

LYP160 低屈服点钢双沙漏型阻尼器 力学性能试验研究与参数分析

连鸣^{1,2}, 王江¹, 周玉浩¹, 李伟¹

(1. 西安建筑科技大学 土木工程学院, 陕西 西安 710055;
2. 西安建筑科技大学 结构工程与抗震教育部重点实验室, 陕西 西安 710055)

摘要:近年来金属棒体阻尼器因其优越的耗能能力而被广泛运用于结构减震,为进一步提升金属棒体阻尼器的力学性能,文中提出一种由 LYP160 低屈服点钢制作,带有等截面平直段的双沙漏型阻尼器(LYP160-double hourglass shaped steel damper, LYP-DHSD),为研究 LYP-DHSD 在剪切位移下的力学性能,设计了 2 个 LYP-DHSD 试件,通过低周往复加载试验研究了试件的滞回特性和疲劳性能,建立了 LYP-DHSD 的精细化有限元模型,并以沙漏耗能段外径、内径和等截面平直段长度为参数进行了滞回性能参数分析,以进一步研究 LYP-DHSD 在循环剪切位移下的受力模式。研究表明:在循环剪切位移下,LYP-DHSD 能够实现多截面屈服,具有良好的承载力、变形能力和稳定的耗能能力,疲劳性能满足规范要求;改变内径会显著影响结构的承载力、刚度及耗能,增大等截面平直段则会降低 LYP-DHSD 的承载力、刚度和耗能能力;增大内径、外径使材料的利用率先增大后减小,改变等截面平直段长度可以实现对 LYP-DHSD 塑性分布区域的调整;基于文中的分析结果,建议 LYP-DHSD 的内径与外径比值取 0.375~0.625,内径与等截面平直段长度比值取 1~2。
关键词:低屈服点钢;双沙漏型阻尼器;试验研究;参数分析;滞回性能;疲劳性能
中图分类号:TU352.1 **文献标识码:**A

Experimental study and parameter analysis on the mechanical properties of LYP160 low-yield-point steel double hourglass-shaped steel dampers

LIAN Ming^{1,2}, WANG Jiang¹, ZHOU Yuhao¹, LI Wei¹

(1. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China;
2. Key Lab of Structural Engineering and Earthquake Resistance, Ministry of Education (XAUAT), Xi'an 710055, China)

Abstract: In recent years, metallic bar dampers have been widely applied in structural vibration reduction due to their excellent energy dissipation capacity. To further enhance the mechanical performance of metallic bar dampers, this study proposes a double hourglass-shaped damper made of LYP160 low-yield-point steel, featuring a constant cross-section straight segment LYP160-double hourglass shaped steel damper (LYP-DHSD). To investigate the mechanical properties of LYP-DHSD under shear displacement, two LYP-DHSD specimens were designed. The hysteretic characteristics and fatigue performance of the specimens were studied through low-cycle reciprocating loading tests. A refined finite element model of LYP-DHSD was developed, and parameter analysis of the hysteretic performance was conducted with the outer diameter, inner diameter, and length of the constant cross-section straight segment as variables to further explore the stress pattern of LYP-DHSD under cyclic shear displacement. The results show that under cyclic shear displacement, LYP-DHSD achieves multi-section yielding and exhibits

收稿日期: 2023-10-09; 修回日期: 2023-12-05

基金项目: 国家自然科学基金项目(52078411); 陕西省创新能力支撑计划-青年科技新星项目(2022KJXX-47); 陕西省教育厅青年创新团队科研计划项目(22JP041)

作者简介: 连鸣(1987—), 男, 副教授, 博士, 主要从事新型钢结构体系抗震性能与设计方法研究。E-mail: lianming@xauat.edu.cn

excellent load-bearing capacity, deformation ability, and stable energy dissipation performance, with fatigue performance meeting code requirements. Adjusting the inner diameter significantly influences the structure's load-bearing capacity, stiffness, and energy dissipation. Increasing the length of the constant cross-section straight segment reduces the load-bearing capacity, stiffness, and energy dissipation of LYP-DHSD. Additionally, increasing the inner and outer diameters improves material utilization efficiency initially, but it subsequently decreases. Modifying the length of the constant cross-section straight segment allows for adjustments in the plasticity distribution region of LYP-DHSD. Based on the analysis results, it is recommended that the ratio of the inner diameter to the outer diameter of LYP-DHSD be set between 0.375 and 0.625, and the ratio of the inner diameter to the length of the constant cross-section straight segment be set between 1 and 2.

Key words: low-yield-point steel; double hourglass-shaped damper; experimental study; parameter analysis; hysteretic performance; fatigue performance

0 引言

近年来,消能减震技术成为建筑结构抗震加固的主要措施之一^[1],其中金属阻尼器^[2]作为一种被动耗能减震装置具有耗能效果显著、耗能机理明确、工作性能稳定和易于加工等优点被广泛应用于老旧建筑和新建筑的抗震加固^[3]。自 KELLY 等^[4]提出了耗能减震理念以来,已有学者对金属阻尼器开展了广泛的研究,研发了各种形式的金属阻尼器,如钢板阻尼器^[5]、沙漏型金属阻尼器、X形加劲阻尼器^[6]以及开孔阻尼器^[7]等。其中沙漏型阻尼器(hourglass shaped steel damper, HSD)能够在任意方向屈服变形,消耗不同方向的地震能量,为结构在任意方向提供相同的附加刚度和阻尼,使结构具备良好的减震性能。

HSD 首先由 TYLER^[8]提出,该阻尼器由钢底板和单沙漏型钢棒组成。BRIONES 等^[9]对单个铜 HSD 进行了试验研究,证明了该阻尼器具有良好的耗能能力。BAIGUERA 等^[10]提出了不锈钢 HSD,研究结果表明采用不锈钢可显著提升 HSD 的承载力,但疲劳性能不理想。孙威等^[11]通过有限元分析研究了不同钢材对 HSD 耗能能力的影响,结果表明当使用屈服点较低的钢材时,阻尼器的耗能显著提升。周云等^[12]提出了组合式沙漏型阻尼器,阻尼器与连接板采用螺纹连接。此外, GARMEH 等^[13]将 AISI 1020 级碳钢制作的 HSD 作为耗能元件用于一种旋转屈服阻尼器,并对该阻尼器的力学性能进行了有限元分析,提出相关设计建议。目前 HSD 所用钢材主要为普通碳素钢或不锈钢,存在变形能力和疲劳性能不足的缺点。低屈服点钢屈服点低且变化范围小,相较于传统钢材,低屈服点钢具有极强的变形能力,更稳定的滞回耗能能力,更优的疲劳性能^[14-16],因此,采用低屈服点钢制作 HSD 不仅能更容易实现 HSD 先于结构构件屈服,并且可以显著提升 HSD 的耗能能力与疲劳性能。

本文采用 LYP160 低屈服点钢^[17]制作一种带有等截面平直段的双沙漏型阻尼器(LYP160-double hourglass shaped steel damper, LYP-DHSD),由于目前对 LYP-DHSD 循环剪切荷载下力学性能的研究较为匮乏,因此本文对 LYP-HSD 的剪切力学性能开展试验研究,通过对 2 个 LYP-DHSD 试件进行低周往复加载试验,研究循环剪切荷载下 LYP-DHSD 的破坏模式、承载力、延性、耗能与疲劳性能,建立了 LYP-DHSD 的精细有限元模型并以阻尼器的内径、外径和沙漏耗能段等截面平直段长度为参数进行了参数分析,基于分析结果提出了设计建议,以期为该阻尼器的设计和应用提供参考。

1 LYP-HSD 初步设计

现有的棒体阻尼器(图 1)^[11]多为圆柱形或单锥形,本文在单锥形 HSD 的基础上提出一种带有等截面平直段的双沙漏型阻尼器 LYP-DHSD(图 2),当剪切荷载作用于 LYP-DHSD 中间的加力段时,阻尼器的内力分布如图 3 所示,加力段两侧的沙漏型耗能段发生弯曲变形并耗能,由于加力段两侧的棒体中部弯矩为零且相邻区域的弯矩较小,该区域主要承受剪力作用,将该区域设计成等截面柱体平直段,并且柱体平直段内的钢棒满足抗剪和抗弯刚度足够时,柱体平直段在阻尼器受力时处于弹性状态,从而使阻尼器的塑性耗能区域分布在柱体平直段两侧,因此可以通过调整柱体平直段的分布长度实现控制 LYP-DHSD 的塑性耗能区域。



