

一种新型全钢屈曲约束支撑静动力学性能分析*

姜涛^{1,2} 戴君武^{1,2†} 杨永强^{1,2} 柏文^{1,2}

(1. 中国地震局工程力学研究所, 哈尔滨 150080)(2. 中国地震局地震工程与工程振动重点实验室, 哈尔滨 150080)

摘要 传统的全钢屈曲约束支撑(BRB)中,由于一字形内芯缺乏长度方向的有效约束,其时常表现出明显的局部屈曲效应,大幅降低BRB的疲劳性能.鉴于此,本文提出了一种新型全钢BRB,其采用两块T型钢板作为次要约束构件,取代传统的混凝土或砂浆对内芯的约束作用.为了深入分析新型全钢BRB实际受力状态,本文基于Abaqus非线性有限元软件,对其进行数值分析,并将模拟结果与试验结果进行对比以验证数值模拟的有效性.试验与模拟结果的高度吻合表明,本文建立的有限元模型可以作为新型全钢BRB参数化分析的基准模型,用以研究内芯的初始缺陷与宽厚比;内芯与外套管之间的摩擦系数与间隙以及外部约束角钢的厚度等因素对其耗能性能的影响.上述相关因素的参数化分析结果表明,经过合理设计的新型全钢BRB可以展现出良好的耗能性能.

关键词 全钢屈曲约束支撑, T型钢板, 数值分析, 参数化分析

DOI: 10.6052/1672-6553-2020-084

引言

屈曲约束支撑(BRB)作为一种被动控制元件,完全不需要任何附加外力,仅需利用地震力所提供的驱动力即可达到结构减振的功能.作为建筑结构抗侧力体系的一类,BRB凭借它特有的构造特性使其能够在较大的轴压荷载作用下不发生屈曲.与普通钢支撑相比,屈曲约束支撑在拉压往复荷载作用下几乎保持相同的刚度与强度,且相应滞回曲线较为饱满,耗能性能突出.此外,与其他类型的抗侧力体系—钢板剪力墙相比^[1],BRB在能量耗散方面更加经济且高效.因此,屈曲约束支撑在抗震与改造加固方面得以广泛运用.

在实际工程应用中,屈曲约束支撑的构造常常变化多样,但其滞回耗能原理基本一致^[2]:在地震荷载或者强风荷载作用下,屈曲约束支撑所承受的轴向作用力全部由支撑内芯承受,该芯材的约束屈服耗能段在轴向拉压力作用下屈服进入塑性阶段,并通过塑性做功耗散外界能量,从而保护结构主体免遭破坏.与此同时,外围钢管和套管内灌注的混凝土或砂浆限制内芯弯曲变形,避免内芯在轴向受

压时屈曲先于屈服.内芯在受压时由于泊松效应会发生体积膨胀,因此在外约束单元和内芯之间设置无粘结材料,以此来减小或消除芯材受轴力时传给砂浆或混凝土的力.

1 新型全钢BRB构造原理

自从屈曲约束支撑这个概念提出以来,相关学者对不同类型的屈曲约束支撑的力学与滞回性能做了大量的试验与数值模拟研究.哈尔滨工业大学的李妍等^[3]制作了7个全钢屈曲约束支撑,采用一字形作为内芯截面,矩形钢管为外部约束单元.她们针对此7个试件进行了静力往复试验和子结构拟动力试验研究,考察屈曲约束支撑的失效模式.在试验加载过程中,试件主要发生了两种典型的失效模式:(1)在加载位移达到5.36mm时,支撑端部断裂(如图1(a)所示);(2)当内芯进入高阶屈曲模态时,试件外约束构件约束能力不足导致套管出现鼓曲(如图1(b)所示),进而导致整体失稳.为了避免这两种失效模式,本文在前文的基础上提出了一种新型的全钢屈曲约束支撑,这种新型支撑与李妍等人提出的支撑对比如图2所示.在这种新型支

2019-10-08收到第1稿,2020-7-29收到修改稿.

* 中国地震局工程力学研究所基本科研业务费专项资助项目(2017A01),中国地震局地震工程与工程振动重点实验室重点专项(2019EEVL0402)

† 通讯作者 E-mail: junwudai@126.com

撑中,为了避免端部断裂,在端部加了套箍并将其与外部角钢焊接在一起,以达到增加整体稳定性的目的;另一方面在原有外部约束构件的基础上,增加了两块 T 型钢板以加大对内芯的约束作用。

这种新型的全钢屈曲约束支撑的详细构造如图 3 所示。屈曲约束支撑内芯采用一字形钢板,外部约束单元采用两个等边角钢焊接而成。为了更好地约束内芯单元,两块 T 型钢板焊接在角钢内部并与内芯表面保留一定间隙。T 型钢板两端均开有孔洞,一是为了给内芯单元的加劲肋预留空间,另一方面是考虑到内芯受压缩短时避免加劲肋与 T 型

钢板挤压接触。此外,为了使内芯与外部约束单元更好接触,一字形内芯钢板边缘均做了倒角处理。并在内芯单元中部上下两侧均焊接了两块限位卡,以此避免支撑在受力时内芯单元与外部约束单元之间发生较大的刚体运动。与此同时,为了加强支撑端部抗弯承载能力,避免出现前文提到的破坏模式,支撑两端均焊接了封板。封板与两块角钢通过焊缝形成整体,并通过中间预留孔洞使得内芯在预定位置穿过。新型全钢屈曲约束支撑具体尺寸如表 1 所示。

