

优化复合型金属阻尼器等效模型及减震性能*

何浩祥, 王小兵, 张小福

(北京工业大学工程抗震与结构诊治北京市重点实验室 北京, 100124)

摘要 基于金属阻尼器屈服强度较高且不能调控的不足, 提出由低屈服点钢和普通碳素钢组成的复合型金属阻尼器。首先, 将“最大刚度”和“满应力状态”同时作为优化目标对边缘镂空的钢板阻尼器进行拓扑优化, 获得最优的阻尼器形状; 然后, 针对复合型金属阻尼器的受力特点建立偏心交叉支撑等效模型, 得到阻尼器屈服强度和屈服位移的近似解析解。数值分析结果表明优化复合型金属阻尼器具有滞回曲线饱满且应力均匀的优点, 且可按需求调控阻尼器的屈服强度。对装有复合型金属阻尼器的框架整体抗震减震能力进行弹塑性分析, 结果表明复合型金属阻尼器的减震效果明显, 而经过优化的金属阻尼器性能更加优越。

关键词 阻尼器; 减震控制; 低屈服点钢; 拓扑优化; 满应力

中图分类号 TU391; TH142

引言

结构减震控制是在建筑结构的特定位置布设耗能装置, 以改变结构的动力特性和耗能能力。耗能减震结构的实现主要依赖于简便实用的阻尼器。近年来国内外研究者已研制出大量的阻尼器, 如低屈服点钢阻尼器、摩擦阻尼器、液体粘滞阻尼器、智能阻尼器等, 取得了良好的控制成果。

在各种阻尼器中, 金属阻尼器主要通过金属变形来消耗能量, 并确保其在进入塑性阶段后具有良好的而稳定的滞回耗能特性。由于金属阻尼器具有机理明确、构造简单、耗能稳定及造价低廉等优点, 因而被广泛研究和应用, 其构造和形式也较丰富^[1]。Kelly 等^[2]首次提出金属耗能器的概念并进行了相关的试验研究后, 各国学者提出并研究出了各种形式的低屈服点金属阻尼器, 如 U 形钢板阻尼器、锥形钢阻尼器、剪切屈服型钢阻尼器、轴向屈服型阻尼器等。日本 Kajima 公司提出了一种蜂窝状的金属耗能器, 可安装在墙中或梁内。Whittaker 等^[3]和 Tsai 等^[4]首先提出了 X 形和三角形的位移弯曲耗能型阻尼器。Tirca 等^[5]提出了一种平面内受力的钢板阻尼器形式, 并对装有该阻尼器的建筑结构进行了性能分析, 结果表明该阻尼器具有良好的耗能减震能力。徐艳红等^[6]提出一种新型的软钢阻尼器, 该阻尼器具有抛物线外形, 可充分发挥软钢的材

料功能。周云等^[7]先后开发了圆环耗能器。加劲双环软钢耗能器等多种金属耗能器; 张文元等^[8]提出了一种菱形开洞加劲阻尼器, 其具有塑性变形大、滞回曲线饱满的优点, 但初始刚度较小, 钢材用量较大。为提高阻尼器的初始刚度。Mito 等^[9]提出了一种矩形剪切板阻尼器。李钢等^[10-11]提出了单圆孔型、条型和双 X 型软钢阻尼器, 此类阻尼器具有较大的初始刚度, 滞回曲线较饱满, 但存在着应力集中现象, 且钢材利用率有待提高。

虽然金属阻尼器耗能减震技术的研究和应用已取得较大的进展, 但仍有许多问题亟待研究和解决。为了最大程度发挥耗能体系的减震作用, 金属阻尼器应该同时具备低屈服点和屈服后具有良好滞回能力的优点。然而目前传统金属阻尼器屈服强度仍然偏高, 在中小震下不易产生滞回耗能。此外, 传统金属阻尼器的屈服强度可调性比较差, 不能充分满足不同功能结构的减震设计需求。因此开发成本低廉且具有较低屈服强度从而在地震中能够充分耗能的阻尼器具有重要工程意义。有鉴于此, 笔者提出了复合型金属阻尼器的概念, 其屈服应力可根据工程需求进行调节, 并将“最大刚度”和“满应力状态”同时作为优化目标实现阻尼器形状的拓扑优化, 以使阻尼器具有更强的变形能力和耗能能力。为了便于设计, 将复合型金属阻尼器简化为偏心交叉支撑力学模型, 并考虑整体受力性能特点, 得到了屈服强度和屈服位移的求解方法。

