

doi:10.20189/j.cnki.CN/61-1527/E.202502010

粘滞人工可控塑性铰抗震性能分析

姚怡帆, 王 炜, 刘 渊, 高成强
(火箭军工程大学, 陕西 西安 710025)

摘 要: 为了满足建筑行业对可更换、可修复结构功能的需求, 设计了一种具有弯-剪解耦特性的装配式粘滞人工可控塑性铰, 该铰安装在预制钢筋混凝土 (Reinforced Concrete, RC) 框架梁上以实现对其性能控制。采用 ABAQUS 有限元软件建立了 13 个模型试件进行变幅低周往复加载, 探究了耗能钢板厚度、橡胶厚度、铰连接长度、耗能系统截面削弱率等因素对粘滞人工塑性铰的承载力、刚度、延性及耗能性能的影响规律。结果表明: 粘滞人工塑性铰连接滞回性能优异, 橡胶板有效延缓了耗能板的屈曲变形和塑性发展, 13 个试件延性系数均超过 13; 耗能钢板厚度对铰连接承载力及耗能能力提升最为显著, 但橡胶板厚度的增加对粘滞人工塑性铰抗震性能提升有限, 建议其与耗能钢板的厚度比取值为 2.5; 为兼顾人工可控塑性铰的有效承载和损伤集中功能, 建议耗能板截面削弱率取值不超过 50%; 耗能钢板厚度和铰连接长度可有效提升铰连接刚度, 可根据结构性能需求进行协调设计。

关键词: 可更换塑性铰; 有限元分析; 弯-剪解耦; 粘滞人工可控塑性铰; 抗震性能

中图分类号: U641

文献标志码: A

文章编号: 2097-2741(2025)02-089-13

Seismic Performance Analysis of Viscous Artificial Controllable Plastic Hinge

YAO Yifan, WANG Wei, LIU Yuan, GAO Chengqiang
(Rocket Force University of Engineering, Xi'an 710025, China)

ABSTRACT: A prefabricated viscous artificial controllable plastic hinge with bending shear decoupling characteristics was designed to satisfy the demand for replaceable and repairable structural functions in the construction industry. A hinge device was installed on precast RC (Reinforced Concrete) frame beams to achieve performance control of the frame structure. Using the ABAQUS finite element software for variable-amplitude low-cycle reciprocating loading, 13 model specimens were created to investigate the influence of factors such as the energy-dissipation steel plate thickness, rubber plate thickness, hinge connection length, and weakening rate of the energy-dissipation system cross-section on the bearing capacity, stiffness, ductility, and energy-dissipation performance of the viscous artificial plastic hinge. The results indicate that the viscous artificial

收稿日期: 2024-07-09

基金项目: 火箭军工程大学青年基金 (2023QN-B025)

第一作者: 姚怡帆 (1995—), 男, 讲师, 主要从事钢混组合结构研究。E-mail: yyf30727@163.com

引用格式: 姚怡帆, 王炜, 刘渊, 等. 粘滞人工可控塑性铰抗震性能分析[J]. 火箭军工程大学学报, 2025, 39 (2): 89-101. YAO Yifan, WANG Wei, LIU Yuan, et al. Seismic performance analysis of viscous artificial controllable plastic hinge[J]. Journal of Rocket Force University of Engineering, 2025, 39 (2): 89-101.

plastic hinge had excellent hysteresis performance, the rubber plates effectively delay the buckling deformation and plastic development of the energy dissipation plate, and the ductility factors of all the 13 specimens exceed 13. The thickness of the energy-dissipation steel plate significantly enhances the bearing capacity and energy dissipation of the hinge connection, whereas the increase in the rubber plate thickness has limited effects on the seismic performance of the viscous artificial plastic hinge. It is recommended that the thickness ratio of the rubber plate to the energy steel plate be set at 2.5. To balance the effective load-bearing and damage concentration functions of the artificially-controllable plastic hinge, the cross-section weakening rate of the energy-dissipation plate should not exceed 50%. The thickness of the energy-dissipation steel plate and the length of the hinge connection can effectively improve the stiffness of the hinge connection, which can be coordinated and designed according to the structural performance requirements.