图 1 棒体阻尼器^[11]
Fig. 1 Bar damper^[11]

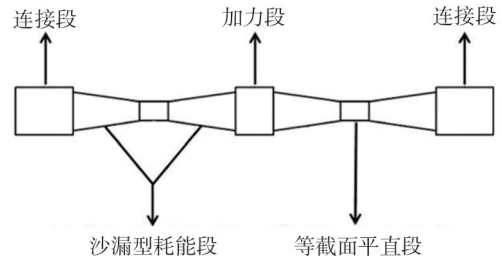


图 2 LYP-DHSD 构造
Fig. 2 LYP-DHSD structure

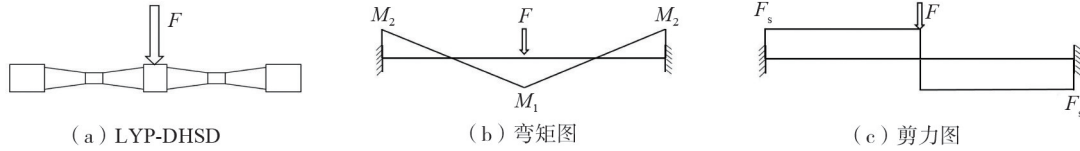


图 3 LYP-DHSD 内力图
Fig. 3 LYP-DHSD internal force diagram

1.1 屈服承载力

由于 LYP-DHSD 的外形设计为轴对称图形,故取半结构进行设计,两端可以看作固定端,半结构内力图见图 4,以沙漏耗能段中心点为坐标原点 O ,阻尼器长度方向为 x 轴建立坐标系。

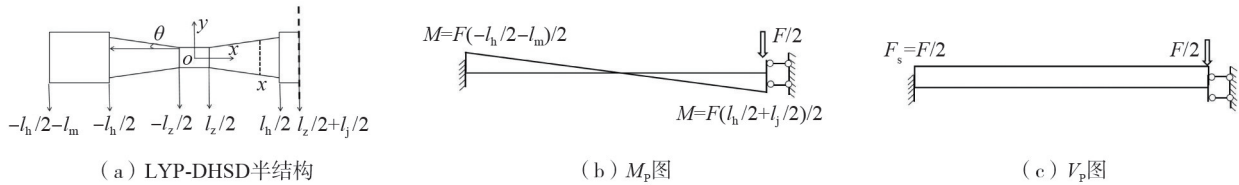


图 4 半结构内力图

Fig. 4 Semi-structural internal force diagram

由弯矩分布图可知各界面边缘处最大受弯正应力为

$$\sigma_{\max} = \frac{M(x)y_{\max}}{I_z} = \frac{M(x)}{W_{ze}} = \frac{F(x)/2}{\pi D^3(x)/16} \tag{1}$$

令式中(1)中的 $\sigma_{\max} = f_y = 160 \text{ N/mm}^2$,并对 $F(x)$ 求导后令 $\frac{\partial F(x)}{\partial x} = 0$ 得到式(2),可以得到 LYP-DHSD 最先发生屈服的截面位置,若求得 x 位于耗能段变截面部分之外,按式(3)进行取值。

$$\text{令 } \frac{\partial F(x)}{\partial x} = \frac{160\pi(6x\theta D^2(x) - D^3(x))}{16x^2} = 0 \Rightarrow x = \frac{D_i}{4\theta} - \frac{l_i}{4} \tag{2}$$

$$x = \begin{cases} \frac{l_i}{2} & -\frac{l_z}{2} < x < \frac{l_z}{2} \\ \frac{D_i}{4\theta} - \frac{l_i}{4} & -\frac{l_h}{2} \leq x \leq -\frac{l_z}{2}, \frac{l_z}{2} \leq x \leq \frac{l_h}{2} \\ \frac{l_n}{2} & x < -\frac{l_h}{2}, x > \frac{l_h}{2} \end{cases} \tag{3}$$

通过以上计算可以得到最先发生屈服的截面位置,由于 LYP-DHSD 从弹性阶段过渡到塑性阶段需经历一个发展过程,阻尼器进入塑性时最先达到屈服应力截面应进入全界面塑性,式(1)变为式(4),得

$$\sigma_{\max} = \frac{M(x)y_{\max}}{I_z} = \frac{M(x)}{W_{zp}} = \frac{M(x)}{FW_{ze}} = \frac{Fx}{1.7\pi D^3(x)/16} = 160 \tag{4}$$

将式(3)代入式(4)即可得到 LYP-DHSD 的屈服荷载 F_y 。

1.2 弹性刚度及屈服位移计算

依据可变形体的虚功原理取 LYP-DHSD 半结构进行受力分析,在加力段施加虚设单位力 1, LYP-DHSD 内力图见图 4。则有:

$$W_1 = W_2 \Rightarrow \frac{1}{2} \Delta \cdot 1 = V_\varepsilon \quad (5)$$

可得:

$$V_\varepsilon = \frac{1}{2} \left[\int_L \frac{M^2(x)}{EI(x)} dx + \int_L \alpha_s \frac{F_s^2(x)}{GA(x)} dx \right] = \frac{4}{2} \left[\int_L \frac{Fx^2(x)}{E\pi D^4(x)/64} dx + \int_L \frac{10}{9} \frac{F/4}{G\pi D^4(x)/4} dx \right] = F(\delta_M + \delta_{F_s}) \quad (6)$$

则 LYP-DHSD 的整体刚度为

$$F = \frac{F}{\Delta} = \frac{1}{\delta_M + \delta_{F_s}} \quad (7)$$

则联立式(7)、式(4)即可得到 LYP-DHSD 的屈服位移:

$$\Delta_y = \frac{F_y}{K} \quad (8)$$

2 试验概况

2.1 试验试件

本文的 LYP-DHSD 试件见图 2, 试件由 LYP160 钢板整体切割并由机床打磨切割而成型, 端部以环型坡口焊的焊接形式与加载装置中端板连接, 加力段是循环荷载作用点。共设计了 2 个 LYP-DHSD 试件, 尺寸见图 5。试件的外径 D_e 、内径 D_i 、沙漏耗能段长 L_h 、连接段长度 L_m 、加载段长度 L_j 以及等截面平直段长度 L_z 参数见表 1, 由单向拉伸试验得到的试件 LYP160 钢材性数据见表 2。

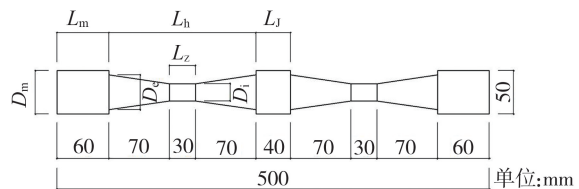


图 5 试件参数示意

Fig. 5 Schematic diagram of specimen parameters

表 1 试件主要参数

Table 1 Main parameters of specimens

试件编号	D_e /mm	D_i /mm	L_h /mm	L_m /mm	L_j /mm	L_z /mm	端部连接方式	加载制度
LYP-A-1	40	20	170	60	40	30	焊接	滞回
LYP-A-2	40	20	170	60	40	30	焊接	疲劳

表 2 LYP160 钢材性数据

Table 2 Material properties of LYP160 steel

试件编号	厚度 t /mm	弹性模量 E /MPa	屈服强度 f_y /MPa	抗拉强度 f_u /MPa	伸长率/%
1	4.970	1.964	138.267	263.126	54.6
2	4.970	2.002	137.909	263.354	54.2
3	4.970	1.952	136.947	263.226	55.6
4	4.980	2.106	139.100	264.370	55.3
5	4.990	1.959	135.543	263.060	55.4
6	5.000	2.028	142.396	262.091	54.7
平均值	4.980	2.018	138.360	263.205	54.9