* 国家重点研发计划资助项目(2017YFC1500600); 国家自然科学基金资助项目(51478024)
收稿日期: 2016-02-09; 修回日期: 2017-03-13

1 复合型金属阻尼器构造及特性

针对传统剪切型钢板阻尼器屈服点较高且不能调控的局限,笔者提出新型的复合金属阻尼器,具体构造如图1所示。

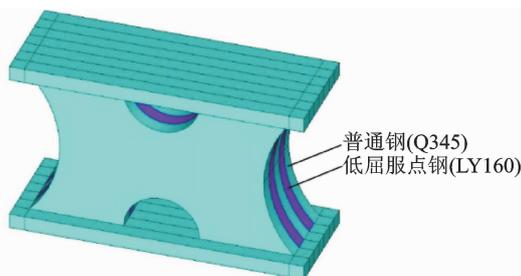


图1 复合阻尼器模型

Fig.1 Compound damper model

该阻尼器由具有不同屈服点的金属材料组合而成。与采用普通钢阻尼器相比,其屈服强度低,在较小应变下即能出现塑性变形,并且具有足够的延展性和承载能力,且有良好的低周疲劳性能。具体研究中,采用屈服强度为160 MPa的低屈服点钢(LY160)和屈服强度为345 MPa的普通碳素结构钢(Q345)作为复合阻尼器的材料。该复合金属阻尼器主要包括上下水平连接钢板和设置在上下水平连接板之间的局部镂空耗能金属板。耗能金属板由两种厚度一样的低屈服点钢钢板和普通钢钢板以不同比例组合,因此等效屈服强度较低且可调控。两种耗能金属板交错布置并相互之间固定连接。耗能金属板的数量、尺寸和镂空形式应根据实际需求的屈服强度以及金属板之间的固定连接效果确定,以确保具有足够的变形能力。

2 基于满应力的阻尼器拓扑优化设计

2.1 基于最大刚度和满应力的优化

传统的钢板阻尼器由矩形钢板或局部镂空的钢板叠加组成。矩形钢板通常只在中心有限区域内屈服,材料利用率偏低且阻尼器整体变形较小。合理设计的局部镂空钢板可以实现多个部位同时屈服,这将显著提高阻尼器的耗能能力和变形能力^[12]。文献^[13]对传统钢板阻尼器采用有限元数值模拟,得到了不同尺寸下的优化形状。优化后的钢板阻尼器低周疲劳能力得到极大的提高,但耗散能力改进不明显。有鉴于此,笔者建议采用结构拓扑优化方法对阻尼器形式进行更深入的耗能优化分析。

结构拓扑优化主要指对结构形式进行优化,其目标是在给定的设计域、约束条件及荷载下寻找结构的最佳材料分配方案。在传统的拓扑优化设计方法中,一般采用优化准则法作为求解方法,且将“最大刚度”作为优化目标,目的是使结构在指定的体积约束下获得最大刚度。然而,在以“最大刚度”作为目标的优化过程中一般只适合弹性分析,且对材料内部的应力状态考虑不充分。因此,如果采用上述拓扑优化方法得到的阻尼器形状优化方案的实际耗能能力未必是最优的,尚需结合其他优化目标进行综合优化^[14-16]。作为一种基本的结构优化设计方法,满应力设计可以使指定荷载下的结构绝大部分材料的应力均达到容许值,从而使材料被充分利用。满应力设计可解决一般弹塑性分析问题,其缺点是通常仅适用于静力荷载下静定结构的优化设计^[17-18]。

综上所述,如果将“最大刚度”和“满应力状态”同时作为优化目标,经过多次调整和修正,可以使结构在具有较大的刚度情况下充分发挥材料性能,达到刚度和满应力的最佳平衡,从而获得更全面的优化方案。因此,笔者提出基于满应力的结构形状拓扑优化方法,并将其应用于复合型金属阻尼器的形状优化中,力求使低屈服点钢板阻尼器具有最优的滞回性能和耗能能力。在一般的拓扑优化分析软件中,可交替将“最大刚度”和“满应力状态”作为优化目标,获得指定体积减小率下的双优化结果,再对比不同体积减小率下的优化结果确定最终的优化方案,具体优化流程如图2所示。

