

# 新型开孔十字芯钢管混凝土防屈曲耗能 支撑性能分析研究

庄紫绚,周云,曹邕生,林一煌

(广州大学土木与交通工程学院,广东广州510006)

**摘要:**针对传统十字芯钢管混凝土防屈曲耗能支撑(cross-core concrete-filled steel tube buckling-restrained brace, CSBRB)破坏位置随机、钢材切割量大以及焊接长度过大的问题。该文提出一种新型开孔十字芯钢管混凝土防屈曲耗能支撑(perforated cross-core concrete-filled steel tube buckling-restrained brace, PCSBRB)。介绍了PCSBRB的构造方式及特点,给出基本力学参数的计算公式。设计6组不同开孔参数的PCSBRB及1组CSBRB模型,采用ABAQUS软件对其进行拟静力有限元分析,研究PCSBRB的构造合理性、开孔率和开孔个数对PCSBRB力学性能、耗能性能、应力分布、高阶变形特征、开孔段面内失稳现象以及等效累积塑性应变的影响规律。研究结果表明:PCSBRB构造合理,承载能力、耗能性能与CSBRB相近,PCSBRB屈服区域均位于开孔段,具有定点屈服、多点同时耗能的优势;设计合理的PCSBRB滞回曲线稳定、饱满,对称性好;开孔率过小的PCSBRB,应力集中在限位孔处,无法达到“定点屈服”的目的,开孔率过大的PCSBRB,开孔段易发生面内失稳,导致PCSBRB的承载力下降,PCSBRB的开孔率宜取33%~50%;当开孔段总长为1500 mm时,开孔数量设置为4~8性能相近;相比CSBRB,PCSBRB材料利用率更高,焊接成本显著减少。

**关键词:**防屈曲耗能支撑;开孔;十字芯;钢管混凝土;开孔率;开孔个数

中图分类号:TU352.1

文献标志码:A

## Performance analysis of a new type of perforated cross-core concrete-filled steel tube buckling-restrained brace

ZHUANG Zixuan, ZHOU Yun, CAO Yongsheng, LIN Yihuang

(School of Civil Engineering and Transportation, Guangzhou University, Guangzhou 510006, China)

**Abstract:** Aiming at the problems of random failure position, large amount of steel cutting and excessive welding length of traditional cross-core concrete-filled steel tube buckling-restrained brace (CSBRB), a new type of perforated cross-core concrete-filled steel tube buckling-restrained brace (PCSBRB) is proposed in this paper. The structure and characteristics of PCSBRB are introduced, and the calculation equation of basic mechanical parameters is given. Six groups of PCSBRB models with different opening parameters and one group of CSBRB models are designed, and the quasi-static finite element analysis is carried out by ABAQUS software. The effects of the structural rationality of PCSBRB, the opening ratio and the number of openings on the mechanical properties, energy dissipation performance, stress distribution, high-order deformation characteristics, in-plane instability of the opening section and the equivalent cumulative plastic strain of PCSBRB are studied. The analysis results show that the structure of PCSBRB is reasonable, and the bearing capacity and energy dissipation performance are similar

收稿日期:2024-03-25; 修回日期:2024-06-01

基金项目:国家自然科学基金项目(51978184)

作者简介:庄紫绚(2000—),女,硕士研究生,主要从事结构隔震与消能减震控制方面的研究。E-mail:2112216015@e.gzhu.edu.cn

通信作者:周云(1965—),男,教授,博士,主要从事结构隔震与消能减震控制方面的研究。E-mail:zhouyun@gzhu.edu.cn

to those of CSBRB. The yield area of PCSBRB is located in the opening section, which has the advantages of fixed-point yield and multi-point energy dissipation. The hysteresis curves of PCSBRB with reasonable design is stable, full and symmetrical. For PCSBRB with too small opening rate, the stress is concentrated at the limit hole, and the purpose of fixed-point yielding cannot be achieved. For PCSBRB with too large opening rate, the opening section is prone to in-plane instability, resulting in a decrease in the bearing capacity of PCSBRB. The opening rate of PCSBRB should be 33%~50%. When the total length of the opening section is 1500 mm, the number of openings is set to 4~8, and the performance is similar. Compared with CSBRB, PCSBRB has higher material utilization and lower welding cost.

**Key words:** buckling restrained brace; perforated; cross-core; concrete-filled steel tube; rate of opening; number of openings

## 0 引言

防屈曲耗能支撑(buckling restrained braces, BRB)在受拉和受压时都可屈服而不屈曲,且能够和传统支撑一样为结构提供抗侧刚度,同时能够增加结构的耗能<sup>[1]</sup>,是目前应用广泛的消能减震构件,在既有建筑和加固改造建筑中均得到广泛的应用。防屈曲耗能支撑根据核心单元截面形式,可分为一字型、十字型、圆形、矩形、H形、双矩形和双T形等,根据约束单元的不同,可分为钢筋混凝土防屈曲耗能支撑、钢管混凝土防屈曲耗能支撑和全钢装配式防屈曲耗能支撑<sup>[2-3]</sup>。

核心单元为十字芯截面的防屈曲耗能支撑由于具有双轴对称的优点,2个方向均能抗弯,并且采用混凝土作为填充材料,造价便宜具有经济性,是目前最常见、应用最广泛的防屈曲耗能支撑<sup>[4]</sup>。近年来,常见的十字芯核心单元被设置成了两端截面大,中间截面小的狗骨形状,NAKAMURA等<sup>[5]</sup>对十字芯防屈曲支撑进行了足尺试验,推导出防屈曲支撑疲劳寿命的计算公式;BLACK等<sup>[6]</sup>对十字芯防屈曲支撑的整体稳定性、核心单元屈服段和核心单元外伸段的局部稳定性进行了研究;李国强等<sup>[7]</sup>研制了大吨位国产TJ-II型十字芯防屈曲支撑,其滞回性能、耗能能力以及低周疲劳性能甚至超过了美国规范的性能要求;高向宇等<sup>[8]</sup>以国产Q235热轧钢材研制了热轧等肢角钢屈曲约束支撑,其滞回曲线饱满,塑性性能好;ZHAO等<sup>[9]</sup>提出了一种端部加强核心不焊接的角钢十字芯防屈曲耗能支撑,结果表明芯内不焊接可以减小初始几何缺陷,提高核心单元的低周疲劳性能,具有稳定、可重复的循环性能;李晨阳等<sup>[10]</sup>在传统狗骨式十字芯防屈曲耗能支撑基础上,在已削弱的屈服段上开单排或双排孔,研究结果表明开双排孔效果更佳;LI等<sup>[11]</sup>提出一种变截面防屈曲耗能支撑,核心单元由一块一字芯板和多块短加劲板焊接形成,形成十字型和一字型交替出现的截面形式,具有更小的屈服位移。

