

文章编号: 1000-4750(2017)11-0059-07

三套管自复位屈曲约束支撑滞回性能研究

王海深¹, 潘 鹏², 聂 鑫³, 刘 航⁴

(1. 清华大学土木工程系, 北京 100084; 2. 清华大学土木工程安全与耐久教育部重点实验室, 北京 100084;

3. 清华大学北京市钢与混凝土组合结构工程技术研究中心, 北京 100084; 4. 北京市建筑工程研究院有限责任公司, 北京 100039)

摘 要: 在结构中合理安装自复位屈曲约束支撑可以有效地减少结构损伤和结构残余变形。该文提出了一种新型三套管自复位屈曲约束支撑, 对其滞回性能进行实验研究。通过拟静力试验考察了初始预应力, 芯材管有效横截面积对支撑耗能能力以及控制残余变形效果的影响。采用有限元方法对支撑的滞回性能进行了参数分析, 并通过理论推导给出了支撑的刚度和承载力计算公式。研究结果表明合理设计的三套管自复位屈曲约束支撑具有良好的耗能能力和自复位性能, 有限元分析结果与试验结果吻合较好, 理论推导得到的刚度和承载力计算公式能准确给出支撑滞回曲线上的特征点。

关键词: 自复位屈曲约束支撑; 有限元模拟; 拟静力试验; 滞回性能; 残余变形

中图分类号: TU352.1+1 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2016.06.0499

HYSTERETIC BEHAVIOR OF SELF-CENTERING BUCKLING RESTRAINED BRACES USING THREE STEEL TUBES

WANG Hai-shen¹, PAN Peng², NIE Xin³, LIU Hang⁴

(1. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. Key Laboratory of Civil Engineering Safety and Durability of China Education Ministry, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

3. Beijing Engineering Research Center of Steel and Concrete Composite Structures, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

4. Beijing Building Construction Research Institute Co., Ltd., Beijing 100039, China)

Abstract: Properly installed self-centering buckling restrained braces (SCBRBs) are effective to reduce residual deformation and structural damage of building structures. In this study, an innovative SCBRB using three steel tubes is proposed, and physical tests are conducted to study its hysteretic behavior. The effects of the initial prestress, effective cross-section area of core tube on the energy dissipation and self-centering capacities of the SCBRB are investigated. Parametric study are carried out by using finite element analyses, and the formulas of stiffness and restoring force for the three-tube SCBRB are derived. The research results suggest that the three-tube SCBRBs with appropriate design parameters have satisfactory energy dissipation and self-centering capacities. The results of finite element analysis agree well with the test results, and the formulas of stiffness and restoring force can accurately define the hysteresis curves of the SCBRBs.

Key words: self-centering buckling restrained brace (SCBRB); finite element analysis; quasi-static test; hysteretic behavior; residual deformation

收稿日期: 2016-06-29; 修改日期: 2017-04-05

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51578314, 51422809); 北京市自然科学基金项目(8162019)

通讯作者: 潘 鹏(1976—), 男, 湖北黄冈人, 教授, 工学博士, 从事结构工程研究(E-mail: panpeng@mail.tsinghua.edu.cn).

作者简介: 王海深(1991—), 男, 河北泊头人, 硕士生, 从事结构工程研究(E-mail: wanghs15@mails.tsinghua.edu.cn);

聂 鑫(1985—), 男, 湖南衡阳人, 助理研究员, 工学博士, 主要从事组合结构及桥梁工程研究(E-mail: xinnie@mail.tsinghua.edu.cn);

刘 航(1971—), 男, 湖南醴陵人, 教授级高工, 工学博士, 技术总监, 主要从事既有建筑加固、预应力结构研究

(E-mail: liuhang71@sina.com).

