

自复位双肢剪切型耗能段的滞回性能与力学模型

朱剑波¹, 曾思智², 常丽青³, 邵铁峰³, 胡淑军^{3*}

(1. 中国电建集团江西省电力设计院有限公司, 南昌 330096; 2. 江西中煤建设集团有限公司, 南昌 330001; 3. 南昌大学 工程建设学院, 南昌 330031)

摘要: 基于双肢短剪切型耗能段的耗能机制、形状记忆合金(shape memory alloy, SMA)棒材的超弹性特性和碟形弹簧的恢复力特性, 提出了一种自复位双肢剪切型耗能段(self-centering coupled shear link, SC-CSL), 该耗能段可有效提高中心支撑钢框架结构的抗震性能和震后恢复能力。采用校正的有限元法对SC-CSL的力学性能进行分析, 研究其滞回性能和破坏模式; 随后对考虑了SMA棒材直径和碟形弹簧刚度的10个模型进行了参数分析。结果表明: SC-CSL具有良好的承载能力和自复位能力, 以及较小的残余变形。在拉力作用下, SMA棒材处于受拉状态且碟形弹簧保持静止; 在压力作用下, SMA棒材保持静止且碟形弹簧处于受压状态, 整个加载过程中双肢短剪切型耗能段发生变形并提供承载力。增大SMA棒材直径和碟形弹簧刚度均能有效提高构件的承载能力、割线刚度和自复位能力等, 并能减小构件的残余变形和等效黏滞阻尼比。通过分析也能发现所推导的力学模型可较准确地计算SC-CSL的极限承载力, 为该种构件的分析与设计提供理论基础。

关键词: 中心支撑钢框架结构; 自复位双肢剪切型耗能段; 滞回性能; 力学模型; 形状记忆合金; 抗震性能

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)07-0021-10

DOI: 10.13969/j.jzgjgz.20240304001

Hysteretic Performance and Mechanical Model for An Innovative Self-Centering Coupled Shear Link

ZHU Jianbo¹, ZENG Sizhi², CHANG Liqing³, SHAO Tiefeng³, HU Shujun^{3*}

(1. PowerChina Jiangxi Electric Power Engineering Co., Ltd., Nanchang 330096, China; 2. Jiangxi Zhongmei Engineering Group Co., Ltd., Nanchang 330001, China; 3. School of Infrastructure Engineering,

Nanchang University, Nanchang 330031, China)

*Corresponding author: hushujun@ncu.edu.cn

Abstract: Based on the coupled shear link, shape memory alloy (SMA) bars and disc springs, an innovative self-centering coupled shear link (SC-CSL) is developed, which can effectively improve the seismic performance and seismic resilience capacity for the concentrically braced steel frame structure. The mechanical property of the SC-CSL was analyzed by the validated finite element method, so the hysteretic performance and failure mode can be obtained.

收稿日期: 2024-03-04

基金项目: 国家自然科学基金(52468025), 江西省自然科学基金项目(20224BAB204062), 江西省地质局青年科学技术带头人培养计划项目(2022JXDZKJRC09), 江西省主要学科学术和技术带头人培养项目(20232BCJ23065)

作者简介:

朱剑波(1987—), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事建筑钢结构抗震性能和施工技术方面的研究。E-mail: 290208501@qq.com。

曾思智(1986—), 男, 硕士, 正高级工程师, 主要从事建筑结构抗震性能和施工技术方面的研究。

通信作者:

胡淑军(1985—), 男, 博士, 副教授, 主要从事钢结构、组合结构和装配式结构抗震性能方面的研究。

E-mail: hushujun@ncu.edu.cn。

Then ten numerical models were established to investigate the influence of SMA bar diameters and disc spring stiffness. Numerical results show that the SC-CSLs have excellent bearing capacity and self-centering capacity with low residual deformation. The SMA bars mainly sustain tension with the static disc springs under tension, and the disc springs mainly sustain compression with the static SMA bars under compression, while the coupled shear link can provide the bearing force during the whole loading process. Increasing the SMA bar diameters and disc spring stiffness of SC-CSL can improve the bearing capacity, secant stiffness and self-centering capacity, and reduce the residual deformation and equivalent viscous damping ratio simultaneously. Finally, the proposed mechanical model can accurately predict the maximum loads, which can provide the theoretical basis for the design and analysis of the SC-CSL.

Keywords: concentrically braced steel frame structure; self-centering coupled shear link (SC-CSL); hysteretic performance; mechanical model; shape memory alloy (SMA); seismic performance

可恢复功能结构主要利用自复位、可更换、耗能等机制,实现震后不修复或稍加修复即可恢复结构的使用功能,是当前地震工程的热点研究问题^[1-4]。其中,自复位机制可减小构件因非弹性变形所产生的残余变形,进而提高结构的可恢复能力^[5-7]。中心支撑钢框架结构具有构造简单、抗侧刚度大等优点,但在地震作用下钢支撑的屈曲会降低结构的抗震性能,且震后较大的残余变形会增加结构的修复时间和成本^[8-9]。因此,中心支撑钢框架结构需进一步增大其延性、耗能能力及支撑受压屈曲能力,并减小其损伤和残余变形等,以便与当前可恢复功能结构相适应。

屈曲约束支撑是一种受压不屈曲且耗能能力强的构件,可有效提高中心支撑结构的抗震性能,但震后仍存在残余变形大、修复成本高等问题^[10-12]。自复位屈曲约束支撑虽能有效降低构件的残余变形,但存在构造复杂且成本较高的不足^[13]。耗能段常用于偏心支撑结构中,是一种通过塑性变形耗散地震能量、并能使其它构件免于发生破坏的构件^[14]。长度比(指消能梁段的塑性弯矩与梁净长和塑性剪力的比值。它是衡量消能梁段受力和耗能能力的重要指标)小于1.0的短剪切型耗能段^[15-16]的刚度、承载能力、延性等均优于其它长度比耗能段相应的特性。将两个耗能段拼接,可形成一种用于中心支撑结构中支撑钢框架与支撑连接件之间的双肢耗能段^[17-18]。例如:GHAMARI等^[17]在中心支撑钢框架结构的钢支撑端部设置了双肢工字形耗能段,以提高支撑在往复荷载作用下的承载能力,并能使支撑免于发生受压屈曲;HU等^[18]提出了一种双肢短剪切型耗能段,可有效防止钢支撑受压屈曲并能提高支撑耗能能力,具有构造简单、施工方便、承载力高、耗能能力强等特点,但仍存在残余变形较大的问题。