传统狗骨式防屈曲耗能支撑存在以下问题:①为明显区分屈服段、过渡段以及连接段,传统十字芯防屈曲耗能支撑的核心单元多为狗骨式,需对钢材进行大量切割,产生切割损伤<sup>[12]</sup>,核心单元构造复杂、浪费材料;②十字芯核心单元一般通过3块钢板或者2块角钢焊接形成,焊接过程中产生的大量高温热应力易使钢材产生较大的残余变形和残余应力,使钢材产生脆性影响核心单元的疲劳性能,导致核心单元过早发生疲劳断裂<sup>[13]</sup>;③传统十字芯防屈曲耗能支撑的核心单元限位卡口、过渡段处有明显的截面突变,是应力集中常见的发生部位,核心单元容易在此处发生破坏<sup>[14]</sup>,破坏位置的随机性,不利于防屈曲耗能支撑的设计。

为解决传统十字芯钢管混凝土防屈曲耗能支撑(cross-core concrete-filled steel tube buckling restrained brace, CSBRB)存在较大焊接残余应力、核心单元构造复杂导致钢材切割量大以及破坏位置随机的问题,本文基于周云等<sup>[15-19]</sup>提出的“局部削弱相当于其他部分加强”的防屈曲耗能支撑设计理念,提出一种核心单元开孔的十字芯钢管混凝土防屈曲耗能支撑(perforated cross-core concrete-filled steel tube buckling restrained brace, PCSBRB)<sup>[20]</sup>,介绍其构造方式及特点,给出基本力学参数计算公式,采用ABAQUS有限元分析软件研究PCSBRB的构造合理性以及开孔参数对PCSBRB性能的影响。

## 1 PCSBRB的构造与特点

PCSBRB和CSBRB的构造形式均由核心单元、混凝土、无粘结材料和约束钢管组成见图1。核心单元承

受轴向荷载,钢管混凝土提供抗侧刚度以约束核心单元受压时可能发生的屈曲。CSBRB 的核心单元构造形式为狗骨式构造,屈服段、过渡段和连接段的截面突变较大。与 CSBRB 不同,PCSBRB 的核心单元由 1 块开孔钢板以及 2 块相同孔肋钢板焊接形成十字开孔核心单元,取消 CSBRB 核心单元中部位限位卡口的设计,采用限位孔中插入钢筋的方式对核心单元进行限位。

与 CSBRB 相比,通过改变核心单元的构造,PCSBRB 具有以下优点:①通过对核心单元进行开孔设计,使得开孔处为核心单元最薄弱部位,能够首先进入屈服耗能状态,达到定点屈服的目的,并且对核心单元进行多点开孔,能够多点同时屈服耗能,提高效率;②通过对核心钢板进行开孔天然地形成了屈服段、过渡段与连接段,简化构造,根据“此强彼弱”的原则,相当于加强了端部,PCSBRB 无需对端部进行另外加强;③开孔段内无需焊接,不仅节约焊材,而且焊接所带来的残余应力和残余变形不会发生在开孔段,因此不会影响 BRB 的疲劳性能;④可根据不同承载力设计要求在合理范围内调整开孔个数大小,设计灵活。

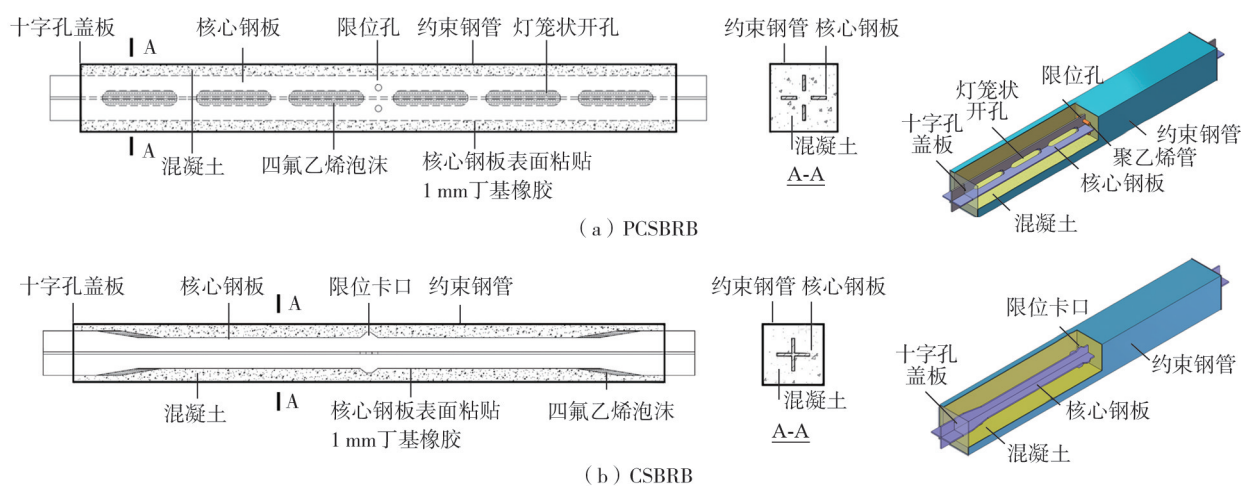


图 1 PCSBRB 与 CSBRB 的构造

Fig.1 Construction of PCSBRB and CSBRB

## 2 PCSBRB 设计理论

### 2.1 初始刚度

PCSBRB 的初始刚度用  $K$  表示,由开孔段和非开孔段两部分的刚度串联组成, $K$  根据式(1)进行计算:

$$K = 1 / (1 / K_1 + 1 / K_y) \quad (1)$$

式中: $K_1$  为非开孔段刚度; $K_y$  为开孔段的刚度。 $K_1$ 、 $K_y$  根据式(2)进行计算:

$$K_1 = \frac{E \cdot A_1}{\Sigma L_1}; \quad K_y = \frac{E \cdot A_y}{\Sigma L_y} \quad (2)$$

式中: $E$  为核心单元钢材的弹性模量; $A_1$ 、 $A_y$  分别为核心单元非开孔段、开孔直线段的横截面面积; $\Sigma L_1$ 、 $\Sigma L_y$  分别为核心单元非开孔段、开孔段的长度总和,非开孔段由连接段、过渡段以及中间过渡段组成, $\Sigma L_1 = \Sigma L_{11} + \Sigma L_{12} + \Sigma L_{13}$ ,见图 2。图中  $L_{11}$  为连接段长度, $L_{12}$  为过渡段长度, $L_{13}$  为中间过渡段长度。由于开孔段分为端部圆弧段和直线段,端部圆弧段的截面变化较小,对 PCSBRB 的初始刚度影响较小,因此假设开孔端部圆弧段的横截面积与开孔直线段的横截面积相同,这样不仅使结果偏安全而且简化了计算过程。

