方向的位移分量 $d_b = d_e \cos \alpha$, 其中, $\alpha = \arctan(H/B)$ 。在结构层间位移角的限制下, 若要使 TS-BRB 附加耗能阶段可以启动工作, 必须满足 $\min(d_b) < s_i < \max(d_b)$ 。由式(11)可知, 滑移距离 s_i 满足 $s_i < 4d_2$, 则 d_2 的取值范围应为 $0.25\min(d_b) < d_2 < 0.25\max(d_b)$, 当 d_2 取值满足此区间时, 可保证 TS-BRB 的核心板断裂后附加耗能阶段可以顺利启动。

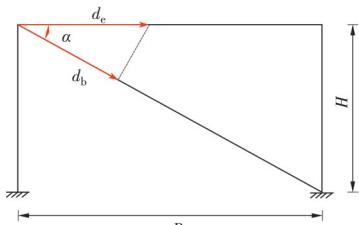


图 4 框架位移示意图

Fig. 4 The lateral displacement of frame

2 试验研究

2.1 试验概况

对 TS-BRB 进行低周疲劳试验, 对其滞回性能、破坏形式及关键参数进行研究。约束单元采用 Q345 材料。核心板与端部板采用 Q235 材料, 结合《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)^[29], 取 f_u 为 375 MPa, f_y 为 235 MPa, 则临界应力比 $k_c = 375/235 = 1.6$ 。为保证端部板在核心板断裂时仍具有一定的耗能能力, 同时考虑加工精度的限制, 取 h_c 为 19 mm, h_e 为 24 mm, 此时满足 $h_e = 1.26h_c$, 即应力比 $k = 1.26$ 。为平衡耗能单元的平面外屈曲与耗能性能, 核心板与端部板厚度均取 5 mm。考虑加载空间的约束, TS-BRB 整体总屈服段长度 $l = (L_{cy} + 2L_{ey})$ 取 320 mm。约束单元与耗能单元连接环的间隙 d_2 按照屈服长度的 3% 设置, 即 $d_2 = 0.5 \times l \times 3\% \approx 5$ mm。为减小焊接残留应力对阻尼器性能的影响, 各构件均采用整体切削加工的方式制作。

如图 5 所示, 使用微机控制电子万能试验机对 TS-BRB 进行轴向加载, 其中下侧为固定端, 上侧连接作动梁。TS-BRB 在核心板断裂前后采用不同的加载方式(如图 6 所示): 核心板断裂前先进行 2 圈

0.7倍屈服应力的预加载,用于确认加载系统和采集系统的工作状态,随后以屈服段长度的1%应变为幅值加载3圈,最后以屈服段长度的2%应变为幅值加载至核心板断裂;核心板断裂后,继续以屈服段长度的2%应变为幅值对TS-BRB进行加载,直至端部板断裂(即阻尼器彻底失效)。两个加载制度的加载速率均为0.1 mm/s。