形状记忆合金(shape memory alloy, SMA)受力卸载后无明显残余变形,在耗能的同时表现出良好的超弹性和形状记忆功能^[19]。基于SMA设计的自复位构件,可有效减小其残余变形并能提高其耗能能力。QIU等^[13]设计了一种在拉力或压力作用下SMA始终处于

受拉状态的自复位支撑,该支撑具有良好的复位和耗能能力;胡淑军等^[20]提出了基于丁基橡胶垫片、长圆孔、滑移螺杆和SMA的自复位SMA支撑,该种支撑具有良好的抗震性能和自复位能力,且残余变形较小;SUN等^[21]提出了一种基于SMA的自复位钢支撑,该支撑具有捏拢滞回特性,且具有残余位移小和耗能能力强等特点。另外,碟形弹簧^[22]是由高强度合金经过机械加工成碗状的金属弹簧,具有受压复位性能好和力学性能稳定等优点。

研究学者们基于在双肢短剪切型耗能段上设置4根SMA棒材,并在耗能段下腹板与支撑连接件之间设置4个碟形弹簧,由此形成一种自复位双肢剪切型耗能段(self-centering coupled shear link, SC-CSL)^[23],如图1所示。将SC-CSL设置在中心支撑钢框架结构中,一端与钢支撑铰接连接,另一端与支撑连接板螺栓连接。在地震作用下,经过合理设计的钢支撑将不发生任何屈服或屈曲现象,整体结构的损伤仅发生在SC-CSL上,且震后仅需修复损伤的耗能段即可快速恢复结构功能。基于此,本文以双肢短剪切型耗能段为基础,分别设计了两组考虑SMA棒材直径和碟形弹簧刚度的分析模型,得到相应破坏模式、滞回性能、骨架曲线、刚度退化曲线、耗能能力和等效黏滞阻尼比等,并由此确定该种构件的力学模型,为其在中心支撑钢框架结构中的应用提供理论基础。

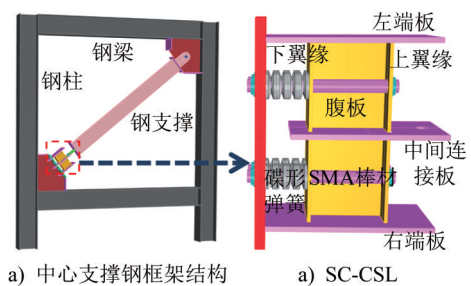


图1 设有SC-CSL的中心支撑钢框架结构

Fig. 1 An innovative concentrically brace steel frame structure with SC-CSL

1 基本性能

1.1 基本构造

如图1b)所示,SC-CSL主要包括中间连接板、左端板、右端板、上翼缘、下翼缘、腹板、端部连接板、4根SMA棒材及4个碟形弹簧。其中,中间连接板两侧的上翼缘、下翼缘和腹板组成短剪切型耗能段,并分别通过左端板和右端板与端部连接板相连,且各板件间连接均为焊接连接,由此形成双肢短剪切型耗能段。SMA棒材设置在各短剪切型耗能段腹板两侧,且绕中间连接板对称。每根SMA棒材均设置在上翼缘与端部连接板之间,并穿过下翼缘;每个碟形弹簧设置在下翼缘与端部连接板之间,并套在SMA棒材上,且SMA棒材与碟形弹簧的中心重合。

1.2 工作原理

地震作用下,图1a)的中心支撑钢框架结构中的支撑承受轴向力,且通过中间连接板传递至SC-CSL中。如图2所示,在拉力作用下,SC-CSL中的耗能段上翼缘带动SMA棒材共同承载和耗能,且SMA提供复位力,碟形弹簧处于静止状态;在压力作用下,耗能段的下翼缘带动碟形弹簧承载与耗能,且碟形弹簧提供复位力,SMA处于静止状态。当钢梁、钢柱和钢支撑设计强度足够强时,可有效保证钢支撑和框架结构始终处于弹性且不发生屈曲,仅耗能段发生损伤,具有高承载、小损伤、易复位、易装配、低成本等特点。

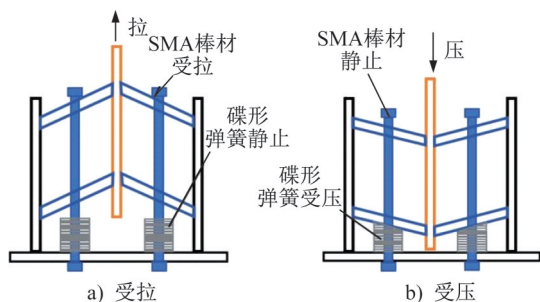


图2 SC-CSL的工作原理

Fig. 2 The working principle of SC-CSL

2 有限元分析校正

2.1 短剪切型耗能段

2.1.1 分析方法

选取课题组短剪切型耗能段试验研究中的试件VSSL-1^[11]开展有限元分析校正。截面尺寸为H210 mm×110 mm×6 mm×8 mm,长度为300 mm(长度比为0.97);加劲肋间距、厚度分别为100 mm、10 mm,沿腹板对称布置。所有钢材均采用Q355钢,其中腹板、翼缘和加劲肋的屈服强度分别为356 MPa、361 MPa、368 MPa,

抗拉强度分别为535 MPa、547 MPa、552 MPa,弹性模量分别为203 GPa、206 GPa、208 GPa。

如图3所示,采用ABAQUS软件对模型进行分析,所有单元均为C3D8R单元。在有限元模型中,约束耗能段下端截面各方向的位移,并允许耗能段上端 z 方向位移被约束,且水平 x 、竖向 y 方向位移分别相等。沿耗能段上端 x 方向施加水平往复位移时,首先需确定屈服荷载 P_y 、屈服位移 Δ_y ^[24];随后按屈服位移 Δ_y 的倍数逐级加载,直至耗能段发生破坏或承载力下降至极限值的85%后停止加载。

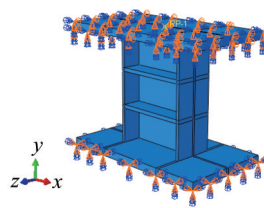


图3 边界条件

Fig. 3 Boundary conditions

2.1.2 分析结果

(1) 破坏模式

图4为试件VSSL-1的试验与有限元分析破坏模式对比。试验破坏过程依次为腹板屈曲、翼缘屈曲、腹板与端板间断裂、翼缘与端板间断裂,与有限元分析结果一致。极限状态下,有限元模型的最大应力集中于翼缘与端板连接处,与试验中该部位翼缘与端板的断裂现象相同,说明有限元分析可较准确模拟短剪切型耗能段的破坏模式。