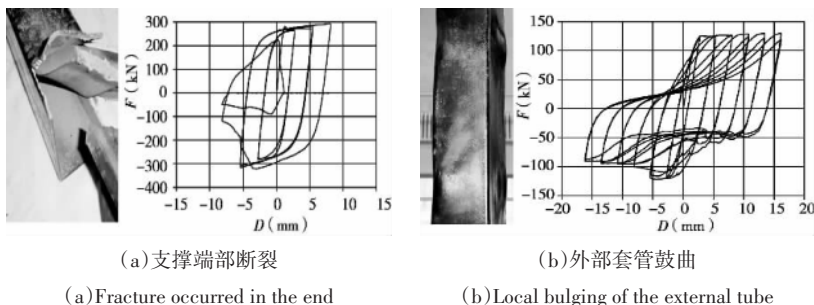


图 1 李妍等试验中出现的两种典型失效模式

Fig.1 The typical failure modes observed during the test

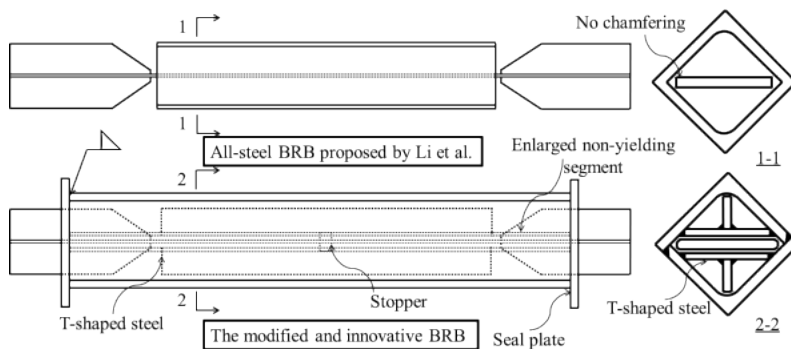


图 2 新型屈曲约束支撑改进对比图

Fig.2 The modification in the specimen configuration

2 材性试验

屈曲约束支撑试件内芯采用 Q235-B 等级的钢材,加劲肋以及外部约束构件均采用 Q345 等级的钢材。为了了解这批钢材的力学性能,以及为下文有限元分析提供材性数据,本文对这两种钢材做了单轴拉伸试验。考虑到钢材中心部位杂质颇多,本次材性试件均从同批次钢板边缘表面沿着轧制方向进行取材。材性试件是按照《GB-T 228-2002 金属材料室温拉伸试验方法》^[4]制作,具体尺寸如图 4 与表 2 所示,其中两种钢材的材性试件均采用

图中尺寸。

本次材性试验是在丰泽技术有限公司 100 吨万能试验机上完成。单轴拉伸试验可以得出两种钢材名义应力与名义应变关系曲线(如图 5 所示),并依据此试验数据可以确定两种等级钢材基本力学性能(如表 3 所示)。

3 屈曲约束支撑的耗能性能的评价指标

3.1 支撑拉压强度调整系数 β

当内芯受压产生高阶屈曲时,内芯与外部约束单元之间剪切方向会存在力的传递,这会造成支撑受压强度普遍高于受拉强度。这种拉压承载力不平

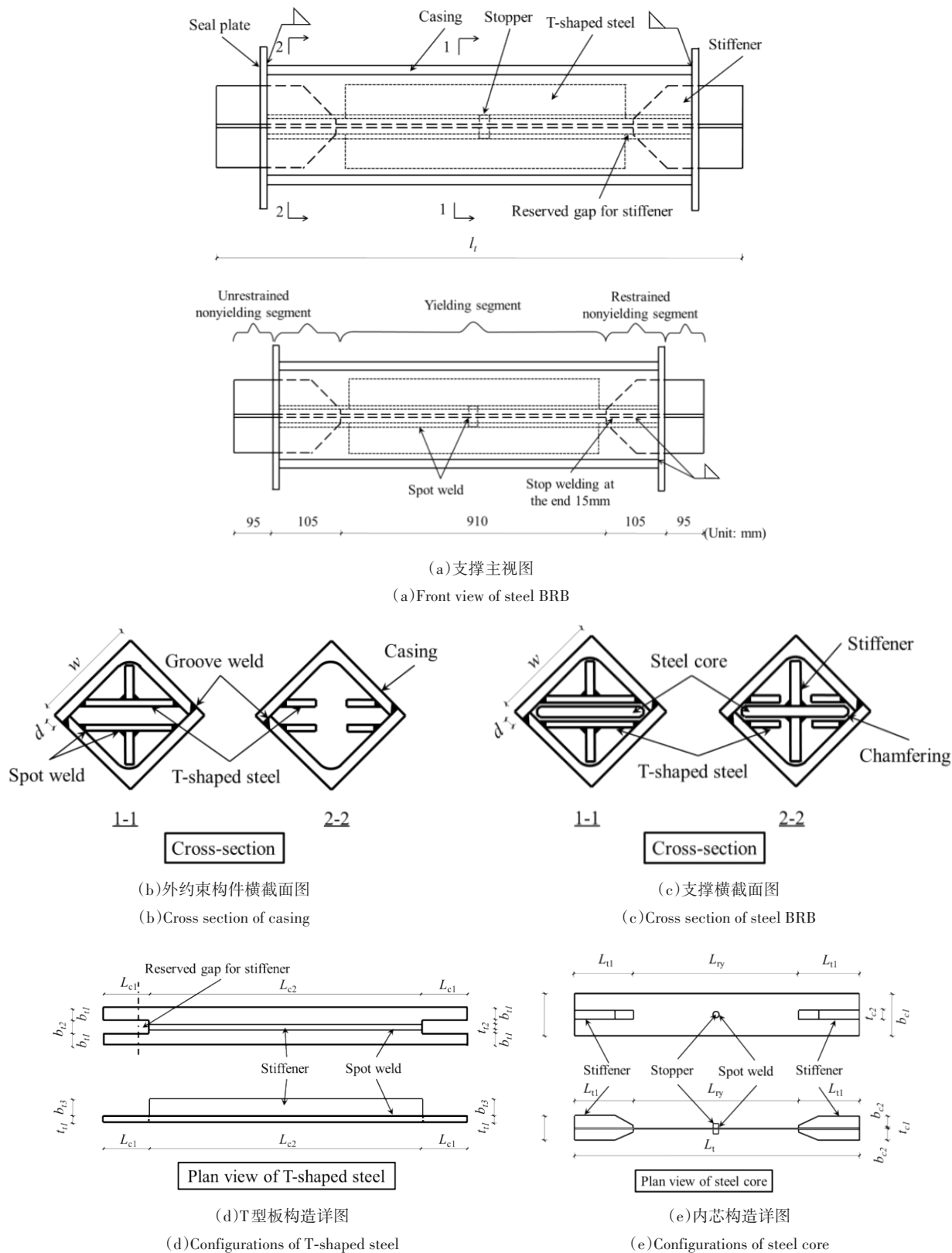


图3 新型屈曲约束支撑构造详图

Fig.3 The detailed configurations of the new type of all-steel BRB

衡是种微小的不平衡现象,但从性能设计的角度来看却不可忽视.因此本文引用拉压强度调整系数 β 来评价支撑拉压承载力不平衡现象.

$$\beta = \frac{C_{max}}{T_{max}} \quad (1)$$

式中 C_{max} 和 T_{max} 分别代表支撑最大受压和受拉承载力.