传统的地震抗侧力结构体系,为使结构能够抵御地震不至于倒塌损害生命安全,强调结构的延性设计,通过结构构件的屈服机制耗散地震能量。然而由于通过结构构件的塑性变形耗能,地震后结构产生较大的残余变形,导致修复难度和费用都大大提升。随着经济社会的发展,提高城市震后功能快速恢复的能力成为人们关注的重点^[1]。因此如何在地震中有效控制结构损伤,减小结构残余变形,缩短震后建筑功能恢复需要的时间,成为亟待解决的问题。

设计合理的屈曲约束支撑具有良好稳定的耗能能力和拉压性能的对称性,可显著提高建筑结构的抗侧刚度和延性,近年来在国内外实际工程中得到广泛应用^[2-4],但屈曲约束支撑并不能解决结构地震后残余变形的问题^[5-7]。自复位耗能(SCED)支撑同时具备耗能能力和自复位能力,可以有效控制结构震后残余变形。研究人员对自复位耗能支撑以及其在结构中的应用开展了深入研究。Christopoulos 等^[8]提出了自复位耗能支撑(SCED)的概念,利用预应力筋提供自复位能力,采用摩擦耗能装置进行耗能,设计了自复位耗能支撑并对其进行了实验研究。在此基础上,Chou 等^[9]采用交叉锚固构造,在不改变预应力筋材料的情况下,使自复位耗能支撑的变形的能力增大近两倍。Jeffrey 等^[10]采用望远镜式的构造同样将支撑的变形能力增大了两倍。但上述自复位耗能支撑采用的摩擦型耗能装置可能存在由于压力松弛导致摩擦力减小的问题^[11],其耐久性有待进一步研究。Miller 等^[12]设计了一种利用形状记忆合金同时作为预应力筋和耗能材料的自复位屈曲约束支撑,但其构造复杂且价格昂贵,目前尚难以在实际工程广泛应用。

综上所述,屈曲约束支撑滞回性能稳定,但不具备自复位能力。自复位耗能支撑性能良好,能够有效控制结构残余变形。目前研究的自复位耗能支撑多依靠形状记忆合金或摩擦装置耗散能量,存在成本高或耐久性有待考证等问题。本文提出了一种三套管自复位屈曲约束支撑,性能稳定且成本较低。通过拟静力试验研究了其滞回性能,对其芯材管有效横截面积,及初始预应力大小两个关键参数^[13]进行了试验研究,并通过有限元模拟进行了参数分析。通过理论推导提出了支撑刚度和承载力的设计方法。

1 三套管自复位屈曲约束支撑的结构

三套管自复位屈曲约束支撑的结构简图如图 1 所示,构件主要由内中外三层套管,传力挡板与十字板,活动挡板及预应力钢绞线构成。在支撑 S 端,S 十字板和 S 传力挡板与内套管焊接,在支撑 N 端,N 十字板与 N 传力挡板与外套管焊接。十字板通过传力挡板控制内外套管的相对运动;芯材管需进行局部开槽削弱处理,并在 S 端与内套管及 S 十字板焊接,在 N 端与外套管内壁焊接;对预应力钢绞线施加初始预应力并分别锚固在 S、N 活动挡板上。内套管与外套管约束芯材管受压屈曲,构成屈曲约束支撑耗能体系。内套管与外套管在外荷载作用下的相对错动,导致支撑中 S 与 N 活动挡板间的距离增加,预应力钢绞线随之伸长;当卸掉荷载后,预应力钢绞线主动收缩,使得活动挡板间距离缩短,直至支撑恢复初始状态,由此构成自复位体系。两体系协同工作,实现了自复位屈曲约束支撑。此新型支撑完全采用钢材,预应力索采用结构常用预应力钢绞线,降低了造价和构造复杂程度。

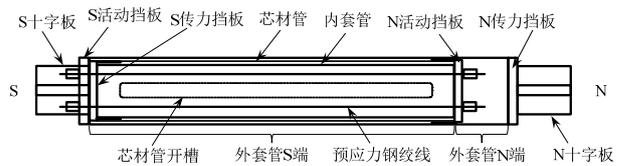


图 1 三套管自复位屈曲约束支撑示意图

Fig.1 Sketch of three-tube self-centering buckling restrained brace

2 试验方案

对三套管自复位屈曲约束支撑开展了试验研究,主要考察芯材管有效横截面积和初始预应力大小对支撑性能的影响。设计了 3 个三套管自复位屈曲约束支撑试件(S1~S3),所有试件的长度均为 3.3 m,采用 4 根公称直径 15.2 mm,屈服强度 1860 MPa 的预应力钢绞线提供预应力,所有钢管均采用无缝钢管,外径分别为 140 mm、159 mm、180 mm;壁厚相应为 6 mm、8 mm、8 mm;通过材性试验获得截面屈服强度分别为 555 MPa、466 MPa 和 375 MPa。通过试件对比,考察不同的芯材管削弱后有效横截面积,初始预应力大小对于三套管自复位屈曲约束支撑力学性能的影响,具体试验参数见表 1。

