

T形钢制耗能铰阻尼器抗震性能及力学模型研究

徐秀凤¹, 孔子昂², 孙伟¹, 于征¹, 范晓鹏¹

(1. 青岛黄海学院 建筑工程学院, 山东 青岛 266427; 2. gad 杰地设计·浙江绿城建筑设计有限公司青岛分公司, 山东 青岛 266071)

摘要:为了提高装配式框架结构的抗震性能,提出了不同类型的钢制耗能铰阻尼器,即将预制梁、柱用钢制铰进行连接,在铰的上、下或两侧安装软钢耗能元件。对几种耗能铰阻尼器的构造形式、抗震性能进行总结,选取一种构造简单、抗震性能较好的T形耗能铰阻尼器进行抗震性能和力学模型研究。采用ABAQUS软件对T形耗能铰阻尼器的试验进行数值模拟,在此基础上建立了24个有限元模型对T形耗能元件的翼缘削弱程度和T形截面尺寸进行参数分析,并对不同影响因素进行量化得到耗能铰阻尼器的骨架曲线计算公式,最后,对公式的正确性进行了验证。结果表明,该T形耗能铰阻尼器具有良好的承载力、延性和耗能能力,所提出的骨架曲线准确率较高,可为该类阻尼器的设计提供参考。

关键词:抗震性能; T形耗能铰阻尼器; 力学模型; 参数分析; 骨架曲线

中图分类号: TU375.4

文献标识码: A

Study on seismic performance and mechanical model of T-shaped steel energy dissipation hinged damper

XU Xiufeng¹, KONG Zi'ang², SUN Wei¹, YU Zheng¹, FAN Xiaopeng¹

(1. Architectural Engineering Institute, Qingdao Huanghai University, Qingdao 266427, China; 2. gad · Qingdao Branch of Zhejiang Greenton Architectural Design Co., Ltd., Qingdao 266071, China)

Abstract: In order to improve the seismic performance of prefabricated frame structures, different types of steel energy dissipation hinged dampers have been proposed that the prefabricated beams and columns are connected with steel hinges and the mild steel energy-dissipating elements are installed on the upper, lower or both sides of the hinges. The structural forms and seismic performance of several energy-dissipated hinged dampers were summarized, and a T-shaped energy-dissipated hinged damper with simple structure and good seismic performance was selected to study the seismic performance and mechanical model. ABAQUS software was used to simulate the test of T-shaped damper, on this basis, 24 finite element models were established to analyze the flange weakening degree and T-shaped section size of the T-shaped energy dissipation element, the different influencing factors were quantified to obtain the skeleton curve calculation formula of the energy dissipation hinged damper, finally, the correctness of the formula was verified. The results show that the T-shaped energy dissipation hinged damper has good bearing capacity, ductility and energy dissipation capacity. The proposed skeleton curve has high accuracy, and can provide reference for the design of this kind of damper.

Key words: seismic performance; T-shaped energy dissipation hinged damper; mechanical model; parameter analysis; skeleton curve

收稿日期:2023-02-05; 修回日期:2023-05-13

基金项目:山东省高等学校青年创新团队发展计划项目(2021KJ110);青岛黄海学院科研启动基金项目(科技计划类)(2021boshi06)

作者简介:徐秀凤(1987—),女,副教授,博士,主要从事结构抗震与加固改造研究。E-mail:xuxiufeng2014@126.com

通讯作者:孔子昂(1987—),男,高级工程师,博士,主要从事建筑隔震与耗能减震研究。E-mail:751961302@qq.com

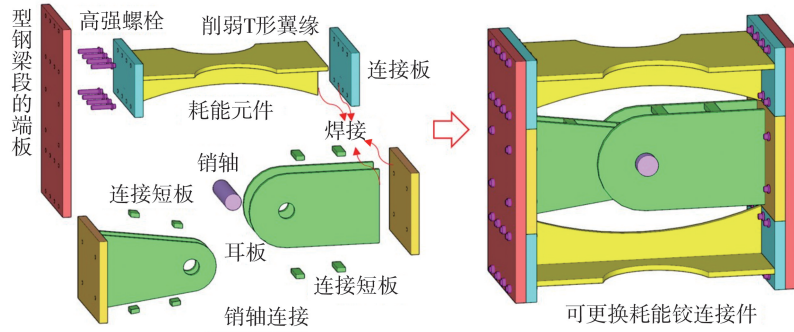
0 引言

随着“建筑工业化、住宅产业化”诉求的不断升级,装配式钢筋混凝土框架结构已成为最常见、应用最广泛的装配式结构体系之一^[1],通过以往的震害调查可知,节点的连接形式对装配式框架结构的抗震性能至关重要^[2]。然而,现有的装配式节点存在塑性铰不可控、构件损伤后不可更换、震后不易修复等问题^[3-5],为了使装配式框架结构安装方便、施工速度快、消能减震性能好、以及震后可快速修复,学者研发了可用于装配式钢筋混凝土框架节点的可更换耗能铰阻尼器,其连接形式主要是将预制梁、柱用钢制铰连接,在铰的上、下或两侧设置软钢耗能元件耗散地震能量。在正常使用条件下,由钢制铰和软钢耗能元件分别承担剪力和弯矩,在中、大震作用下软钢耗能元件发生屈服,耗散地震能量,从而降低预制构件的损伤,震后更换变形较大的软钢耗能元件,实现震后的快速修复。为了保证软钢耗能元件能够先于预制梁和柱发生屈服,实现损伤可控,可将耗能元件的截面进行削弱,并采取防屈曲措施,防止其过早发生外面屈曲。为了让耗能元件能够在在大应变幅值反复作用下发挥出良好的变形能力而不易断裂,耗能元件一般采用 Q235 等低屈服点的钢材。谢鲁齐等^[6-7]研发的可更换耗能铰阻尼器,以削弱型核心耗能钢板和约束盖板构成,类似于小型的屈曲约束支撑(buckling-restrained brace, BRB),经过拟静力试验和数值分析,该阻尼器具有出色的延性和低周疲劳特性,损伤主要集中在核心耗能板上,更换耗能板后,试件性能得以恢复,证实了阻尼器的高可修复性;增加耗能板厚度可有效减小高阶屈服波数,优化应变分布的均匀性;此外,核心耗能板与约束盖板之间的间隙也会影响部件的应变分布。颜桂云等^[8-9]的耗能铰阻尼器采用可更换削弱型钢板和约束套筒,通过试验探究了钢板厚度、削弱形式、长度及间隙对性能的影响。研究表明,阻尼器损伤集中在削弱部位,塑性耗能与失效模式可控,狗骨型削弱优于开竖缝型,削弱长度显著影响延性,钢板厚度对承载力和刚度有重要影响,套筒和钢板的间隙过大可能导致受压屈曲。杨鏊等^[10]对耗能元件进行了创新,将削弱型钢板的开孔形式改为椭圆形和菱形,试验显示椭圆形削弱的金属板性能更佳。叶建峰等^[11]提出的耗能元件,虽然形式与颜桂云和杨鏊提出的相似,但在构造上有所区别,装配式节点试验表明,耗能铰阻尼器耗散的地震能量约占节点总能量的 70%,更换损伤的阻尼器后,基本可恢复耗能铰的抗震性能。李祚华等^[12]的研究通过在钢制铰前后两侧安装削弱型钢板作为耗能元件,未设外部约束,节点试验表明,装配式节点的耗能能力优于现浇节点,但峰值承载力稍低,且耗能元件出现明显面外屈曲。马哲昊等^[13]通过在耗能钢板边缘设置加劲卷边和采用槽型耗能钢板来防止面外屈曲,通过与现浇节点的对比试验发现,带有加劲卷边的耗能铰节点和带有槽型钢板的耗能铰节点的承载力分别是现浇节点的 2.64 倍和 4.00 倍,延性系数分别是现浇节点的 1.06 倍和 1.33 倍。郑莲琼等^[14]、魏常贵^[15]提出了更为简单的 T 形截面软钢耗能元件,其翼缘采用狗骨式削弱,节点试验表明;T 形耗能铰装配式节点的峰值承载力是现浇节点的 1.47 倍,延性系数是现浇节点的 1.02 倍,峰值承载力下降至 85%时节点的累积耗能是现浇节点的 2.19 倍,更换损伤的耗能元件后,节点的滞回曲线与原曲线基本一致,证明了通过更换耗能元件实现震后快速修复的可行性。