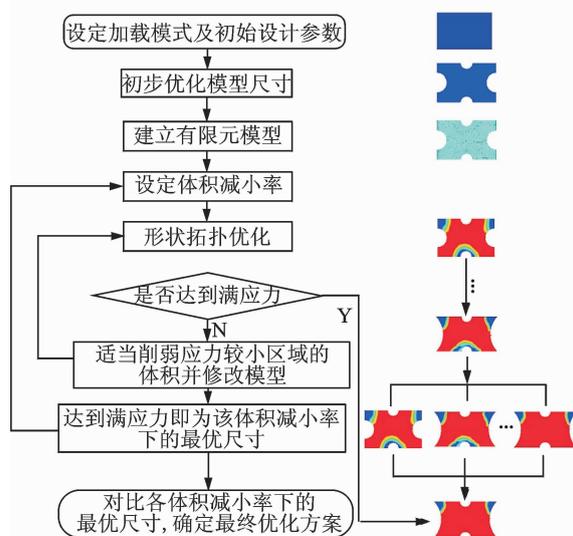


图2 双目标拓扑优化设计流程

Fig.2 Optimization process of double goals

2.2 优化模型及结果

根据上述优化思想和设计流程,对复合金属阻

尼器的钢板形状进行优化。在文[13]中提出的单边优化模型的基础上,笔者提出如图 3 所示的边缘优化阻尼器模型。算例模型的钢板长为 35 cm,宽为 20 cm,厚度为 2 cm。现对该阻尼器的初步形状进行进一步的优化设计。首先,建立如图 3 所示的阻尼器金属板的初步优化有限元模型,并将模型下端固定,在顶部施加指定水平荷载。其次,在指定体积减小率下对模型进行形状拓扑优化设计,绘制模型最终应力云图,如图 4(a)所示。若最大应力分布均匀,则可认为模型已接近满应力状态,并确定现有模

型为该体积减小率下的最终优化方案。否则,应适当削弱应力较小区域的体积并修改阻尼器模型(见图 4(b)),并再次进行形状的拓扑优化,直至模型达到满应力状态,即为该体积减小率下的最优尺寸(见图 4(c))。最后,综合考虑各种去除材料条件下的优化结果以及模型的整体效果,比较各体积减小率下的最优尺寸,确定最终的优化方案。最终的阻尼器优化尺寸如图 5 所示。确定了阻尼器的最优形式后,尚需通过弹塑性分析进一步验证优化阻尼器的耗能性能。

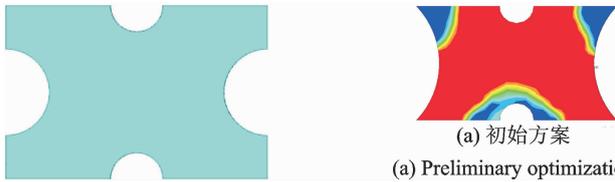


图 3 阻尼器初步形式
Fig. 3 Initial shape of damper

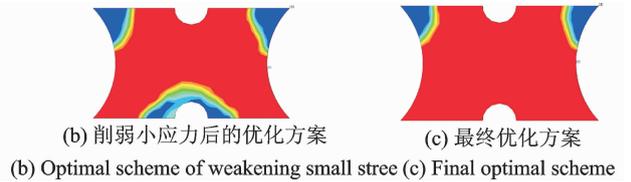


图 4 边缘优化模型过程
Fig. 4 Optimization process of edge optimization model

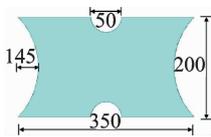


图 5 阻尼器优化后的尺寸(单位:mm)
Fig. 5 Optimized size of metal damper(unit:mm)

3 模拟分析及验证

为了验证优化后的复合型阻尼器的耗能能力,建立如图 1 所示的阻尼器有限元模型。将模型的下端面固定,在上端面施加低周往复位移荷载。为了验证阻尼器的可调性,选用 3 种不同材料配比方案研究复合阻尼器的性能,各方案均采用 5 块厚度为 2 cm 的钢板,但钢板的材料性能和组合比例不同。方案 1 的 5 块钢板全部采用 LY160;方案 2 的 5 块钢板全部采用 Q345;方案 3 为 3 块 Q345 和 2 块 LY160 交替叠合。对阻尼器进行低周往复加载分析。图 6 为 3 种方案下复合金属阻尼器滞回曲线。