表 1 屈曲约束支撑具体尺寸(单位:mm)

Table 1 Specimen sizes mm (unit: mm)

Specimen number	Material of steel core	Steel core $b_{c1} \times l_{c1}$	Angle steel $w \times d$	Length of steel core L_i
Q-4	Q235-B	80×10	75×6	1310

表 2 材性试件具体尺寸(单位:mm)

Table 2 The detailed dimensions of coupon test specimenmm Unit: mm

Material	t	b	B	r	l_c	l_i	l_0	a	c
Q235-B	10	20	40	20	100	300	75	80	20
Q345	10	20	40	20	100	300	75	80	20

3.2 等效粘滞系数 h_e

屈曲约束支撑的抗震性能主要体现在耗能方面.而耗能性能主要指试件在往复加载一次后所产生滞回曲线的滞回环面积(如图 6 所示),其面积的大小直接反映了试件在本次加载中所耗散的外界能量.本文采用的耗能评价指标为等效粘滞系数,其反映了支撑由于刚度退化引起的能量耗散值的变化,具体定义如下所示:

$$h_e = \frac{1}{2\pi} \frac{S_{ABCD}}{S_{OBE} + S_{OFD}} \quad (2)$$

4 有限元模型建立

本文对新型全钢屈曲约束支撑展开有限元数值分析,并与拟静力试验结果进行对比,以验证该有限元模型的正确性与准确性,以便为后续参数化分析提供基准模型.

此次分析采用 ABAQUS/Standard^[5] 模块,该求解器可以解决广泛的线性与非线性问题.其中钢材

选用 Von-Mises 屈服准则及其相关流动法则. Q235-B 采用 Chaboche 非线性混合硬化模型,它是由各项同性硬化与随动硬化组合而成的一种硬化模型.

如图 7(a) 所示,各项同性硬化用来描述屈服面的收缩与扩张,其表达式如下所示:

$$R = Q(1 - \exp(-b\varepsilon_{eq}^{pl})) \quad (3)$$

式中,标量 R 用来描述钢材弹性区域的拉伸与收缩; Q 为标量 R 在无穷大应变处或者稳定滞回环中的渐进值;参数 b 用来控制 R 趋于渐进值的速率; ε_{eq}^{pl} 为等效塑性应变.

如图 7(b) 所示,随动硬化用来描述屈服面的移动,本文采用 Chaboche 的八参数随动硬化准则,即用四个背应力分量来描述屈服面的移动,其表达式如下所示:

$$\alpha = \sum_{i=1}^n \alpha_i \quad (4)$$

$$d\alpha_i = \frac{2}{3} C_i d\varepsilon^{pl} - \gamma_i \alpha_i d\varepsilon_{eq}^{pl} \quad (5)$$

式中,张量 α 为背应力,用来描述钢材屈服中心的移动, α_i 为第 i 个背应力; n 为所选用的背应力分量数, $n=4$; C_i 与 γ_i 为第 i 个背应力中的材料参数; $d\varepsilon_{eq}^{pl}$ 为等效塑性应变率; $d\varepsilon^{pl}$ 为塑性应变率.

对于 Q345 钢材,出于计算效率的考虑,本文采用随动强化模型,其表达式如下所示:

$$d\alpha = C d\varepsilon^{pl} \quad (6)$$

相关参数的标定过程详见文献^[6],标定结果如表 4 所示.其中 E 为杨氏模量; ν 为泊松比; σ_{y0} 为材料初始屈服应力:

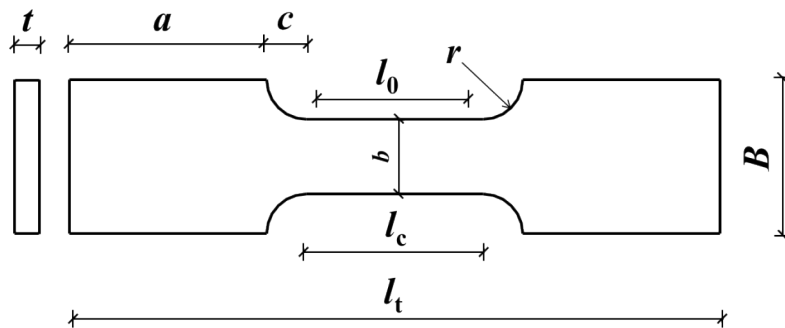


图 4 材性试件示意图

Fig.4 The setup of the coupon test specimen

试件的实际构造中,由于外部角钢与内部填充 T 型件之间没有相对运动,故采用绑定约束(Tie)将两者进行耦合.T 型件与内芯钢板间建立接触属

性,并采用面面接触(Surface-to-Surface)来模拟两者之间的相互作用^[7].接触是一种强烈非线性的力学行为,在定义接触属性时,需要从法向与切向两

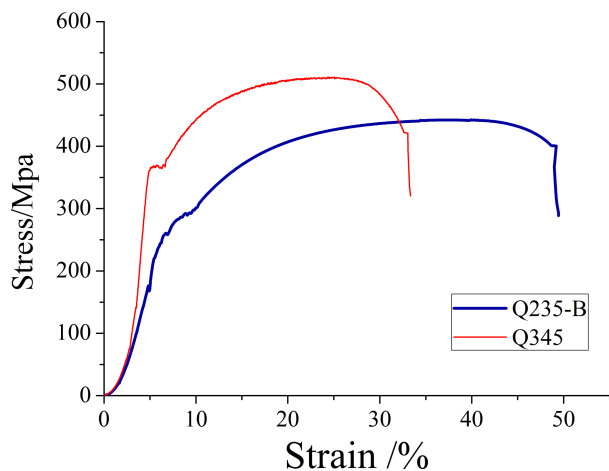


图5 名义应力-名义应变图

Fig.5 Stress-strain curve of steel

表3 两种钢材的屈服强度、抗拉强度及伸长率

Table 3 The mechanical properties of steel

Material	Yield	Ultimate		Elongation /%
	strength f_y /MPa	strength f_u /MPa	f_u/f_y	
Q235B	281	461	1.63	31.9
Q345	371	520	1.40	30.9