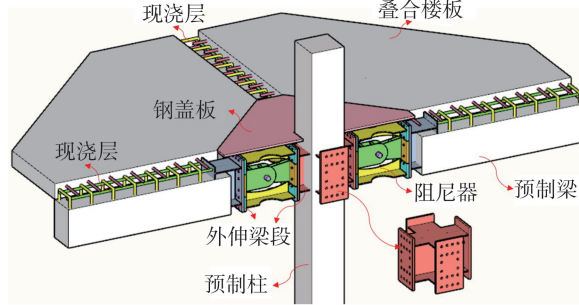
为了更深入的研究文献[14]提出的 T 形可更换耗能铰阻尼器的抗震性能,本文采用 ABAQUS 软件对其进行数值模拟,在试验模型的基础上建立 24 个有限元模型对 T 形耗能元件的翼缘削弱程度和 T 形的截面尺寸进行参数分析,得到耗能铰阻尼器的骨架曲线计算公式,并对公式的正确性进行了验证。

1 试验简介

T 形耗能铰阻尼器的中部是钢制铰,上下对称设置狗骨式削弱的 T 形截面耗能元件,耗能元件和耳板两侧均设置连接板,连接板上预留螺栓孔,预制梁和预制柱端部预埋外伸型钢梁段,连接板与外伸型钢梁段的端板通过摩擦型高强螺栓连接,如图 1(a)所示。耗能铰阻尼器与预制梁、柱和楼板的连接方式采用文献[16-17]的相关连接构造,如图 1(b)所示,为了使楼板具有足够的刚度分配水平荷载,协调框架之间的水平变形,应加强板块之间的连接,且为了使板的惯性力能有效地传给梁,由梁传给柱,应加强楼板与梁之间的连接,因此,采用叠合楼板通过现浇层进行连接。此外,为了防止楼板的翼缘作用阻碍阻尼器上部耗能元件屈服,应尽量减小楼板与阻尼器的相互作用,因此,将叠合楼板在阻尼器处断开,在阻尼器上方设置钢盖板,钢盖板一侧设置预埋筋与叠合楼板通过现浇混凝土进行连接,钢盖板与柱间留有缝隙,以满足地震作用下的变形需求,缝隙中填充柔性密封材料。



(a) T形耗能铰阻尼器

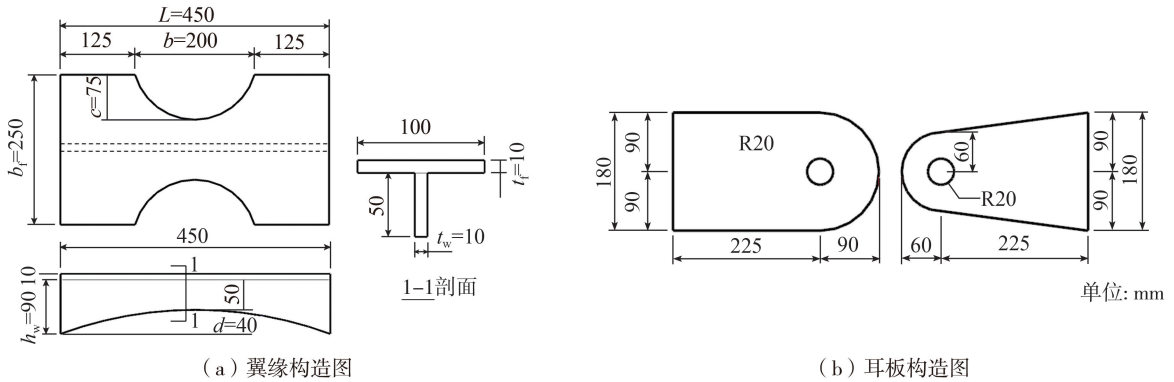


(b) 装配式耗能节点

图1 T形耗能铰阻尼器及与预制构件的连接示意图

Fig. 1 Connection of T-type energy dissipation hinged damper and prefabricated members

T形耗能铰阻尼器试验模型的构造详图如图2所示,耗能元件为Q235级钢材,其它部件均采用Q355级钢材。试验加载装置如图3所示,加载梁长2000mm,截面为400mm×300mm×10mm×10mm的焊接H型钢,沿长度方面每隔200mm设置厚度为10mm的加劲肋^[14]。



(a) 翼缘构造图

(b) 耳板构造图

图2 T形耗能铰阻尼器构造详图

Fig. 2 Construction detail of T-type energy dissipation hinged damper

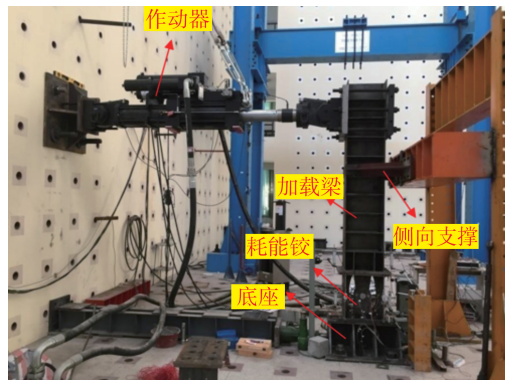


图3 试验加载装置

Fig. 3 Test loading device

2 有限元分析

2.1 有限元模型简介

采用 ABAQUS 有限元软件对阻尼器进行精细化有限元模拟,各构件均采用三维 8 节点减缩积分单元 C3D8R 模拟。为了保证数值模拟的准确性,耗能铰阻尼器中 T 形耗能元件、耳板、耳板间的连接短板的网格尺寸约为 15 mm,在厚度方向划分 2 个网格,由于加载梁的端板、加载梁和加载板在加载过程中处于弹性阶段,综合考虑计算效率问题,将三者的网格尺寸分别设置为 50、40、25 mm。耗能铰阻尼器中的 T 形耗能元件、左右两侧的耳板与加载梁的端板和底座间均通过“绑定”连接,耳板和连接短板之间也设置“绑定”连接;左右两侧相接触的耳板间设置“表面-表面”接触。模型中将销轴进行简化处理,将两边的耳板孔壁分别耦合到不同的点,将相邻的耳板孔壁耦合的两点进行“耦合”设置,建立柱坐标,释放这 2 个点绕轴线转动的自由度。模型的边界条件和加载方式与试验一致,在阻尼器底座设置固定约束,在加载板外侧设置参考点,参考点与加载板进行各个自由度的耦合,在参考点上施加水平往复荷载,有限元模型如图 4 所示。

模型中的钢材本构采用文献[18]提出的本构关系模型,按式(1)进行计算:

$$\sigma = \begin{cases} E_s \varepsilon & (\varepsilon \leq \varepsilon_y) \\ f_y & (\varepsilon_y < \varepsilon \leq k_1 \varepsilon_y) \\ k_4 f_y + \frac{E_s(1+k_4)}{\varepsilon_y(k_2-k_1)} (\varepsilon - k_2 \varepsilon_y)^2 & (\varepsilon > k_1 \varepsilon_y) \end{cases} \quad (1)$$