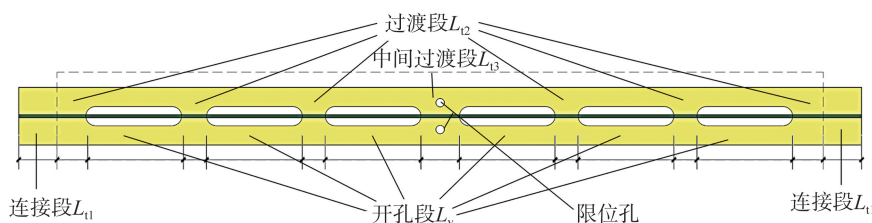


图 2 PCSBRB 计算示意图

Fig.2 Schematic diagram of PCSBRB calculation

## 2.2 屈服力

PCSBRB 的屈服力  $F_y$  根据式(3)进行计算:

$$F_y = A_y \cdot f_y \quad (3)$$

式中:  $f_y$  为核心单元钢材的屈服应力;  $A_y$  为开孔直线段的横截面积。

## 2.3 屈服位移

PCSBRB 的屈服位移  $d_y$  根据式(4)进行计算:

$$d_y = F_y / K \quad (4)$$

## 2.4 开孔段面内失稳临界荷载

PCSBRB 单个开孔段面内失稳临界荷载  $F_{cr}$  根据式(5)~式(7)进行计算:

$$F'_{cr} = \frac{\pi^2 E' I}{(\mu L_y)^2} k \quad (5)$$

$$k = 0.004 L_y a \quad (6)$$

$$F_{cr} = 4F'_{cr} \quad (7)$$

式中:  $F'_{cr}$  为细长压杆的失稳临界荷载;  $E'$  为核心单元钢材的有效弹性模量;  $I$  为压杆横截面的强轴惯性矩;  $k$  为考虑开孔段多波变形的影响因数,多波变形产生时,开孔段与约束单元进行接触,开孔段长度与宽度不同将影响核心单元的受力,对临界荷载有一定影响;  $L_y$  为单孔开孔长度;  $a$  为单孔开孔率;  $F_{cr}$  为单开孔段面内失稳临界荷载。由于非开孔段对开孔段两端有线位移和角位移的约束,因此将单开孔段的单边假设为两端固接的等截面细长压杆,式(5)中长度因素  $\mu$  取 0.5。

# 3 有限元模型建立

## 3.1 模型设计

为研究 PCSBRB 的构造合理性以及不同设计参数(开孔率、开孔个数)对 PCSBRB 性能的影响规律,根据正交设计原则,本文设计了 6 组 PCSBRB 和 1 组 CSBRB 模型,总长度均为 2 200 mm,除核心单元不同,其余组件均相同,无粘结层厚度取 1 mm。6 组 PCSBRB 模型具有相同的开孔段总长、非开孔段总长和非开孔截面面积,1 组 CSBRB 模型的屈服段总长与 PCSBRB 的开孔段总长相同,连接段、过渡段以及限位卡口总长与 PCSBRB 的非开孔段总长相同。7 组试件可以分成 3 组对照组,其中:

1) 核心单元开孔与非开孔形成对照组 1,该组组成试件为 PCSBRB1、PCSBRB3、PCSBRB5 和 CSBRB,以上试件核心单元开孔直线段(屈服段)横截面积相同。

2) 核心单元开孔率不同形成对照组 2,该组组成试件为 PCSBRB2、PCSBRB3、PCSBRB4 和 PCSBRB6,其开孔率分别设置为 20%、33%、50% 和 70%,以上试件核心单元开孔个数均设置为 6 个。

3) 核心单元开孔个数不同形成对照组 3,该组组成试件为 PCSBRB1、PCSBRB3 和 PCSBRB5,其开孔个数分别设置为 4、6、8 个。

各模型的编号及构件尺寸见表 1、表 2,各模型的初始刚度、屈服力以及屈服位移见表 3。

表 1 PCSBRB 具体参数

Table 1 Specific parameters of PCSBRB

试件编号	开孔数 $n$	开孔率/%	开孔段		非开孔段			
			$\Sigma L_y/\text{mm}$	$A_y/\text{mm}^2$	$\Sigma L_{11}/\text{mm}$	$\Sigma L_{12}/\text{mm}$	$\Sigma L_{13}/\text{mm}$	$A_1/\text{mm}^2$
PCSBRB1	4	33	1 500	1 600	400	200	100	2 336
PCSBRB2	6	20	1 500	1 920	400	200	100	2 336
PCSBRB3	6	33	1 500	1 600	400	200	100	2 336
PCSBRB4	6	50	1 500	1 200	400	200	100	2 336
PCSBRB5	8	33	1 500	1 600	400	200	100	2 336
PCSBRB6	6	70	1 500	720	400	200	100	2 336

表2 CSBRB 具体参数

Table 2 Specific parameters of CSBRB

试件编号	屈服段		连接段		过渡段		限位卡口	
	$\Sigma L_y/\text{mm}$	$A_y/\text{mm}^2$	$\Sigma L_{11}/\text{mm}$	$A_{11}/\text{mm}^2$	$\Sigma L_{12}/\text{mm}$	$A_{12}/\text{mm}^2$	$\Sigma L_{13}/\text{mm}$	$A_{13}/\text{mm}^2$
CSBRB	1 500	1 600	360	2 336	280	1 944.84	60	2 240

表3 防屈曲耗能支撑力学参数

Table 3 Mechanical parameters of BRBs

试件	初始刚度/(kN/mm)	屈服力/kN	屈服位移/mm	试件	初始刚度/(kN/mm)	屈服力/kN	屈服位移/mm
CSBRB	163.19	456.0	2.79	PCSBRB4	132.93	342.0	2.57
PCSBRB1	166.51	456.0	2.74	PCSBRB5	166.51	456.0	2.74
PCSBRB2	190.58	547.2	2.87	PCSBRB6	86.45	205.2	2.37
PCSBRB3	166.51	456.0	2.74				

### 3.2 单元类型选择以及网格划分

采用 ABAQUS 通用模块进行建模分析,所有模型均采用实体单元建立。核心单元的网格尺寸大约为 13 mm,单元类型为 C3D20R,在截面厚度方向上划分一层网格;约束钢管、盖板的网格尺寸大约为 30 mm,单元类型为 C3D8I,在截面厚度方向上划分一层网格;混凝土的网格尺寸大约为 40 mm,单元类型为 C3D8R。有限元模型的网格划分见图 3。



图3 PCSBRB 网格划分

Fig. 3 Mesh subdivision of PCSBRB

### 3.3 本构关系

核心钢板、约束钢管和盖板均采用 Q235 钢材,本构关系采用随动等向强化模型,本构参数见表 4;混凝土采用 C30 混凝土,本构关系采用混凝土损伤塑性 (concrete damaged plasticity, CDP) 模型,在该模型中,膨胀角参数为  $30^\circ$ ,偏心率为 0.1,  $K$  系数为 0.667。

表4 钢材本构模型参数

Table 4 Parameters of steel constitutive model

型号	$\sigma_0/\text{MPa}$	$C_1$	$\gamma_1$	$C_2$	$\gamma_2$	$C_3$	$\gamma_3$	$E_s/\text{GPa}$	$\nu$
Q235	250	10000	100	12000	320	4000	1000	206	0.3

注: $\sigma_0$  为屈服应力;  $C_1$  为第一随动强化模量;  $\gamma_1$  为第一随动强化因子;  $C_2$  为第二随动强化模量;  $\gamma_2$  为第二随动强化因子;  $C_3$  为第三随动强化模量;  $\gamma_3$  为第三随动强化因子;  $E_s$  为钢材弹性模量;  $\nu$  为钢材泊松比。