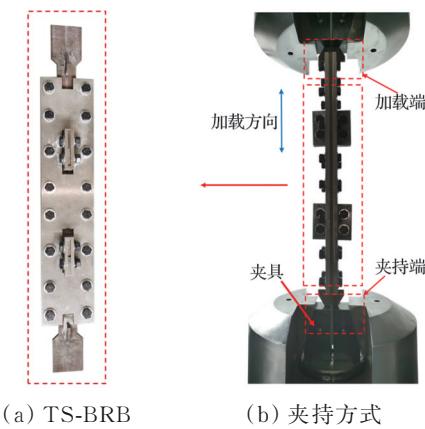


图5 TS-BRB试件与夹持方式

Fig. 5 Specimen and clamping mode of TS-BRB

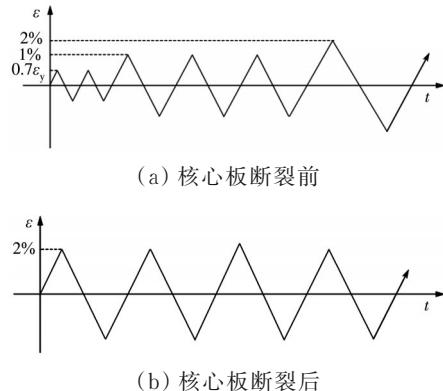


图6 TS-BRB加载制度

Fig. 6 Loading system of TS-BRB

2.2 试验结果与分析

如图7所示,TS-BRB常规耗能阶段加载到第18圈时核心板发生断裂,附加耗能阶段加载到第21圈时端部板发生断裂,两次断裂均为TS-BRB受拉时在屈服段中部产生。主要原因是阻尼器的耗能单元均采用圆弧状变截面且截面在各屈服段中部最小,因此,各耗能段的断裂位置处于各截面应力最大的中部。耗能单元各截面发生的平面内变形由中部屈服段向两端弹性段呈减小趋势,但非屈服



图7 TS-BRB断裂位置

Fig. 7 Fracture position of TS-BRB

段及连接段内均未观察到明显的塑性变形。

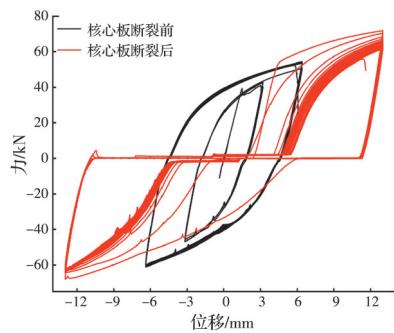
屈服单元平面内变形的差异可以解释为:核心板与端部板截面尺寸沿纵向渐变,而填充板的截面宽度基本不变,耗能单元与填充板之间间隙的差异导致耗能单元各截面变形幅度存在明显差别。核心板与端部板截面最窄处的间隙较大,填充板对上述两处附近的约束较弱,从而导致耗能单元在该处发生的变形较大。如图8所示,约束单元加载前后尺寸未发生改变。



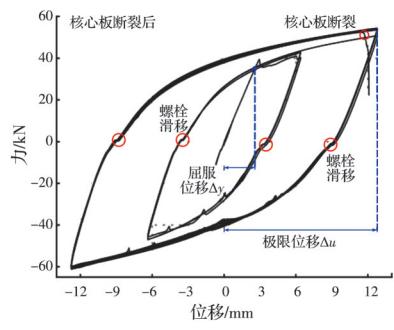
图8 TS-BRB加载后整体图

Fig. 8 TS-BRB after loading

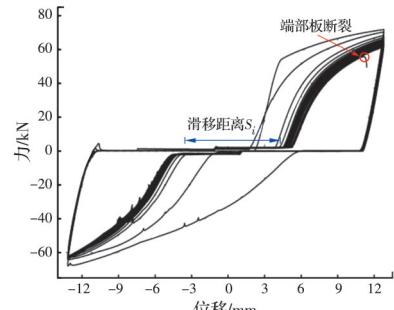
TS-BRB试件的试验滞回曲线见图9。TS-BRB第1加载阶段(即核心板断裂前的加载阶段,见



(a) TS-BRB滞回曲线



(b) TS-BRB核心板断裂前滞回曲线



(c) TS-BRB核心板断裂后滞回曲线

图9 TS-BRB试验滞回曲线

Fig. 9 Hysteresis curves of TS-BRB test

图 9(b))的滞回曲线与传统 BRB 类似,整个加载过程中滞回曲线饱满。阻尼器受压过程中出现的轻微波动是核心板与约束板间隙过大导致的,该现象可通过减少两者间隙来避免,以达到稳定的耗能效果。拉力与压力卸载到 0 kN 时的滞回曲线出现微小滑移,该滑移段是由加工误差引起的螺栓孔与螺杆之间的间隙所导致的。

TS-BRB 第 2 加载阶段(即核心板断裂后的加载阶段,见图 9(c))的滞回曲线存在滑移段,且滑移段长度 s_i 缓慢增加。拉力开始明显增长的起始位移 x_i 随着加载圈数不断增加,增加的幅度递减;压力开始明显增长的起始位移 x'_i 随着加载圈数不断减小,减小的幅度递减。这与理论恢复力模型相符。