S1 为此次试验的标准试件，芯材管开 4 个通长槽，每个槽 2 m，沿轴线方向居中布置，每个槽的环向弧度为 45°，4 个槽相当于将芯材管截面削弱了 50%，削弱后芯材管有效横截面积为 1897.5 mm²，钢绞线初始预应力为单根 100 kN。S2 的开槽个数与标准试件相同，将初始预应力值增加到 150 kN；S3 在标准试件的基础上，将芯材管开槽个数改为 2 个，即将芯材管截面削弱了 25%，削弱后芯材管有效横截面积为 2846.3 mm²，初始预应力值与 S1 相同。

表 1 试件主要参数表

Table 1 Major parameters of specimens

试件编号	单根钢绞线初始预应力/kN	开槽(45°)个数	削弱后芯材管截面积/mm ²	开槽长度/m
S1	100	4	1897.5	2
S2	150	4	1897.5	2
S3	100	2	2846.3	2

加载装置如图 2(a)所示，采用水平放置的伺服加载作动器和反力架进行加载。通过在支撑两端布置拉丝和位移计，可以测得支撑变形。作动器的力传感器可以测得支撑恢复力。如图 2(b)所示，在预应力钢绞线的锚固点放置力传感器，实时记录预应力钢绞线的拉力随支撑变形的变化。本次试验采用位移控制的拟静力加载方式，加载幅值为 3.38 mm、6.76 mm、11.27 mm、16.9 mm、22.5 mm 和 33.8 mm，分别对应支撑长度的 1/1000、1/500、1/300、1/200、1/150 和 1/100，在每个加载幅值下循环三圈。



(a) 加载装置



(b) 力传感器

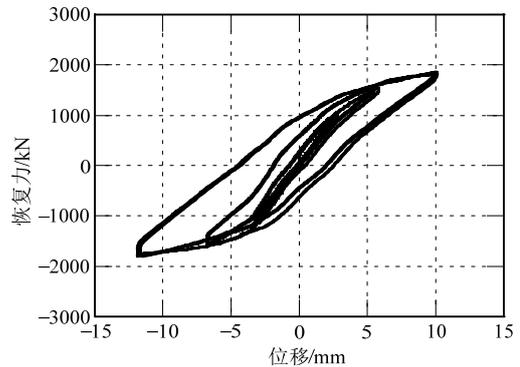
图 2 加载装置及力传感器

Fig.2 Loading plan and installation of load cell

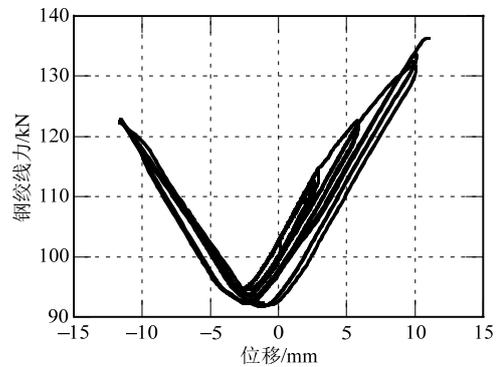
3 试验结果

图 3(a)给出了 S1 的滞回曲线，在 11.27 mm 位移幅值峰值下，峰值承载力约为 1800 kN。曲线显示：三套管自复位屈曲约束支撑在加载初始阶段刚度较大，自复位效果较为显著；随着位移幅值的增大，自复位效果有所减弱。从整体情况看，支撑的自复位效果并不显著，但受拉工况的自复位效果好于受压工况。