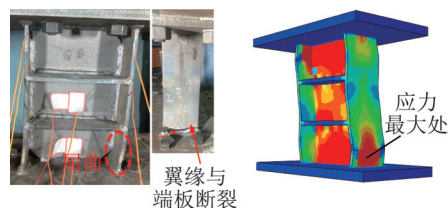


图4 试件VSSL-1的破坏模式对比

Fig. 4 Comparison of failure modes of specimen VSSL-1

(2) 滞回曲线

图5为试件VSSL-1的试验与有限元分析的滞回曲线。在达到最大塑性转角0.15 rad(约45 mm)时,试验、有限元分析所得极限剪力值分别为445.09 kN、443.24 kN,二者相差较小,且各加载步的刚度及承载力基本相同,表明该方法可准确模拟耗能段的承载能力。

2.2 SMA棒材

2.2.1 分析方法

选取李鹏程^[25]试验研究中圆形骨头状SMA棒材(编

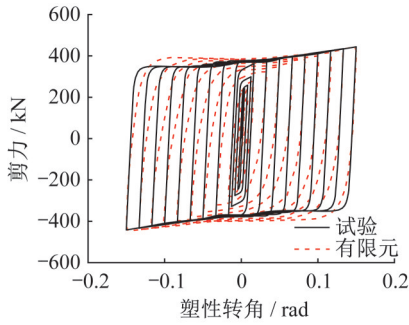


图5 试件 VSSL-1 滞回曲线对比

Fig. 5 Comparison of hysteretic curves of specimen VSSL-1

号:10/6-450-30)进行有限元分析校正。该SMA棒材的直径为6 mm,热处理温度、时间分别为450℃、30 min。基于Umat子程序编制SMA本构模型,并嵌入ABAQUS软件中进行分析。图6a)为约束棒材底面节点位移和转动,在另一端沿z向施加应变幅值,具体幅值约为0.5%、1%、2%、3%、4%和5%,每组循环一圈,加载速率为0.000 25 mm·s⁻¹。

2.2.2 分析结果

图6b)为各应变幅值下SMA棒材试验及有限元分析所得的滞回曲线对比图。在不同应变幅值条件下,两种曲线的应力值呈现相近趋势,且试验与有限元分析所得最大应力值分别为593.32 MPa、578.58 MPa,由此可见二者相差较小。

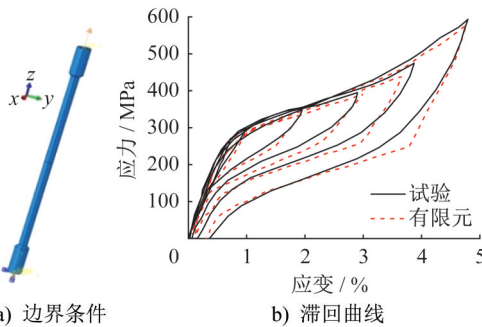


图6 圆形骨头状SMA棒材的边界条件和滞回曲线
Fig. 6 Boundary conditions and hysteretic curves of round bone-shaped SMA bar

2.3 碟形弹簧

2.3.1 分析方法

选取陈云等^[22]针对碟形弹簧开展的分析成果,用于对现有研究模型进行校正。单个碟形弹簧外、内径分别为200 mm、102 mm,厚度为12 mm,无支撑面时压平变形量为4.2 mm,叠合片数为2,对合组数为8,所对应的刚度值为1 374 N·mm⁻¹。

采用ABAQUS软件建立分析模型,该分析模型由

上、下连接板、导杆和碟形弹簧组成。导杆与上、下连接板间的连接为绑定连接。碟形弹簧采用spring单元模拟,在上、下连接板的4个角点对称布置4个单元,每个spring单元的线刚度为弹簧刚度的1/4,如图7a)所示。导杆下底面各节点位移均被约束,仅上端z方向允许变形。

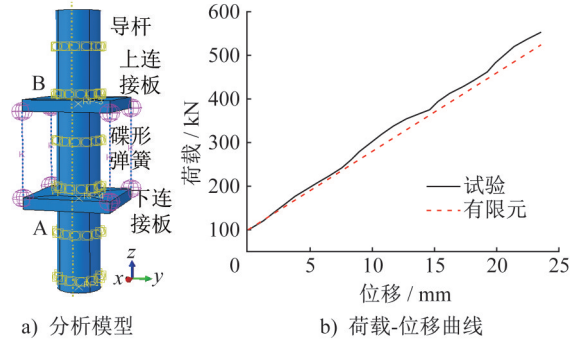


图7 碟形弹簧的边界条件和荷载-位移曲线
Fig. 7 Boundary conditions and load-displacement curves of disc spring

2.3.2 分析结果

通过降温法使碟形弹簧产生竖向压缩变形,进而提供弹性恢复力,并将试验与有限元所测得的荷载和位移进行均值处理后,绘制其荷载-位移曲线,如图7b)所示。试验与有限元的荷载-位移曲线整体拟合较好,均呈线性增长趋势,且刚度值相差较小。因此,该有限元分析方法可准确模拟碟形弹簧的力学性能。

3 滞回性能

3.1 模型建立

建立SC-CSL的分析模型。其中,左肢和右肢的短剪切型耗能段截面尺寸均为H250 mm×125 mm×6 mm×8 mm,长度为200 mm,长度比为0.57;单个耗能段在腹板两侧分别对称设置1块加劲肋,厚度为10 mm,距中间连接板60 mm;各板件材料属性如2.1.1节所示。中间连接板、左侧板、右侧板尺寸均为466 mm×300 mm×30 mm(长度×宽度×厚度),端板连接板尺寸为650 mm×350 mm×30 mm,各板的屈服强度、抗拉强度、弹性模量均分别为345 MPa、540 MPa、206 GPa。

单根SMA棒材的直径为18 mm,工作长度为350 mm。马氏体相变开始应力 σ_s^{AM} 、马氏体相变结束应力 σ_f^{AM} 、马氏体逆相变开始应力 σ_s^{MA} 、马氏体逆相变结束应力 σ_f^{MA} 分别为450 MPa、630 MPa、265 MPa、125 MPa,相变应变 $\bar{\epsilon}_i$ 、初始弹性模量 E_A 分别为0.06、490 00 Pa^[20]。另外,单个碟形弹簧内径为22.4 mm,外径为45 mm,厚度为2.5 mm,无支撑面弹簧压平时的变形量计算值为1 mm。整个碟形弹簧刚度为5 000 N·mm⁻¹。基于所确定的双肢短剪切型耗能段、SMA棒材和碟形弹簧尺寸,可采用