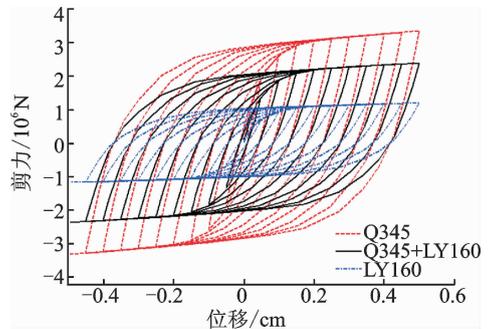


图 6 边缘优化模型阻尼器滞回曲线
Fig. 6 Hysteresis curves of boundary optimization model damper

可以看出,采用方案 3 的阻尼器的屈服强度介于方案 1 和方案 2 的结果之间,因此通过改变 Q345 和 LY160 的组合比例,能够按预期调整阻尼器屈服强度。采用 Q345 钢的阻尼器钢板应力云图如图 7 所示,图 7 中云图标尺各数值代表各色区域局部应力范围。可以看出,该复合型金属阻尼器受力较均匀,耗能利用率较高,符合满应力设计准则。

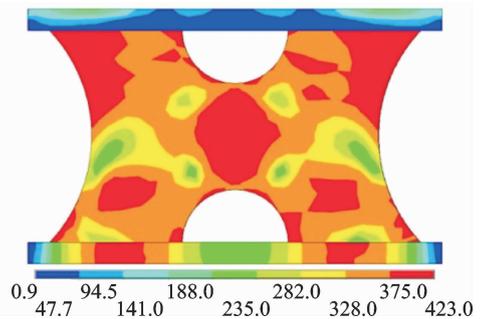


图 7 边缘优化模型阻尼器应力云图(单位:MPa)
Fig. 7 Stress nephogram of optimized model(unit:MPa)

优点有:a. 屈服强度较低且耗能充分,在中小震下即可发挥作用,同时又比单独采用 LY160 耗能金属板的阻尼器具有较好的强度和可控性;b. 可以根据实际抗震设计和维修要求,通过调整两种耗能金属板厚度比率以获得最佳屈服耗能效果;c. 所用材料成

与传统金属阻尼器相比,该复合金属阻尼器的

本低廉,没有复杂构造,应用范围广泛。

4 复合型金属阻尼器简化模型分析

由于复合型金属阻尼器包括不同屈服强度的金属,且组合比例也不固定,通常需要建立有限元实体模型并进行非线性分析才能确定其滞回性能,计算过程较复杂,不利于在设计中应用。从图6结果看出,阻尼器的力学性能与理想弹塑性材料的变形特征接近,因此只需确定整体屈服强度和屈服位移即可建立等效滞回模型。为了计算复合型金属阻尼器的屈服位移和强度,需要建立相应的等效力学模型。

复合型金属阻尼器的整体受力特性类似于底端固结的薄腹梁,上下水平连接钢板相当于薄腹梁的翼缘,耗能金属板类似于腹板。由图7可以看出,该复合型金属阻尼器在对角线方向受力较大,相当于采用两根拉压杆来代替钢板,用于模拟阻尼器受水平剪力作用形成的拉力带。由上述思路,需要同时在两个方向布置拉压杆,因此可将复合金属阻尼器等效为如图8所示的偏心交叉支撑模型。 AD 杆和 BC 杆即为拉压杆,受力时两杆倾角相同,且一拉一压,同时处于工作状态。该复合型金属阻尼器在平面外变形较小,以平面内受剪为主。为简化分析,在该模型中拉压杆的位置设置在对角线的中部区域,拉压杆的位置并不显著影响金属阻尼器的承载能力和耗能能力。

图8中: α 为支撑与水平方向的夹角, L 为为削弱后耗能金属板的等效长度; H 为耗能金属板高度; l 为耗能金属板等效为拉杆时的长度; Δ 为削弱部分的等效宽度。

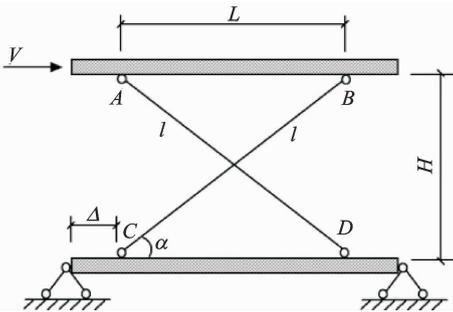


图8 复合金属阻尼器简化分析力学模型
Fig. 8 Simplified analytical model

由位移法可求出单位水平荷载作用下的阻尼器的侧移,从而获得斜支撑杆的刚度表达式为

$$K = \frac{E_s t}{\left(\frac{1}{\beta}\right)^3 + \frac{3.12}{\beta}} \quad (1)$$