KEYWORDS: replaceable plastic hinge; finite element analysis; bend shear decoupling; viscous artificial controllable plastic hinge; seismic performance

装配式钢筋混凝土 (Reinforced Concrete, RC) 框架结构具有质量优良、节能环保及建造效率高等优点,但同时也存在因节点连接性能不足而导致的抗震性能差、震中性能不可靠等问题^[1-5]。为了提高节点的抗震性能,国内外学者对可更换连接进行了大量研究,并取得重要研究成果。李柞华等^[6]测试了一种新型装配式 RC 梁柱塑性可控钢质节点,该节点由钢制节点模块、预制模块及阻尼模块组成,具有较好的滞回性能、较高的耗能和延性,节点破坏主要集中在阻尼器模块,避免了梁端混凝土弯曲破坏,实现了节点“塑性可控”。Ye 等^[7]设计了一种由钢筋混凝土、工字形钢连接器、支撑元件组成的新型混合梁柱连接,该连接可以减少接头处的应力集中效应,并达到与现浇试件相当的力学性能。胡高兴^[8]开发了一种带腹板开口的可更换短 H 形金属阻尼器,装置该阻尼器的预制节点在变形能力、耗能能力和抗震性能等方面均优于现浇节点。针对结构在震后修复困难的问题,魏常贵^[9]提出了一种装置于预制节点外伸梁段的钢质往复弯曲耗能铰,具有塑性可控、耗能性能好及可修复等优点。王晨^[10]通过试验研究了一种预制装配式梁端耗能铰节点,该节点通过销轴连接形成转动实铰,主要承载结构剪力及轴力,实铰周围采用螺栓连接钢板来承担弯矩,具有优秀的变形能力,但存在易疲劳损坏的问题。谢鲁齐等^[11]设计了一种可更换耗能的装配式节点,该节点将可更换耗能器装置在梁端以承担弯矩,销轴作为抗剪部件,能为结构提供稳定的承载力和转动能力,地震下的破坏模式为耗能连接的钢板断裂,且钢板替换后仍能保持优良

的性能。王其辉等^[12]设计的预制装配式可更换人工塑性铰,采用可更换翼缘连接板及抗剪耗能杆作为节点的“保险丝”,数值分析结果表明,铰节点变形主要集中在可更换翼缘连接板及抗剪耗能杆上,且具有较好的变形能力。马哲昊等^[13]设计了一种装配式人工消能塑性铰节点,该节点通过机械铰实现转动,铰上下位置安装钢板进行耗能,可实现节点破坏位置可控,且节点具有优越的变形和耗能能力。Shen 等^[14]提出了一种可更换剪切连接件,该变截面节点采用全螺栓连接。3 种截面形式的连接件塑性形变主要集中在耗能区,截面弱化会降低节点的耗能能力。综上所述,可更换连接可实现装配式结构的损伤可控,且具有整体性能好及变形优越的优点。预制梁柱节点的性能已经得到有效提升,但仍然存在连接锚固过程中使用大量的角钢,通常采用焊接连接到结构上,导致施工过程复杂且成本较高,存在节点耗能性能较弱且承载力不足等问题。

为了进一步提高可更换连接的抗震性能,本文基于 Huang 等^[15-19]研究的人工可控塑性铰连接 (Artificial Controllable Plastic Hinge, ACPH) 试验,设计一种弯-剪解耦的粘滞人工可控塑性铰 (Viscous Artificial Controllable Plastic Hinge, VACP-H),该铰连接通过在人工可控塑性铰的钢质耗能薄板上黏贴橡胶来提升其面内抗弯能力及耗能能力。粘滞人工可控塑性铰安装在距柱一段距离的 RC 梁上,通过控制钢制薄板及橡胶截面尺寸来改变铰连接的性能以实现对结构性能的控制。本文通过 ABAQUS 软件建立了粘滞人工可控塑性铰精细化有限元模型 (Finite Element Model,

FEM), 并采用人工塑性铰试验数据及现象验证了建模过程及参数的合理性; 基于精细化粘滞人工可控塑性铰数值模型, 探究节点破坏模式、工作机制、变形能力及耗能性能, 参数拓展研究薄板厚度、橡胶厚度、铰连接长度、耗能系统截面削弱率对铰连接滞回性能、承载能力、延性及耗能能力等抗震指标的影响规律, 给出了参数的合理取值, 为粘滞人工塑性铰梁柱节点的抗震性能设计奠定基础。