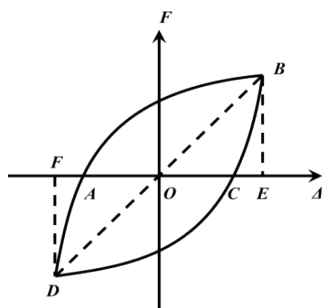


图6 耗能面积示意图

Fig.6 The definition of equivalent viscous damping coefficient of specimens

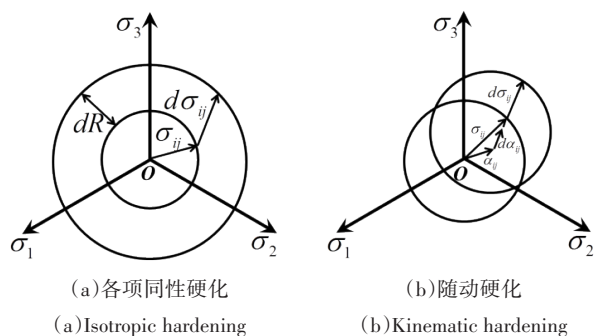
(a) 各项同性硬化
(a) Isotropic hardening(b) 随动硬化
(b) Kinematic hardening

图7 两种硬化示意图

Fig.7 The representation of two hardening models

个方面分别进行定义:切向由于T型件与内芯钢板之间采用无粘结材料,大大降低了摩擦力对支撑性

能的影响,但是一些文献仍然表明支撑的最大受压承载力一般要高于最大受拉承载力,所以本文依然引入库伦摩擦系数^[8]来模拟内芯与外约束构件之间的切向力学行为;法向采用“硬接触”,即接触面之间法向能够传递力,当接触面之间的距离为零或者负值时,接触对中的两个接触面就会分离,并且去掉相应节点上的接触约束。

此外,在有限元分析中,网格划分对于模拟结果的精度以及收敛性至关重要.由于BRB有限元分析中涉及大量的接触计算,对网格质量的要求极高.网格划分的质量将直接影响计算过程的耗时以及计算结果的准确性与可靠性.本次模拟,内芯单元、约束单元均采用八节点线性缩减积分单元(如图8所示),三维实体缩减单元C3D8R可以很好地解决接触中的收敛问题。

钢材的加工以及BRB各部件的加工与组装都会不可避免地造成BRB出现初始弯曲或者初始偏心,即初始缺陷.与此同时,由于加工制造中涉及焊接等热工艺,也会导致BRB出现残余应力以及残余变形.为了简化这些初始缺陷对支撑性能的影响,本文将这些初始缺陷等效为内核单元的初始弯曲来展开研究.由欧拉屈曲原理可知,内核单元达到一阶屈曲所需能量最小,所以内核单元的一阶屈曲模态是最容易出现的初始缺陷.本次模拟将内核单元的一阶屈曲模态作为BRB的初始缺陷,以此考虑初始缺陷的影响^[9].其中内芯的一阶屈曲模态采用子空间迭代法进行计算得出^[10].

5 有限元模型准确性验证

本次有限元模拟对比,均采用内芯长度的0.382%作为初始缺陷比例因子,以内芯单元一阶屈曲模态的形式引入初始缺陷,对比的对象为试件Q-4,其关键几何尺寸如表1所示.由于试验过程中试件表现出了明显的拉压承载力不平衡现象,所以此次模拟所采用的摩擦系数为0.1^[7].此外,本次有限元数值模拟中加载制度与试验中加载制度一致(如图9所示).为了节约计算耗时,本次模拟没有考虑试件30圈疲劳加载阶段,其试验与有限元数值模拟的对比结果如图10所示。

整体而言,有限元数值模拟与试验结果比较吻合.由于此次模拟采用非线性混合硬化本构,能精确模拟钢材的Bauschinger效应,即数值模拟的滞回曲线在弹塑性过渡区域与试验结果较为吻合.然而,该

表 4 标定后的弹塑性模型参数

Table 4 Calibrated model parameters of plasticity model

Chaboche model	E	ν	σ_{y0}		Q		b	
		200MPa	0.3	160MPa		65MPa		33
Q235B	C_1	γ_1	C_2	γ_2	C_3	γ_3	C_4	γ_4
	132GPa	3300	60GPa	1000	8.84GPa	170	2.4GPa	20
Prager model	E	ν	σ_{y0}		C			
Q345	206MPa	0.3	374MPa		2.43GPa			