其中: E_s 为等效弹性模量; β 为跨高比; t 为板厚度。

在水平荷载作用下,由简化模型的水平位移与支撑变形的关系及平衡条件可得斜支撑杆的等效截面面积为

$$A = \frac{L}{2E_s \cos^3 \alpha} K \quad (2)$$

设钢材的屈服强度为 σ_y ,由力平衡条件可得模型的屈服力为

$$V = 2A \sigma_y \cos \alpha \quad (3)$$

由等效弹性模量 E_s 和斜支撑杆屈服力 V 可计算出模型等效屈服位移 d_y 为

$$d_y = V/E_s \quad (4)$$

复合金属阻尼器的实际性能主要受不同金属的组合比例、有效尺寸和宽高比等参数的影响,为了研究上述因素的影响,建立了不同参数下的有限元模型和简化模型,并进行对比分析。在如图8所示的模型中,由于削弱部分的等效宽度 Δ 能够决定其他主要参数的数值且不易直接确定,因此文中首先研究其合理取值方法。设钢板削弱部分的等效宽度 Δ 占钢板整体宽度 L 的比率为 δ ,为了使有限元模型和简化模型的计算结果相同,需要反推比率 δ 的理想数值。当复合阻尼器钢板全部为LY160钢时,由实体有限元分析可计算出不同宽高比下阻尼器的屈服强度。结合图8和式(1)~(4)可获得不同宽高比下的理想 δ 值,如图9所示。由图可知,当钢板宽高比小于1时,阻尼器易出现平面外屈曲,故只取宽高比大于1的钢板阻尼器作为研究对象。当宽高比大于1时,柱宽比率 δ 近似为线性关系。同理,当复合阻尼器钢板全部为Q345或钢板为Q345与LY160组合时,结果如图9所示,亦有同样的规律。

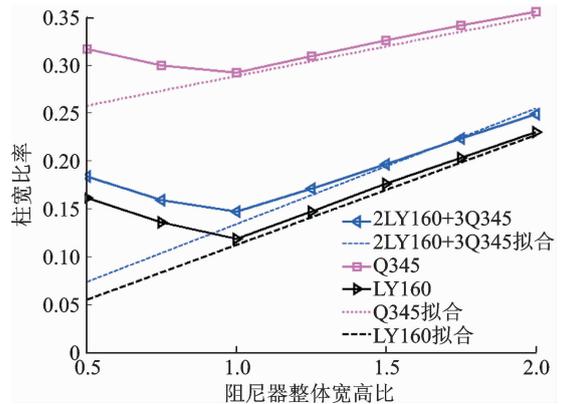


图9 不同强度钢板下的柱宽比率 δ
Fig. 9 Results of δ with different schemes

基于以上数据,采用最小二乘法对理想柱宽比率 δ 与阻尼器整体宽高比关系进行线性拟合,所得方程为

$$\begin{cases} \delta = (0.0003Q + 0.02)r + (0.42 - 0.0012Q) \\ Q = \eta Q_1 + (1 - \eta)Q_2 \end{cases} \quad (5)$$

其中： r 为阻尼器宽高比，范围为 $[1, +\infty)$ ； Q_1 和 Q_2 分别代表低屈服点钢和普通钢的屈服强度。 Q 为等效钢材屈服强度（如钢板全部为LY160时，取160 MPa；钢板全部为Q345时，取345 MPa）。当钢板为LY160与Q345混合时， Q 可按所占比率进行折算； η 为低屈服点钢所占体积比例（如当钢板全部

为LY160时 η 取1，当钢板全部为Q345时 η 取0）。具体拟合值和理论值的对比参见图9。

对不同宽高比的钢板阻尼器，由式(5)可求出钢板阻尼器削弱部分的宽度，进而根据图8和式(1)~(4)，即可求出该复合阻尼器的屈服强度和屈服位移。由式(1)~(5)所得阻尼器的屈服强度拟合值与有限元解的对比结果如表1所示。由表可知，模拟值和拟合值的误差均在5%以内，说明简化模型的精度较高，可以在设计中应用。

表1 阻尼器屈服强度模拟值与拟合值的对比

Tab. 1 Comparison of simulation value and fitting value

宽高比	LY160			Q345			LY160+Q345		
	模拟值/ (10^3 kN)	拟合值/ (10^3 kN)	误差/%	模拟值/ (10^3 kN)	拟合值/ (10^3 kN)	误差/%	模拟值/ (10^3 kN)	拟合值/ (10^3 kN)	误差/%
1:1.00	0.88	0.92	4.21	2.31	2.22	3.78	2.07	1.97	4.69
1:1.25	1.10	1.13	2.41	2.77	2.88	4.15	2.18	2.26	3.47
1:1.50	1.30	1.26	3.36	3.21	3.15	1.94	2.29	2.41	5.04
1:1.75	1.42	1.45	1.84	3.55	3.64	2.56	2.51	2.61	3.81
1:2.00	1.49	1.54	3.25	3.75	3.87	3.38	2.65	2.78	4.89