ABAQUS软件建立SC-CSL的分析模型,如图8所示。

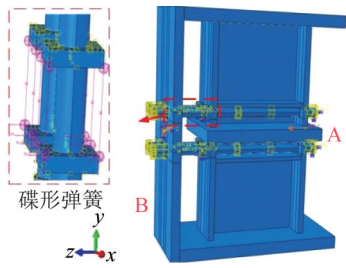


图8 分析模型与边界条件

Fig. 8 Analytical model and boundary conditions

3.2 边界条件与加载方式

3.2.1 边界条件

如图8所示,SC-CSL的有限元模型中,需约束端部连接板底部B截面上所有节点的 x 、 y 、 z 方向位移,以固定分析模型。同时,约束中间连接板远离端部连接板一侧的截面A上各节点的 x 、 y 方向位移,仅在 z 方向上施加往复荷载。该边界条件与构件在中心支撑结构的受力和边界条件相同,可对构件进行模拟。

3.2.2 加载方式

采用位移加载的方式对SC-CSL进行研究,且位移施加在A截面各节点的 z 方向。基于350 mm长的SMA构件,采用0.5%、1%、2%、3%、4%、5%、……的梯度应变加载方式^[17],并通过三角形相似原理换算中间连接板A截面的位移,直至构件发生破坏。

3.3 滞回特征

3.3.1 滞回曲线

SC-CSL与纯双肢剪切型耗能段的滞回曲线如图9所示。SC-CSL的滞回曲线捏拢现象更明显,且在受拉、受压状态下极限荷载分别为1312.53 kN、1 358.71 kN,高于纯双肢剪切型耗能段对应的极限荷载858.46 kN、782.77 kN;二者受压的残余塑性转角值分别为0.139 rad

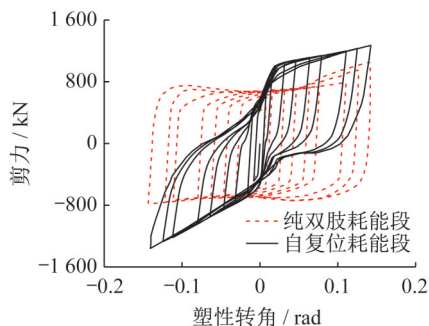


图9 SC-CSL和纯双肢剪切型耗能段的滞回曲线

Fig. 9 Hysteretic curves of SC-CSL and coupled shear link

和0.074 rad,即残余变形值明显降低。

3.3.2 破坏模式

在往复荷载的作用下,SC-CSL的应力分布如图10所示。在拉、压力作用下,双肢短剪切型耗能段先后经历了腹板屈服、腹板屈曲、翼缘屈曲等现象,与短剪切型耗能段破坏模式相同。另外,在拉力作用下,SMA受拉且碟形弹簧静止,双肢短剪切型耗能段发生非弹性变形;在压力作用下,SMA静止且碟形弹簧受压,双肢短剪切型耗能段也发生受压非弹性变形。因此,SC-CSL的变形及破坏模式与预期相符。

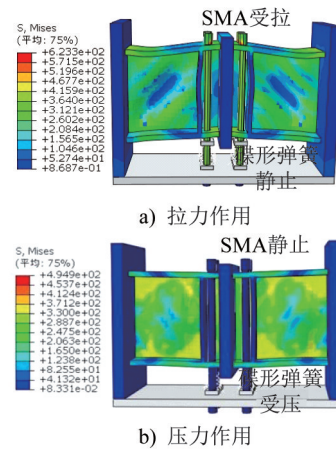


图10 SC-CSL的应力分布(单位:MPa)

Fig. 10 The stress distribution of SC-CSL (unit:MPa)

3.4 参数分析

为进一步明确SC-CSL的力学性能,以上述双肢短剪切型耗能段为基础,通过改变SMA棒材直径和碟形弹簧刚度等参数,以此进行详细的参数分析。

3.4.1 SMA棒材直径的影响

(1) 分析模型

为研究不同SMA棒材直径对SC-CSL的影响,以截面尺寸为H250 mm×125 mm×6 mm×14 mm的模型为分析对象,各模型的SMA棒材直径、碟形弹簧刚度如表1所示,并与相应纯双肢剪切型耗能段模型CSL-1对比。

(2) 滞回曲线

不同SMA棒材直径下SC-CSL的滞回曲线如图11所示。耗能段截面相同时,随着SMA棒材直径的增大,受拉作用下构件的承载力明显提高,滞回曲线捏拢效应也显著增强,并且拉力作用下的残余变形也会明显减小。如表1所示,各模型的受拉超强系数处于2.96~5.30之间,明显高于规范值1.50。模型CSL-1、SC-CSL-1、SC-CSL-2、SC-CSL-3、SC-CSL-4、SC-CSL-5的残余塑性转角分别为0.139 rad、0.111 rad、0.108 rad、0.103 rad、0.096 rad、0.092 rad,呈逐渐减小的趋势。

表1 不同SMA棒材直径的分析模型

Table 1 Analysis models of SMA bars in different diameters

模型编号	SMA直径/mm	弹簧刚度/(N·mm ⁻¹)	受拉极限荷载/kN	受拉超强系数
CSL-1	—	—	858.46	2.96
SC-CSL-1	10	5 000	1 068.25	3.68
SC-CSL-2	14	5 000	1 219.26	4.20
SC-CSL-3	18	5 000	1 312.53	4.52
SC-CSL-4	20	5 000	1 426.13	4.92
SC-CSL-5	22	5 000	1 537.73	5.30