### 3.4 接触关系

混凝土与核心单元接触时原则上不会产生穿透行为,因此两者之间采用“硬”接触,允许接触后分离,切向采用库仑摩擦模型,考虑实际情况核心单元与混凝土之间有 1.0 mm 的无粘结材料,因此将摩擦系数设为 0.1。由于混凝土与约束钢管之间有足够的黏结力,能够协同变形,所以两者之间采用 Tie 连接。

### 3.5 边界条件与加载制度

将端部截面耦合于中点,并在耦合点上加载,加载方式为一端固定,一端加载,见图 4。加载制度根据 T/CECS 817—2021《屈曲约束支撑应用技术规程》<sup>[21]</sup> 对于防屈曲耗能支撑试验的要求,采用位移控制加载。即以 1 倍屈服位移(用符号  $\Delta_y$  表示,为便于计算,取 3 mm)为加载幅值增量进行增幅加载,即在  $\Delta_y$  (3 mm)、 $2\Delta_y$  (6 mm)、 $3\Delta_y$  (9 mm)、……、 $10\Delta_y$  (30 mm,约为  $L/75$ ) 下往复加载 1 圈。

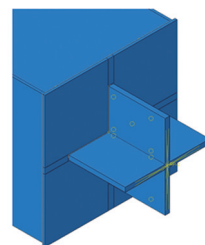


图4 端部耦合

Fig. 4 End coupling

### 3.6 数值模拟准确性与合理性

根据已有的传统十字芯防屈曲耗能支撑拟静力试验,对比 CSBRB 的试验与有限元分析结果见图 5。有限元分析得出的滞回曲线与试验结果吻合良好,表明有限元模型建立准确,有限元分析结果可准确反映十字芯防屈曲耗能支撑的性能。

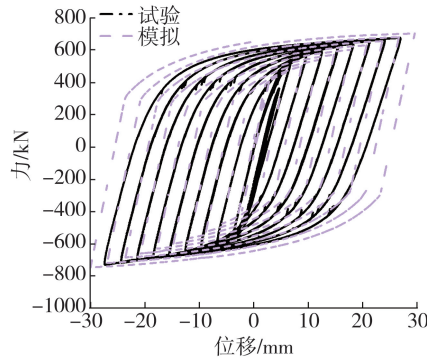


图 5 试验与模拟滞回曲线

Fig. 5 Hysteresis curves of test and simulation

## 4 有限元分析结果

### 4.1 滞回曲线与骨架曲线

7 组模型的滞回曲线图见图 6。由图可知:

- 1) 开孔与非开孔对照组中,PCSBRB1、PCSBRB3、PCSBRB5 和 CSBRB 滞回曲线形状饱满,对称性、规律性好,具有良好的耗能性能。
- 2) 开孔率对照组中,开孔率在 20%~50% 的 PCSBRB2、PCSBRB3 和 PCSBRB4 滞回曲线形状饱满,对称性、规律性好,具有良好的耗能性能,开孔率为 70% 的 PCSBRB6 在位移较大时下承载力和刚度有所下降,表明在开孔率合适范围内,采用核心开孔的 PCSBRB 方案可行、构造合理。
- 3) 开孔个数对照组中,PCSBRB1、PCSBRB3 和 PCSBRB5 的滞回曲线均形状饱满,对称性、规律性好,耗能性能相近。

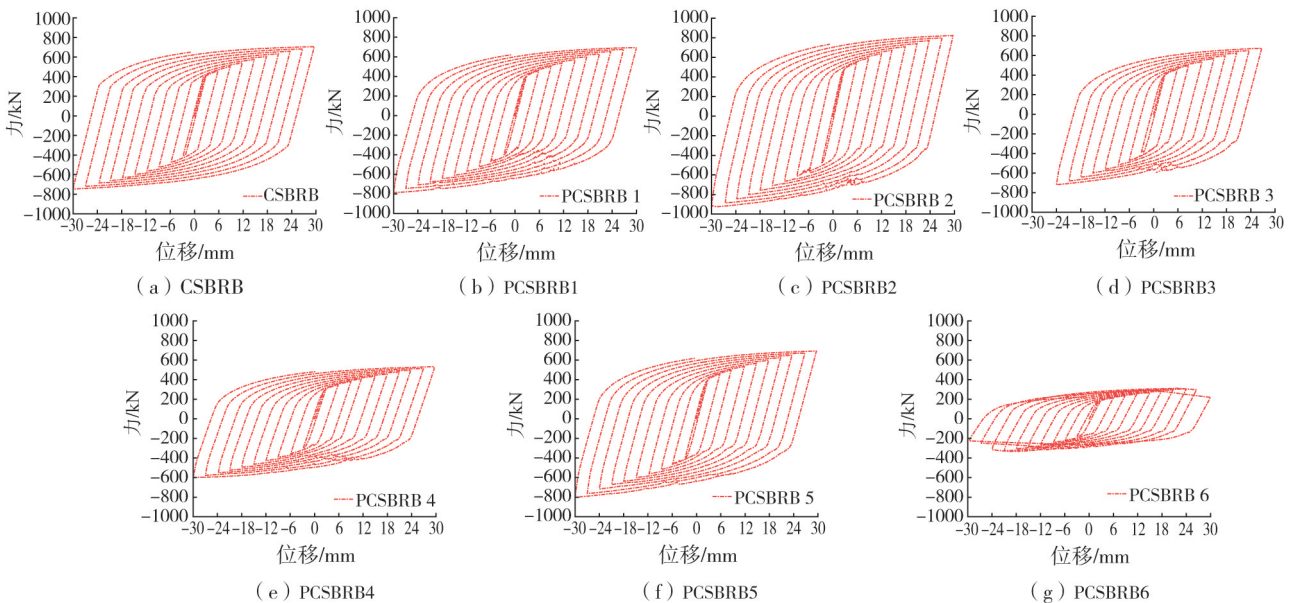


图 6 滞回曲线

Fig. 6 Hysteresis curves

通过连接滞回曲线中各个加载幅值下的 PCSBRB、CSBRB 所受到的最大承载力,可得到 7 组模型的骨架曲线,见图 7。由图可知,PCSBRB 与 CSBRB 的骨架曲线均具有明显的双线性特征,弹性阶段与屈服阶段之间具有明显的屈服拐点。随着开孔率的增大,弹性阶段中的斜率越小代表 PCSBRB 的初始刚度越小。

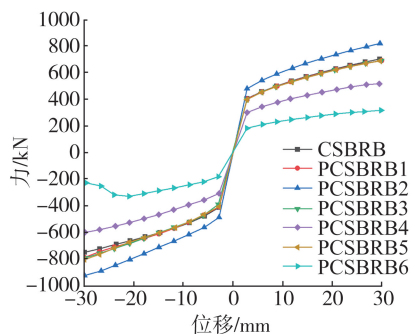


图7 骨架曲线

Fig. 7 Skeleton curves

通过各个模型的滞回曲线与骨架曲线得出各个 BRB 的力学参数,具体数据见表 5。由表可知,有限元分析得出的屈服位移、屈服力以及初始刚度,与理论推导公式所求得的不相不大,其中屈服位移最大差值为 2.55%,屈服力最大差值为 6.87%,初始刚度最大差值为 5.97%。表明式(1)~式(4)中提到的主要力学参数计算方法是合理的。