5 复合型金属阻尼器在结构中的应用

为了进一步验证复合型金属阻尼器在钢结构耗能减震中的性能并确定有限元模拟中的阻尼器的性能参数取值，笔者采用Etabs软件建立如图10所示的单层单榀钢框架，并进行结构低周往复加载分析。

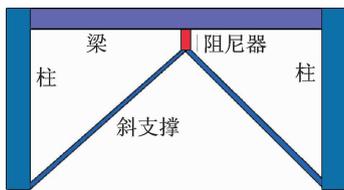


图10 装有阻尼器的单层框架
Fig. 10 Single frame with damper

钢框架高为3.20 m，跨度为6.00 m。框架柱截面为H400 mm×300 mm×25 mm×25 mm，梁截面尺寸为H250 mm×150 mm×20 mm×12 mm，斜支撑截面尺寸为H150×150 mm×12 mm×8 mm。主体材料均采用Q345钢，阻尼器材料采用LY160和Q345叠合，尺寸如图6所示。选择非线性连接属性类型为Plastic1。参考简化模型的基本结果设置连接单元的属性参数，使其滞回性能与图6中的相关结果接近。经过调试，优化后的复合型金属阻尼器的初始刚度为2720 kN/m，屈服后刚度为477 kN/m，屈服强度为2600 kN，屈服指数

为5；传统未优化阻尼器的初始刚度为785.2 kN/m，屈服后刚度为284.8 kN/m，屈服力为1424 kN，屈服指数为4。优化后的复合型金属阻尼器滞回曲线如图11所示，结果表明，用上述连接单元属性参数来模拟阻尼器的滞回性能具有较好的精度，可以在动力时程分析中采用同样的参数设置。

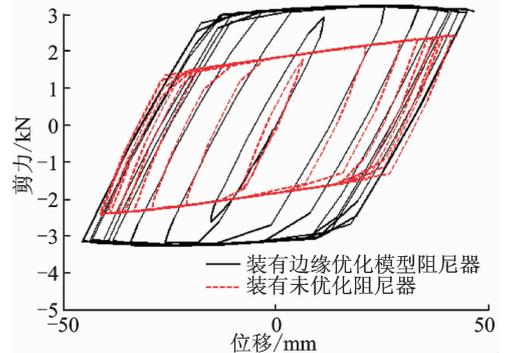


图11 阻尼器滞回曲线对比

Fig. 11 Comparison of hysteretic curves

为了进一步研究复合型金属阻尼器在多层结构中的减震性能，利用Etabs软件建立安装优化后的复合型金属阻尼器和传统未优化模型阻尼器的单榀三层钢框架模型以及仅安装普通支撑的钢框架模型，框架整体及构件的尺寸以及阻尼器的尺寸均与前文相同。用上述连接单元属性的参数模拟阻尼器，所在场地类型为II类，抗震设防烈度为8度。

为研究和对比以上三种框架结构的整体减震性

能,分别输入 El Centro 波、Taft 波和 Octt 波进行弹塑性动力时程反应分析。将加速度幅值分别调至 0.70,1.96 和 4.00 m/s²,分别作为小震、中震和大震下的地震动输入。提取各结构的顶层绝对位移和顶层绝对加速度并计算,峰值减震率和能量减震率。其中,峰值减震率指减震后与减震前的结构响应最大值的差值与减震前结构响应最大值的比值,能量减震率指无控与有控的响应包络面积差与无控响应包络面积的比值。其中:A 表示装有传统未优化模型阻尼器的结果;B 表示装有优化模型阻尼器的结

果。具体结果如表 2 所示。当输入 El Centro 波时,小震和大震下的结构顶层位移时程分别如图 12 和图 13 所示。由以上结果可以看出,优化后的复合型金属阻尼器和传统未优化模型阻尼器对结构的减震效果较明显,且前者减震能力更强。此外,随着地震动幅值增大,复合型金属阻尼器的减震性能得到充分发挥,减震效果也越明显。综上所述,该复合型金属阻尼器具有良好而稳定的减震性能,可明显改善结构的抗震能力,在工程应用中推荐优先使用经过双目标优化后的复合型金属阻尼器。