图 3(b)显示单根预应力钢绞线的拉力随着加载进程的变化。曲线显示：在支撑受拉或者受压时，预应力钢绞线拉力均增大，体现出 V 字型特征，实现了自复位系统的基本机制，初始预应力随着加载幅值的增大，有所损失，但仍保持弹性，对称点偏于受压方向 2 mm 左右，体现了受压过程中，由于内套管受压弹性变形缩短，触发预应力伸长机制需要较大的支撑变形；随着加载的进行，初始预应力有所损失，主要是锚固端预应力损失导致。S1 最终在 N 端(参考图 1)传力挡板与套筒焊接处由于焊缝强度不足发生断裂破坏，如图 4 所示。



(a) S1 滞回曲线



(b) 预应力钢绞线力变化曲线

图 3 S1 的预应力变化曲线与滞回曲线

Fig.3 Deformation mode and hysteresis curve of S1



图4 S1的破坏模式
Fig.4 Failure mode of S1

图5对比了其他试件与标准试件的滞回曲线，由于标准试件仅加载到 11.27 mm，因此 S2、S3 试件对比滞回曲线也选取 11.27 mm 的部分进行对比分析。S2 增加单根钢绞线初始预应力为 150 kN，支撑受压时自复位能力较标准试件有所提高，但不明显；原因主要是由于初始预应力的增大，卸载过程中芯材管受钢绞线的作用力也变大，从而自复位效果提高，但由于芯材管材料超强，初始预应力相对较小，所以自复位效果提升并不显著，且无法达到完全自复位。S2 最终在外套管 N 端与芯材管焊接处断裂，外套管 S 端鼓胀明显，如图 6 所示。S3 的破坏模式与 S2 类似，最终在 S 端十字板与端板连接处发生焊缝断裂，且外套管 S 端为出现明显的



图6 S2的外套管鼓胀现象
Fig.6 Outer tube bulging of S2

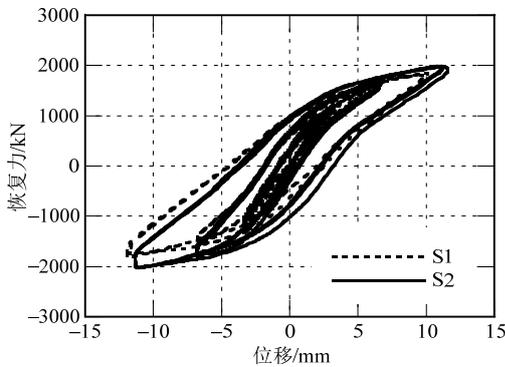
鼓胀。S3 的芯材管截面仅削弱 25%，因此，在同等变形下 S3 的承载力有所提高，但其自复位能力相应减弱。

实验结果表明：本试件基本上实现了其设计功能，但自复位效果不显著。三套管自复位屈曲约束支撑初始刚度大，自复位能力随着初始预应力的增大而增大，承载力随着芯材管横截面积的增大而增大。支撑并未达到理想的自复位效果的原因主要有以下几点原因：1) 芯材管钢材屈服强度大，使得初始预应力值相对较小，无法达到完全自复位效果；2) 外套管刚度不足，在试验过程中进入塑性，影响支撑自复位功能的实现；3) 焊缝加工强度不足，导致试件提前破坏。

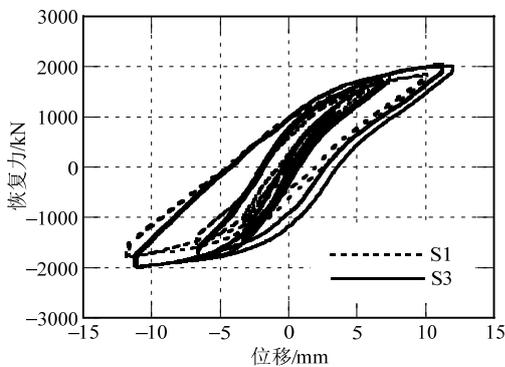
4 有限元分析

为了弥补试件数量的不足及设计的缺陷，在大型通用有限元软件 ABAQUS 中建立了该三套管自复位屈曲约束支撑的有限元模型并进行参数分析。图 7 为有限元模型轴向剖面图，有限元模型中钢套管、挡板采用 S4R 壳单元；预应力钢绞线采用 B31 梁单元；钢材本构选用 ABAQUS 自带的金属循环硬化本构。本次分析采用的钢材，弹性模量 200 GPa，泊松比 0.3，采用相应各管的材性试验数据定义屈服强度，简化为双线性模型；预应力钢绞线弹性模量 195 GPa。对预应力钢绞线采用降温法施加预应力，位移加载前，通过给钢材降温处理，使钢材收缩，从而产生预应力。为了突出受力机理，减少计算工作量并保证有限元计算的收敛性，有限元模型中约束了构件管壁接触部位除轴力以外方向的自由度。