2.2 试验加载装置及加载制度

采用 MTS-250 kN 电液伺服疲劳试验机对 LYP-DHSD 试件施加低周往复剪切荷载, 试件加载装置见图 6。加载装置包括厚 20 mm 的底支座夹持钢板; 加劲肋; 底板以及焊接在底板上的端板; 连接板是锚固 LYP-DHSD 的连接板; 加载板四周焊接加劲肋, 中间预留比 LYP-DHSD 加载段大 1 mm 的孔道; 阻尼器试件被安放在上部, 连接板与端板通过 M24 高强度螺栓连接; 带螺纹拉杆穿过两端端板, 用螺栓固定; 底板加强角用于提升装置整体刚度; 挡板被安装在上部加载板, 以提供平面外转动约束; 通过夹持加载装置的上下钢板实现对 LYP-DHSD 的剪切位移加载。试验采用位移控制的加载方式, 首先对试件 LYP-A-1 进行滞回加

载,加载位移从 0 mm 开始,每级增加 2 mm 并循环 3 圈,依次递增直至试件破坏见图 7(a);对试件 LYP-A-2 进行疲劳加载,在设计位移 22 mm 下循环 30 次以考察试件的疲劳性能见图 7(b)。

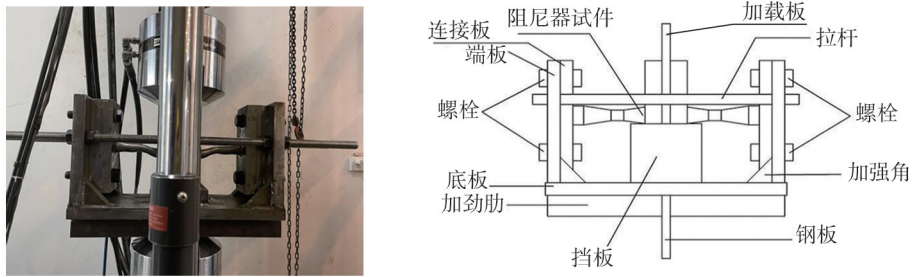


图 6 加载装置

Fig. 6 Loading device

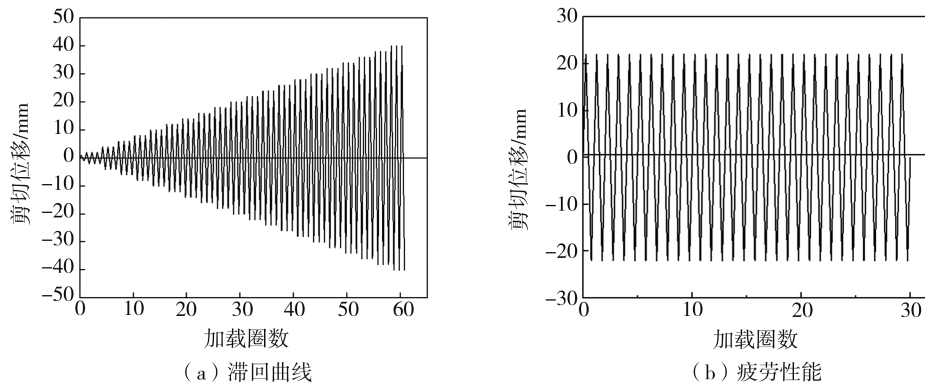


图 7 加载制度

Fig. 7 Loading system

3 试验结果及其分析

试件 LYP-A-1 和 LYP-A-2 在循环剪切位移作用下的试验现象见表 3 和图 8,由于低周疲劳加载过程中试件未发生明显破坏,因此未给出相应的试验现象照片。

表 3 试验现象

Table 3 Experimental phenomenon

试件编号	加载位移 Δ /mm	主要试验现象
LYP-A-1	小于 24	加载段两侧的钢棒变形对称且较为均匀
	30	加载段两侧的钢棒变形开始不对称,且两侧钢棒的上部变截面处均出现细微裂缝
	32	加载段左右两侧的钢棒出现明显的裂缝,试件显著扭转,见图 8(a)和(b)
	38	加载段左右两侧钢棒的裂缝发展过大,承载力下降,停止加载,试件的最终形态见图 8(c)
LYP-A-2	22	沙漏耗能段中部略微径缩(第 5 圈)
		沙漏耗能段中部径缩加大(第 10 圈)
		沙漏耗能段变形不对称逐渐明显,径缩加剧(第 20 圈) 沙漏耗能段变形开始不对称并出现非常细微裂缝(第 30 圈)

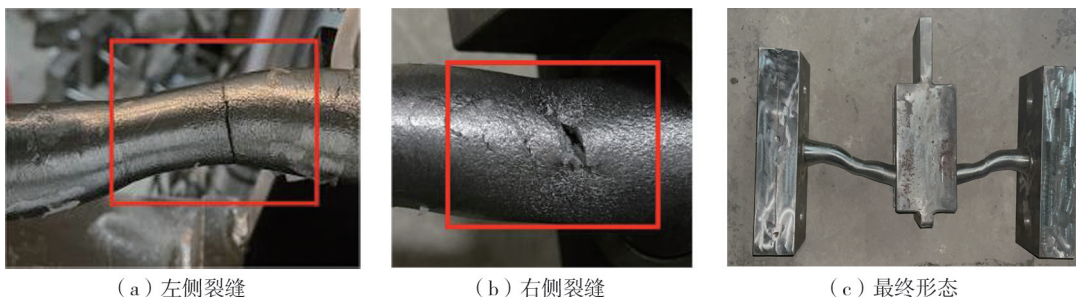


图 8 LYP-A-1 的滞回加载现象

Fig. 8 Hysteretic loading phenomenon of LYP-A-1

通过分析试验现象可以发现,试件 LYP-A-1 的断裂破坏位置均发生在变截面段或过渡连接处,见图 9,破坏时阻尼器的耗能段已经产生充分的塑性变形,在变截面处以及端部连接处出现多处裂缝,说明阻尼器实现了多截面屈服,塑性分布更广泛、更均匀。试件 LYP-A-1 开始出现裂缝时的剪切位移分别为 32 mm。

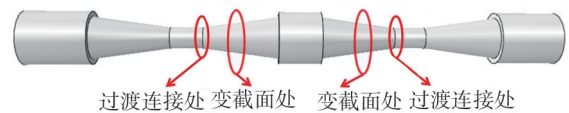


图 9 LYP-DHSD 的破坏位置

Fig. 9 Failure location of LYP-DHSD

试件 LYP-A-1 的滞回曲线和骨架曲线如图 10(a)、(b)所示。可以看出试件 LYP-A-1 的滞回曲线总体上比较饱满、稳定,直至最终破坏之前试件的承载力几乎没有下降,表明阻尼器具有良好的承载能力;由于加载装置中的加载板孔洞与阻尼器中间加载段存在间隙以方便安装阻尼器,该间隙使滞回环出现了滑移段;因为 LYP160 钢的循环硬化特点^[17],使滞回环出现一定程度的先捏缩后二次强化现象。由骨架曲线可以看出骨架曲线呈 S 形,试件在屈服后骨架曲线继续上升且仅在最后两加载级出现承载力下降,说明 LYP-DHSD 具有良好的承载力和变形能力,表现出较好的延性。

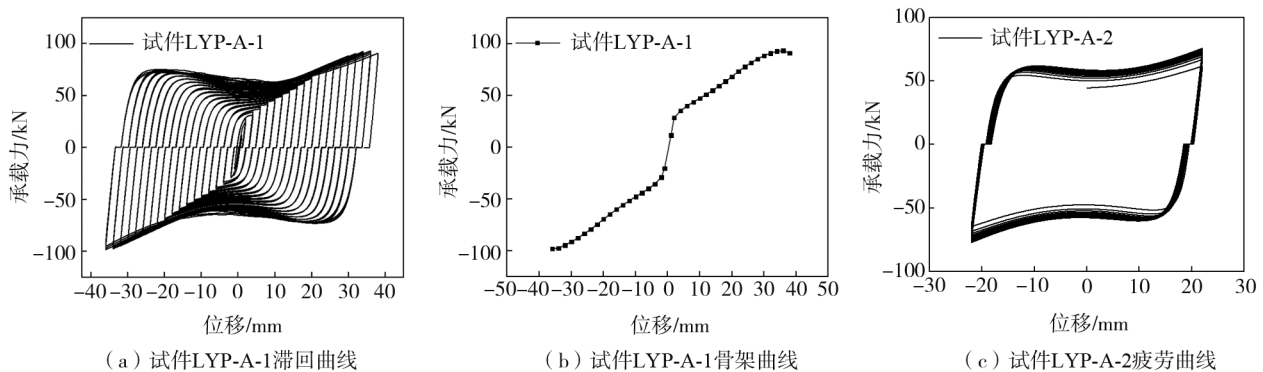


图 10 试验曲线

Fig. 10 Experimental curves

根据 JGJ 297—2013《建筑消能减震技术规程》^[18]对位移相关型阻尼器的规定,在阻尼器设计位移幅值下往复循环 30 次后,其主要设计指标误差和衰减量不应超过 15%,且不应有明显的低周疲劳现象。试件 LYP-A-2 在设计位移(22 mm)下的疲劳测试结果见图 10(c)。由图可见,试件 LYP-A-2 在设计位移下循环加载 30 次后,承载力没有下降,滞回环基本重合。试件 LYP-A-2 在疲劳加载过程中各圈的阻尼力见表 4。由表可知,试件各圈阻尼力与平均值最大误差小于 15%。因此,LYP-DHSD 满足规范对阻尼器疲劳性能的要求。