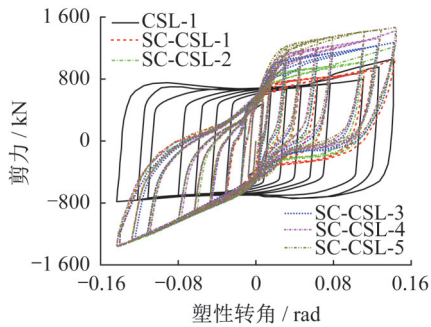


图11 不同SMA棒材直径的滞回曲线

Fig. 11 Hysteretic curves of SMA bars in different diameters

(3) 骨架曲线

不同SMA棒材直径SC-CSL骨架曲线如图12所示。各模型受压段的骨架曲线基本相同,即碟形弹簧未参与工作。在拉力作用下,各加载步的荷载随直径增大而增大。

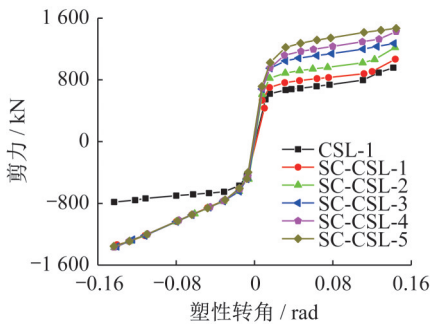


图12 不同SMA棒材直径的骨架曲线

Fig. 12 Skeleton curves of SMA bars in different diameters

(4) 割线刚度

不同SMA棒材直径下SC-CSL的割线刚度可以反映其刚度退化情况^[19],如图13所示。加载初期,模型SC-CSL-1、SC-CSL-2、SC-CSL-3、SC-CSL-4、SC-CSL-5

的刚度值分别为 272.290 N·mm⁻¹、311.200 N·mm⁻¹、347.179 N·mm⁻¹、358.539 N·mm⁻¹、374.050 N·mm⁻¹,即随着棒材直径的增大,构件初始刚度可增大27%。随后加载中,各模型刚度值均呈下降趋势,即随着位移的增大构件的刚度会显著降低。

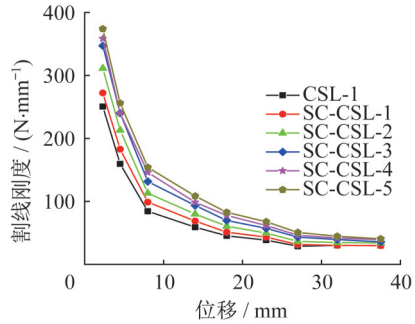


图13 不同SMA棒材直径的割线刚度曲线

Fig. 13 Secant stiffness curves of SMA bars in different diameters

(5) 耗能能力

为明确不同SMA棒材直径下SC-CSL的耗能能力,研究各模型的耗能值,如图14所示。随着加载位移的递增,各模型的耗能值呈逐渐上升的趋势,展现出稳定的耗能能力。然而,由于引入SMA棒材和碟形弹簧后,各模型的滞回曲线捏拢现象更明显,使得模型SC-CSL-1~SC-CSL-5的耗能值均小于模型CSL-1的耗能值。另外,随着SMA棒材直径的增大,各模型耗能值在相同位移下无明显变化规律。

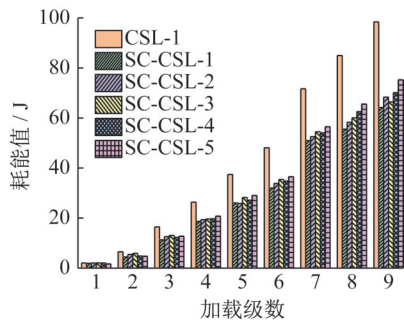


图14 不同SMA棒材直径的耗能能力

Fig. 14 Energy dissipation capacities of SMA bars in different diameters

(6) 等效黏滞阻尼比

各模型的等效黏滞阻尼比 h_c 也是反应各模型耗能能力的重要参数,如图15所示。各SC-CSL模型的等效黏滞阻尼比随着加载位移的增加均呈先增大后减小的趋势,最终趋于平稳,与模型CSL-1差异较大,这是由于加载位移的增大使得模型滞回曲线在受拉作用下捏拢效应加剧引起的。

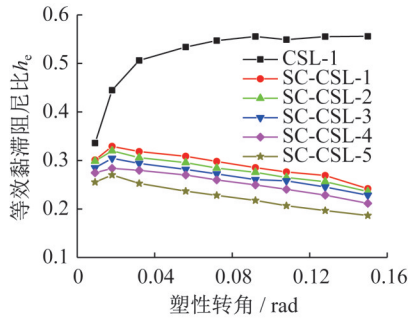


图 15 不同 SMA 棒材直径的等效粘滞阻尼比

Fig. 15 Equivalent viscous damping ratio of SMA bars in different diameters

3.4.2 碟形弹簧刚度的影响

(1) 分析模型

为研究不同碟形弹簧刚度的影响,以截面尺寸为 H250 mm×125 mm×6 mm×14 mm 的模型为研究对象,当 SMA 棒材直径均为 18 mm 时,模型 SC-CSL-6~SC-CSL-10 中碟形弹簧刚度分别为 580 N·mm⁻¹、931 N·mm⁻¹、3 000 N·mm⁻¹、5 000 N·mm⁻¹、7 600 N·mm⁻¹,并与模型 CSL-1 对比,如表 2 所示。

表 2 不同碟形弹簧刚度的分析模型

Table 2 Analysis models of different disc spring stiffness

模型编号	SMA 棒材直径/mm	弹簧刚度/(N·mm ⁻¹)	受压极限荷载/kN	受压超强系数
CSL-1	—	—	782.77	2.70
SC-CSL-6	18	580	810.37	2.79
SC-CSL-7	18	931	855.99	2.95
SC-CSL-8	18	3 000	1 122.60	3.87
SC-CSL-9	18	5 000	1 358.71	4.68
SC-CSL-10	18	7 600	1 560.56	5.38

(2) 滞回曲线

不同碟形弹簧刚下 SC-CSL 的滞回曲线如图 16 所示。由于 SMA 面积不变,构件在受拉时的滞回曲线基本重合,无明显差异。在压力作用下,碟形弹簧刚度的增大可有效提高其承载能力和减小其残余变形值,且滞回曲线捏拢现象更明显。如表 2 所示,各模型的受压超强系数处于 2.70~5.38 之间,即碟形弹簧刚度对模型的影响非常明显。模型 CSL-1、SC-CSL-6、SC-CSL-7、SC-CSL-8、SC-CSL-9、SC-CSL-10 的残余塑性转角分别为 0.138 rad、0.116 rad、0.113 rad、0.096 rad、0.080 rad、0.062 rad,也呈逐渐减小的趋势。