表5 有限元模拟得出的防屈曲耗能支撑力学参数

Table 5 Mechanical parameters of BRBs by finite element simulation

试件	屈服力/kN	初始刚度/(kN/mm)	屈服位移/mm	屈服后刚度/(kN/mm)	受拉极限荷载/kN	受压极限荷载/kN	拉压不均匀系数 $\beta$
CSBRB1	453.43(-0.56%)	162.15(-0.64%)	2.796(0.22%)	12.43	695.81	-746.92	1.07
PCSBRB1	452.69(-0.73%)	161.56(-2.97%)	2.802(2.26%)	13.99	693.94	-785.92	1.13
PCSBRB2	529.11(-3.31%)	187.56(-1.58%)	2.821(-1.71%)	16.09	822.72	-921.29	1.12
PCSBRB3	450.16(-1.28%)	160.60(-3.55%)	2.803(2.30%)	14.96	693.18	-788.38	1.14
PCSBRB4	318.50(-6.87%)	125.00(-5.97%)	2.548(-0.86%)	10.85	498.99	-597.50	1.20
PCSBRB5	451.29(-1.03%)	160.60(-3.55%)	2.810(2.55%)	14.68	691.58	-801.60	1.16
PCSBRB6	197.91(-3.55%)	82.53(-4.53%)	2.398(1.18%)	4.87	293.12	-326.19	1.11

注:表中括号内数值为理论公式计算值与有限元分析所得值的差异百分比,计算公式=(有限元值-理论值)/理论值。

## 4.2 拉压不均匀系数

拉压不均匀系数根据式(8)进行计算:

$$\beta = \frac{P_{\max}}{T_{\max}} \quad (8)$$

式中: $P_{\max}$ 为受压极限荷载; $T_{\max}$ 为受拉极限荷载。 $\beta$ 反映支撑承载力不平衡的程度, $\beta$ 值越大,表明 BRB 的极限拉压承载力越不平衡。BRB 拉压不平衡对使用 BRB 的结构而言是不利的,尤其是在采用 V 字形或人字形布置的结构中,其拉压不平衡力将由框架主梁承担,不利于主体结构的受力,且拉压不平衡也将给结构的计算与分析带来更多不便。由各组模型的拉压不均匀系数 $\beta$ 可知:

1)在开孔与非开孔对照组中,PCSBRB1、PCSBRB3 和 PCSBRB5 的 $\beta$ 值分别为 1.13、1.14 和 1.16,而 CSBRB 的 $\beta$ 值为 1.06, $\beta$ 值差值最大为 9.4%,表明对核心单元进行多处开孔后,对 BRB 的拉压不均匀系数具有一定影响,会导致 PCSBRB 的拉压不均匀系数增大。

2)在开孔个数对照组中,PCSBRB 的 $\beta$ 值随着开孔个数的增多而增大,但 $\beta$ 值差值最大为 2.6%,开孔个数对 $\beta$ 值影响较小。

3)在开孔率不同的对照组中,PCSBRB2、PCSBRB3 和 PCSBRB4 的 $\beta$ 值分别为 1.12、1.14 和 1.20, $\beta$ 值差值最大为 6.7%,表明当其他参数相同时 $\beta$ 值随着开孔率的增大而增大。

4)虽然以上 PCSBRB 的 $\beta$ 值对比 CSBRB 有一定增大,但都满足 T/CECS 817—2021《屈曲约束支撑应用技术规程》<sup>[21]</sup>中所要求 BRB 的 $\beta$ 值在 1.30 内。

## 4.3 等效黏滞阻尼系数

等效黏滞阻尼系数 $\zeta$ 用于衡量 BRB 的耗能能力, $\zeta$ 值越大,表明 BRB 试件的耗能能力越强。各个 BRB 在不同位移幅值下的等效黏滞阻尼系数 $\zeta$ 见图 8。由图可知,PCSBRB 与 CSBRB 的等效黏滞阻尼系数相差不大,CSBRB 的等效黏滞阻尼系数略高于 PCSBRB 的,但相差最大值为 4.2%,在 5%以内。表明 PCSBRB 的耗能能力与 CSBRB 的耗能能力相差不大。随着加载位移的增大,各模型的等效黏滞阻尼系数均增大。

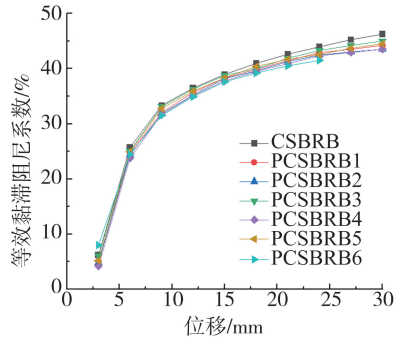


图 8 等效黏滞阻尼系数

Fig. 8 Equivalent viscous damping coefficients

#### 4.4 应力分布

PCSBRB 与 CSBRB 在拉伸幅值为 30 mm 下的应力分布图见图 9。由图可知:

- 1) 在开孔与非开孔对照组中,CSBRB 应力最大值为 519.00 MPa,位于限位卡口突变处,具有明显的应力集中现象。PCSBRB1、PCSBRB3 和 PCSBRB5 应力最大值分别为 478.71、472.13、481.54 MPa,均位于开孔段内。
- 2) 在开孔个数对照组中,PCSBRB1、PCSBRB3 和 PCSBRB5 的应力最大差值为 1.99%,表明当开孔率相同时,开孔个数不同对 PCSBRB 的应力最大值影响不大。
- 3) 在开孔率对照组中,PCSBRB2、PCSBRB3、PCSBRB4 和 PCSBRB6 应力最大值分别为 485.01、472.13、488.23、498.10 MPa。PCSBRB3、PCSBRB4 和 PCSBRB6 应力最大值均位于开孔段内,随着开孔率的增大,应力最大值也随之增大,连接段均处于弹性状态。PCSBRB2 最大值位于限位孔处,表明当开孔率过小时,无法使核心单元形成明显的过渡段,导致应力集中在限位孔处产生,且连接段钢材发生屈服,因此表明核心单元的开孔率取值不宜过小。