式中: σ 、 ε 分别为钢材的应力和应变; E_s 为钢材的弹性模量; f_y 为屈服强度; $\varepsilon_y = f_y/E_s$ 为屈服应变; 参数 k_1 为硬化起点应变与屈服应变的比值; 参数 k_2 为峰值应变与屈服应变的比值; 参数 k_3 为极限应变与屈服应变的比值; 参数 k_4 为峰值应力与屈服强度的比值。由文献[14]中的材性试验结果确定 Q235 和 Q355 钢材本构的各计算参数如表 1 所示。

表 1 钢材本构参数取值

Table 1 Values of steel constitutive parameters

钢材	$E_s/(\times 10^5 \text{ MPa})$	F_y/MPa	k_1	k_2	k_3	k_4
Q235	2.00	269.8	12.1	151	181	1.38
Q355	1.93	374.2	8.61	108	129	1.31

2.2 模拟与试验结果的对比分析

数值模拟得到的阻尼器弯矩-转角 ($M-\phi$) 滞回曲线和骨架曲线与试验结果的对比如图 5 所示。试验过程中由于某些原因,如:阻尼器两侧翼缘加工精度不一致,安装时没有完全关于铰对称,或者试验体与加载装置间存在缝隙等,使铰两侧的耗能翼缘不是在同一加载幅值下发生屈曲,较早屈曲的一侧承载力下降较快,使图 5 中试验滞回曲线和骨架曲线出现明显的不对称现象,而数值模拟未考虑导致滞回曲线不对称的因素。因此,模拟结果和试验结果一侧吻合的较好,一侧误差较大。图 6 是阻尼器加载后的变形和模拟得到的 Mises 应力云图的对比,由图可知,T 形耗能铰阻尼器的应力集中在翼缘削弱最大的截面,翼缘发生屈曲变形,耗能铰的耳板受到的应力较小,几乎未发生变形。数值模拟得到的阻尼器的损伤情况和试验基本一致,因此,可以在此基础上进行参数分析。

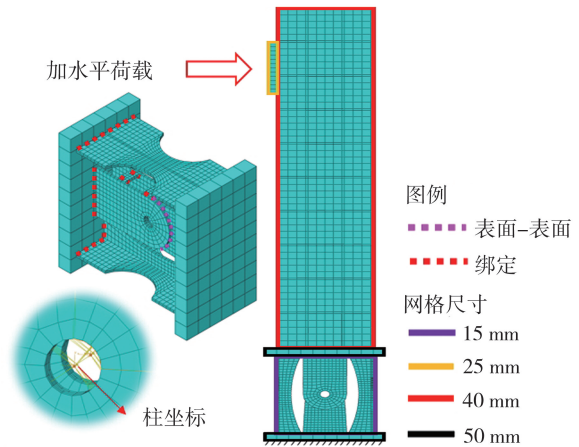


图 4 有限元模型

Fig. 4 Finite element model

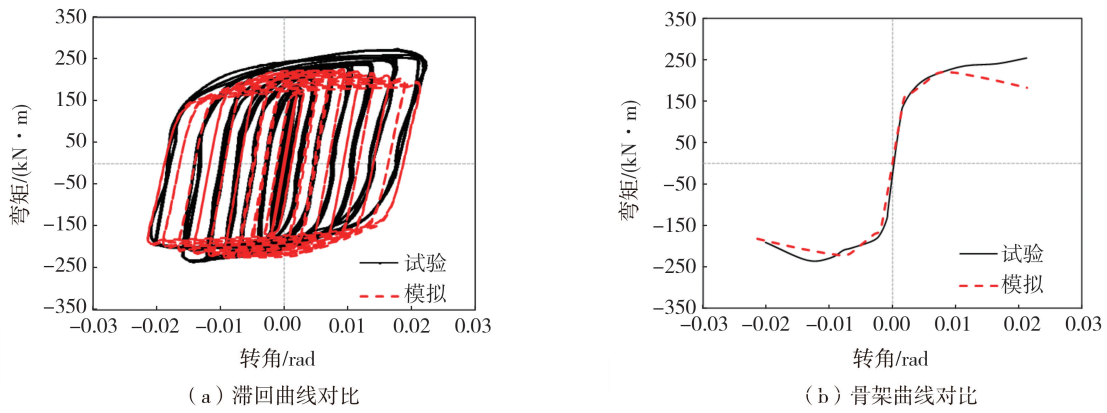


图5 数值模拟与试验结果的对比

Fig. 5 Comparison between numerical simulation and test results

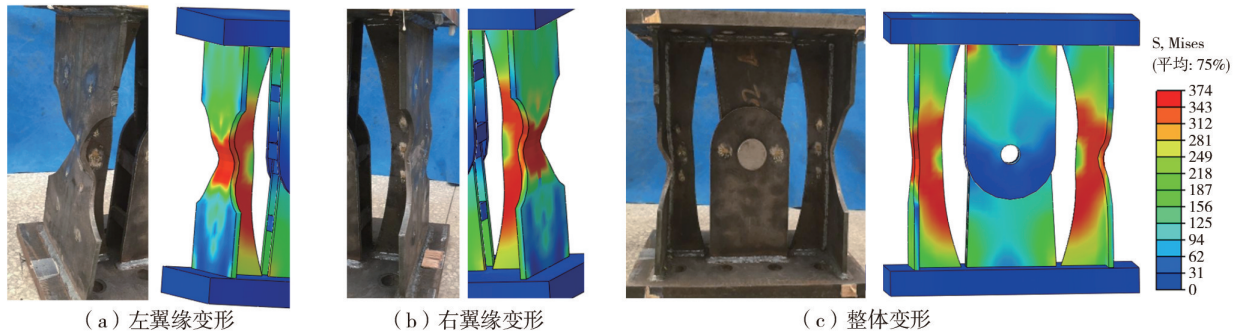


图6 试验和模拟得到的阻尼器最终损伤对比

Fig. 6 Comparison of final damage of dampers obtained by test and simulation

3 参数分析

从试验和数值模拟结果可知 T 形耗能元件是影响可更换耗能铰阻尼器力学性能的关键,为进一步研究 T 形耗能元件对耗能铰阻尼器性能的影响,在试验模型的基础上建立了 24 个有限元模型,各模型的几何参数如表 2 所示。有限元模型 A1、A2、A3,有限元模型 B1、B2、B3,有限元模型 C1、C2、C3 分别研究沿翼缘宽度方向削弱(削弱程度用 $2c/b_f$ 表示)、沿翼缘长度方向削弱(削弱程度分别用 b/L)和沿腹板高度方向削弱的影响(削弱程度分别用 d/h_w 表示);有限元模型 D1、D2、D3,有限元模型 E1、E2、E3,有限元模型 F1、F2、F3,有限元模型 G1、G2、G3 分别研究在削弱程度不变的情况下,翼缘厚度 t_f 、翼缘宽度 b_f 、腹板厚度 t_w 和腹板高度 h_w 的影响,有限元模型 H1、H2、H3 研究上下翼缘距离 h 的影响。

表2 各模型的几何参数

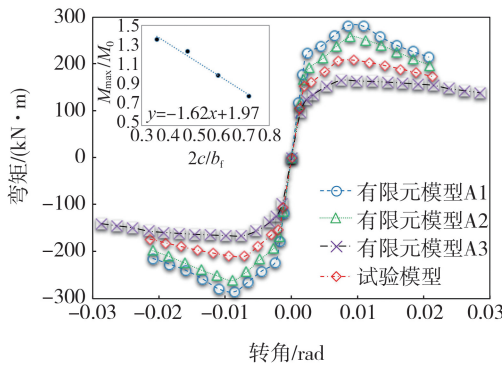
模型编号	L	b_f	h_w	b	c	d	t_f	t_w	b/L	$2c/b_f$	d/h_w	h
试验模型	450	250	90	200	75	40.00	10	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 A1	450	250	90	200	45	40.00	10	10	0.44	0.36	0.44	400
有限元模型 A2	450	250	90	200	60	40.00	10	10	0.44	0.48	0.44	400
有限元模型 A3	450	250	90	200	90	40.00	10	10	0.44	0.72	0.44	400
有限元模型 B1	450	250	90	150	75	40.00	10	10	0.33	0.60	0.44	400
有限元模型 B2	450	250	90	250	75	40.00	10	10	0.56	0.60	0.44	400
有限元模型 B3	450	250	90	300	75	40.00	10	10	0.67	0.60	0.44	400
有限元模型 C1	450	250	90	200	75	30.00	10	10	0.44	0.60	0.33	400
有限元模型 C2	450	250	90	200	75	50.00	10	10	0.44	0.60	0.56	400
有限元模型 C3	450	250	90	200	75	60.00	10	10	0.44	0.60	0.67	400
有限元模型 D1	450	250	90	200	75	40.00	8	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 D2	450	250	90	200	75	40.00	12	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 D3	450	250	90	200	75	40.00	14	10	0.44	0.60	0.44	400