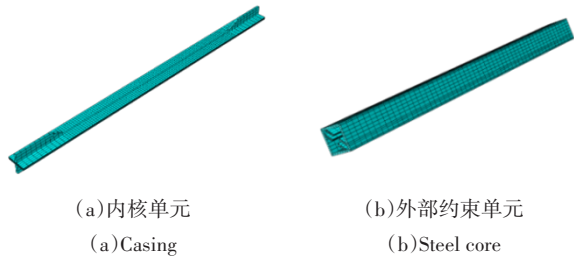


图 8 有限元非网格划分以及支撑组成部件

Fig.8 The finite elements meshing of the BRB components

模型无法准确模拟钢材初始屈服面的收缩效应,所以模拟结果在加载初始阶段与试验结果有所偏离,上述这种偏差在等效粘滞系数的对比图中得以体现。

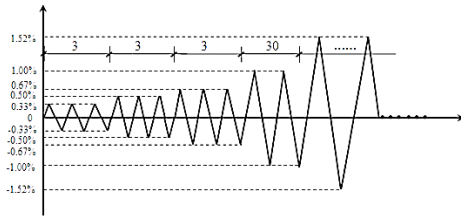


图 9 加载制度示意图

Fig.9 Graphical expression of loading protocol

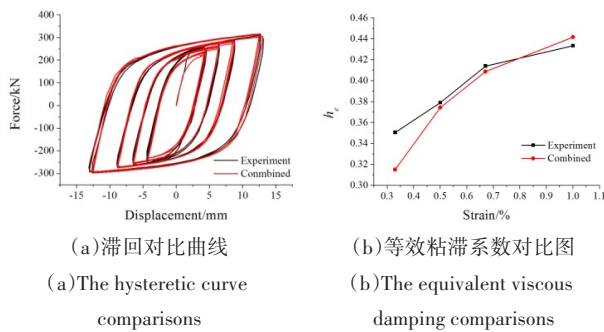


图 10 滞回性能参数对比图

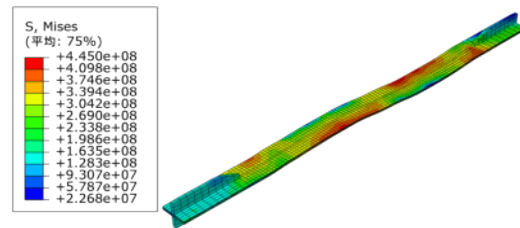
Fig.10 The comparisons of the hysteretic behavior

表 5 力学性能参数对比

Table 5 The comparisons of mechanical properties

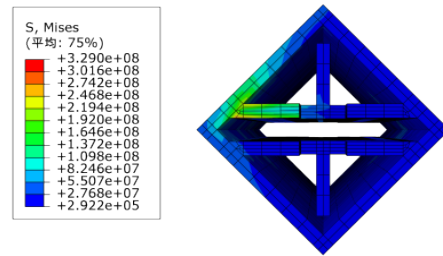
Parameters	T_{max}/kN	C_{max}/kN	β
Experiment	292	317	1.08
Simulation	294	313	1.06

由表 5 可以发现,支撑的试验结果与数值模拟结果比较接近:BRB 最大受压,受拉承载力以及拉压承载力不平衡系数基本一致。



(a)内芯

(a)Steel core



(b)外部约束单元

(b)Casing

图 11 有限元模拟 BRB 最大压力作用下应力云图(单位: N/m^2)

Fig.11 The Von-Mises stress contours of the BRB under maximum compression (unit: N/m^2)

图 11 表明:内芯应力云图并不是沿着长度方向均匀分布,所以内芯与外部约束单元是通过点点接触,这与试验观察到的现象(内芯沿长度方向变形不一致)相符.与此同时,内芯其余部位与外部约束单元大部分位置应力值均小于相应的屈服强度,这表明支撑这些部分处于弹性状态并保持足够的裕度以抵抗外部荷载。

总而言之,有限元分析结果与试验结果比较吻合,说明采用前文提出的有限元建模分析方法是比较精确可靠的,可以用作新型全钢屈曲约束支撑的有限元参数化分析。

6 新型屈曲约束支撑参数化分析

鉴于不同的几何构造会对新型全钢BRB的耗能性能产生不同的影响,因此需要对其相关影响因素展开深入研究以便取得较好的耗能性能.本次参数化分析所需要考虑的相关因素包括:内芯的初始

缺陷与宽厚比;内芯与外部约束单元之间的摩擦系数与间隙以及外部约束角钢的厚度.上述五类因素基本相互独立,且属于人为可控因素,所以可以通过有限元模拟针对性地给出一些工程建议.有限元分析所采用的模型为上文经过试验验证的Q-4模型,其相关设计参数如表6所示.

表6 Q-4模型的相关设计参数

Table 6 Design parameters for Q-4 specimen

Design parameters	Initial imperfection of the core	Friction coefficient	Air gap	Compactness ratio of the core	Thickness of the casing
Q-4	0.655mm	0.1	1mm	10	6mm

6.1 初始缺陷对支撑的影响

由欧拉屈曲原理可知,内核单元达到一阶屈曲所需能量最小,所以内核单元的一阶屈曲模式是最容易出现的初始缺陷.本文将内核单元的一阶屈曲模式作为内核单元的初始缺陷,分别将内核钢板长度的0.77‰(1mm)、0.5‰(0.655mm)、0.382‰(0.5mm)、0‰(0mm)作为缺陷的比例因子,来研究初始缺陷的变化对支撑性能的影响.

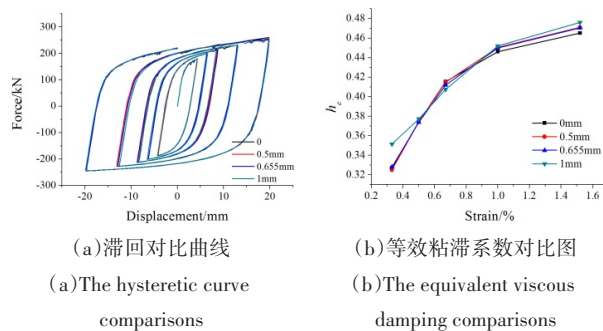


图12 滞回性能参数对比图

Fig.12 The comparisons of the hysteretic behavior

如图12(a)所示,不同初始缺陷条件下,支撑的滞回曲线基本一致.相比较而言,初始缺陷比例因子为0.77‰(1mm)时,BRB的滞回曲线较为饱满.由图12(b)可发现,在相同轴向应变下,初始缺陷对BRB的阻尼系数影响不大.然而,当初始缺陷比例因子为0.77‰(1mm)时,在较小应变(0.33%)作用下,BRB的等效粘滞系数就能达到0.35,即使达到较大应变(1.52%)时,其等效粘滞系数也能达到0.48,略高于其余三者,此时支撑的耗能性能相对较好.