TS-BRB 常规耗能阶段的最大拉力为 54.37 kN,最大压力为 -61.15 kN,附加耗能阶段的最大拉力为 71.84 kN,较常规耗能阶段增大了 32.13%,最大压力为 -67.93 kN,较常规耗能阶段增大了 11.07%。附加耗能阶段的刚度明显增加,这是由于主要耗能部分的截面积增大,也表明 TS-BRB 的附加耗能阶段能够承受较常规耗能阶段更大的地震作用。

TS-BRB 的延性系数 μ 可通过公式 $\mu = \Delta u / \Delta y$ 来计算获得,其中极限位移 Δu 为 TS-BRB 核心板断裂前所拉伸的最大长度,屈服位移 Δy 为 TS-BRB 核心板断裂前到达屈服点所拉伸的距离,延性系数计算结果如表 1 所示。

表 1 TS-BRB 延性系数

Table 1 Ductility parameters of TS-BRB

$\Delta y/\text{mm}$	$\Delta u/\text{mm}$	μ
1.274	6.390	5.016

TS-BRB 屈服承载力的试验值为图 9(b)中屈服位移 Δy 所对应的荷载。屈服承载力的理论值 $F_y = \eta_y f_y A_{eq}$, 其中, f_y 取 235 MPa; η_y 为钢材超强系数, 取 1.15。 $A_{eq} = d(S_{cy} + 2S_{ey}) / (L_{cy} + 2L_{ey})$ 为屈服段的等效截面面积, 其中, S_{cy} 为核心板屈服段的面积, 计算得到该值为 2759.88 mm^2 ; S_{ey} 为端部板屈服段的面积, 计算得到该值为 3066.00 mm^2 ; d 为约束板的板厚, 为 5 mm; 核心板与端部板屈服段长度 L_{cy} 与 L_{ey} 分别为 120、100 mm。

初始刚度的试验值通过图 9(b)中屈服荷载 F_y 与屈服位移 Δy 的比值计算得到。初始刚度的理论值 $K_0 = EA_{eq}/L$, 其中 E 为钢材的弹性模量, A_{eq} 为等效屈服段截面积, L 为 TS-BRB 长度。钢材的弹性模量 E 取为 $2.06 \times 10^5 \text{ MPa}$, TS-BRB 的长度 L 取为 620 mm。计算得到 TS-BRB 屈服强度和初始

刚度,见表 2。由表 2 可知, TS-BRB 屈服承载力试验值较理论值小 1.57%, 两者几乎没有差别。初始刚度试验值较理论值低 40.37%, 该刚度差异来源于螺杆与螺孔间隙导致核心单元产生的部分滑移。

表 2 TS-BRB 屈服强度与初始刚度

Table 2 Yield strength and initial stiffness of TS-BRB

数值	F_y/kN	$K_0/(\text{kN}/\text{mm})$
理论值	37.54	46.15
试验值	36.95	27.52
误差	1.57%	40.37%

《建筑消能减震技术规程》(JGJ 297—2013)^[30] 中规定:位移相关型消能器在水平地震作用下往复循环一周所消耗的能量为消能器的恢复力滞回环在相对水平位移下的面积。第 i 圈消耗的能量记为 E_i , 则有

$$E_i = S - 2(S_1 + S_2) \quad (12)$$

$$S = \sum_{j=1}^{n_i} \left[\frac{1}{2} |y_{i,j+1} + y_{i,j}| \times (x_{i,j+1} - x_{i,j}) \right] \quad (13)$$

$$S_1 = \sum_{j=m}^{e-1} \left[\frac{1}{2} |y_{i,j+1} + y_{i,j}| \times (x_{i,j+1} - x_{i,j}) \right] \quad (14)$$

$$S_2 = \sum_{j=m'}^{e'-1} \left[\frac{1}{2} |y_{i,j+1} + y_{i,j}| \times (x_{i,j+1} - x_{i,j}) \right] \quad (15)$$