表 4 试件 LYP-A-2 疲劳测试阻尼力

Table 4 Fatigue test damping force of specimen LYP-A-2

加载方向	正向				负向			
	最大阻尼力 /kN	与平均值误差/%	最小阻尼力 /kN	与平均值误差/%	最大阻尼力 /kN	与平均值误差/%	最小阻尼力 /kN	与平均值误差/%
性能指标	74.19	3.1	70.07	-2.6	-74.64	-1.7	-77.33	1.8

4 有限元分析模型建立及验证

4.1 有限元模型建立

在 ABAQUS 中采用 C3D8R 实体单元建立 LYP-DHSD 试件的精细化有限元模型,整个有限元模型分为两部分,即 LYP-DHSD 与加载装置,如图 11 所示。为提高模型计算效率,简化端部约束和加载端,焊接连接约束连接段各个方向的自由度,如图 11(b)所示。建立中部加载段处的加载板,并在加载板施加循环往复剪切位移。由于试验过程中 LYP-DHSD 的塑性变形较大而加载装置处于弹性,因此 LYP-DHSD 和加载装置的网格尺寸分别为 4、8 mm,网格划分如图 12 所示。LYP-DHSD 与中间加载板之间的接触类型采用面-面接触,为了与试验加载条件一致,有限元模型中阻尼器的加载段与加载板中间留有 0.6 mm 间隙,在中部加载板上耦合一个参考点,将低周往复剪切位移施加于参考点上,加载点在加载方向可以自由运动,其他方向自由

度均被约束。考虑到加载装置在试验过程中处于弹性状态,故 Q355 钢仅考虑弹性,LYP160 钢采用混合强化模型以更准确模拟低屈服点钢的非线性行为^[19-20],具体数据如表 5 所示。

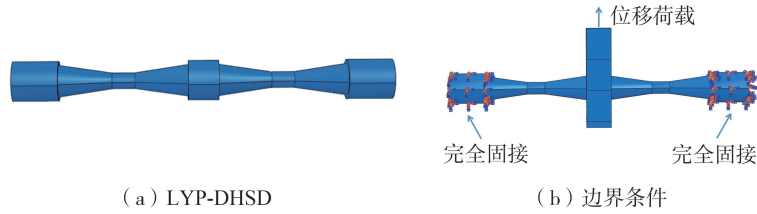


图 11 LYP-DHSD 有限元模型

Fig. 11 Finite element model of LYP-DHSD

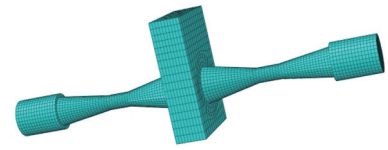


图 12 有限元模型网格划分图

Fig. 12 Mesh division diagram of the finite element model

表 5 LYP160 钢 Chaboche 混合强化模型参数

Table 5 Parameters of the Chaboche mixed hardening model for LYP160 steel

钢材类型	σ_{l_0}	Q_∞	b	C_1	γ_1	C_2	γ_2	C_3	γ_3	C_4	γ_4
LYP160	130	10	10	3.13	0.12	8 542.9	1 645.6	6 399.6	245.95	7.789	0.2

注: σ_{l_0} 为等效塑性应变为零时的应力; Q_∞ 为屈服面的最大变化值; b 为屈服面大小随塑性应变增加的变化率; $C_1 \sim C_4$ 、 $\gamma_1 \sim \gamma_4$ 为应力相关的材料待定常数。

4.2 有限元分析与试验结果对比

按照试验的滞回加载制度对试件 LYP-A-1 有限元模型施加循环剪切位移,由有限元计算得到的曲线与试验结果的对比如图 13。有限元计算得到的滞回曲线变化趋势与试验曲线较为接近,但滞回环的捏缩比试验曲线更明显,原因在于试验试件出现裂缝后导致低屈服点钢的循环硬化无法充分发挥,有限元模型由于不考虑断裂,比试验试件更理想,低屈服点钢的循环硬化发挥更充分,因此有限元模型滞回环的捏缩和二次强化现象更明显。有限元计算得到的骨架曲线与试验曲线基本重合,弹性刚度和最大承载力有限元计算值分别比试验值高 1.3%和 1.0%。总体上看,有限元计算得到的曲线与试验曲线较为接近。图 14 为有限元模型等效塑性应变云图与试件破坏形态的对比,有限元与试验结果较为一致。总体上看,有限元分析结果与试验结果较为接近,本文提出的有限元建模方法可用于后续数值分析。

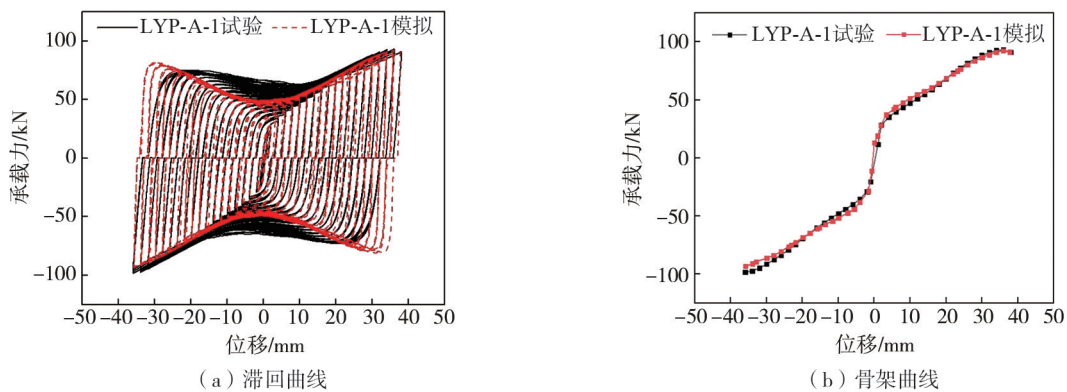


图 13 LYP-A-1 试验与有限元曲线对比

Fig. 13 Comparison of LYP-A-1 test and finite element curves

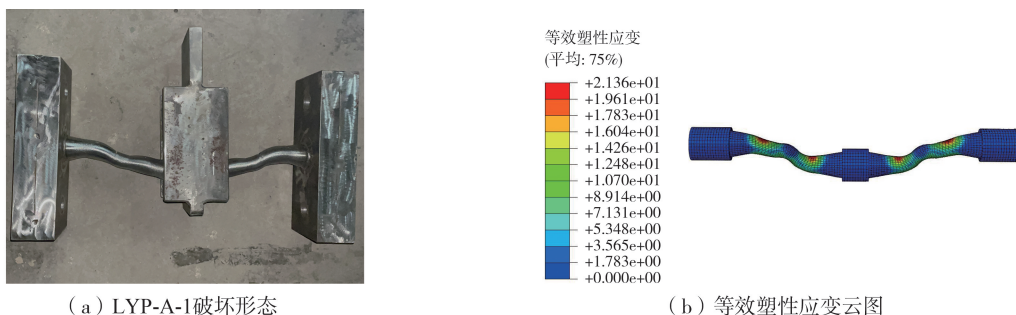


图 14 LYP-A-1 破坏模式对比

Fig. 14 Comparison of the failure mode of LYP-A-1

5 参数分析

5.1 参数选取

以试件 LYP-A-1 有限元模型为基础 (Base 模型), 选择 LYP-DHSD 的外径、内径、等截面平直段为研究参数, 通过与试验相同的滞回加载制度对各模型施加循环剪切位移, 研究以上各参数对 LYP-DHSD 剪切力学性能的影响, 各有限元模型的设计参数见表 6, 其中 D_e 系列模型研究内径的影响, D_i 系列模型研究外径的影响, L_z 系列模型研究沙漏型中部连接段长度的影响。