(3) 骨架曲线

不同碟形弹簧刚度下 SC-CSL 的骨架曲线如图 17 所示。各模型在拉力作用下的骨架曲线基本相同,即

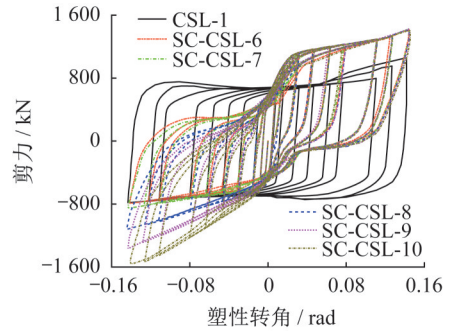


图 16 不同碟形弹簧刚度的滞回曲线

Fig. 16 Hysteretic curves of different disc spring stiffness

SMA 棒材的影响相同,但与模型 CSL-1 差异较大。在受压作用下,各加载步的承载力随碟形弹簧刚度的增大而提高。

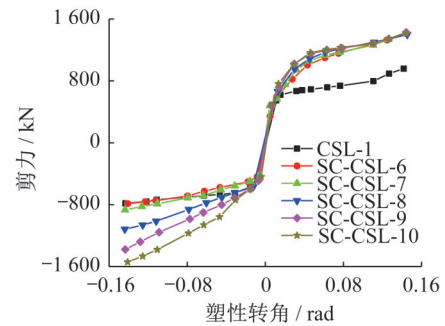


图 17 不同碟形弹簧刚度的骨架曲线

Fig. 17 Skeleton curves of different disc spring stiffness

(4) 割线刚度

不同碟形弹簧刚度下 SC-CSL 的割线刚度如图 18 所示。整个加载过程中,相同位移下模型 SC-CSL-6~SC-CSL-10 的割线刚度值随碟形弹簧刚度的增大呈逐渐减小趋势,即构件刚度随位移的增大而减小。另外,模型 SC-CSL-10 的刚度值较模型 CSL-1 的刚度值增大了约 21.23%。

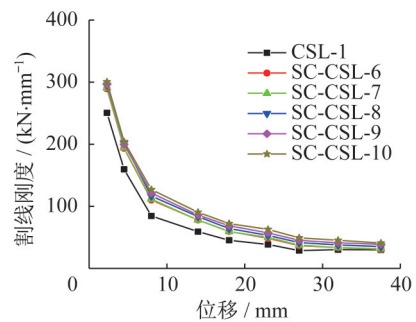


图 18 不同碟形弹簧刚度的割线刚度曲线

Fig. 18 Secant stiffness curves of different disc spring stiffness

(5) 耗能能力

在不同碟形弹簧刚度下,SC-CSL 的耗能能力如图

19所示。随着加载位移的增大,各模型的耗能值也逐渐增加,说明构件耗能能力良好。由于不同模型在拉力作用下,SMA棒材面积及耗能能力无明显变化,说明耗能能力的变化均由碟形弹簧引起。然而,在压力作用下弹簧刚度变化引发的滞回曲线捏拢效应更为明显,导致相同位移下滞回面积无明显变化且无明显变化规律。另外,模型SC-CSL-6、SC-CSL-7、SC-CSL-8、SC-CSL-69、SC-CSL-10的最大耗能值分别为66.1 J、68.1 J、68.8 J、70.1 J和68.8 J,均小于模型CSL-1的最大耗能值。

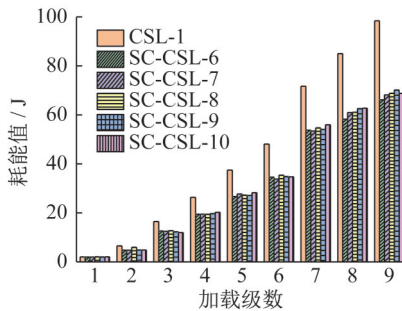


图19 不同碟形弹簧刚度的耗能能力

Fig. 19 Energy dissipation capacities of different disc spring stiffness

(6) 等效黏滞阻尼比

不同碟形弹簧刚度下SC-CSL的等效黏滞阻尼比如图20所示。随着加载位移的增大,各模型的等效黏滞阻尼比呈先增大后减小的趋势,最终趋势平稳,且均小于模型CSL-1的等效黏滞阻尼比,这是滞回面积捏拢效应引起的。另外,随着碟形弹簧刚度的增大,相同位移下的等效黏滞阻尼比也呈逐渐下降的趋势。

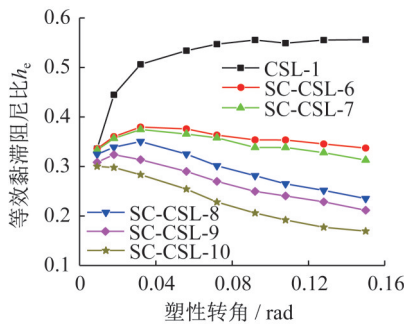


图20 不同碟形弹簧刚度的等效黏滞阻尼比

Fig. 20 Equivalent viscous damping ratio of different disc spring stiffness

4 力学模型

4.1 简化力学模型

SC-CSL的力学模型主要由双肢短剪切型耗能段和SMA棒材-碟形弹簧的力学模型共同组成,如图21所示。

其中,双肢短剪切型耗能段中,短剪切型耗能段塑性剪力 V_p 可表示为^[15]:

$$V_p = f_{yw} h_w t_w \quad (1)$$

式中: f_{yw} 为腹板屈服剪应力; h_w 、 t_w 分别为腹板高度、厚度。

单个短剪切型耗能段的极限承载力 V_{u1} 为^[18]:

$$V_{u1} = 0.58 f_{uw} t_w h_w + f_{uf} b_f t_f^2 / e + f_{us} b_s t_s^2 / (4e) \quad (2)$$

式中: f_{uw} 、 f_{uf} 、 f_{us} 分别为腹板、翼缘、加劲肋的极限应力; e 为长度; b_f 、 t_f 分别为翼缘宽度、厚度; t_s 为加劲肋厚度。