有限元分析得到的滞回曲线与试验得到的滞回曲线对比如图 8 所示。从图中可以看出，该模型可以较好地模拟自复位屈曲约束支撑的滞回性能，具有良好的精度。



(a) S1 与 S2 滞回曲线对比



(b) S1 与 S3 滞回曲线对比

图5 S2-S3的滞回曲线与S1的对比

Fig.5 Comparison of hysteresis curves of S2-S3 to S1

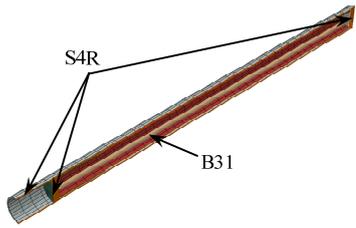
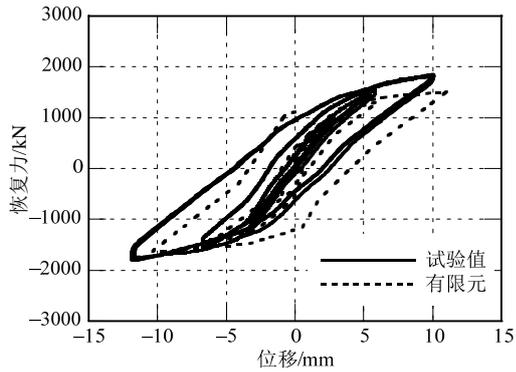
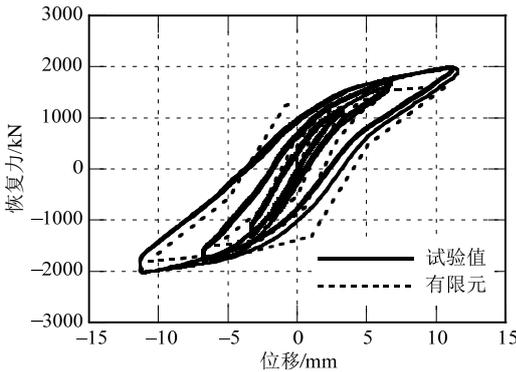


图 7 自复位屈曲约束支撑有限元模型
Fig.7 Finite element model of three tube self-centering buckling restrained brace



(a) S1



(b) S2

图 8 有限元与试验滞回曲线对比

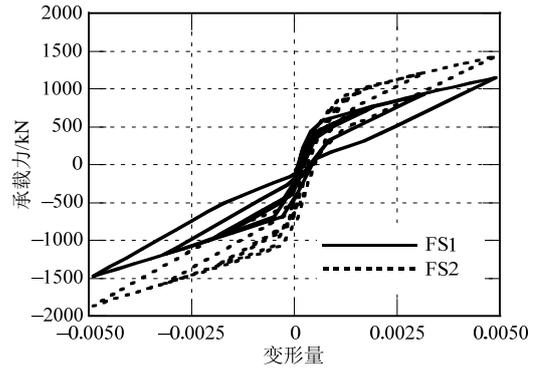
Fig.8 Comparisons of hysteresis curves by finite element analysis and experiment

利用吻合良好的有限元模型, 可以进行芯材管刚度以及初始预应力大小等的参数分析。根据实验结果, 调整实验试件中的套管刚度, 将外套管壁厚增大至 10 mm, 芯材管壁厚减小至 2 mm, 保证除芯材管外其他组件保持弹性, 支撑其他的设计参数见表 2。有限元模型滞回曲线对比见图 9。