表 6 LYP-DHSD 有限元模型设计参数

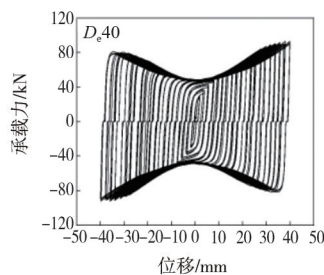
Table 6 Design parameters of the finite element model of LYP-DHSD

设计参数	模型编号	D_e /mm	D_i /mm	L_z /mm	D_i/D_e
D_e	D_e 50	50	20	30	0.40
	D_e 45	45	20	30	0.44
	D_e 40(Base)	40	20	30	0.50
	D_e 35	35	20	30	0.57
	D_e 30	30	20	30	0.67
D_i	D_i 30	40	30	30	0.75
	D_i 25	40	25	30	0.625
	D_i 20(Base)	40	20	30	0.50
	D_i 15	40	15	30	0.375
	D_i 10	40	10	30	0.25
L_z	L_z 50	40	20	50	0.50
	L_z 40	40	20	40	0.50
	L_z 30(Base)	40	20	30	0.50
	L_z 20	40	20	20	0.50
	L_z 10	40	20	10	0.50

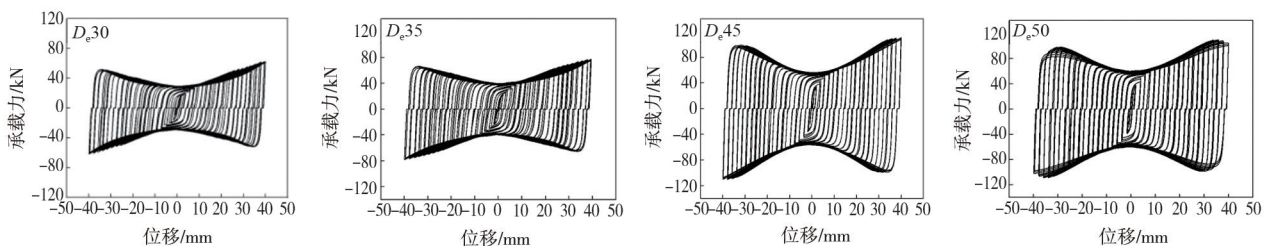
5.2 有限元模型计算结果与分析

5.2.1 滞回曲线

各模型的滞回曲线见图 15, 所有模型的滞回环比较饱满, 表现出较好的耗能能力, 对比各系列模型滞回曲线可以发现: 由于 LYP160 循环硬化的特点, 所有滞回曲线经历了明显的二次硬化现象, 即承载力先降低后增高; 改变各参数对 LYP-DHSD 滞回环的包络面积均有不同程度的影响, 其中改变外径和内径的影响最显著, 滞回环包络面积随阻尼器外径和内径的增大而显著增大, 相较于 D_e 系列模型外径的改变与 D_i 系列模型内径的改变对滞回曲线包络面积的影响, L_z 系列模型中沙漏连接段长度的改变对滞回曲线包络面积影响不大。



(a) Base模型



(b) D_e 系列模型

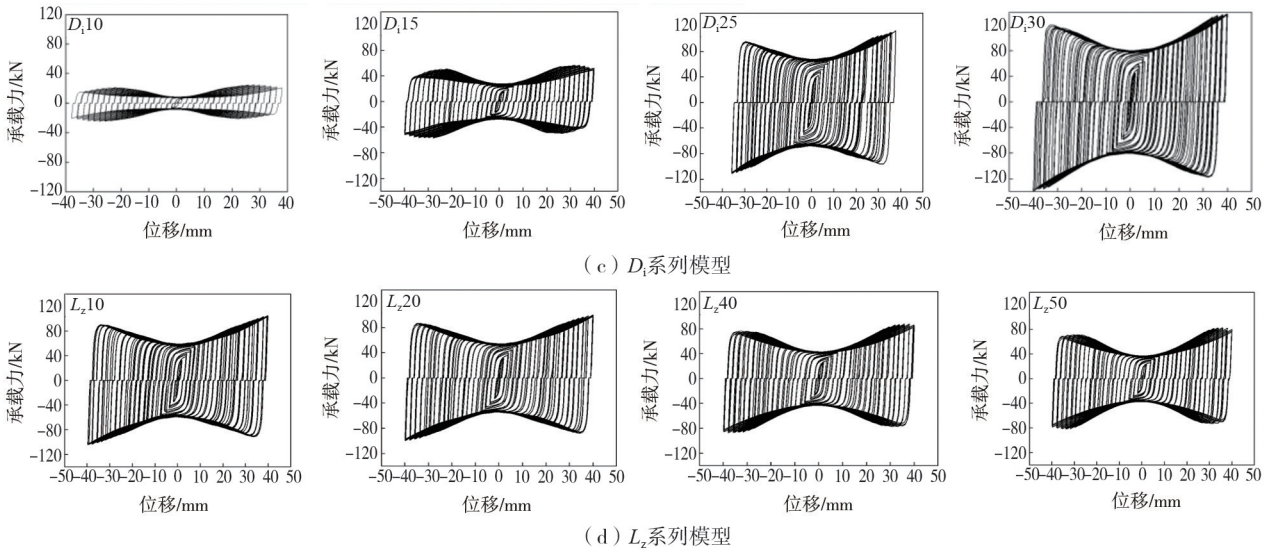


图 15 有限元模型滞回曲线
Fig. 15 Hysteretic curves of the finite element models

5.2.2 骨架曲线

各模型骨架曲线如图 16 所示。由骨架曲线得到的各模型弹性刚度 K_i 、屈服承载力 F_y 和极限承载力 F_u 、屈服位移 Δ_y 、极限位移 Δ_u 、延性 μ 及超强系数 Ω 见表 7。对比可以发现:①增加外径 D_e 和内径 D_i 会显著提升阻尼器的弹性刚度和承载力,其中模型 D_e50 的弹性刚度较模型 D_e30 提升 2.1 倍,模型 D_i30 屈服承载力和极限承载力分别是模型 D_i10 的 7.3 倍和 5.4 倍;②阻尼器的弹性刚度和承载力大致随沙漏段中部长度 L_z 的增大呈减小趋势, L_z50 的弹性刚度与极限承载力相较于 L_z10 下降 37%、20%;③相较于沙漏段中部长度 L_z ,改变阻尼器外径内径对 LYP-DHSD 弹性刚度和承载力的影响更显著;④将极限承载力 F_u 与屈服承载力 F_y 的比值定义为 LYP-DHSD 的超强系数 $\Omega(\Omega = F_u/F_y)$,它衡量了 LYP-DHSD 的抗塑性变形能力,可以发现: Ω 随 D_e 、 D_i 、 L_z 增大而减小,所有模型的平均超强系数为 3.17,表明 LYP-DHSD 具有良好的承载能力。

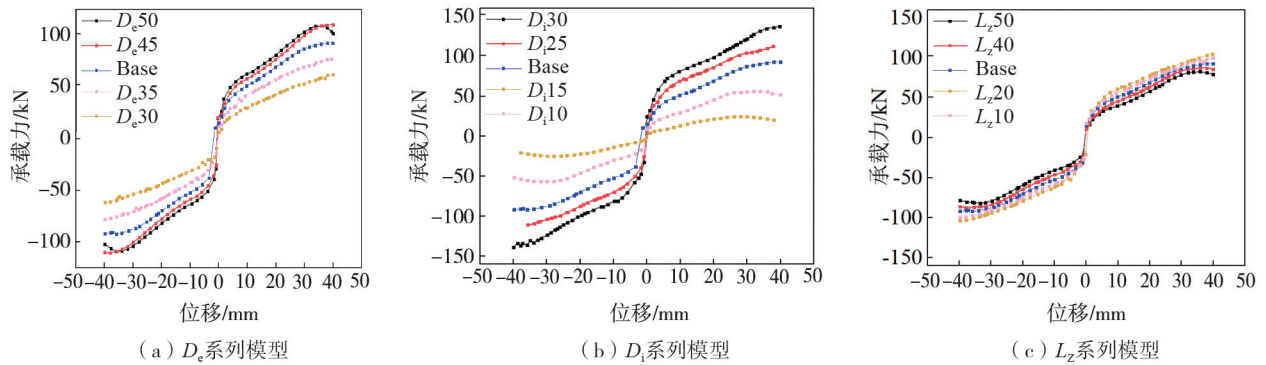


图 16 有限元模型骨架曲线
Fig. 16 Skeleton curves of the finite element models

表 7 各有限元模型骨架曲线特征点性能指标

Table 7 Performance indices of the characteristic points of the skeleton curves of each finite element model