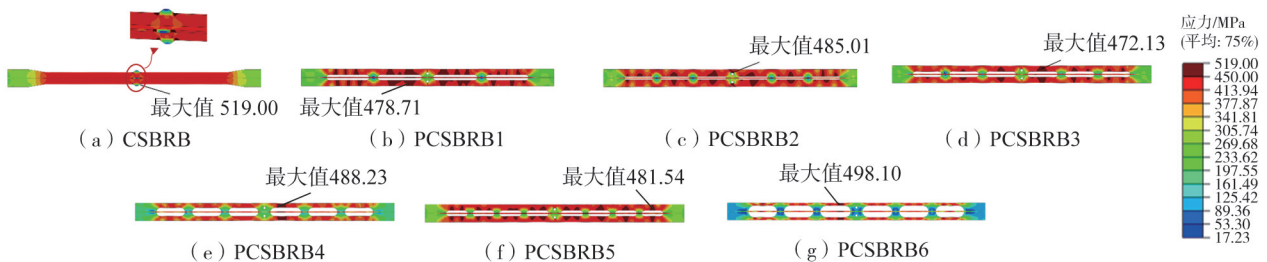


图 9 应力分布

Fig. 9 Stress distribution

#### 4.5 高阶变形特征

PCSBRB 与 CSBRB 在压缩幅值为 30 mm 下的高阶变形特征见图 10。为方便观察,将变形缩放系数设置为 10。由图 10 可知,在压缩幅值 30 mm 下:

- 1) 在开孔与非开孔对照组中,CSBRB 多波屈曲现象不明显,在屈服段内共产生 4 个变形波。PCSBRB1、PCSBRB3 和 PCSBRB5 多波屈曲现象明显,且均集中于开孔段内,表明 PCSBRB 比 CSBRB 产生更高阶的屈曲形态。一方面,核心单元与约束单元的接触面积增多,产生较为明显的接触力和摩擦力,使约束单元参与部分受力,PCSBRB 在受压时核心单元承受更大轴向受力,这也正是该对照组中 PCSBRB 对比 CSBRB 极限受压承载力增大的原因,导致 PCSBRB 的拉压不均匀系数较大;另一方面,反映出 PCSBRB 的变形能力比 CSBRB 的更强,核心单元产生的局部损伤更小。
- 2) 在开孔个数对照组中,PCSBRB1、PCSBRB3 和 PCSBRB5 在开孔段内产生的变形波有所不同。PCSBRB1 核心单元全长共产生 12 个变形波,PCSBRB5 靠近端部的开孔段内产生 2 个多波变形,中部开孔段产生 1 个变形波,核心单元全长共产生 14 个变形波。以上现象表明,开孔个数不同对 PCSBRB 的多波屈曲形态有一定影响,变形波的数量随着开孔数的增多而增多。
- 3) 在开孔率对照组中,PCSBRB2、PCSBRB3、PCSBRB4 和 PCSBRB6 的多波变形有效集中于开孔段,在单个开孔段内产生 2 个变形波,核心单元全长共产生 12 个变形波,表明当开孔个数相同时,开孔率不同对 PCSBRB 的多波屈曲形态的影响不大。

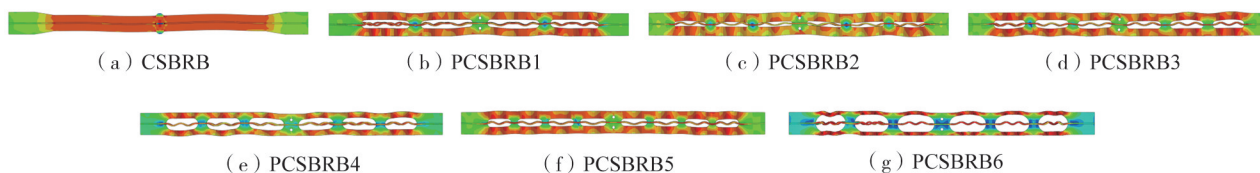


图10 高阶变形特征

Fig. 10 High-order deformation characteristics

#### 4.6 开孔段面内失稳情况

采用 ABAQUS 有限元分析软件对 7 组模型施加往复荷载,并根据时间增量步来显示分析结果动画,随着加载幅值的增大,核心单元发生面内屈曲失稳过程有两阶段,见图 11。由图可知:

1) 阶段 1:核心单元开孔段进入屈服前,钢材的弹性模量较大,开孔段轴向刚度和开孔段平面内抗弯刚度较大,所以开孔段平面内挠度变形非常小。PCSBRB 达到屈服力  $F_y$  后,开孔段钢材的弹性模量变为屈服后切线模量,开孔段刚度下降,开孔段失去约束平面内变形的能力,向孔外侧方向拱出,直至和外约束单元发生接触。

2) 阶段 2:开孔段中点发生大约  $-1$  mm 间隙的平面内挠度变形后,和外约束单元发生接触,随着荷载增加,与约束单元由点接触变成线接触。当荷载继续增加时,由于开孔段的孔外侧有外约束单元的限制,其变形只能朝孔内侧方向发生,荷载达到平面内屈曲临界力  $F_{cr}$  后,开孔段发生面内屈曲失稳,发生较大平面内变形,PCSBRB 荷载随着平面内挠度变形增加而不断降低。

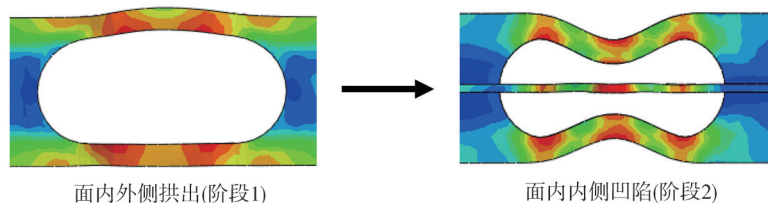


图11 核心单元面内屈曲失稳发展过程

Fig. 11 Development process of in-plane buckling instability of core unit

采用式(5)~式(7)计算 PCSBRB 在压缩幅值 30 mm 下的失稳临界荷载  $F_{cr}$ ,并与各 PCSBRB 的受压承载力进行对比,计算结果见表 6。

表6 压缩幅值 30 mm 下 PCSBRB 临界荷载  $F_{cr}$  与受压承载力

Table 6 PCSBRB critical load and compressive capacity under compression amplitude of 30 mm

模型名称(开孔率)	临界荷载 $F_{cr}$ /kN	受压承载力/kN	模型名称(开孔率)	临界荷载 $F_{cr}$ /kN	受压承载力/kN
PCSBRB1(33%)	825.65	785.92	PCSBRB4(50%)	779.89	597.50
PCSBRB2(20%)	1277.76	921.29	PCSBRB5(33%)	1651.30	801.60
PCSBRB3(33%)	1238.48	788.38	PCSBRB6(70%)	235.84	326.19

某位移下,当 PCSBRB 所受压力小于等于其面内失稳临界荷载,此时开孔段平面内处于稳定状态;当所受压力大于其面内失稳临界荷载,此时开孔段平面内将发生局部失稳,开孔段将出现面内外侧拱出或面内内侧凹陷的现象。

由表 6 可知,在压缩幅值 30 mm 下,PCSBRB6 的临界荷载  $F_{cr}$  为 235.84 kN 小于其受压承载力 326.19 kN,此时 PCSBRB 开孔段内已出现面内失稳。PCSBRB1~PCSBRB5 其临界荷载均大于其受压承载力,表明其开孔段面内仍处于稳定状态。