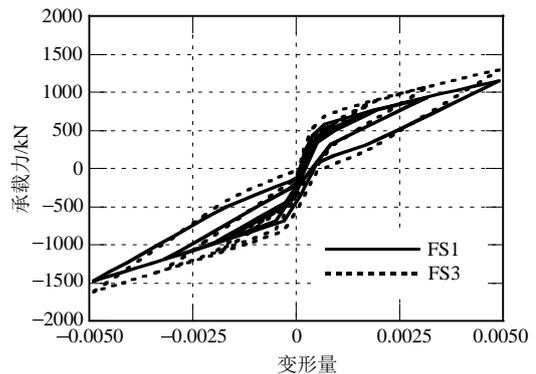
表 2 有限元模型试件主要参数表

Table 2 Major parameters of finite element models

试件编号	单根钢绞线初始预应力/kN	芯材管削弱程度	芯材管削弱后截面积/mm ²
FS1	100	50%	493.2
FS2	200	50%	493.2
FS3	100	25%	739.8



(a) FS1 与 FS2 滞回曲线对比



(b) FS1 与 FS3 滞回曲线对比

图 9 滞回曲线对比

Fig.9 Comparisons of finite element analysis hysteresis curve

从图 9 可见, 支撑实现了很好的自复位功能。FS1 与 FS2 对比可得, 初始预应力大的支撑, 1/200 变形范围内承载力较高, 但各变形阶段刚度基本相同。FS1 与 FS3 对比可得, 中套管削弱程度较小的支撑, 整体承载力较高, 各变形阶段刚度也相应较大。

5 理论推导

设计合理的三套管自复位屈曲约束支撑滞回曲线模型如图 10 所示, 分为首次加载和循环加载两阶段^[14], 循环加载呈双旗帜状。首次受拉加载阶段, OA 段三套管同时受力, 支撑整体刚度最大。A 点为脱开点, 此时 N 活动挡板与内套管脱开, S 活动挡板与外套管脱开, 支撑整体刚度下降。AB 段, 芯材管处于弹性阶段。B 点为中套管由弹性进入塑性分界点, 支撑整体刚度再次下降。BC 段, 芯材管处于塑性阶段。C 点为相应加载位移下支撑的最大承载力点。CD 段为卸载弹性阶段。D 点为芯材管由弹性阶段进入受压塑性阶段分界点。DE 段, 芯材管处于塑性阶段, 直至闭合。循环加载阶段, 支撑在活动挡板与套管脱开后, 芯材管已进入塑性

阶段, 因此不再有首次加载的 AB 弹性段, 其他特征点与首次加载阶段基本相同。三套管自复位屈曲约束支撑设计阶段已知量见表 3。

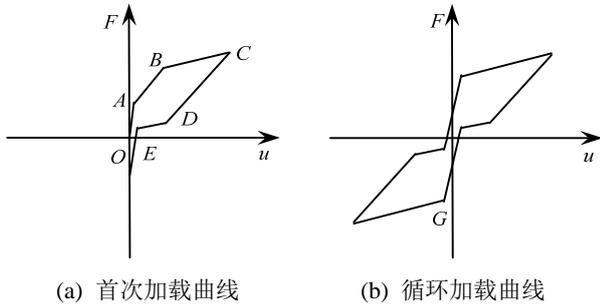


图 10 双旗帜型滞回曲线

Fig.10 Double-flag hysteresis curves

表 3 设计阶段参数表

Table 3 Design parameters

组件	长度	截面刚度	极限强度	其他
外套管	$L_o(L_{oN}, L_{oS})$	$K_o(K_{oN}, K_{oS})$	F_{oe_max}	—
芯材管	L_m	K_{me}, K_{my}	F_{my_max}	Δ_m
内套管	L_i	K_i	F_{ie_max}	—
预应力钢绞线	L_t	K_t	F_{te_max}	F_{tp}