续表

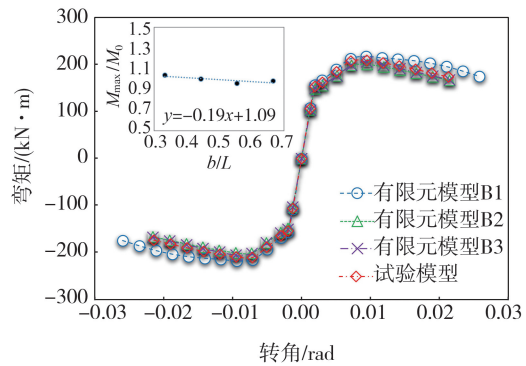
模型编号	L	b_f	h_w	b	c	d	t_f	t_w	b/L	$2c/b_f$	d/h_w	h
有限元模型 E1	450	200	90	200	60	40.00	10	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 E2	450	160	90	200	48	40.00	10	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 E3	450	140	90	200	42	40.00	10	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 F1	450	250	90	200	75	40.00	10	6	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 F2	450	250	90	200	75	40.00	10	8	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 F3	450	250	90	200	75	40.00	10	12	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 G1	450	250	50	200	75	22.22	10	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 G2	450	250	70	200	75	31.11	10	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 G3	450	250	110	200	75	48.89	10	10	0.44	0.60	0.44	400
有限元模型 H1	450	250	90	200	75	40.00	10	10	0.44	0.60	0.44	360
有限元模型 H2	450	250	90	200	75	40.00	10	10	0.44	0.60	0.44	440
有限元模型 H3	450	250	90	200	75	40.00	10	10	0.44	0.60	0.44	480

注:表中的参数 L 、 b_f 、 h_w 、 b 、 c 、 d 、 t_f 、 t_w 分别为 T 形耗能元件的翼缘长、翼缘宽、腹板高、翼缘的削弱长度、翼缘的削弱宽度、腹板的削弱高度、翼缘的厚度和腹板的厚度; h 为上下翼缘外边缘的距离。

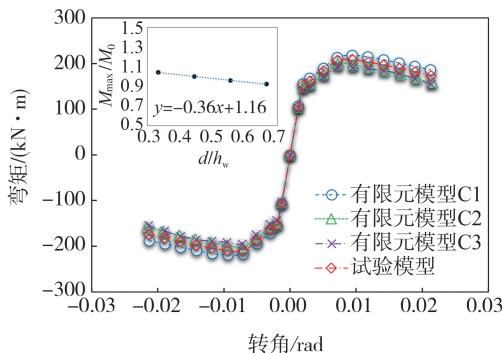
各阻尼器模型的骨架曲线及最大弯矩随几何参数的变化关系如图 7 所示。图中的 M_0 为试验模型得到的最大弯矩; t_{f0} 、 b_{f0} 、 t_{w0} 、 h_{w0} 、 h_0 分别为试验模型的翼缘厚度、翼缘宽度、腹板厚度、腹板高度和上下翼缘外边缘的距离。由图 7(a)~(c)可知,耗能铰阻尼器的峰值承载力随着削弱程度的增大而降低,沿翼缘宽度方向进行削弱对阻尼器抗震性能的影响较大,沿翼缘长度方向和沿腹板高度方向削弱对阻尼器性能影响较小。由图中各影响因素与阻尼器最大弯矩关系方程可知:当沿翼缘长度方向的削弱程度和沿腹板高度方向的削弱程度相同时,即 $b/L=d/h_w$ 时得到的峰值弯矩较为接近,而且两者骨架曲线的变化趋势也较为一致;当削弱程度小于 0.7 时,沿翼缘宽度方向削弱的阻尼器峰值弯矩最大,当削弱程度大于 0.7 时,沿长度方向削弱的阻尼器峰值弯矩最大。由图 7(d)~(h)可知,耗能铰阻尼器的承载能力随着 t_f 、 b_f 、 t_w 、 h_w 、 h 的增加而线性增加,当各参数的变化幅度相同时对峰值弯矩的影响程度由强到弱的排序是 h 、 t_f 、 b_f 、 h_w 、 t_w 。各模型的最大弯矩 M_{max} 及最大弯矩所对应的转角 φ_{max} 如表 3 所示。