表7表明不同初始缺陷下,BRB的拉压承载力不平衡系数基本保持一致,其中最大值与最小值之间相差不超过3.58%.

表7 拉压承载力不平衡系数 β 对比

Table 7 The comparisons of β

Imperfection amplitude	0mm	0.5mm	0.655mm	1mm
β	1.061	1.045	1.044	1.023

综上,内芯的初始缺陷对BRB的耗能性能影响不大,但初始缺陷比例因子为0.77‰(1mm)时,其滞回性能相对较好.

6.2 摩擦系数对支撑的影响

当BRB受压时,内芯由于受压屈曲会与外部约束单元产生接触,此时在接触界面的切向会存在摩擦力的传递,其会增加内芯的负载,进而加剧BRB的拉压承载力不平衡效应.尽管试验中采用无粘结材料降低了摩擦力对支撑性能的影响,但是试验结果表明:当轴向加载应变较大时BRB的受压承载力仍要高于受拉承载力.鉴于此,本节就摩擦系数 $\mu=0$ 、 $\mu=0.1$ 、 $\mu=0.2$ 、 $\mu=0.3$ 、 $\mu=0.4$ 时,对BRB的滞回性能分别展开分析.

如图13(a)所示,将不同摩擦系数下BRB的滞回曲线进行对比可以发现:当摩擦系数 $\mu=0$ 时BRB的最大受压承载力(滞回曲线中受压为正,受拉为

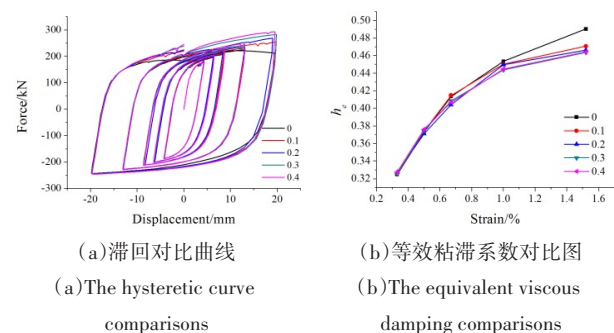


图13 滞回性能参数对比图

Fig.13 The comparisons of the hysteretic behavior

负)会发生一个陡降,相比于摩擦系数 $\mu=0.1$,其最大受压承载力降幅达到 16.4%;随着摩擦系数的增加,支撑的最大受压承载力逐渐提高(由 255kN 增加到 294kN),而最大受拉承载力基本保持不变(均在 243kN 与 245kN 之间);相对而言,摩擦系数 $\mu=0$ 时,BRB 的滞回性能较差.至于不同摩擦系数下 BRB 的等效粘滞系数(见图 13 (b)),由于 $\mu=0$ 时 BRB 的最大受压承载力陡降使其弹性应变能降低,进而导致等效粘滞系数增加(达到 0.49).除此之外, $\mu=0.1$ 时 BRB 的等效粘滞系数相对较高.

表 8 拉压承载力不平衡系数 β 对比

Table 8 The comparisons of β

Friction coefficient	0	0.1	0.2	0.3	0.4
β	0.873	1.045	1.103	1.157	1.193

由表 8 可以得出,随着摩擦系数的增加,支撑的拉压承载力不平衡系数逐渐增大,其中最大值与最小值之间相差达到 36.7%.

综上,内芯与外套管之间的摩擦系数对 BRB 的拉压承载力不平衡影响较大:当摩擦系数过小时,BRB 的滞回曲线不稳定且出现最大受压承载力陡降;当摩擦系数过大时,BRB 的拉压承载力不平衡效应加剧,进而加重消能子结构的负载.因此,摩擦系数定为 0.1 时,BRB 的滞回性能相对较好.

6.3 间隙对支撑的影响

BRB 的内核单元与外部约束单元之间的间隙,对其耗能性能会产生一定的影响.若间隙过小,内芯受压产生的泊松效应无法得到缓解;若间隙过大,外部约束单元对内芯的约束效果会大幅降低.此外,间隙会影响内芯受压后对外部约束单元的局部挤压力,可能造成外部约束单元产生局部失稳.因此,本节就间隙 $\delta=0.5\text{mm}$ 、 $\delta=1\text{mm}$ 、 $\delta=2\text{mm}$ 时,分别讨论其对 BRB 滞回耗能的影响.

从图 14 (a)可以发现,随着内核单元与外约束单元的间隙逐渐增加,BRB 的滞回曲线逐渐变得不稳定.其主要原因是 BRB 受压屈服后,随着间隙的增加,其多波屈曲逐渐变得明显,从而导致滞回曲线的受压部分变得不稳定(滞回曲线受压段出现抖动);且当 BRB 反向受拉时,随着间隙的增加,支撑由于多波屈曲的影响提前进入受拉屈服,所以导致滞回曲线不饱满.图 13 (b)表明,当间隙为 2mm 时,尽管在较小应变作用下与其余两者差别不大,

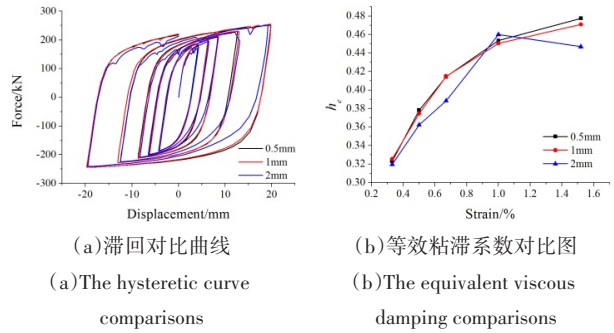


图 14 滞回性能参数对比图

Fig.14 The comparisons of the hysteretic behavior

但当应变达到 1.52% 时, BRB 的等效粘滞系数仅为 0.447,相比间隙 0.5mm 其降幅达到 6.7%,耗能性能相对较差.

由表 9 可以发现,随着间隙的增加:BRB 的拉压承载力不平衡系数基本不变,其中最大值与最小值之间相差不超过 1.9%.