单根SMA棒材的最大承载力为:

$$V_{SMA} = \sigma_f^{AM} A_{SMA} \quad (3)$$

式中: σ_f^{AM} 为SMA马氏体相变结束应力^[25]; A_{SMA} 为单根SMA棒材的面积。

单个碟形弹簧受压最大承载力 V_{disc} 为^[22]:

$$V_{disc} = k_{disc} d_{max} \quad (4)$$

式中: k_{disc} 、 d_{max} 分别为碟形弹簧的刚度、最大位移。

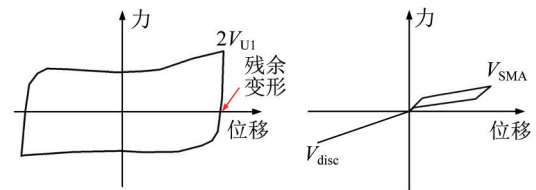
自复位双肢剪切耗能段的力学模型如图22所示。

其中,受拉极限承载力 $V_{u拉}$ 可表示为:

$$V_{u拉} = 2V_{u1} + 4V_{SMA} \quad (5)$$

受压极限承载力 $V_{u压}$ 可表示为:

$$V_{u压} = 2V_{u1} + 4V_{disc} \quad (6)$$



a) 双肢短剪切型耗能段 b) SMA棒材-碟形弹簧

图21 双肢短剪切型耗能段和SMA棒材-碟形弹簧力学模型

Fig. 21 Mechanical models of coupled shear link and SMA bar-disc spring

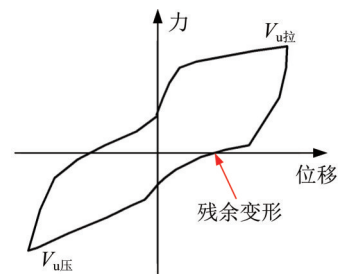


图22 SC-CSL的力学模型

Fig. 22 Mechanical model of SC-CSL

4.2 有限元与理论值对比验证

基于式(5)和式(6),可分别得到SC-CSL在不同SMA棒材和碟形弹簧下的承载力计算值,将该计算值与相应有限元结果进行均值处理并对比分析,具体结果如

表3所示。各模型在达到最大位移时,拉力作用下二者相差5.20%,压力作用下相差5.92%,表明式(5)和式(6)能较准确反映SC-CSL的极限承载力。另外,通过调整SMA棒材直径和碟形弹簧刚度,可使得构件在拉压作用下承载力和滞回曲线更为对称。

表3 有限元分析与理论分析结果对比

Table 3 Comparison of FEA and theoretical analysis

模型编号	拉力			压力		
	有限元/ kN	理论/ kN	误 差/%	有限元/ kN	理论/ kN	误 差/%
SC-CSL-1	1 068.25	1 015.46	5.20	1 355.26	1 282.77	5.92
SC-CSL-2	1 219.26	1 166.18	4.55	1 356.89	1 282.77	5.92
SC-CSL-3	1 312.53	1 367.14	3.99	1 358.71	1 282.77	5.92
SC-CSL-4	1 426.13	1 486.46	4.06	1 357.38	1 282.77	5.92
SC-CSL-5	1 537.73	1 618.34	4.98	1 359.11	1 282.77	5.92
SC-CSL-6	1 312.73	1 367.14	3.99	810.37	840.77	3.62
SC-CSL-7	1 312.61	1 367.14	3.99	855.99	875.87	2.27
SC-CSL-8	1 313.11	1 367.14	3.99	1 122.60	1 082.77	3.68
SC-CSL-9	1 313.32	1 367.14	3.99	1 358.71	1 282.77	5.92
SC-CSL-10	1 314.15	1 367.14	3.99	1 560.56	1 542.77	1.15

注:误差= $(\text{有限元值}-\text{理论值})/\text{理论值}\times 100\%$ 。

5 结论

本文主要对SC-CSL的滞回性能进行了研究,并得到其力学模型,主要结论如下:

(1) 在双肢短剪切型耗能段中引入SMA棒材和碟形弹簧,能有效提高构件的承载能力和自复位能力,并降低其残余变形,但滞回曲线捏拢效应更明显,耗能能力有所降低。

(2) 增大SMA棒材直径和碟形弹簧刚度均能有效提高构件的承载能力、割线刚度和自复位能力等,并减小构件的残余变形和等效黏滞阻尼比,但耗能能力变化无明显规律。

(3) 拉力作用下,SMA受拉且碟形弹簧静止,超强系数处于2.96~5.30;压力作用下,SMA静止且碟形弹簧受压,超强系数处于2.70~5.38,即合理设计的SMA和弹簧可使构件拉、压作用下承载力相等。

(4) 所推导的力学模型可较准确计算SC-CSL的承载能力,并考虑短剪切型耗能段、SMA棒材和碟形弹簧的影响,为该种构件在中心支撑钢框架结构中的分析与设计提供参考。

参考文献:

[1] 吕西林,武大洋,周颖.可恢复功能防震结构研究进展[J].建

筑结构学报,2019,40(2):1-15.DOI:10.14006/j.jzjgxb.2019.02.001.

LYU Xilin, WU Dayang, ZHOU Ying. State-of-the-art of earthquake resilient structures[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(2): 1-15. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2019.02.001. (in Chinese)

[2] 姜子钦,牛子尧,张爱林,等.翼缘盖板外置型可恢复功能装配式钢框架抗震性能试验研究[J].建筑结构学报,2023,44(6):138-147,159.DOI:10.14006/j.jzjgxb.2021.0754.

JIANG Ziqin, NIU Ziyao, ZHANG Ailin, et al. Experimental study of earthquake-resilient prefabricated steel frame with external flange cover plates[J]. Journal of Building Structures, 2023, 44(6): 138-147, 159. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0754. (in Chinese)

[3] 马永超,祁皓,郑莲琼,等.采用钢套筒约束装配式混凝土节点的滞回性能[J].南昌大学学报(工科版),2023,45(1):44-50.DOI:10.13764/j.cnki.ncdg.2023.01.003.

MA Yongchao, QI Ai, ZHENG Lianqiong, et al. Hysteretic performance of fabricated concrete joint restrained by steel sleeve[J]. Journal of Nanchang University (Engineering & Technology), 2023, 45(1): 44-50. DOI: 10.13764/j.cnki.ncdg.2023.01.003. (in Chinese)

[4] 张大帅,熊进刚,万保金,等.水泥聚苯保温模壳混凝土柱的抗震性能试验[J].南昌大学学报(工科版),2024,46(1):29-36.DOI:10.13764/j.cnki.ncdg.2024.01.002.

ZHANG Dashuai, XIONG Jingang, WAN Baojin, et al. Experiment on seismic performance of cement polystyrene insulation formwork concrete columns[J]. Journal of Nanchang University (Engineering & Technology), 2024, 46(1): 29-36. DOI: 10.13764/j.cnki.ncdg.2024.01.002. (in Chinese)

[5] SHEN P W, YANG P, HONG J H, et al. Seismic performance of steel frame with a self-centering beam[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 175: 106349. DOI: 10.1016/j.jcsr.2020.106349.

[6] 陶忠,叶彩凤,皇甫双娥,等.冷弯薄壁卷边C形不锈钢梁的力学性能试验[J].南昌大学学报(工科版),2024,46(1):21-28.DOI:10.13764/j.cnki.ncdg.2024.01.001.