式中: i 为加载圈数序号; n_i 为试验第 i 圈加载的数据点总个数; j 为各圈数据点序号; $x_{i,j}$ 与 $y_{i,j}$ 分别表示第 i 圈加载时位移与力的第 i 个分量。 S_1 与 S_2 见图 10。TS-BRB 加载周期各圈耗能值见图 11。

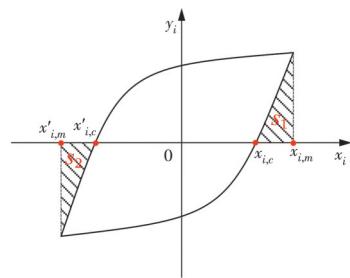


图 10 单圈耗能计算示意图

Fig. 10 Energy dissipated in a single hysteretic loop

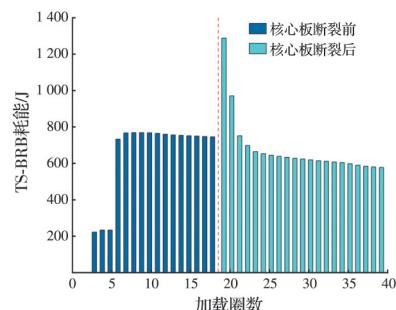


图 11 TS-BRB 能量耗散柱状图

Fig. 11 Histogram of energy dissipation of TS-BRB

常规耗能阶段,前2圈为预加载,阻尼器各构件处于弹性阶段,不产生耗能,以 $1\% \times l$ 为幅值加载时,单圈最大耗能为234.51 J,以 $2\% \times l$ 为幅值加载时,单圈最大耗能为769.14 J,常规耗能阶段总计耗能10 244.35 J。附加耗能阶段首圈耗能为1 291.46 J,为常规耗能阶段单圈耗能最大值的167.91%,随后,单圈耗能值随加载圈数递减,直至端部板断裂前最后一圈耗能为577.13 J,为常规耗能阶段最大值的75.03%。附加耗能阶段总计耗能14 179.20 J,为常规耗能阶段的138.41%。试验结果表明,TS-BRB附加耗能阶段具有较大的耗能能力,能够为结构提供额外的耗能储备。

3 有限元模拟

3.1 模型建立

使用有限元软件ABAQUS对TS-BRB的耗能特性进行模拟。参照试验试件,在ABAQUS/2020中建立模型。使用C3D8R减缩积分单元对各构件进行网格划分,对耗能单元适当增加网格密度。在核心板中部创建一个由一层厚度为0.01 mm的网格单元组成的集合,用于设置生死单元,模拟附加耗能阶段。模拟试件的网格见图12。

采用石永久等^[31]推荐的方法对耗能单元的材料模型进行标定,混合硬化模型的标定参数如表3所示。阻尼器设计时要求约束单元承受的最大应力远小于其屈服应力,试验结束后约束单元与螺栓均未发生塑性变形,因此约束单元与螺栓采用理想弹塑性模型。屈服应力取345 MPa,弹性模量取 2.06×10^5 MPa。相互作用特性包括切向与法向特性、切向使用罚函数,设置摩擦系数为0.1,法向设

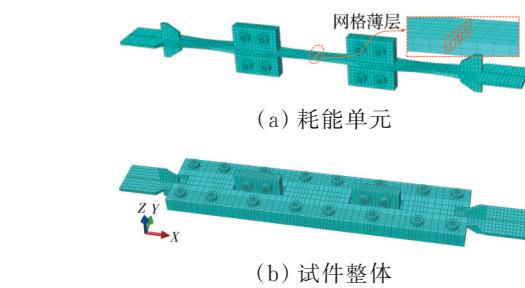


图12 TS-BRB网格划分

Fig. 12 Element mesh of TS-BRB

置为硬接触。模型的边界条件与试验保持一致,即固定侧限制所有自由度,在加载侧仅释放轴向位移。此外,为考虑初始缺陷对阻尼器性能的影响,将耗能单元一阶屈曲模态位移的1/1 000添加至原模型^[27]。