为验证上述结论的准确性,将各 PCSBRB 的临界荷载计算结果与有限元分析结果进行对比,结合 PCSBRB 的滞回曲线(图 6)、骨架曲线(图 7)以及高阶变形特征(图 10)分析可知,开孔率在 20%~50% 的 PCSBRB,历经完整加载制度下,其滞回曲线饱满,受压承载力随着加载幅值的增大而增大,开孔段平面内处于稳定状态;开孔率为 70% 的 PCSBRB6,随着加载幅值的增大,其滞回曲线凹陷,受压承载力下降和刚度退化,在各个开孔段内均发生了面内失稳。其中,靠近端部的两端开孔段向内侧凹陷,其余开孔段向外侧突出。通过以上现象对比,表明通过采用式(5)~式(7)计算 PCSBRB 开孔段在某一位移下的临界荷载与受压承载力对比,判断某一位移下 PCSBRB 是否发生面内失稳的方法是可行的。

### 4.7 等效累积塑性应变分布

PCSRB 与 CSBRB 在历经一个完整加载制度下的等效累积塑性应变(简称 PEEQ)分布图,见图 12。由图可知:

1) 开孔与非开孔对照组中,CSBRB 的 PEEQ 最大值为 0.52,位于限位卡口处,PCSRB1、PCSRB3 和 PCSBRB5 的 PEEQ 最大值分别为 0.39、0.37 和 0.42,均位于开孔段内,最大值均小于 CSBRB,表明 PCSBRB 在开孔段处的累积损伤小于 CSBRB 在限位卡口处的累积损伤,PCSRB 能够充分利用钢材的延性。

2) 在开孔个数的对照组中,PCSRB1、PCSRB3 和 PCSBRB5 的 PEEQ 最大值相近,表明当开孔率相同时,开孔个数不同对 PCSBRB 的 PEEQ 最大值影响不大。

3) 在开孔率对照组中,PCSRB3(33%)、PCSRB4(50%) 和 PCSBRB6(70%),PEEQ 最大值分别为 0.37、0.43 和 0.48,位于开孔段内,PCSRB2(20%)PEEQ 最大值为 0.39,位于限位孔处,表明开孔率不宜过小。

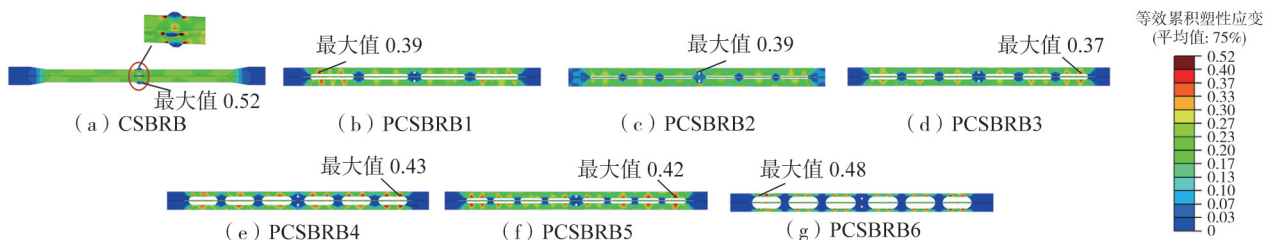


图 12 等效累积塑性应变(PEEQ)

Fig. 12 Equivalent cumulative plastic strain(PEEQ)

### 4.8 合理开孔率范围取值探讨

由有限元分析结果可知,开孔率过小的 PCSBRB,应力集中在限位孔处,无法实现“定点屈服”目的,开孔率过大的 PCSBRB,在达到极限承载力前开孔段易发生面内失稳,导致 BRB 的承载力下降。

结合 PCSBRB 的材料利用率和非开孔段应力情况分析,当开孔率大于 50%时,材料利用率过低,不经济,并且开孔率过大,易发生开孔段面内失稳;为满足 PCSBRB 达到极限承载力时,非开孔段仍保持弹性,应满足式(9):

$$f_y A_y \omega \eta < f_y A_l \eta \tag{9}$$

式中:  $\omega$  为钢材的强化系数,取 1.5;  $\eta$  为钢材的超强系数;  $f_y$  为钢材的屈服强度;  $A_y$  为屈服段截面积;  $A_l$  为非开孔段截面积。因此  $A_y / A_l = 1 / 1.5 = 0.667$ ,开孔率最低为 33%。

试件的开孔率宜在 33%~50%范围内,可根据结构的抗震需求,确定 PCSBRB 的基本力学参数,具体可通过改变 PCSBRB 核心单元的截面积(板厚、板宽)实现。

### 4.9 成本比较

相同设计参数的 CSBRB 和 PCSBRB3 的钢材用量与焊接量见表 7。由表可知,制作一根 CSBRB 与 PCSBRB3 核心单元所需的钢材用量相同,但 PCSBRB 钢材切割损耗量更少,钢材利用率更高;CSBRB 核心单元需全长通焊,PCSRB3 的核心单元仅在非开孔段需要焊接,焊接长度仅约为 CSBRB 的 1/3,显著减少焊接成本,另外 CSBRB 两端连接段需要进行构造加强,而 PCSBRB 不需加强。

表 7 CSBRB 与 PCSBRB3 材料与焊接对比

Table 7 Comparison of material and welding quantity of the core between CSBRB and PCSBRB3

试件	总量/cm <sup>3</sup>	损耗量/cm <sup>3</sup>	材料利用率/%	焊接长度/mm
CSBRB	5280	1312.0	75.15	2200
PCSRB3	5280	1148.4	78.25	900

## 5 结论

本文提出一种新型开孔十字芯钢管混凝土防屈曲耗能支撑(PCSRB)。采用 ABAQUS 有限元分析软件,对比 PCSBRB 与 CSBRB 的性能,对不同设计参数对 PCSBRB 的影响进行分析,研究不同开孔率、不同开孔个数对其力学性能、耗能性能、应力分布、高阶变形特征、开孔段面内失稳现象以及等效累积塑性应变的影响规律,得到如下结论:

1)设计合理的 PCSBRB,其滞回曲线饱满对称,具有良好的滞回性能,开孔段面内稳定性良好和局部损伤低。通过对核心单元进行多处开孔削弱,达到“定点屈服”、“多点同时屈服耗能”目的,应力最大值均位于开孔段内,连接段钢材均处于弹性状态。

2)同位移幅值下,PCSBRB 与 CSBRB 的等效黏滞阻尼系数差值在 5%以内,表明 PCSBRB 具有良好的耗能性能。

3)同位移幅值下,PCSBRB 比 CSBRB 产生更高阶的屈曲模态,一方面核心单元的变形能力更强,另一方面导致 PCSBRB 拉压不均匀系数  $\beta$  增大,但增加不大,均满足规范要求。当其他参数相同时, $\beta$  值随着开孔率的增大而增大,随着开孔个数的增多而增大。

4)开孔率过小的 PCSBRB,应力集中在限位孔处,无法达到“定点屈服”目的,并且非开孔段难以保持弹性,开孔率不应小于 33%,开孔率过大的 PCSBRB,材料利用率低,在达到极限承载力前开孔段易发生面内失稳,开孔率不应大于 50%。