1 粘滞人工可控塑性铰连接构造

1.1 构造组成及装配过程

粘滞人工可控塑性铰主要由耗能系统和连接系统组成,其构造如图1所示。

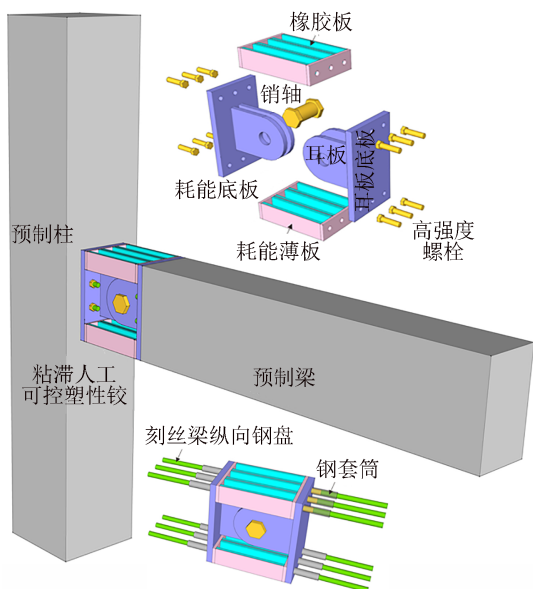


图 1 粘滞人工可控塑性铰构造

Fig. 1 Configuration of viscous artificial controllable plastic hinge

耗能系统由多个尺寸相同的耗能薄板与连接板焊接而成,在薄板一侧或者两侧黏贴橡胶,主要承担节点的弯矩;连接系统为由耳板与销轴组成的机械铰,主要承担节点的剪力及轴力。连接系统通过螺帽与刻丝的梁纵向钢筋连接,耗能系统采用高强度螺栓与预埋在RC梁构件内高强度套筒连接。在正常使用状态下,耗能薄板与橡胶板共同承担抗弯承载力,连接系统承担结构剪力及轴力;地震作用下,耗能薄板与橡胶板产生拉伸或压缩变形及集中结构主要变形,机械铰为结构提供充足的转动能力;震后耗能薄板发生大变形

或者撕裂破坏, 仅需拆卸螺栓便可实现铰连接的修复, 连接系统在整体工作过程中始终保持弹性, 确保结构的可修复性。

装配式粘滞人工可控塑性铰通过耗能系统及连接系统的分离实现弯-剪解耦,其受力机制如图2所示。耗能系统主要由可更换耗能薄板和橡胶组成,在荷载作用下,上部耗能板和橡胶承受拉应力,下部耗能板和橡胶承受压应力,拉应力及压应力分别与销轴中心形成力矩,主要为铰节点提供抗弯承载力;连接系统主要由销轴组成,销轴为一个机械铰,主要承载剪力及轴力。

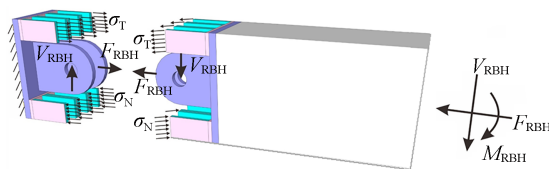


图2 粘滞人工可控塑性铰受力机制

Fig. 2 Schematic diagram of force mechanism for viscous artificial controllable plastic hinge

1.2 试件设计

粘滞人工可控塑性铰连接系统采用 Q345 钢, 可更换的耗能系统采用 Q235 钢和橡胶, 螺栓均采用 10.9 级高强度螺栓, 销轴采用 Cr40 合金结构钢。钢构件之间焊接均采用双面 II 级焊缝, 铰连接基本尺寸详情如图 3 所示。

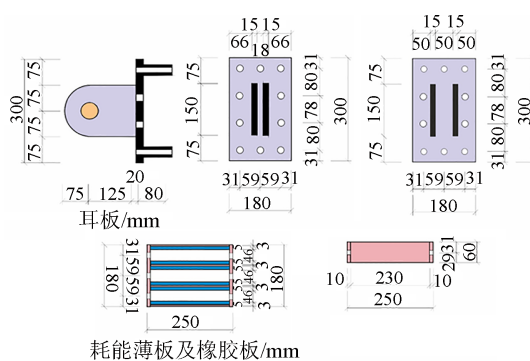


图3 试件290-3-5-0尺寸

Fig. 3 Detailed drawing of dimensions for specimen 290-3-5-0

2 有限元模型验证

2.1 粘滞人工可控塑性铰模型建立

利用 ABAQUS 软件建立 VACPH 的有限元模型, 模型中耳板、耗能薄板、橡胶板及螺栓均采用实体单元 C3D8R, 销轴采用铰连接器模拟。耳

板与耳板底板、耗能薄板与耗能底板、耗能薄板与橡胶板之间均采用“Tie”连接。耗能底板与耳板底板、螺栓与耗能底板、螺栓与耳板底板之间均采用接触属性中的摩擦接触，接触面法向行为采用“硬”接触，切向上为了真实模拟钢材之间的摩擦行为采用“罚”摩擦公式，摩擦系数取 0.33^[20]。模型中钢材采用 Cyclic Hardening 材料本构，弹性模量为 $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ ，泊松比为 0.3，其他参数如表 1 所示。橡胶采用 Mooney-Rivlin 材料本构，个体参数如表 2 所示。