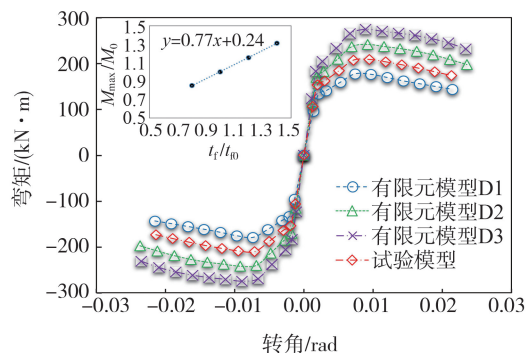
(a) 有限元模型 A1、A2、A3



(b) 有限元模型 B1、B2、B3



(c) 有限元模型 C1、C2、C3



(d) 有限元模型 D1、D2、D3

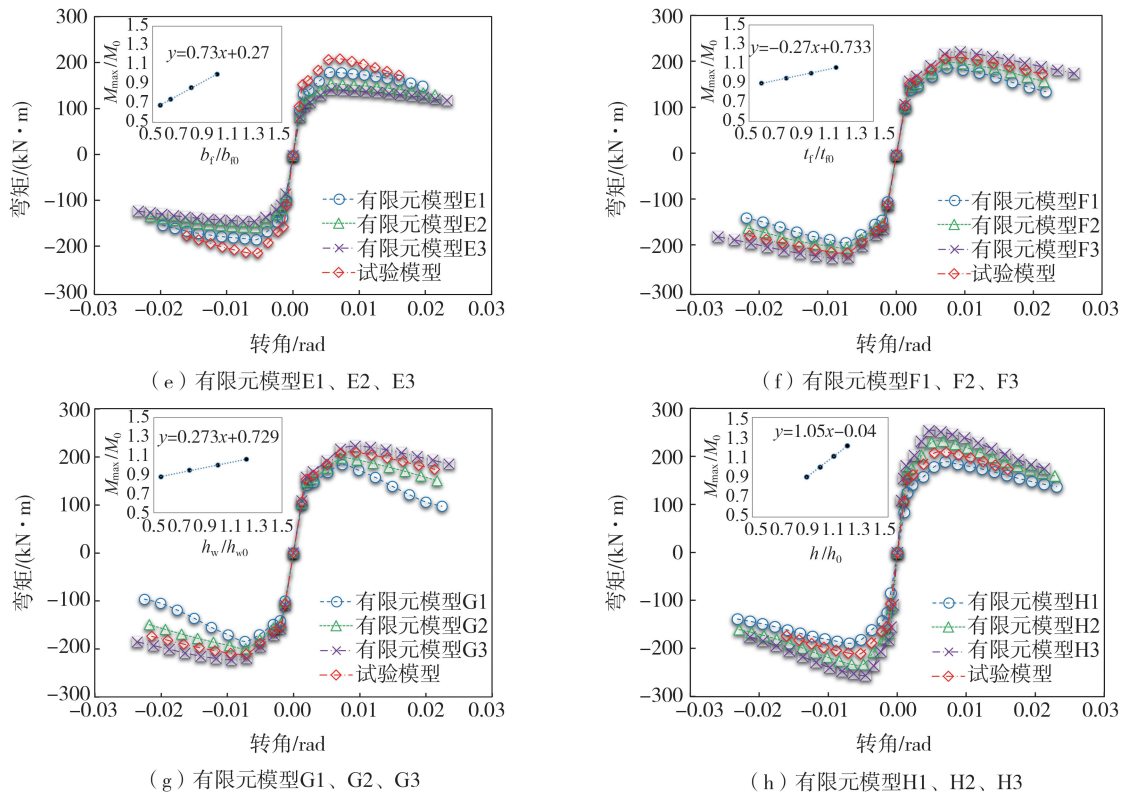


图7 各模型的骨架曲线

Fig. 7 Skeleton curves of models

本文采用位移延性系数^[19]来评价各阻尼器的延性,将荷载下降至峰值承载力85%时所对应的点定义为极限位移点,屈服点采用R.PARK方法确定^[20],各模型的极限转角 φ_u 和屈服转角 φ_y 如表3所示。弯矩-转角滞回曲线所包围的面积反映了阻尼器的耗能能力^[21],取弯矩下降至峰值的85%时各滞回曲线所围成的累积面积 E 作为耗能的代表值。计算得到各模型的延性系数 u 和累积耗能 E ,如表3所示。由表可知,各阻尼器的延性系数均大于4,延性较好,其中对翼缘进行削弱,对阻尼器延性的影响最大,削弱程度越大,延性系数越大,当 $2c/b_f=0.72$ 时,位移延性系数高达11.83。有限元模型E1、E2、E3在试验模型的基础上减小了翼缘的宽度,延性系数得到显著增加,均为11以上,由此可见减小翼缘的宽度和增大沿翼缘宽度方向的削弱程度都是提高构件延性的有效手段,然而这也会导致阻尼器的承载能力发生显著降低,因此设计时应该综合考虑;当承载力下降至峰值的85%时,有限元模型A3、D3、E3、F3的耗能均较大,说明将阻尼器沿翼缘宽度方向进行削弱、增加翼缘的厚度、减小翼缘的宽度和增加腹板的厚度均会显著提高阻尼器的耗能能力,其中有限元模型A3、E3耗能较大的原因主要是构件的延性较好,破坏的较为缓慢,即通过提高阻尼器的极限转角来增加耗能,而有限元模型D3、F3主要是通过提高阻尼器的弯矩,使滞回曲线的面积增大,耗能增加。综合考虑阻尼器的承载能力、延性和耗能能力,建议阻尼器沿翼缘宽度方向的削弱 $2c/b_f$ 可取0.4~0.6,沿翼缘长度方向的削弱 b/L 和沿腹板高度方向的削弱 d/h_w 可取0.3~0.5。

表3 各阻尼器模型抗震性能指标的对比

Table 3 Comparison of seismic performance indexes of damper models

模型编号	φ_y/rad	$M_y/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$\varphi_{\max}/\text{rad}$	$M_{\max}/(\text{kN}\cdot\text{m})$	φ_u/rad	$M_u/(\text{kN}\cdot\text{m})$	u	u/u_0	$E/(\text{kN}\cdot\text{m})$	E/E_0
试验模型	0.0025	159	0.0083	209.62	0.0218	178.18	8.72	1.00	187.56	1.00
有限元模型A1	0.0028	229	0.0086	284.99	0.0157	242.24	5.61	0.64	129.8	0.69
有限元模型A2	0.0027	192	0.0089	260.12	0.0164	221.10	6.07	0.70	163.47	0.87
有限元模型A3	0.0023	131	0.0076	166.36	0.0272	141.40	11.83	1.36	285.13	1.52
有限元模型B1	0.0025	162	0.0094	217.42	0.0236	184.81	9.44	1.08	246.95	1.32
有限元模型B2	0.0022	152	0.0084	200.75	0.0167	170.64	7.59	0.87	182.69	0.97
有限元模型B3	0.0024	156	0.0095	205.52	0.0193	174.69	8.04	0.92	147.5	0.79
有限元模型C1	0.0027	165	0.0094	218.43	0.0212	185.66	7.85	0.90	196.76	1.05
有限元模型C2	0.0024	153	0.0072	201.04	0.0184	170.88	7.67	0.88	144.62	0.77

续表

模型编号	φ_y/rad	$M_y/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$\varphi_{\max}/\text{rad}$	$M_{\max}/(\text{kN}\cdot\text{m})$	φ_u/rad	$M_u/(\text{kN}\cdot\text{m})$	u	u/u_0	$E/(\text{kN}\cdot\text{m})$	E/E_0
有限元模型 C3	0.0024	148	0.0073	193.40	0.0193	164.39	8.04	0.92	141.21	0.75
有限元模型 D1	0.0028	139	0.0074	178.51	0.0179	151.74	6.39	0.73	126.54	0.67
有限元模型 D2	0.0025	179	0.0092	241.90	0.0219	205.62	8.76	1.00	217.77	1.16
有限元模型 D3	0.0026	203	0.0089	274.77	0.0231	233.55	8.88	1.02	301.12	1.61
有限元模型 E1	0.0022	138	0.0074	180.53	0.0247	153.45	11.23	1.29	252.08	1.34
有限元模型 E2	0.0023	119	0.0076	155.02	0.0270	131.77	11.74	1.35	225.74	1.20
有限元模型 E3	0.0026	111	0.0077	142.05	0.0289	120.74	11.12	1.27	285.45	1.52
有限元模型 F1	0.0024	144	0.0073	187.87	0.0159	159.69	6.63	0.76	105.42	0.56
有限元模型 F2	0.0024	152	0.0072	198.71	0.0189	168.91	7.88	0.90	144.19	0.77
有限元模型 F3	0.0027	168	0.0093	222.01	0.0219	188.71	8.11	0.93	287.5	1.53
有限元模型 G1	0.0025	144	0.0073	183.94	0.0128	156.35	5.12	0.59	52.91	0.28
有限元模型 G2	0.0027	152	0.0072	198.35	0.0177	168.60	6.56	0.75	110.34	0.59
有限元模型 G3	0.0028	168	0.0093	222.59	0.0227	189.20	8.11	0.93	242.44	1.29
有限元模型 H1	0.0030	141	0.0093	189.06	0.0211	160.70	7.03	0.81	163.47	0.87
有限元模型 H2	0.0026	174	0.0077	232.63	0.0191	197.73	7.35	0.84	157.78	0.84
有限元模型 H3	0.0022	188	0.0061	254.50	0.0183	216.32	8.32	0.95	170.03	0.91