表 2 各框架减震效果对比
Tab.2 Results of damping effect

地震名称	等级	位移峰值减震率		加速度峰值减震率		位移能量减震率		加速度能量减震率	
		A	B	A	B	A	B	A	B
El Centro	小震	63.64	77.27	49.60	62.67	51.68	70.85	37.04	53.38
	中震	68.42	80.45	50.00	65.52	65.30	79.07	43.09	60.75
	大震	70.16	82.30	51.21	67.47	70.33	82.10	50.24	66.64
Taff	小震	45.45	54.55	26.78	40.07	57.54	66.89	34.02	38.57
	中震	59.26	70.37	40.24	59.58	59.07	70.36	38.01	51.26
	大震	65.45	78.18	51.35	60.92	66.60	73.58	45.53	61.94
Octt	小震	55.56	77.78	46.61	59.75	44.06	73.43	55.93	23.47
	中震	58.02	81.48	51.82	63.68	54.99	80.15	60.23	31.04
	大震	60.15	84.96	53.79	65.17	61.23	82.23	70.19	50.80

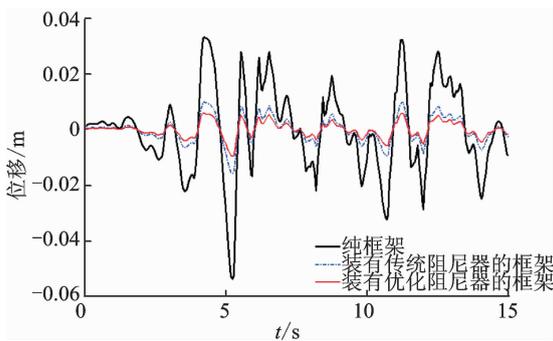


图 12 小震下框架位移时程曲线

Fig. 12 Displacement history about minor earthquake

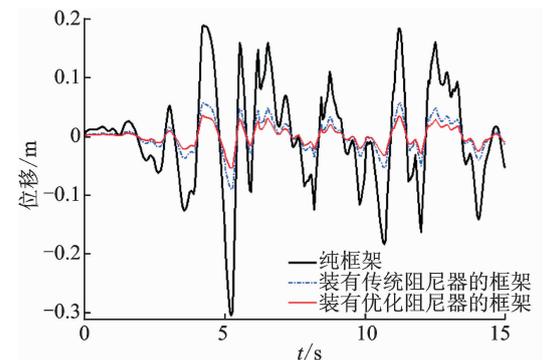


图 13 大震下框架位移时程曲线

Fig. 13 Displacement history about major earthquake

6 结束语

鉴于传统金属阻尼器屈服强度较高且调控性较差的局限,笔者提出了一种新型的复合金属阻尼器,其耗能金属板由低屈服点钢和普通钢钢板以不同比例组合,屈服应力可根据工程需求进行调节。基于“最大刚度”和“满应力状态”的理念,通过交替优化的方法对边缘镂空的钢板阻尼器镂空形式进行拓扑优化,得到同时满足最大刚度和满应力状态优化目标的复合型金属阻尼器形状。

对优化后的复合型金属阻尼器进行有限元模拟分析,结果表明,其具有更加饱满的滞回曲线且无明显应力集中现象,耗能充分且稳定。对不同材料配比的复合型金属阻尼器进行了研究对比,证明其能够按预期调整该复合型金属阻尼器的屈服强度。为了便于设计,将复合型金属阻尼器简化为偏心交叉支撑等效模型,可以较好地模拟阻尼器的抗剪性能,并能方便快捷地计算出复合型金属阻尼器的屈服位移和强度。为了进一步验证框架结构整体减震效果,对装有复合型金属阻尼器和传统未优化模型阻尼器的钢框架结构进行动力时程反应分析。结果表明复合型金属阻尼器可明显改善结构的抗震能力,可以在工程中应用。