TAO Zhong, YE Caifeng, HUANGFU Shuang'e, et al. Mechanical properties testing of cold-formed thin-walled flanged C-shaped stainless steel beams[J]. Journal of Nanchang University (Engineering & Technology), 2024, 46(1): 21-28. DOI: 10.13764/j.cnki.ncdg.2024.01.001. (in Chinese)

[7] HU S J, LIU S W, ZENG S Z, et al. Investigating seismic performance of a novel self-centering shear link in EBF utilizing experimental and numerical simulation[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2025, 224: 109129. DOI: 10.1016/j.jcsr.2024.109129.

[8] 董志骞,李钢,刘一赫,等.低延性中心支撑钢框架结构振动台试验[J].建筑结构学报,2020,41(6):21-29.DOI:10.14006/j.jzjgxb.2019.0902.

DONG Zhiqian, LI Gang, LIU Yihe, et al. Shaking table test

- on low-ductility concentrically braced steel frames[J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(6): 21-29. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2019.0902. (in Chinese)
- [9] YAGHOUBSHAH M, IMANPOUR A. An overview of HSS brace fracture in steel concentrically braced frames [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 185: 106845. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.106845.
- [10] ZHAO J X, YAN L J, WANG C, et al. Damage-control design and hybrid tests of a full-scale two-story buckling-restrained braced steel moment frame with sliding gusset connections [J]. Engineering Structures, 2023, 275: 115263. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.115263.
- [11] 朱春阳, 何翔雨, 孙丽. 双段摇摆墙-框架结构的动力特性[J]. 南昌大学学报(工科版), 2024, 46(4): 411-419. DOI: 10.13764/j.cnki.ncdg.2024.04.004.
ZHU Chunyang, HE Xiangyu, SUN Li. Dynamic properties of double-segment rocking wall-frame structure [J]. Journal of Nanchang University (Engineering & Technology), 2024, 46(4): 411-419. DOI: 10.13764/j.cnki.ncdg.2024.04.004. (in Chinese)
- [12] LIU S W, CHEN S Y, ZENG S Z, et al. Seismic performance analysis of K-shaped EBF with an innovative crack-resistant composition beam [J]. Journal of Building Engineering, 2025, 10: 111818. DOI: 10.1016/j.job.2025.111818.
- [13] QIU C X, JIANG T Y, LIU J W, et al. Seismic performance of knee-braced frames equipped with NiTi BRBs [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 197: 107480. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107480.
- [14] 胡淑军, 熊悦辰, 王湛. 偏心支撑结构体系的研究进展及展望[J]. 建筑钢结构进展, 2019, 21(2): 1-14. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2019.02.001.
HU Shujun, XIONG Yuechen, WANG Zhan. Research status review on eccentrically braced frames [J]. Progress in Steel Building Structures, 2019, 21(2): 1-14. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2019.02.001. (in Chinese)
- [15] 曾思智, 张波, 刘超, 等. 短剪切型耗能段的力学性能试验研究[J]. 建筑科学, 2023, 39(11): 72-81. DOI: 10.13614/j.cnki.11-1962/tu.2023.11.009.
ZENG Sizhi, ZHANG Bo, LIU Chao, et al. Experimental study of the mechanical property for very short shear link [J]. Building Science, 2023, 39(11): 72-81. DOI: 10.13614/j.cnki.11-1962/tu.2023.11.009. (in Chinese)
- [16] 胡淑军, 熊进刚, 王湛. 短剪切型耗能梁段的力学性能及其影响因素研究[J]. 工程力学, 2018, 35(8): 144-153. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.04.0306.
HU Shujun, XIONG Jingang, WANG Zhan. Study of mechanical properties and its influence factors for short shear links [J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(8): 144-153. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.04.0306. (in Chinese)
- [17] GHAMARI A, KIM Y J, BAE J. Utilizing an I-shaped shear link as a damper to improve the behaviour of a concentrically braced frame [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 186: 106915. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.106915.
- [18] HU S J, QIN T, LIU S W, et al. Development of concentrically braced frame with novel partial self-centering coupled shear links for seismic resilience [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2025, 227: 109344. DOI: 10.1016/j.jcsr.2025.109344.
- [19] JIA Y G, ZHANG B, ZENG S Z, et al. Effect of loading rate and initial strain on seismic performance of an innovative self-centering SMA brace [J]. Materials, 2022, 15(3): 1234. DOI: 10.3390/ma15031234.
- [20] 胡淑军, 顾琦, 姜国青, 等. 一种新型自复位 SMA 支撑的抗震性能试验研究[J]. 工程力学, 2021, 38(1): 109-118, 142. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.02.0087.
HU Shujun, GU Qi, JIANG Guoqing, et al. Experimental study on seismic performance for an innovative self-centering SMA brace [J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(1): 109-118, 142. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.02.0087. (in Chinese)
- [21] SUN G H, LIU H, LIU W Y, et al. Development, simulation, and validation of sliding self-centering steel brace with NiTi SMA wires [J]. Engineering Structures, 2022, 256: 114069. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.114069.
- [22] 陈云, 陈超, 徐子凡, 等. 装配式自复位摇摆钢框架抗震性能研究[J]. 建筑学报, 2021, 42(12): 23-34. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2020.0186.
CHEN Yun, CHEN Chao, XU Zifan, et al. Seismic performance study on prefabricated self-centering rocking steel frame [J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(12): 23-34. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2020.0186. (in Chinese)
- [23] 曾思智, 胡淑军, 王雪飞, 等. 一种带自复位双肢剪切型耗能段的中心支撑钢框架装置: CN 11421S412 A [P]. 2022-03-22.
ZENG Sizhi, HU Shujun, WANG Xuefei, et al. An innovative self-centering coupled shear link device for concentrically braced frame: CN 11421S412 A [P]. 2022-03-22.
- [24] HU S J, ZENG S Z, ZHOU Q, et al. Mechanism and seismic performance of a novel precast concrete beam-to-very short shear link joint: Experimental and numerical simulation [J]. Structures, 2023, 56: 104938. DOI: 10.1016/j.istruc.2023.104938.
- [25] 李鹏程. 基于 SMA 棒的摩擦复合阻尼器抗震性能研究 [D]. 石家庄: 河北科技大学, 2022.
LI Pengcheng. Study on seismic performance of friction composite damper based on SMA rod [D]. Shijiazhuang: Hebei University of Science and Technology, 2022.