其中: K_{me} 、 K_{my} 分别为芯材管弹性和屈服后截面刚度; F_{my_max} 为芯材管屈服极限强度; F_{oe_max} 、 F_{ie_max} 、 F_{te_max} 分别为各组件弹性极限强度; Δ_m 为芯材管最大弹性应变; F_{tp} 为初始预应力。根据上述已知量, 假设已知支撑最大相对变形量为 Δ , 可以求出图 10 中各特征点。

$$F_A = \frac{F_{tp}}{1 - \frac{K_t}{K_{me} + K_{oS} + K_t + K_i}} \quad (1)$$

$$\Delta_A = \frac{F_A}{K_{in}} \quad (2)$$

$$F_B = K_t \Delta_m + F_{tp} + K_{me} (\Delta_m - \Delta_A) \quad (3)$$

$$\Delta_B = \frac{F_B L_{oN}}{K_{oN} L_o} + \frac{\Delta_m L_m}{L_o} \quad (4)$$

$$F_C = F_B + \frac{L_o (\Delta - \Delta_B)}{\frac{L_{oN}}{K_{oN}} + \frac{L_m}{K_{my} + K_t}} \quad (5)$$

其中:

$$K_{in} = \frac{K_{oN} (K_{me} + K_{oS} + K_t + K_i) L_o}{(K_{me} + K_{oS} + K_t + K_i) L_{oN} + K_{oN} L_{oS}} \quad (6)$$

$$\Delta_{At} = \frac{F_{tp}}{K_{oS} + K_{me} + K_i} \quad (7)$$

CD 段的位移为 AB 段的位移的两倍, 刚度相同, 故可由 C 点得 D 点; E 点位移与 A 点位移相同,

DE 段刚度与 BC 段刚度相同, 因此可由 D 点得 E 点; EG 段刚度与 OA 段刚度相同, 位移为 OA 段两倍, 因此可由 E 点得 G 点, 受压阶段其余各特征点由受拉阶段相应特征点关于 O 点中心对称求得, 在此不列出相应公式。

此外, 三套管自复位屈曲约束支撑在设计时还需满足如下条件:

a) $F_{tp} > F_{my_max}$, 初始预应力保证支撑实现完全自复位;

b) $F_{oe_max} > F_{my_max} + F_{te_max}$, 保证在支撑设计承载力范围内, 外套管不发生屈服;

c) $F_{ie_max} > F_{te_max}$, 保证在支撑设计承载力范围内, 内套管不发生屈服;

d) 芯材管与内外套管之间的间隙控制在 $1 \text{ mm} \sim 1.5 \text{ mm}$ ^[15], 保证屈曲约束的性能, 可填充无粘结材料, 减少摩擦力对支撑性能的影响。

e) 在设计变形范围内, 预应力筋应保持弹性, 保证自复位功能的实现。

采用上述理论模型的计算结果与有限元模型计算结果对比见图 11, 可见理论模型在受拉阶段与有限元模型吻合较好, 理论值受压阶段刚度小于有限元模型的受压阶段, 主要原因是此理论模型的受压阶段是由受拉阶段关于原点中心对称得来, 而实际支撑受压时各个套管均参与受力, 支撑受拉时内套管及外套管 S 端不参与受力, 因此受压各阶段的刚度也更大一些。但总体上有限元结果与理论模型结果吻合较好, 因此可按照理论模型进行支撑设计。

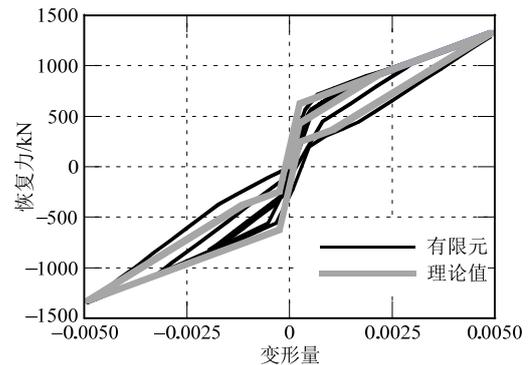


图 11 FS1 有限元与理论滞回曲线对比

Fig.11 Comparison of hysteresis curves by finite element analysis and theoretical calculation

6 结论

本文提出了一种新型的自复位屈曲约束支撑构造, 并设计了 3 个三套管自复位屈曲约束支撑试

件。对自复位屈曲约束支撑的其滞回性能进行了试验研究,分析了自复位屈曲约束支撑的设计参数对于其力学性能的影响。本研究的主要结论如下:

(1) 良好设计的三套管自复位屈曲约束支撑具有较好的自复位和耗能能力,可在变形不超过支撑长度的 1/200 范围内较好工作。但由于受到钢绞线弹性变形能力的限制,支撑的自复位变形能力尚有待提高;