参 考 文 献

- [1] 刘伟庆, 缪卓君, 王曙光, 等. 新型分阶段屈服型软钢阻尼器的试验研究及数值模拟[J]. 振动与冲击, 2016, 35(3):87-92.
Liu Weiqing, Miu Zhuojun, Wang Shuguang, et al. Experiments and numerical prediction on a new type of mild steel damper with separable phase yielding [J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(3):87-92. (in Chinese)
- [2] Kelly J M, Skinner R I, Heine A J. Mechanisms of energy absorption in special devices for use in earthquake-resistant Structures [J]. National Society for Earthquake Engineering, 1972, 5(3):63-88.
- [3] Whittaker A S, Bertero V V, Thompson C I, et al. Seismic testing of steel plate energy dissipation devices [J]. Earthquake Spectra, 1991, 7(4):563-604.
- [4] Tsai K C, Chen H W, Hong C P, et al. Design of steel triangular plate energy absorbers for seismic resistant construction [J]. Earthquake Spectra, 1993, 9(3):505-528.
- [5] Tirca L D, Foti D, Diaferio M. Response of middle rise steel frames with and without passive dampers to near field ground motions[J]. Engineering Structures, 2003, 25(2):169-179.
- [6] 徐艳红, 李爱群, 黄镇. 抛物线外形软钢阻尼器试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(12):202-209.
Xu Yanhong, Li Aiqun, Huang Zhen. Experimental study of mild steel dampers with parabolic shape [J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(12):202-209. (in Chinese)
- [7] 周云, 刘季. 新型耗能(阻尼)减震器的开发与研究[J]. 地震工程与工程振动, 1998, 18(1):71-79.
Zhou Yun, Liu Ji. Development and study of new energy dissipaters (dampers) [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1998, 18(1):71-79. (in Chinese)
- [8] 张文元, 张敏政, 李东伟. 新型加劲软钢阻尼器性能与试验[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2008, 40(12):1888-1894.
Zhang Wenyuan, Zhang Minzheng, Li Dongwei. An experimental research on performance and application of a new type of mild steel damper added damping and stiffness (ADAS) [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2008, 40(12):1888-1894. (in Chinese)
- [9] Mito M, Tamura R, Shimizu K, et al. Study on seismic design method for building with steel damper (Part1) experimental study on mechanical characteristics of the shear panel damper[C]//Proceedings of Architectural Institute of Japan Annual Meeting, Tokyo, Japan:[s. n.], 1997.
- [10] 李钢, 李宏男. 新型软钢阻尼器的减震性能研究[J]. 振动与冲击, 2006, 25(3):66-72.
Li Gang, Li Hongnan. Study on vibration reduction of structure with a new type of mild metallic dampers [J]. Journal of Vibration and Shock, 2006, 25(3):66-72. (in Chinese)
- [11] 田洁, 颜智超, 卢俊龙. 极低屈服点钢在密肋壁板结构中的减震控制研究[J]. 振动与冲击, 2014, 33(5):160-164.
Tian Jie, Yan Zhichao, Lu Junlong. Aseismic control of a multi-ribbed slab structure using ultra low yield strength steel [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(5):160-164. (in Chinese)
- [12] 邢书涛, 郭迅. 一种新型软钢阻尼器力学性能和减震效果的研究[J]. 地震工程与工程振动, 2003, 23(6):179-186.
Xing Shutao, Guo Xun. Study on mechanical behavior and effectiveness of a new type of mild steel damper [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2003, 23(6):179-186. (in Chinese)
- [13] Deng Kailai, Pan Peng. Shape optimization design of steel shear panel dampers [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 99(2):187-193.
- [14] Liu Y, Shimoda M. Shape optimization of shear panel damper for improving the deformation ability under cyclic loading [J]. Structural & Multidisciplinary Optimization, 2013, 48(2):427-435.
- [15] Pan P, Ohsaki M, Tagawa H. Shape optimization of H-beam flange for maximum plastic energy dissipation [J]. Journal of Structural Engineering, 2015, 133(8):1176-1179.
- [16] Huang Xiaodong, Xie Yimin. A new look at ESO and BESO optimization methods [J]. Structural & Multidisciplinary Optimization, 2008, 35(1):89-92.
- [17] Liu Qimao. A design method of rib distribution for thin plate structure based on the full stress rule [J]. Machinery Design & Manufacture, 2007, 1(1):23-24.
- [18] 丁晓红, 程莉. 基于 SKO 方法的满应力结构拓扑优化设计[J]. 中国机械工程, 2009, 20(15):1765-1770.
Ding Xiaohong, Cheng Li. Topology optimization of full-stressed structures based on SKO method [J]. China Mechanical Engineering, 2009, 20(15):1765-1770. (in Chinese)



第一作者简介:何浩祥,男,1978年5月生,博士、教授。主要研究方向为结构健康监测和减震控制。曾发表《基于参数识别的双向偏心结构 TMD 优化布置》(《振动、测试与诊断》2017年第37卷第4期)等论文。
E-mail: hhx7856@163.com