注:表中的 u_0 和 E_0 分别为试验模型的延性系数和累积耗能。

4 阻尼器骨架曲线计算

根据试验和数值模拟结果,耗能铰阻尼器的力学性能可以通过三折线模型描述,如图 8 所示。计算时假定阻尼器在受力过程中始终绕着销轴转动,T形耗能元件为轴心受力构件,忽略剪力影响,应变沿 T 形截面均匀分布。阻尼器的计算简图如图 9 所示。阻尼器在外力作用下产生的弯矩等于 T 形耗能元件所受的拉力和压力形成的力偶,计算时不考虑 T 形截面的削弱,假定力偶臂为 h' ,则阻尼器的屈服弯矩 M'_y 可按式(2)计算:

$$M'_y = Fh = f_y Ah' \tag{2}$$

式中: A 为未削弱的 T 形截面面积; f_y 为耗能元件所用钢材的屈服强度; h' 为 T 形耗能元件受拉、压所形成的力偶的力偶臂。

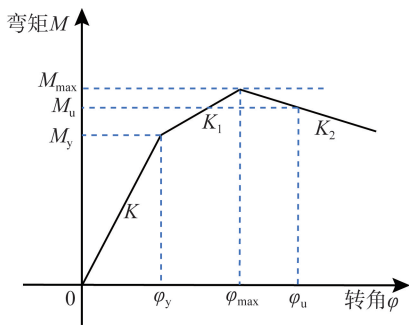


图 8 三折线模型

Fig. 8 Three-fold model

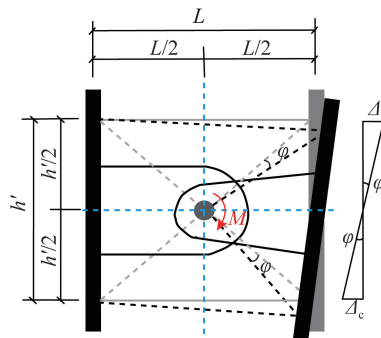


图 9 耗能铰阻尼器计算简图

Fig. 9 Calculation diagram of energy dissipation hinged damper

假定最大弯矩 $M'_{\max} = \alpha M'_y$, 接下来通过数值模拟结果对 M'_y 和 M'_{\max} 进行修正, 通过与 T 形截面面积及上下耗能元件距离有关的有限元模型 D、E、F、G、H 得到屈服弯矩和最大弯矩与 $Af_y h$ 的比值(弯矩比)约为 0.50 和 0.65, 如图 10 所示。由有限元模型 A、B、C 可知削弱程度对屈服弯矩和最大弯矩的影响如图 11 所示。图中的屈服弯矩比为各模型的屈服弯矩 M_y 与试验模型屈服弯矩 M_{y0} 的比值, 最大弯矩比为各模型的最大弯矩 M_{\max} 与试验模型最大弯矩 $M_{\max0}$ 的比值。综上所述, 修正后的屈服弯矩 M_y 和最大弯矩 M_{\max} 可按式(3)和式(4)计算。极限弯矩 M_u 取 $0.85M_{\max0}$ 。

$$M_y = 0.5Ahf_y \left(-1.71 \frac{2c}{b_f} + 2.04 \right) \left(-0.14 \frac{b}{L} + 1.06 \right) \left(-0.32 \frac{d}{h_w} + 1.14 \right) \tag{3}$$

$$M_{\max} = 0.65Ahf_y \left(-1.62 \frac{2c}{b_f} + 1.97\right) \left(-0.19 \frac{b}{L} + 1.09\right) \left(-0.36 \frac{d}{h_w} + 1.16\right) \quad (4)$$

式中: h 、 $2c/b_f$ 、 b/L 、 d/h_w 同第3节所述。

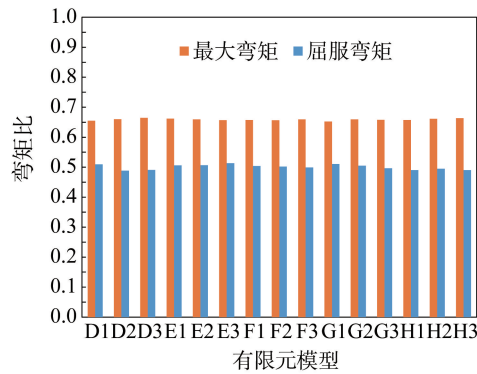


图10 数值模拟弯矩与计算弯矩的比值

Fig. 10 Ratio of numerical simulated bending moment to calculated bending moment

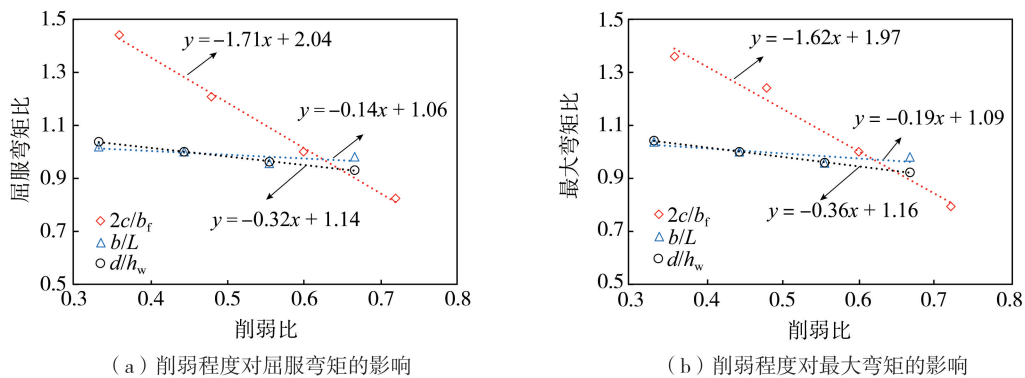


图11 削弱程度对承载能力的影响

Fig. 11 Influence of weakening degree on bearing capacity

由图9可知阻尼器的转角可按式(5)计算:

$$\varphi = \frac{\Delta}{h'/2} = \frac{F/(EA/L)}{h'/2} = \frac{2FL}{EAh'} = \frac{2\sigma L}{Eh'} \quad (5)$$

式中: Δ 和 F 分别为T形耗能元件的轴向变形和受到的拉(压)力; E 为T形耗能元件的弹性模量。

当阻尼器屈服时, $\sigma = f_y$,联立式(2)和式(5)可得未考虑截面削弱时阻尼器弹性阶段的初始刚度 K'_0 的计算公式,其表达式为

$$K'_0 = \frac{M_y}{\varphi_y} = \frac{EAh'^2}{2L} \quad (6)$$

在式(6)的基础上根据数值模拟结果得到阻尼器的初始刚度 K_0 、屈服后刚度 K_1 和下降段刚度 K_2 分别按式(7)~式(9)进行计算:

$$K_0 = \left(0.413 \frac{EAh^2}{2L} + 11750\right) \left(-1.07 \frac{2c}{b_f} + 1.66\right) \left(0.09 \frac{b}{L} + 0.99\right) \left(0.03 \frac{d}{h_w} + 0.97\right) \quad (7)$$

$$K_1 = \left(0.087 \frac{EAh^2}{2L} - 1052.9\right) \left(-1.06 \frac{2c}{b_f} + 1.6\right) \left(-0.42 \frac{b}{L} + 1.11\right) \left(0.55 \frac{d}{h_w} + 0.76\right) \quad (8)$$

$$K_2 = \left(-0.0192 \frac{EAh^2}{2L} - 156.02\right) \left(-6.14 \frac{2c}{b_f} + 4.91\right) \left(1.48 \frac{b}{L} + 0.48\right) \left(-0.28 \frac{d}{h_w} + 1.24\right) \quad (9)$$

进而,可得阻尼器达到屈服弯矩、最大弯矩和极限弯矩时所对应的转角的计算公式,如式(10)、式(11)和式(12)所示:

$$\varphi_y = \frac{M_y}{K_0} \quad (10)$$

$$\varphi_{\max} = \varphi_y + \frac{M_{\max} - M_y}{K_1} \tag{11}$$

$$\varphi_u = \varphi_{\max} + \frac{M_u - M_{\max}}{K_2} \tag{12}$$

采用式(3)~式(4)、式(7)~式(12)对表 2 中的 24 个阻尼器模型进行计算,得到的计算结果以及与数值模拟结果的对比如表 4 所示。由表可知,屈服弯矩和最大弯矩的计算误差均不超过 5%,误差较小;屈服时的转角计算误差的最大值是 12.43%,平均误差是 5.09%,阻尼器达到最大弯矩时所对应的转角的最大计算误差是 16.45%,平均误差是 6.92%,由于阻尼器翼缘屈曲后承载力开始下降,屈曲后下降路径较为离散,且计算极限转角 φ_u 时累积了最大弯矩 M_{\max} 和最大弯矩对应的转角 φ_{\max} 的计算误差,从而导致极限转角计算误差较大,平均误差为 22.15%。