(2) 有限元模型可以较好地模拟三套管自复位屈曲约束支撑的滞回性能,可用于参数分析。

(3) 通过理论推导的方法给出了自复位屈曲约束支撑的设计公式和设计方法。

参考文献:

- [1] 纪晓东, 钱稼茹. 震后功能可快速恢复联肢剪力墙研究[J]. 工程力学, 2015, 32(10): 1—8.
Ji Xiaodong, Qian Jiuru. Study of earthquake-resilient coupled shear walls [J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(10): 1—8. (in Chinese)
- [2] 胡宝琳, 李国强, 孙飞飞. 屈曲约束支撑体系的研究现状及其国内外应用[J]. 四川建筑科学研究, 2007, 33(4): 9—13.
Hu Baolin, Li Guoqiang, Sun Feifei. The current research and application of home and abroad of buckling restrained brace [J]. Sichuan Building Science, 2007, 33(4): 9—13. (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(I)[J]. 建筑钢结构进展, 2005, 7(1): 1—12.
Uang Chia-ming, Nakashima Masayoshi, Lu Ye. The practice and research development of buckling-restrained brace frame (I) [J]. Progress in Steel Building Structures, 2005, 7(1): 1—12. (in Chinese)
- [4] Deng K, Pan P, Nie X, et al. Study of GFRP steel buckling restraint braces [J]. Journal of Composites for Construction, 2015, 19(6): 04015009.
- [5] 薛彦涛, 金林飞, 韩雪, 等. 钢筋混凝土框架屈曲约束支撑试验研究[J]. 建筑结构, 2013, 43(1): 1—4.
Xue Yantao, Jin Linfei, Han Xue, et al. Experimental study on buckling-restrained brace of reinforced concrete frame structure [J]. Building Structure, 2013, 43(1): 1—4. (in Chinese)
- [6] Black C J, Makris 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] 高向宇, 张慧, 杜海燕, 等. 防屈曲支撑恢复力的特点及计算模型研究[J]. 工程力学, 2011, 28(6): 19—28.
Gao Xiangyu, Zhang Hui, Du Haiyan, et al. Study on characterization and modeling of buckling-restrained brace [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(6): 19—28. (in Chinese)
- [8] Christopoulos C, Tremblay R, Kim H J, et al. Self-centering energy dissipative bracing system for the seismic resistance of structures: development and validation [J]. Journal of Structural Engineering, 2008, 134(1): 96—107.
- [9] Chou C C, Chung P T. Development of cross-anchored dual-core self-centering braces for seismic resistance [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 101(10): 19—32.
- [10] Erochko J, Christopoulos C, Tremblay R. Design and testing of an enhanced-elongation telescoping self-centering energy-dissipative brace [J]. Journal of Structural Engineering, 2014, 141(6): 04014163.
- [11] Nassar S A, Alkelani A A. Clamp load loss due to elastic interaction and gasket creep relaxation in bolted joints [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2006, 128(3): 394—401.
- [12] Miller D J, Fahnestock L A, Eatherton M R. Development and experimental validation of a nickel-titanium shape memory alloy self-centering buckling-restrained brace [J]. Engineering Structures, 2012, 40: 288—298.
- [13] 刘璐, 吴斌, 李伟, 等. 自复位防屈曲支撑结构动力位移反应的关键参数[J]. 工程力学, 2016, 33(1): 188—194.
Liu Lu, Wu Bin, Li Wei, et al. Key Parameters of structure with self-centering buckling-restrained braces for seismic analysis [J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(1): 188—194. (in Chinese)
- [14] 曾鹏, 陈泉, 王春林, 等. 全钢自复位屈曲约束支撑理论与数值分析[J]. 土木工程学报, 2013, 46(增刊 1): 19—24.
Zeng Peng, Chen Quan, Wang Chunlin, et al. Theoretical and numerical investigations on an all-steel self-centering buckling-restrained brace [J]. China Civil Engineering Journal, 2013, 46(Suppl 1): 19—24. (in Chinese)
- [15] Deng K, Pan P, Li W, et al. Development of a buckling restrained shear panel damper [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 106: 311—321.