常规耗能阶段加载后去除核心板中部网格单元集合,进行核心板断裂之后的模拟。在断面与断面之间以及断面与其他可能接触的面之间添加新的接触,接触特性保持不变。

3.2 模拟误差

对模拟试件施加图6所示的位移荷载。计算得到模拟试件在核心板断裂前后的滞回曲线,其与试验滞回曲线的对比见图13。

试验与模拟数据关键信息对比见表4。屈服承载力 F_y 试验值为36.95 kN,模拟值为34.77 kN,模拟误差为-5.90%。

核心板断裂前,最大受拉承载力 F_{max} 试验值为54.95 kN,模拟值为56.32 kN,模拟值与试验值误差为2.49%;最大受压承载力 F_{min} 试验值为-61.15 kN,模拟值为-54.48 kN,模拟值与试验值误差为-10.91%。

表3 TS-BRB耗能单元的材料塑性参数

Table 3 Material properties of the energy dissipation component in TS-BRB

材料	F_y /MPa	Q_∞	b	C_1	γ_1	C_2	γ_2	C_3	γ_3
Q235b	266.02	10	1.25	210 000	2 500	16 000	100	1 100	0

注: F_y 为屈服强度; Q_∞ 与 b 为各向同性硬化参数; C_i 与 γ_i 为与背应力相关的随动硬化参数。

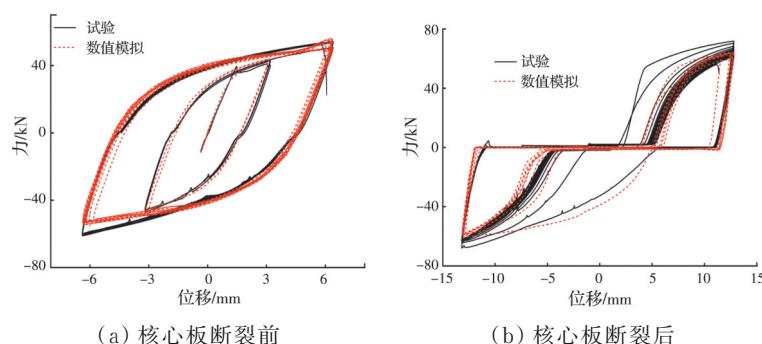


图13 模拟与试验滞回曲线对比

Fig. 13 Hysteretic curves of simulation and test

表4 试验与模拟数据对比

Table 4 Comparison of experimental and simulated data

承载力	F_y/kN	F_{max}/kN		F_{min}/kN	
		断裂前	断裂后	断裂前	断裂后
试验	36.95	54.95	71.85	61.15	67.93
模拟	34.77	56.32	64.48	54.48	60.53
误差	-5.90%	2.49%	-10.25%	-10.91%	-5.14%

核心板断裂后, F_{max} 试验值为 71.85 kN, 模拟值为 64.48 kN, 模拟值与试验值误差为 -10.25%; F_{min} 试验值为 -67.93 kN, 模拟值为 -60.53 kN, 模拟值与试验值误差为 -10.89%。

通过对比发现, 模拟值偏于保守, 仅常规耗能阶段受拉承载力的模拟值大于试验值, 且不超过 5%。

4 结论

提出了一种新型两阶段屈曲约束支撑(TS-BRB), 对该 TS-BRB 的工作机理进行详细阐述并开展试验研究, 得到以下主要结论:

1) 与传统 BRB 断裂即失效的特性相比, TS-BRB 除了常规耗能阶段, 还存在额外的附加耗能阶段, 核心板断裂后端部板能够继续提供耗能。TS-BRB 的特性能够确保结构在强地震特别是主震-余震型地震中持续提供耗能及抗侧刚度, 减少结构在地震中的损伤, 从而避免倒塌。