有限元模型	弹性刚度 $K_0/(kN/mm)$	屈服位移 Δ_y/mm	极限位移 Δ_u/mm	屈服承载力 F_y/kN	极限承载力 F_u/kN	延性 $\mu = \Delta_u/\Delta_y$	超强系数 $\Omega = F_u/F_y$
Base	12.95	2.91	37.98	28.92	93.05	13.05	3.21
D_e30	12.11	2.84	37.80	17.78	57.66	13.30	3.24
D_e35	15.59	2.95	35.92	22.93	76.76	12.17	3.34
D_e45	18.84	2.80	37.92	35.80	104.35	13.54	2.91
D_e50	24.76	2.94	35.95	38.88	108.83	12.22	2.79
D_i10	12.11	2.88	31.95	6.46	24.53	11.09	3.79
D_i15	15.61	3.02	35.97	17.19	56.70	11.91	3.29
D_i25	19.62	2.77	37.81	39.69	112.57	13.64	2.83

续表

有限元模型	弹性刚度 $K_0/(kN/mm)$	屈服位移 Δ_y/mm	极限位移 Δ_u/mm	屈服承载力 F_y/kN	极限承载力 F_u/kN	延性 $\mu=\Delta_u/\Delta_y$	超强系数 $\Omega=F_u/F_y$
D_i30	24.76	2.82	37.91	47.39	136.01	13.44	2.87
L_z50	12.24	2.98	37.63	21.89	81.52	12.62	3.72
L_z40	15.54	2.91	37.98	25.62	86.03	13.05	3.35
L_z20	16.95	3.35	37.98	31.87	98.76	11.33	3.09
L_z10	19.53	3.12	37.84	35.92	102.86	12.13	2.86

5.2.3 刚度退化

采用每一级荷载作用下滞回环峰值点的割线刚度 K_j 研究各模型的刚度退化规律, K_j 的计算如式(9)所示:

$$K_j = \sum_{i=1}^n P_j^i / \sum_{i=1}^n \Delta_j^i \quad (9)$$

式中: P_j^i 为第 j 级加载时, 第 i 次循环的峰值点荷载; Δ_j^i 为第 j 级加载时, 第 i 次循环的峰值点荷载; n 为荷载的循环次数。

图 17 为通过式(9)计算得到的各模型刚度退化曲线。由图可知: ①各模型刚度均呈现相同的退化趋势, 在模型刚进入弹塑性阶段时刚度退化幅度较大, 随着加载位移的增加刚度退化速度逐渐减缓; ②改变内径尺寸对 LYP-DHSD 初始刚度影响较大, 随着内径增大, LYP-DHSD 初始刚度增大, 模型 D_i30 的初始刚度是 D_i10 的 6.8 倍; ③改变外径尺寸和等截面平直段长度对 LYP-DHSD 影响不明显, 在 D_e 以及 L_z 系列模型中, 各模型初始刚度变化幅度在 40% 左右, 刚度退化曲线也基本重合。

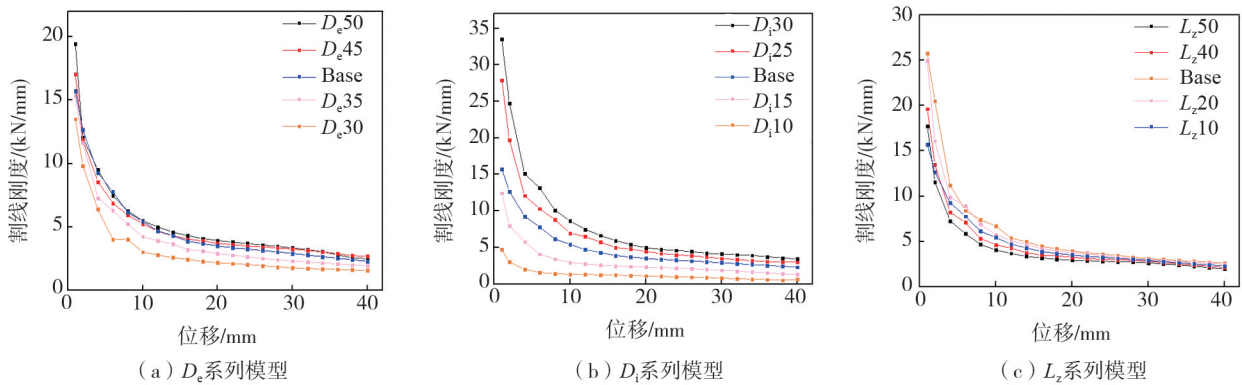
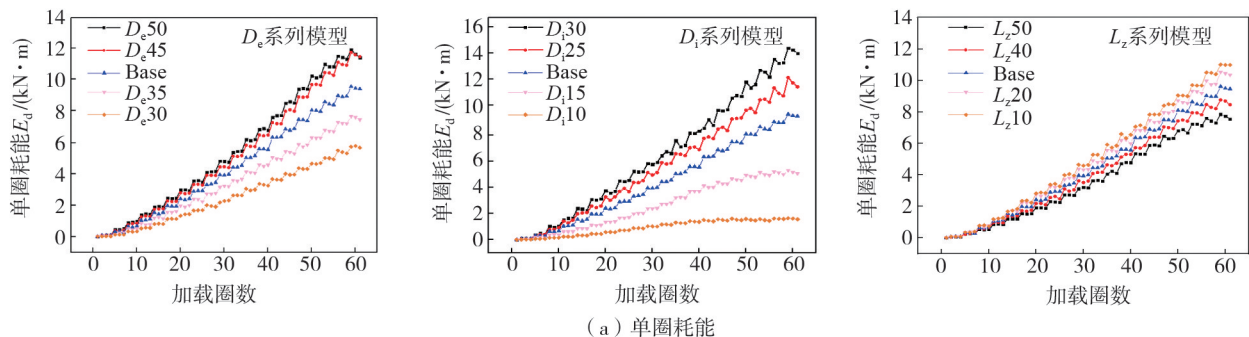


图 17 有限元模型刚度退化

Fig. 17 Stiffness degradation curves of the finite element models

5.2.4 耗能能力

采用等效黏滞阻尼系数和耗能量评价 LYP-DHSD 的耗能能力, 对比图 18 可知: ① D_e 、 D_i 对模型的耗能影响较大, 呈正相关。而 L_z 影响较小, 呈负相关。以 E_c 为例, 模型的累积总耗能量呈现出指数增长的趋势, 其中模型 D_e50 的 E_c 值较模型 D_e30 增长了 107%, 模型 D_i30 的 E_c 值较模型 D_i10 增长了 575%, 模型 L_z50 的 E_c 值则较 L_z10 下降了 27%; ② 模型单圈滞回耗能随着加载圈数的增大而增大, 且呈现出线性增长的趋势, 在最后一圈中, D_e50 的 E_d 相较 D_e30 提升 101%。 D_i30 的 E_d 相较 D_i10 提升了 807%, L_z10 的 E_d 相较 L_z50 提升 46%; ③ 由图 18(c) 可知, D_e 、 L_z 系列模型变化曲线大致相同, 而且最终基本稳定在 0.4 以上, 有着稳定的耗能能力, 而 D_i 系列模型的等效黏滞阻尼系数受改变内径影响较大。总体上看, LYP-DHSD 具有较为稳定的耗能能力。