5)在开孔段总长为 1500 mm 的 PCSBRB 中,开孔数量设置在 4~8 个性能相近。

6)PCSBRB 相比 CSBRB 钢材利用率更高,焊接成本显著减少。

## 参考文献:

- [1] 周云. 防屈曲耗能支撑结构设计与应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007.  
ZHOU Yun. Design and application of anti-buckling energy dissipation support structure[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2007. (in Chinese)
- [2] 汪家铭, 中岛正爱, 陆焯. 屈曲约束支撑体系的应用与研究进展( I )[J]. 建筑钢结构进展, 2005, 7(1): 1-12.  
WANG Jiaming, NAKAJIMA M, LU Ye. The practice and research development of buckling-restrained braced frames ( I )[J]. Progress in Steel Building Structures, 2005, 7(1): 1-12. (in Chinese)
- [3] 汪家铭, 中岛正爱, 陆焯. 屈曲约束支撑体系的应用与研究进展( II )[J]. 建筑钢结构进展, 2005(2): 1-11.  
WANG Jiaming, NAKAJIMA M, LU Ye. The practice and research development of buckling-restrained braced frames ( II )[J]. Progress in Building Steel Structures, 2005(2): 1-11. (in Chinese)
- [4] ZHOU Y, SHAO H T, CAO Y S, et al. Application of buckling-restrained braces to earthquake-resistant design of buildings: A review[J]. Engineering Structures, 2021, 246: 112991.
- [5] NAKAMURA H, MAEDA Y, SASAKI T, et al. Fatigue properties of practical-scale unbonded braces[J]. Nippon Steel Technical Report, 2000 (82): 51-57.
- [6] BLACK C J, MAKRES N, AIKEN I D. Component testing, seismic evaluation and characterization of buckling-restrained braces[J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(6): 880-894.
- [7] 李国强, 孙飞飞, 陈素文, 等. 大吨位国产 TJ II 型屈曲约束支撑的研制与试验研究[J]. 建筑钢结构进展, 2009, 11(4): 22-26.  
LI Guoqiang, SUN Feifei, CHEN Suwen, et al. Development and experiential study of large-tonnage domestic TJ II Buckling-restrained brace[J]. Progress in Building Steel Structures, 2009, 11(4): 22-26. (in Chinese)
- [8] 高向宇, 杜海燕, 张惠, 等. 国标 Q235 热轧钢材防屈曲支撑抗震性能试验研究[J]. 建筑结构, 2008(3): 91-95.  
GAO Xiangyu, DU Haiyan, ZHANG Hui, et al. Experimental study on seismic performance of buckling-restrained brace made of Q235 hot-rolled steel in China[J]. Building Structures, 2008(3): 91-95. (in Chinese)
- [9] ZHAO J X, WU B, OU J P. A novel type of angle steel buckling-restrained brace: Cyclic behavior and failure mechanism[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2011, 40(10): 1083-1102.
- [10] 李晨阳. 设置开孔十字型防屈曲支撑钢框架的抗震性能分析[D]. 兰州: 兰州交通大学, 2018.  
LI Chenyang. Seismic performance analysis of steel-frame structures reinforced by BRBs with trepanning cruciform section[D]. Lanzhou: Lanzhou Jiatong University, 2018. (in Chinese)
- [11] 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): 4620430.
- [12] 吴京, 洪曼, 郭立行. 角钢拼接十字形无焊核心的高性能屈曲约束支撑试验研究[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2017, 47(4): 743-750.  
WU Jing, HONG Man, GUO Lihang. Experimental study on high-performance welding-free cruciform-shaped buckling-restrained braces with angle steel splicing core[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2017, 47(4): 743-750. (in Chinese)
- [13] 张文鑫. 十字型屈曲约束支撑性能试验与应用研究[D]. 广州: 广州大学, 2014.  
ZHANG Wenxin. Performance testing and application of buckling-restrained brace building [D]. Guangzhou: Guangzhou University, 2014. (in Chinese)
- [14] 杨璐, 卫璇, 施刚, 等. LY315 钢屈曲约束支撑耗能性能试验研究[J]. 工程力学, 2019, 36(1): 200-206.

- YANG Lu, WEI Xuan, SHI Gang, et al. Experiment on energy dissipation performance of LY315 steel buckling-restrained braces [J]. *Engineering Mechanics*, 2019, 36(1): 200-206. (in Chinese)
- [15] 周云, 龚晨, 陈清祥, 等. 开孔钢板装配式屈曲约束支撑减震性能试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2016, 37(8): 101-107.  
ZHOU Yun, GONG Chen, CHEN Qingxiang, et al. Experimental study on seismic performance of perforated steel-plate assembled buckling-restrained brace [J]. *Journal of Building Structures*, 2016, 37(8): 101-107. (in Chinese)
- [16] 周云, 邓雪松, 钱洪涛, 等. 开孔式三重钢管防屈曲耗能支撑性能试验研究[J]. *土木工程学报*, 2010, 43(9): 77-87.  
ZHOU Yun, DENG Xuesong, QIAN Hongtao, et al. An experimental study of the perforation-type triple-steel tube buckling-restrained brace [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2010, 43(9): 77-87. (in Chinese)
- [17] 田时雨, 邓雪松, 周云, 等. 开孔双核心钢板装配式屈曲约束支撑性能分析研究[J]. *建筑科学*, 2019, 35(7): 8-13.  
TIAN Shiyu, DENG Xuesong, ZHOU Yun, et al. Analysis study on performance of perforated double-core steel plate assembled buckling-restrained brace [J]. *Building Science*, 2019, 35(7): 8-13. (in Chinese)
- [18] 龚晨, 周云, 钟根全, 等. 开孔参数对装配式开孔钢板屈曲约束支撑性能影响研究[J]. *建筑结构学报*, 2018, 39(增刊2): 328-335.  
GONG Chen, ZHOU Yun, ZHONG Genquan, et al. Performance of perforated steel-plate assembled buckling-restrained brace with different perforated parameters [J]. *Journal of Building Structures*, 2018, 39(Sup. 2): 328-335. (in Chinese)
- [19] 邓雪松, 陈真, 周云. 开孔三重钢管防屈曲耗能支撑性能试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2012, 33(6): 42-49.  
DENG Xuesong, CHEN Zhen, ZHOU Yun. Experimental study on performance of perforating triple-steel tube buckling-restrained brace [J]. *Journal of Building Structures*, 2012, 33(6): 42-49. (in Chinese)
- [20] 周云, 曹懿生, 庄紫绚. 一种十字芯屈曲约束支撑: CN219973566U [P]. 2023-11-07.  
ZHOU Yun, CAO Yongsheng, ZHUANG Zixuan. A kind of cross-core buckling constraint support: CN219973566U [P]. 2023-11-07. (in Chinese)
- [21] T/CECS 817—2021 屈曲约束支撑应用技术规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2021.  
T/CECS 817—2021 Technical specification for application of buckling restrained brace [S]. Beijing: China Architecture and Construction Press, 2021. (in Chinese)