2) TS-BRB 附加耗能阶段具有更大的耗能潜力。附加耗能阶段的累计耗能为常规耗能阶段的 138.41%, 单圈耗能保持在常规耗能阶段的 75% 以上。

3) 附加耗能阶段的滑移距离 s_i 与连接环及限位卡槽的间距 d_2 正相关, 减小 d_2 可缩短 s_i 的长度, 通过调整 d_2 可控制 TS-BRB 在层间位移角规定的位移条件下发挥附加耗能阶段的耗能性能。

4) ABAQUS 模拟结果与试验的滞回曲线吻合良好。模拟结果偏于保守, 最大拉压承载力误差范围在 -10.91% 与 2.49% 之间。

核心板与端部板的截面尺寸 h_c 与 h_e 、连接环与限位卡槽的间距 d_2 等对 TS-BRB 性能的影响以及 TS-BRB 在结构中的减震效果需进一步研究。

参考文献

- [1] WAKABAYASHI M, NAKAMURA T, KATAGI-HARA A, et al. Experimental study on the elastoplastic behavior of braces enclosed by precast concrete panels under horizontal cyclic loading: Parts 1 & 2 [C]//Summaries of technical papers of annual meeting. Architectur-

al Institute of Japan, 1973, 6: 121-128.

- [2] FUJIMOTO M, WADA A, SAEKI E, et al. A Study on the unbonded brace encased in buckling-restraining concrete and steel tube [J]. Journal of Structural and Construction Engineering, 1988, 34B: 249-258.
- [3] AVCI-KARATAS C, CELIK O C, YALCIN C. Experimental investigation of aluminum alloy and steel core buckling restrained braces (BRBs) [J]. International Journal of Steel Structures, 2018, 18(2): 650-673.
- [4] 周云, 钟根全, 龚晨, 等. 开孔钢板装配式屈曲约束支撑钢框架抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2019, 40(3): 152-160.
- ZHOU Y, ZHONG G Q, GONG C, et al. Experimental study on seismic performance of perforated steel-plate assembled buckling-restrained braced steel frames [J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(3): 152-160. (in Chinese)
- [5] ZHAO J X, WU B, LI W, et al. Local buckling behavior of steel angle core members in buckling-restrained braces: Cyclic tests, theoretical analysis, and design recommendations [J]. Engineering Structures, 2014, 66: 129-145.
- [6] USAMI T, FUNAYAMA J, IMASE F. Experimental evaluation on seismic performance of steel trusses with different buckling-restrained diagonal members [C]// The 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisbon. 2012.
- [7] JIA M M, LU D G, SUN L, et al. Performance testing and cyclic behavior of buckling-restrained braces with H cross section unrestrained segments [J]. Advances in Structural Engineering, 2014, 17(5): 677-692.
- [8] HOVEIDAE N, TREMBLAY R, RAFFEY B, et al. Numerical investigation of seismic behavior of short-core all-steel buckling restrained braces [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 114: 89-99.
- [9] CHOU C C, CHEN S Y. Subassemblage tests and finite element analyses of sandwiched buckling-restrained braces [J]. Engineering Structures, 2010, 32(8): 2108-2121.
- [10] JIANG T, DAI J W, YANG Y Q, et al. Study of a new-type of steel buckling-restrained brace [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2020, 19(1): 239-256.
- [11] GUO Y L, TONG J Z, WANG X A, et al. Subassemblage tests and design of steel channels assembled buckling-restrained braces [J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2018, 16(9): 4191-4224.
- [12] GUO Y L, ZHOU P, WANG M Z, et al. Experimental and numerical studies of hysteretic response of triple-truss-confined buckling-restrained braces [J]. Engineering Structures, 2017, 148: 157-174.