(a) 单圈耗能

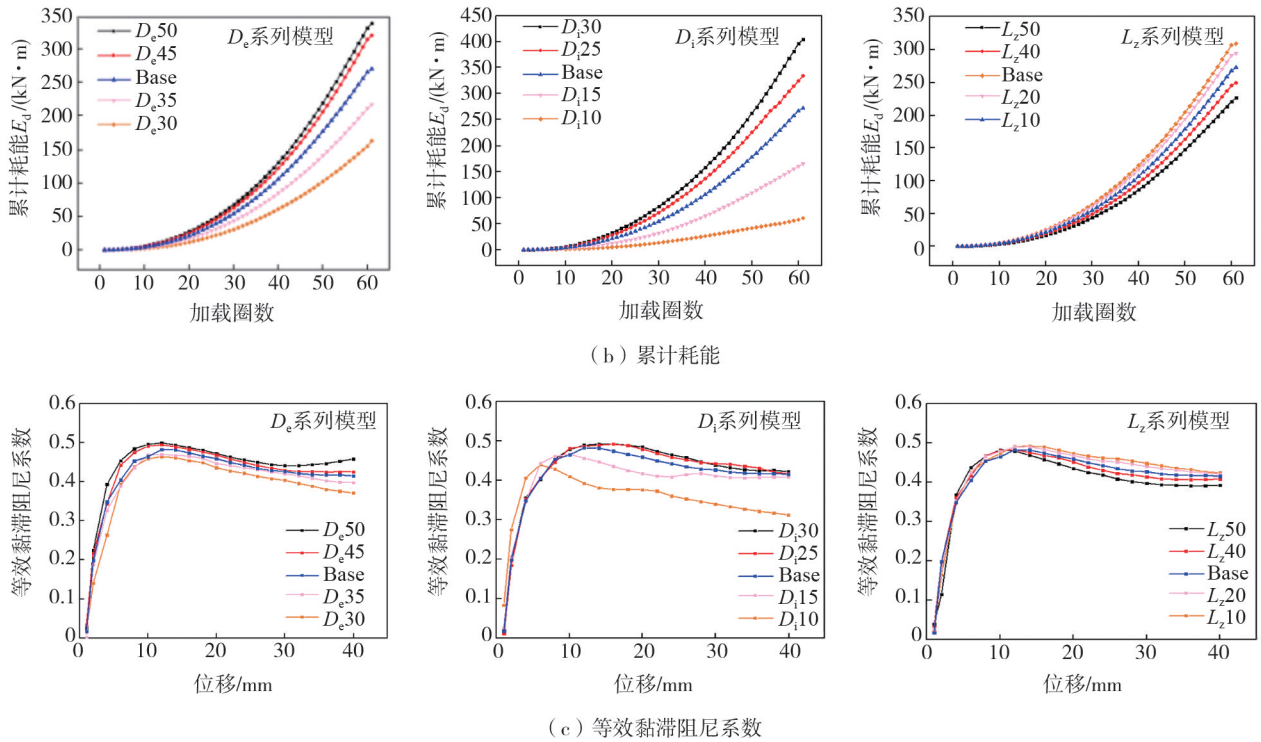
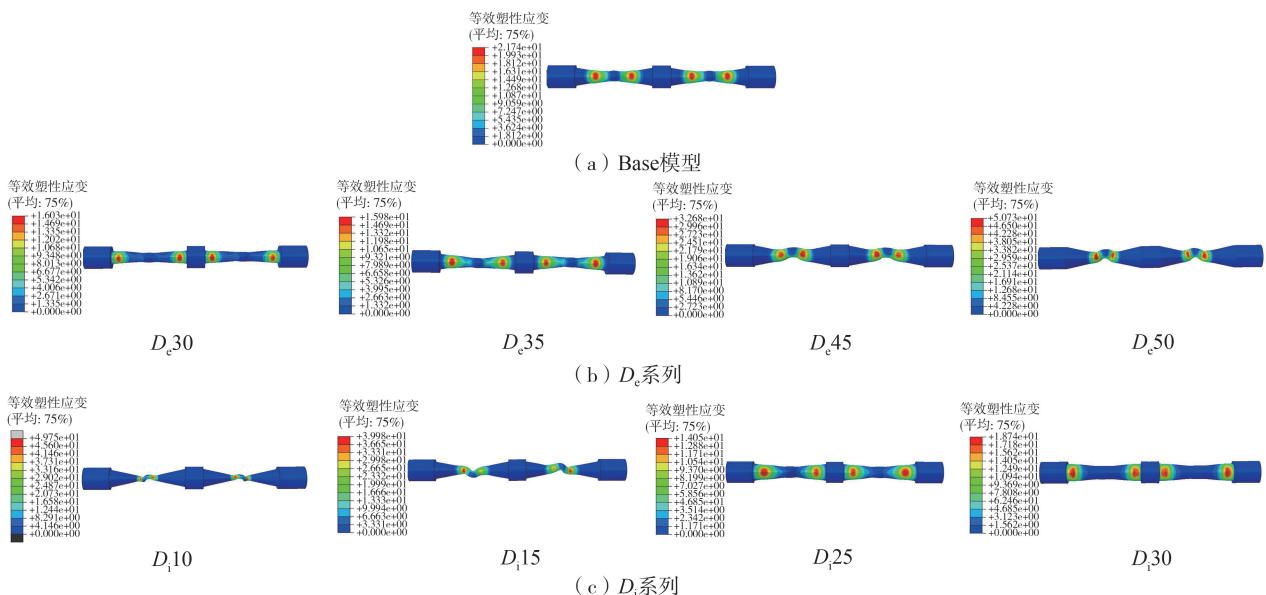


图 18 有限元模型滞回耗能指标对比分析

Fig. 18 Comparative analysis of hysteretic energy dissipation indices of finite element models

5.2.5 耗能段塑性变形能力

各模型的等效塑性应变云图见图 19,由于加载装置为弹性,因此仅分析 LYP-DHSD 的塑性变形。由各模型的等效塑性应变分布云图可知,LYP-DHSD 通过沙漏耗能段发生塑性变形耗散能量;增大 D_e 使塑性变形较大的区域从耗能段端部向中部移动,并且塑性分布区域的大小呈先增大后减小趋势,当 D_e 为 40 mm 时,塑性损伤在阻尼器长度方向分布更广泛,可以使阻尼器整个耗能区域充分地发展塑性和耗能;增大 D_i 使塑性变形较大的区域从耗能段中部向端部移动,塑性分布区分布范围呈先增大后减小趋势,当 D_i 为 20 mm 时,阻尼器的耗能段塑性发展更充分;由于模型的塑性损伤区域主要分布在等截面平直段两侧,因此改变 L_z 取值可以实现对 LYP-DHSD 塑性区域分布位置的调整,此外,由于等截面平直段本身为圆柱形,自身刚度受到其直径(外径 D_i)和长度 L_z 的共同影响,当其抗剪和抗弯刚度不足时,等截面平直段也会发生弯曲从而不利于耗能段的塑性发展。



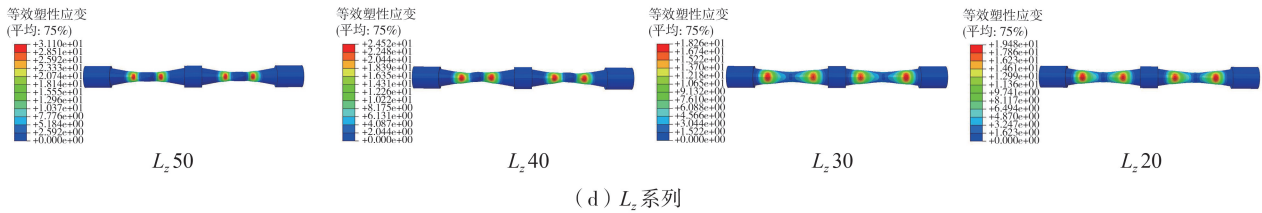


图 19 有限元模型的等效塑性应变分布

Fig. 19 Equivalent plastic strain distribution of the finite element models

综合本文参数分析结果,增大 D_e 和 D_i 可以明显提高 LYP-DHSD 的承载力、刚度和耗能能力,增大 L_z 则反之。变化 D_e 、 D_i 会对塑性损伤在耗能段的分布和塑性发展程度产生显著影响。因此,为保证 LYP-DHSD 在剪切位移下具有良好的滞回耗能能力,基于本文的有限元分析结果,建议 D_i/D_e 取 0.375~0.625。 L_z 作为调节刚度和 LYP-DHSD 塑性区域分布位置的影响参数,由综合本文分析,建议 L_z/D_i 取 1~2。