表 9 拉压承载力不平衡系数 β 对比

Table 9 The comparisons of β

Air gap	0.5mm	1mm	2mm
β	1.027	1.045	1.047

综上,内芯与外套管之间的间隙对 BRB 的滞回耗能性能影响较大:当间隙较大时, BRB 的滞回曲线不稳定且耗能性能下降;当间隙较小时, BRB 的加工成本由于组装精度的提高而增加.因此,同时从经济性以及滞回耗能性能两个方面考虑,内芯与外套管之间的间隙取 1mm 较为合适.

6.4 内芯宽厚比对支撑的影响

由文献[7]可知,当内芯的宽厚比较大时,内芯除了自身容易发生屈曲失稳,还会对外部约束单元产生较大的局部挤压力,进而造成外部约束单元发生局部屈曲失稳.因此,本节就宽厚比 $b/t=8$ 、 $b/t=10$ 、 $b/t=20$ 时,分别探讨其对 BRB 滞回耗能性能的影响.

由于内芯截面宽厚比的改变,所以其承载力也会相应发生改变,为了进行统一对比,图 15(a)中的纵坐标为 BRB 承载力与其屈服力的比值.由图 15(a)可知,内芯的宽厚比对 BRB 的滞回曲线影响较大:较大的宽厚比使得支撑滞回曲线变得不稳定且不饱满,而且造成支撑的“最大受压承载力”升高(增幅达到 38.7%),“最大受拉承载力”基本保持一致(比值基本在 2.38 附近).图 15(b)表明,内芯单元宽厚比等于 20 时, BRB 的等效粘滞系数大幅降低,

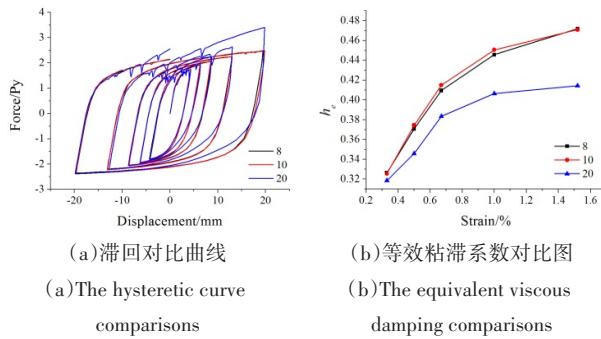


图15 滞回性能参数对比图

Fig.15 The comparisons of the hysteretic behavior

其在最大应变作用下的降幅达到13.8%,支撑的整体耗能性能降低.而宽厚比等于8与10时,BRB的等效粘滞系数相差不大.

由表10可以得出,当内芯宽厚比等于20时,由于BRB最大受压承载力升高,而最大受拉承载力基本不变,所以拉压承载力不平衡系数明显增加(增幅达到36.2%).而宽厚比等于8与10时,BRB的拉压承载力不平衡系数相差不大.

表10 拉压承载力不平衡系数 β 对比Table 10 The comparisons of β

Compactness ratio	8	10	20
β	1.047	1.045	1.426

综上,内芯的宽厚比对BRB的滞回耗能性能影响较大:当内芯的宽厚比较大时,BRB的滞回曲线不稳定且耗能性能下降,且拉压承载力不平衡系数明显增加.因此,内芯的宽厚比取8或者10较为合适.

6.5 外角钢的厚度对支撑的影响

全钢BRB外部约束单元的厚度对其局部承载力以及整体抗弯承载力起着控制性作用:厚度太小,则会引发外部约束单元的局部失稳以及BRB的整体失稳;厚度太大,其经济性较差.因此,本节就BRB外部约束单元厚度 $t=2\text{mm}$ 、 $t=3\text{mm}$ 、 $t=4\text{mm}$ 、 $t=6\text{mm}$ 时,对其滞回耗能性能分别展开分析,以便确定厚度的较优值.

由图16(a)可以发现,当外部角钢厚度 $t=2\text{mm}$ 时,BRB的最大受压承载力大幅下降(与 $t=3\text{mm}$ 相比,降幅达到53.6%),出现明显的受压屈曲失稳现象,且受压后反向加载时提前进入屈服阶段,其主要原因是:此时外部角钢由于厚度过小无法有效抑制对内芯的多波屈曲,并造成内芯塑性耗能区域产生较大面外变形.随着外部角钢厚度的增加,BRB

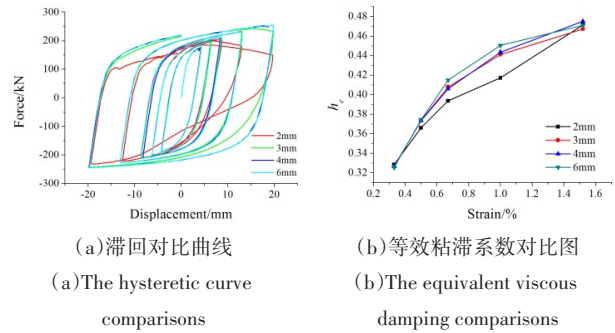


图16 滞回性能参数对比图

Fig.16 The comparisons of the hysteretic behavior

的滞回曲线愈加饱满.由图16(b)可发现,尽管外部角钢厚度 $t=2\text{mm}$ 时,其滞回曲线不稳定且不饱满,但其等效粘滞系数与其余三者差别不大,这说明等效粘滞系数不能单独作为评价BRB耗能的性能指标,其需要结合其余指标才能对BRB的滞回性能做出准确有效的评价.此外,随着外部角钢厚度的增加,BRB的等效粘滞系数逐渐增加.

表11 拉压承载力不平衡系数 β 对比Table 11 The comparisons of β

Thickness of the casing	2mm	3mm	4mm	6mm
β	0.757	0.957	1.041	1.045

表11表明,当外部角钢的厚度不小于4mm时,其厚度的变化对BRB的拉压承载力不平衡系数影响不大,其中最大值与最小值之间相差不超过8.4%.

综上,外部角钢的厚度对BRB的滞回耗能性能影响较大:当厚度较小时,BRB的滞回曲线不稳定且耗能性能下降;当厚度较大时,BRB的材料成本增加.因此,从经济性以及滞回耗能性能两个方面考虑,外部角钢的厚度取4mm较为合适.