- [13] ZHU B, GUO Y L, GAO J, et al. Behaviour and design of spatial triple-truss-confined BRBs with a longitudinal shuttle shape [J]. Engineering Structures, 2020, 215: 110605.
- [14] GUO Y L, ZHANG B H, ZHU B L, et al. Theoretical and experimental studies of battened buckling-restrained braces [J]. Engineering Structures, 2017, 136: 312-328.
- [15] ZHU B L, GUO Y L, ZHOU P, et al. Numerical and experimental studies of corrugated-web-connected buckling-restrained braces [J]. Engineering Structures, 2017, 134: 107-124.
- [16] DING Y K, ZHAO C Z. Cyclic tests for assembled X-shaped buckling restrained brace using two unconnected steel plate braces [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 182: 106680.
- [17] 胡宝琳,徐庆.“类十字”双阶屈服屈曲约束支撑理论研究及数值分析[J].建筑钢结构进展,2022,24(1):98-107.
HU B L, XU Q. Theoretical study and numerical analysis of “cross-like” double yield buckling restrained braces [J]. Progress in Steel Building Structures, 2022, 24(1): 98-107. (in Chinese)
- [18] PAN P, LI W, NIE X, et al. Seismic performance of a reinforced concrete frame equipped with a double-stage yield buckling restrained brace [J]. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 2017, 26(4): e1335.
- [19] SUN J B, PAN P, WANG H S. Development and experimental validation of an assembled steel double-stage yield buckling restrained brace [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 145: 330-340.
- [20] BARBAGALLO F, BOSCO M, MARINO E M, et al. Achieving a more effective concentric braced frame by the double-stage yield BRB [J]. Engineering Structures, 2019, 186: 484-497.
- [21] 吴国强,杨瑞欣,张秀芬.一种双阶段耗能BRB: CN210459616U[P].2020-05-05.
WU G Q, YANG R X, ZHANG X F. Two-stage energy consumption BRB: CN210459616U [P]. 2020-05-05. (in Chinese).
- [22] ALI C, MOHAMMAD ALI R, MOHSEN I. Seismic performance of three-core buckling-restrained braces an experimental investigation [J]. Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering, 2022, 46(1): 157-167.
- [23] SITLER B, TAKEUCHI T, MATSUI R, et al. Experimental investigation of a multistage buckling-restrained brace [J]. Engineering Structures, 2020, 213: 110482.
- [24] 张哲,周童童,邓恩峰,等.双阶屈服屈曲约束支撑混凝土框架结构抗震性能研究[J].建筑结构,2021,51(18):106-111.
ZHANG Z, ZHOU T T, DENG E F, et al. Research on seismic behavior of concrete frame structure braced with double-level yielding buckling-restrained brace [J]. Building Structure, 2021, 51(18): 106-111. (in Chinese)
- [25] LI L, ZHOU T H, CHEN J W, et al. A new buckling-restrained brace with a variable cross-section core [J]. Advances in Civil Engineering, 2019, 2019: 1-15.
- [26] 李亮,彭先飞,周天华,等.二阶段屈服方形截面防屈曲支撑设计方法及受力性能[J].中南大学学报(自然科学版),2016,47(8):2784-2792.
LI L, PENG X F, ZHOU T H, et al. Design method and mechanical behavior of square section buckling restrained brace with two yield stages [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2016, 47(8): 2784-2792. (in Chinese)
- [27] WANG W Y, LIU Y. Concept and performance testing of an all-steel miniature dual stiffness damper [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 183: 106772.
- [28] 建筑抗震设计规范:GB 50011—2010[S].北京:中国建筑工业出版社,2010.
Code for seismic design of buildings: GB 50011—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010. (in Chinese)
- [29] 钢结构设计标准:GB 50017—2017[S].北京:中国建筑工业出版社,2017.
Code for design of steel structure: GB 50017—2017 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017. (in Chinese)
- [30] 建筑消能减震技术规程:JGJ 297—2013[S].北京:中国建筑工业出版社,2013.
Technical specification for seismic energy dissipation of buildings: JGJ 297—2013 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2013. (in Chinese)
- [31] 石永久,王萌,王元清.循环荷载作用下结构钢材本构关系试验研究[J].建筑材料学报,2012,15(3):293-300.
SHI Y J, WANG M, WANG Y Q. Experimental study of structural steel constitutive relationship under cyclic loading [J]. Journal of Building Materials, 2012, 15(3): 293-300. (in Chinese)

(编辑 胡玲)