6 结论

不同于以往的金属棒体阻尼器研究,本文结合低屈服点钢材 LYP160 与锥形钢棒阻尼器,提出了一种带有等截面平直段的双沙漏型阻尼器 LYP-DHSD,并设计了 2 个 LYP-DHSD 试件,通过对 LYP-DHSD 进行滞回加载和疲劳加载,研究了 LYP-DHSD 在循环剪切位移下的破坏模式、承载力、耗能能力和疲劳性能等,在 ABAQUS 中建立了 15 个 LYP-DHSD 的精细化有限元模型,研究外径、内径、等截面平直段长度对 LYP-DHSD 的滞回性能的影响规律,得出如下主要结论:

1) LYP-DHSD 在循环剪切变形作用下滞回曲线饱满稳定,在破坏时承载力几乎没有下降,但由于循环硬化特点,LYP-DHSD 滞回环出现了一定程度的捏缩和二次强化特性,LYP-DHSD 的等效黏滞阻尼系数均随着加载位移的增大而增大,并且在达到设计位移前能够稳定在 0.4 以上,表明 LYP-DHSD 具有稳定和持久的耗能能力,在超出设计位移时,依然具有良好的变形能力和耗能能力。在 30 圈设计位移的疲劳加载过程中,LYP-DHSD 的滞回环几乎重合,LYP-DHSD 各圈阻尼力与平均值最大误差小于 15%,表明 LYP-DHSD 能满足规范的疲劳性能要求。

2) 柱体等截面平直段内的钢棒在满足抗剪和抗弯刚度足够时,等截面平直段在 LYP-DHSD 受力时处于弹性状态,从而使阻尼器的塑性耗能区域分布在柱体平直段两侧,通过改变柱体等截面平直段的长度 L_z 取值可以实现对 LYP-DHSD 塑性区域分布位置的调整,使得阻尼器可以实现多截面屈服,塑性分布更广泛、更均匀,有效避免了阻尼器屈服位置过于集中的问题。

3) 由参数分析可知,增大阻尼器外径 D_e 和内径 D_i 会显著提高 LYP-DHSD 的承载力、刚度与耗能能力,其中内径 D_i 的影响更显著;增大等截面平直段长度 L_z 总体上会降低 LYP-DHSD 剪切力学性能;增大外径 D_e 、内径 D_i 使阻尼器的塑性发展程度先增大后减小。基于本文的参数分析结果,建议 D_i/D_e 取 0.375~0.625, L_z/D_i 取 1~2。

参考文献:

- [1] 周云, 商城豪, 张超. 消能减震技术研究与应用进展[J]. 建筑结构, 2019, 49(19): 33-48.
ZHOU Yun, SHANG Chenghao, ZHANG Chao. Progress in research and application of energy-dissipated technology[J]. Building Structure, 2019, 49(19): 33-48. (in Chinese)
- [2] 王正东, 沈景凤, 丁孙玮. 金属阻尼器的发展现状[J]. 中国水运(下半月), 2019, 19(1): 115-116, 119.
WANG Zhengdong, SHEN Jingfeng, DING Sunwei. Development status of metal damper[J]. China Water Transport, 2019, 19(1): 115-116, 119. (in Chinese)
- [3] 李纯, 刘雨, 戴轶苏, 等. 金属阻尼器在结构抗震加固中的应用技术研究[J]. 江苏建筑, 2022(6): 52-56.
LI Chun, LIU Yu, DAI Yisu, et al. Research on application technology of metal damper in seismic strengthening of structures[J]. Jiangsu Construction, 2022(6): 52-56. (in Chinese)
- [4] KELLY J M, SKINNER R I, HEINE A J. Mechanisms of energy absorption in special devices for use in earthquake resistant structures[J]. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 1972, 5(3): 63-88.

- [5] 陈素芳,郭正兴,郭应征.剪切钢板阻尼器抗震性能研究与工程应用[J].施工技术,2020,49(21):1-6.
CHEN Sufang, GUO Zhengxing, GUO Yingzheng. Anti-seismic behavior and engineering application of steel shear panel damper[J]. Construction Technology, 2020, 49(21): 1-6. (in Chinese)
- [6] 郑宏,全凯,丁双杰.新型弯剪型防屈曲软钢阻尼器的滞回性能研究[J].石家庄铁道大学学报(自然科学版),2017,30(2):11-16,30.
ZHENG Hong, QUAN Kai, DING Shuangjie. The hysteretic behavior research of a new flexural-and-shear buckling-restrained mild steel damper[J]. Journal of Shijiazhuang Tiedao University (Natural Science Edition), 2017, 30(2): 11-16, 30. (in Chinese)
- [7] 王磊,杨明飞,陈宜网,等.环形剪切开孔软钢阻尼器的设计及力学分析[J].工程抗震与加固改造,2021,43(1):101-108.
WANG Lei, YANG Mingfei, CHEN Yiwang, et al. Design and mechanical analysis of annular shear perforated mild steel damper[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2021, 43(1): 101-108. (in Chinese)
- [8] TYLER R G. Preliminary tests on an energy absorbing element for braced structures under earthquake loading[J]. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 1983, 16(3): 201-212.
- [9] BRIONES B, LLERA J C D L. Analysis, design and testing of an hourglass-shaped copper energy dissipation device[J]. Engineering Structures, 2014, 79: 309-321.
- [10] BAIGUERA M, VASDRAVELLIS G, KARAVASILIS T L. 11.21: Experimental evaluation and explicit fracture simulations of stainless steel seismic dampers[J]. Ce/papers, 2017, 1(2/3): 3003-3012.
- [11] 孙威,付腾燕,居理宏,等.阵列型金属阻尼器钢棒耗能元件设计与性能研究[J].建筑科学与工程学报,2018,35(5):225-232.
SUN Wei, FU Tengyan, JU Lihong, et al. Steel rod energy dissipating element design and performance research of array type metal damper[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2018, 35(5): 225-232. (in Chinese)
- [12] 周云,黄慧敏,朱勇.组合式双圆锥耗能器的设计与性能模拟分析[J].振动与冲击,2012,31(1):131-139.
ZHOU Yun, HUANG Huimin, ZHU Yong. Design and FE Analysis for an assembled biconical energy dissipator (BED)[J]. Journal of Vibration and Shock, 2012, 31(1): 131-139. (in Chinese)
- [13] GARMEH V, AKBARPOUR A, ADIBRAMEZANI M, et al. Introducing and numerical study of an innovative rotational damper with replaceable hourglass steel pins[J]. Structures, 2021, 33: 2019-2035.
- [14] 施刚,王珣,高阳,等.国产低屈服点钢材循环加载试验研究[J].工程力学,2018,35(8):30-38.
SHI Gang, WANG Xun, GAO Yang, et al. Experimental study on domestic low yield point steels under cyclic loading[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(8): 30-38. (in Chinese)
- [15] 尧祖成,王伟.低屈服点钢材剪切型阻尼器试验研究[J].钢结构(中英文),2020,35(12):16-21.
YAO Zucheng, WANG Wei. Experimental research on low-yield-point steel shear dampers[J]. Steel Construction (Chinese & English), 2020, 35(12): 16-21. (in Chinese)
- [16] 石文龙,陶正华,张福寿.低屈服点钢研究进展与力学性能数据分析[J].地震工程与工程振动,2021,41(1):175-183.
SHI Wenlong, TAO Zhenghua, ZHANG Fushou. Research progress and mechanical properties data analysis of low yield point steel[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2021, 41(1): 175-183. (in Chinese)
- [17] 王萌,钱凤霞,杨维国.低屈服点LYP160钢材本构关系研究[J].建筑结构学报,2017,38(2):55-62.
WANG Meng, QIAN Fengxia, YANG Weiguo. Constitutive behavior of low yield point steel LYP160[J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(2): 55-62. (in Chinese)
- [18] JGJ 297—2013 建筑消能减震技术规程[S].北京:中国建筑工业出版社,2013.
JGJ 297—2013 Technical specification for seismic energy dissipation of buildings[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2013. (in Chinese)
- [19] CHABOCHE J L. Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity[J]. International Journal of Plasticity, 1986, 2(2): 149-188.
- [20] CHABOCHE J L. Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity[J]. International Journal of Plasticity, 1989, 5(3): 247-302.