表 4 计算结果与数值模拟结果的对比

Table 4 Comparison results of calculation and numerical simulation

模型编号	计算结果					计算误差/%				
	φ_y/rad	$M_y/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$\varphi_{\max}/\text{rad}$	$M_{\max}/(\text{kN}\cdot\text{m})$	φ_u/rad	φ_y	M_y	φ_{\max}	M_{\max}	φ_u
试验模型	0.002 5	161.65	0.007 9	208.99	0.016 1	1.69	1.67	4.24	0.30	26.10
有限元模型 A1	0.002 9	227.07	0.007 6	290.40	0.012 7	1.85	0.84	12.13	1.90	19.00
有限元模型 A2	0.002 7	194.36	0.009 2	249.69	0.015 3	0.53	1.23	2.88	4.01	6.92
有限元模型 A3	0.002 3	128.94	0.006 7	168.28	0.023 2	0.89	1.58	12.09	1.15	14.83
有限元模型 B1	0.002 6	164.14	0.008 2	213.33	0.017 9	4.26	1.32	12.88	1.88	24.09
有限元模型 B2	0.002 5	158.93	0.007 7	204.25	0.014 6	12.43	4.56	7.62	1.74	12.32
有限元模型 B3	0.002 4	156.44	0.008 3	199.91	0.014 4	0.49	0.28	12.02	2.73	25.65
有限元模型 C1	0.002 6	167.34	0.008 8	217.25	0.017 1	2.20	1.42	6.19	0.54	19.45
有限元模型 C2	0.002 4	155.44	0.007 2	199.97	0.015 3	1.48	1.59	0.58	0.53	16.82
有限元模型 C3	0.002 3	149.74	0.006 7	191.71	0.014 7	2.56	1.18	7.37	0.87	23.91
有限元模型 D1	0.002 5	137.88	0.007 8	178.25	0.015 9	12.09	0.81	5.44	0.15	11.34
有限元模型 D2	0.002 6	185.42	0.008 4	239.72	0.016 6	4.24	3.59	8.90	0.90	24.10
有限元模型 D3	0.002 7	209.19	0.008 5	270.45	0.016 8	2.20	3.05	4.42	1.57	27.12
有限元模型 E1	0.002 5	137.88	0.007 6	178.25	0.015 7	11.88	0.09	2.68	1.26	36.63
有限元模型 E2	0.002 4	118.86	0.007 6	153.67	0.015 6	3.44	0.12	0.50	0.87	42.32
有限元模型 E3	0.002 3	109.35	0.007 6	141.37	0.015 5	10.38	1.49	2.33	0.48	46.41
有限元模型 F1	0.002 5	144.53	0.007 7	186.86	0.015 8	3.59	0.37	4.52	0.54	0.69
有限元模型 F2	0.002 5	153.09	0.007 7	197.92	0.015 8	4.81	0.72	6.39	0.40	16.16
有限元模型 F3	0.002 6	170.21	0.008 2	220.05	0.016 4	4.93	1.31	12.01	0.88	25.09
有限元模型 G1	0.002 5	142.63	0.007 4	184.40	0.015 5	0.83	0.95	0.31	0.25	20.89
有限元模型 G2	0.002 5	152.14	0.008 0	196.69	0.016 1	6.95	0.09	10.62	0.84	8.84
有限元模型 G3	0.002 6	171.16	0.008 3	221.28	0.016 5	8.23	1.88	10.76	0.59	27.15
有限元模型 H1	0.002 7	145.48	0.009 4	188.09	0.018 3	9.87	3.18	1.44	0.52	13.09
有限元模型 H2	0.002 4	177.81	0.007 8	229.88	0.015 3	8.07	2.19	1.25	1.18	19.85
有限元模型 H3	0.002 2	193.98	0.007 1	250.78	0.014 1	2.25	3.18	16.45	1.46	23.01

注:计算误差=(计算结果-模拟结果)/模拟结果×100%。

为了进一步验证骨架曲线计算公式的正确性,另建 2 个有限元模型,模型的基本信息见表 5,表中各参数含义与表 2 一致。数值模拟结果与计算结果的对比见表 6。由表 5、表 6 可知,计算结果与模拟结果误差较小。设计时,可根据不同强度的地震作用对阻尼器的承载能力需求、刚度需求和变形需求,以及耗能元件削弱程度的建议取值,按骨架曲线计算公式反算阻尼器的几何尺寸,用于初步设计时阻尼器的尺寸估算。

表 5 验证模型的基本信息

Table 5 Basic information of the validation model

模型编号	L	b_f	h_w	b	c	d	t_f	t_w	b/L	$2c/b_f$	d/h_w	h
YZ1	450	200	70	250	60	31	12	10	0.56	0.60	0.44	400
YZ2	450	220	80	200	50	40	12	12	0.44	0.45	0.50	420

表6 验证模型计算结果与数值模拟结果的对比

Table 6 Comparison results of validation model calculation and numerical simulation

模型编号	结果及误差	φ_y/rad	$M_y/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$\varphi_{\max}/\text{rad}$	$M_{\max}/(\text{kN}\cdot\text{m})$	φ_u/rad
YZ1	模拟结果	0.0023	146.00	0.0073	189.76	0.0195
	计算结果	0.0024	144.79	0.0077	186.09	0.0146
	误差/%	5.0900	0.83	6.9200	1.93	24.9600
YZ2	模拟结果	0.0028	213.00	0.0087	280.28	0.0209
	计算结果	0.0026	219.36	0.0080	208.77	0.0201
	误差/%	5.3700	2.99	6.8200	0.18	3.7200

5 结论

本文在试验研究的基础上对 T 形截面钢制耗能铰阻尼器进行数值模拟和参数分析,对其抗震性能及力学模型展开研究,得到以下结论:

1) 耗能铰阻尼器的峰值承载力随着削弱程度的增大而降低,沿翼缘宽度方向进行削弱对阻尼器抗震性能的影响较大,沿翼缘长度方向和沿腹板高度方向削弱对阻尼器性能影响较小;耗能铰阻尼器的承载能力随着 t_f 、 b_f 、 t_w 、 h_w 、 h 的增加而线性增加,当各参数的变化幅度相同时对峰值弯矩的影响程度由强到弱依次为 h 、 t_f 、 b_f 、 h_w 、 t_w 。

2) 各阻尼器的延性系数均大于 4,延性较好,减小翼缘的宽度和增大沿翼缘宽度方向的削弱程度都是提高构件延性的有效手段,然而这也会导致阻尼器的承载能力发生显著降低。另外,可以通过增加阻尼器的延性和提高阻尼器承载能力 2 种手段来增加阻尼器的累积耗能,设计时综合考虑阻尼器的承载能力、延性和耗能能力,建议 $2c/b_f$ 可取 0.4~0.6, b/L 和 d/h_w 可取 0.3~0.5。

3) 屈服弯矩和最大弯矩的计算误差均不超过 5%,屈服弯矩对应的转角及最大弯矩对应的转角的平均误差分别为 5.09% 和 6.92%,骨架曲线的计算公式能够较好地反映阻尼器的力学行为,可根据不同地震强度对阻尼器的抗震性能需求,通过公式初步估算阻尼器的几何尺寸。

参考文献:

- [1] 高培楠, 邓扬, 李爱群, 等. 装配式混凝土框架结构连接节点抗震性能研究进展[J]. 工业建筑, 2021, 51(2): 171-185, 152.
GAO Peinan, DENG Yang, LI Aiqun, et al. Review on seismic performance of connection joints of prefabricated concrete frame structures[J]. Industrial Construction, 2021, 51(2): 171-185, 152. (in Chinese)
- [2] 张瀑, 鲁兆红, 淡浩. 汶川地震中预制装配整体结构的震害调查分析[J]. 四川建筑科学研究, 2010, 36(3): 129-133.
ZHANG Pu, LU Zhaohong, DAN Hao. The survey analysis of prefabricated structure in Wenchuan earthquake[J]. Sichuan Building Science, 2010, 36(3): 129-133. (in Chinese)
- [3] ZHOU X H, LIU J P, CHENG G Z, et al. New connection system for circular tubed reinforced concrete columns and steel beams[J]. Engineering Structures, 2020, 214: 110666.
- [4] 门进杰, 霍文武, 兰涛, 等. 带可更换构件的 RCS 混合框架结构受力特性及抗震设计方法[J]. 土木工程学报, 2020, 53(6): 42-52.
MEN Jinjie, HUO Wenwu, LAN Tao, et al. Mechanical behavior and seismic design method of RCS hybrid frame structure with replaceable components[J]. China Civil Engineering Journal, 2020, 53(6): 42-52. (in Chinese)
- [5] 侯光荣, 王绪续, 吕娜娜, 等. 新型装配式部分型钢混凝土框架梁柱节点抗震性能试验研究[J]. 建筑结构, 2018, 48(7): 27-32.
HOU Guangrong, WANG Xuxu, LV Nana, et al. Experimental study on seismic behavior of new prefabricated partial SRC frame beam-column joints[J]. Building Structure, 2018, 48(7): 27-32. (in Chinese)
- [6] 谢鲁齐, 吴京, 章锦洋, 等. 可更换耗能连接力学机理及变形性能研究[J]. 工程力学, 2020, 37(6): 186-195.
XIE Luqi, WU Jing, ZHANG Jinyang, et al. Study on the mechanical and deformation properties of replaceable energy dissipation connectors[J]. Engineering Mechanics, 2020, 37(6): 186-195. (in Chinese)
- [7] 谢鲁齐, 吴京, 章锦洋, 等. 基于可更换耗能连接的装配式混凝土梁柱节点力学性能试验研究[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2021, 51(1): 1-8.
XIE Luqi, WU Jing, ZHANG Jinyang, et al. Experimental study on mechanical property of precast concrete frame with replaceable energy dissipation connectors[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2021, 51(1): 1-8. (in Chinese)
- [8] 颜桂云, 黄冠骅, 滕军, 等. 装配式耗能减震节点连接中削弱型约束钢板阻尼器滞回性能试验[J]. 振动与冲击, 2021, 40(15): 98-106, 122.

- YAN Guiyun, HUANG Guanhua, TENG Jun, et al. Tests for hysteretic performance of weakened constrained steel-plate damper in prefabricated energy dissipation joints[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(15): 98-106, 122. (in Chinese)
- [9] 颜桂云, 袁宇琴, 郑莲琼, 等. 装配式钢质塑性可控铰抗震性能试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2022, 43(1): 86-94.
- YAN Guiyun, YUAN Yuqin, ZHENG Lianqiong, et al. Experimental study on seismic performance of plastic controllable prefabricated steel hinges[J]. *Journal of Building Structures*, 2022, 43(1): 86-94. (in Chinese)
- [10] 杨鉴, 许立英, 潘钦锋, 等. 装配式钢质铰连接节点中承载-耗能金属板滞回性能试验[J]. *应用基础与工程科学学报*, 2021, 29(1): 161-172.
- YANG Liu, XU Liying, PAN Qinfeng, et al. Experiment on hysteretic behavior of load-bearing and energy-dissipating metal plates in prefabricated joints connected by steel hinges[J]. *Journal of Basic Science and Engineering*, 2021, 29(1): 161-172. (in Chinese)
- [11] 叶建峰, 郑莲琼, 颜桂云, 等. 装配式可更换耗能铰滞回性能试验研究[J]. *工程力学*, 2021, 38(8): 42-54.
- YE Jianfeng, ZHENG Lianqiong, YAN Guiyun, et al. Experimental study on hysteretic performance of replaceable energy-dissipating prefabricated hinges[J]. *Engineering Mechanics*, 2021, 38(8): 42-54. (in Chinese)
- [12] 李祚华, 彭志涵, 齐一鹤, 等. 装配式RC梁柱塑性可控钢质节点抗震性能足尺试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2019, 40(10): 43-50.
- LI Zuohua, PENG Zhihan, QI Yihe, et al. Full-scale experimental study on seismic behaviors of plasticity controllable steel joint of prefabricated RC beam column[J]. *Journal of Building Structures*, 2019, 40(10): 43-50. (in Chinese)
- [13] 马哲昊, 张纪刚, 梁海志, 等. 装配式人工耗能塑性铰节点抗震性能试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2021, 42(7): 154-163.
- MA Zhehao, ZHANG Jigang, LIANG Haizhi, et al. Experimental study on seismic performance of prefabricated joint based on artificial dissipative plastic hinge[J]. *Journal of Building Structures*, 2021, 42(7): 154-163. (in Chinese)
- [14] 郑莲琼, 颜桂云, 魏常贵, 等. 钢质往复弯曲耗能铰滞回性能试验研究及理论分析[J]. *土木工程学报*, 2020, 53(12): 29-43.
- ZHENG Lianqiong, YAN Guiyun, WEI Changgui, et al. Experimental and numerical investigation of steel energy-dissipating hinge under cyclic loading[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2020, 53(12): 29-43. (in Chinese)
- [15] 魏常贵. 钢质往复弯曲耗能铰及其装配式新型节点抗震性能研究[D]. 福州: 福建工程学院, 2019.
- WEI Changgui. Seismic behaviour of steel energy-dissipating hinge and new type of assembly joint with steel energy-dissipating hinge [D]. Fuzhou: Fujian University of Technology, 2019. (in Chinese)
- [16] 谢鲁齐. 可更换耗能连接的受力机理及其装配式混凝土框架节点的抗震性能研究[D]. 南京: 东南大学, 2020.
- XIE Luqi. Research on the mechanism of replaceable energy dissipation connector and its seismic performance in precast concrete frame joint [D]. Nanjing: Southeast University, 2020. (in Chinese)
- [17] HU G X, HUANG W, XIE H Q. Mechanical behavior of a replaceable energy dissipation device for precast concrete beam-column connections[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2020, 164: 105816.
- [18] 汪训流, 陆新征, 叶列平. 往复荷载下钢筋混凝土柱受力性能数值模拟[J]. *工程力学*, 2007, 24(12): 76-81.
- WANG Xunliu, LU Xinzhen, YE Lieping. Numerical simulation for the hysteresis behavior of RC columns under cyclic loads[J]. *Engineering Mechanics*, 2007, 24(12): 76-81. (in Chinese)
- [19] 李升才, 朱旦, 周玲玲. 不同轴压比装配式RCS梁柱组合件抗震性能[J]. *地震工程与工程振动*, 2022, 42(4): 92-104.
- LI Shengcai, ZHU Dan, ZHOU Lingling. Seismic performance of precast RCS beam-column sub-assemblies with different axial compression ratios[J]. *Earthquake Engineering and Engineering Dynamics*, 2022, 42(4): 92-104. (in Chinese)
- [20] 李根. 边缘构件内型钢含钢率对高强混凝土中高剪力墙抗震性能影响试验研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2010.
- LI Gen. Experimental study on seismic behavior of high-strength concrete mid-rise shear wall with boundary component steel ratio [D]. Chongqing: Chongqing University, 2010. (in Chinese)
- [21] 陈伟宏, 王晨阳, 吴胜豪, 等. PC框架节点在地震作用下的破坏模式研究[J]. *地震工程与工程振动*, 2020, 40(3): 78-84.
- CHEN Weihong, WANG Chenyang, WU Shenghao, et al. Study on failure mode of PC frame joints under earthquake [J]. *Earthquake Engineering and Engineering Dynamics*, 2020, 40(3): 78-84. (in Chinese)