7 结论

本文借助有限元软件对新型全钢屈曲约束支撑进行数值模拟,并对影响其滞回耗能性能的相关设计参数展开参数化分析,得出以下结论:

(1) 本文建立的有限元模型能够较好地重现新型全钢屈曲约束支撑的力学行为,模拟的滞回曲线以及相关力学参数与试验结果基本吻合,可以作为以后参数化分析的基准模型;

(2) 内芯初始弯曲缺陷对屈曲约束支撑的滞回耗能性能影响不大:相对而言,初始缺陷比例因

子为0.77‰(1mm)时, BRB的滞回耗能较为出色.

(3) 内芯与外部约束单元之间的摩擦系数对屈曲约束支撑的拉压承载力不平衡系数影响:当摩擦系数过小时, BRB的滞回曲线不稳定且出现受压承载力陡降;当摩擦系数过大时, BRB的拉压承载力不平衡效应加剧,进而加重消能子结构的负载.因此,摩擦系数定为0.1时, BRB的滞回性能相对较好.

(4) 内芯与外套管之间的间隙对 BRB的滞回耗能性能影响:当间隙较大时, BRB的滞回曲线不稳定且耗能性能下降;当间隙较小时, BRB的加工成本由于组装精度的提高而增加.因此,同时从经济性以及滞回耗能性能两个方面考虑,内芯与外套管之间的间隙取1mm较为合适.

(5) 内芯的宽厚比对 BRB的滞回耗能性能影响:当内芯的宽厚比较大时, BRB的滞回曲线不稳定且耗能性能下降,且拉压承载力不平衡系数明显增加.因此,内芯的宽厚比取8或者10较为合适.

(6) 外部角钢的厚度对 BRB的滞回耗能性能影响:当厚度较小时, BRB的滞回曲线不稳定且耗能性能下降;当厚度较大时, BRB的材料成本增加.因此,从经济性以及滞回耗能性能两个方面考虑,外部角钢的厚度取4mm较为合适.

参 考 文 献

- Guo L, Jia M M, Li R, et al. Hysteretic analysis of thin steel plate shear walls. *International Journal of Steel Structures*, 2013, 13(1):163~174
- Black C, Makris N, Aiken I, et al. Component testing, stability analysis and characterization of buckling-restrained braces, "Report No. Peer-2002/08, University of California, Berkeley, CA, 2002:7~25
- 李妍, 吴斌, 王倩颖, 等. 防屈曲钢支撑阻尼器的试验研究. *土木工程学报*, 2006, 39(7): 9~14 (Li Y, Wu B, Wu Q Y, et al. An experimental study of anti-buckling steel damping-braces. *China Civil Engineering Journal*, 2006, 39(7): 9~14 (in Chinese))
- GB/T228—2002金属材料室温拉伸试验方法. 理化检验-物理分册, 2003, 39(4):216~219 (GB/T 228-2002 Metallic materials-tensile testing at ambient temperature. *Physical Testing and Chemical Analysis Part A: Physical Testing*. 2003, 39(4):216~219 (in Chinese))
- ABAQUS. Standard user's manual version 6.10. Pawtucket, RI: Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc.;2010
- Shi G, Gao Y, Wang X, et al. Mechanical properties and constitutive models of low yield point steels. *Construction and Building Materials*, 2018, 175: 570~587
- 姜涛. 新型纯钢屈曲约束支撑耗能性能研究 [硕士学位论文], 哈尔滨:中国地震局工程力学研究所, 2017 (Jiang T. Research on energy dissipation performance of the new-type pure steel buckling restrained braces [Master Thesis], Harbin: Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration, 2017 (in Chinese))
- Wang J, Li B, Chou C, et al. Cyclic experimental and analytical studies of buckling-restrained braces with various gusset connections. *Engineering Structures*, 2018, 163: 38~50
- Chou C C, Chen P J. Compressive behavior of central gusset plate connections for a buckling-restrained braced frame. *Journal of Constructional Steel Research*, 2009, 65 (5):1138~1148
- 王先华, 邓铁军. 地震作用下高层钢-混组合结构的抗震性能分析. *动力学与控制学报*, 2010, 8(2):182~187 (Wang X H, Deng T J. Analysis of seismic performance of high steel-concrete composite structures under earthquake. *Journal of Dynamics and Control*, 2010, 8 (2): 182~187 (in Chinese))

STUDY OF THE NEW-TYPE ALL-STEEL BUCKLING RESTRAINED BRACES *

Jiang Tao^{1,2} Dai Junwu^{1,2†} Yang Yongqiang^{1,2} Bai Wen^{1,2}

(1. *Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration, Harbin 150080, China*)

(2. *Key Laboratory of Earthquake Engineering and Engineering Vibration of China Earthquake Administration, Harbin 150080, China*)

Abstract The rectangle core plate of all-steel buckling-restrained braces (BRBs) usually exhibit obvious local buckling, due to the lack of longitudinal restraint from the encasing tube. To eliminate the undesirable effects, a novel steel BRB is proposed. In this new-type steel BRB, two T-shaped steels are adopted as the minor restraint elements to restrain the core plate instead of the infilled concrete or mortar. In order to reproduce the behavior of the BRB, the finite element model is established using Abaqus software, and validation of the model is done through comparing the experimental results with the simulated results. The comparison results demonstrate that the finite element model could be used for the further parameter study on the all-steel BRBs. Finally, the parameter study of factors, including the initial defects, the friction coefficient and the gap between the steel core and the outer sleeve, the width-to-thickness ratio of the steel core and the thickness of the outer angle steel, shows that the well-configured all-steel buckling restrained braces could have many advantages and exhibit desirable seismic performance.

Key words all-steel buckling restrained braces, T-shaped steels, finite element models, parameter study

Received 8 October 2019, revised 29 July 2020.

* The project supported by Scientific Research Fund of Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration (2017A01) and the Key project of Key Laboratory of Earthquake Engineering and Engineering Vibration of China Earthquake Administration (2019EEEVL0402)

† Corresponding author E-mail: junwudai@126.com