表 1 钢材本构参数^[21]

Table 1 Steel material parameters^[21]

材料	厚度/mm	σ_0/MPa	Q_∞/MPa	b_{iso}	$C_{kin,1}/\text{MPa}$	γ_1
Q235B	3	263.32	21	1.2	6 013	173
	10	491.15	21	1.2	7 993	175
Q345B	15	436.53	21	1.2	7 993	175
	20	416.03	21	1.2	7 993	175
材料	$C_{kin,2}/\text{MPa}$	γ_2	$C_{kin,3}/\text{MPa}$	γ_3	$C_{kin,4}/\text{MPa}$	γ_4
Q235B	5 024	120	3 026	32	990	35
	6 773	116	2 854	34	1 450	29
Q345B	6 773	116	2 854	34	1 450	29
	6 773	116	2 854	34	1 450	29

注： σ_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_{iso} 为屈服面的变化率； γ_k 为随着塑性应变增加而变化的背应力的变化率； $C_{kin,k}$ 为背应力的最大变化值。

表 2 橡胶本构参数^[22]

Table 2 Rubber plate material parameters^[22]

材料	硬度/HS	C_{01}/C_{10}	C_{10}/Mpa	C_{01}/Mpa	D_1
橡胶	70	0.25	0.738 9	0.184 7	0

注： C_{01} 、 C_{10} 为 Mooney 材料系数，可以根据已有文献的回归数据得到； D_1 为体积模量。

为兼顾计算精度与效率，耗能薄板、耗能底板、橡胶板及螺栓采用 5 mm 的网格，耳板以及耳板底板采用 20 mm 网格。铰连接加载边界条件与人工塑性铰节点试验一致，如图 4 所示。底部耦合在参考点 RP-1 上，并限制 3 个方向的转角与平动，加载梁端部耦合在参考点 RP-2 上，并施加位移荷载幅值，加载制度如图 5 所示。

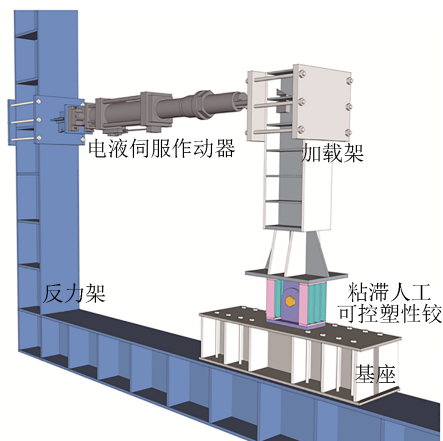


图 4 边界条件

Fig. 4 Boundary condition

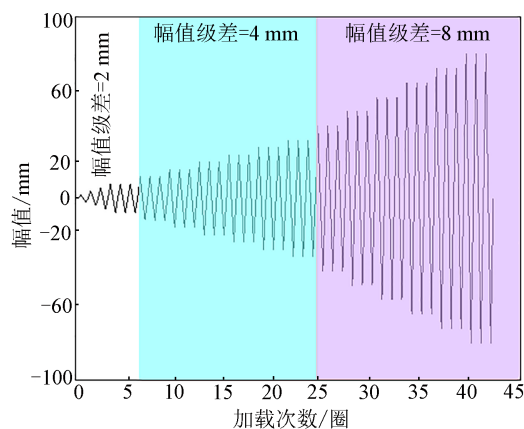


图 5 加载制度

Fig. 5 Loading system

2.2 粘滞人工可控塑性铰模型验证

采用以上建模参数及方法对前期人工可控塑性铰连接试验中的 ACPH-A00、ACPH-A25 和 ACPH-A50 3 个试件进行数值模拟，试件 ACPH-A00 参数与本文所提粘滞人工塑性铰的不同点是铰连接上未贴橡胶板，试件 ACPH-A25 与 ACPH-A50 参数均是在试件 ACPH-A00 的基础上将耗能薄板截面面积分别削弱 25%、50%。3 个试件的滞回曲线如图 6 所示。其中，位移表示梁端部加载的距离， θ 表示层间角位移，其数值等于端部加载距离除以梁端部到根部的距离。可以看出，人工可控塑性铰连接模型滞回曲线与试验滞回曲线吻合较好，且除了试件 ACPH-A50 的试验屈服位移处的荷载与有限元模拟的数值误差为 18.79% 之外，其他试件误差均在 5% 以内。其原因为试件 ACPH-A50 相较于试件 ACPH-A00 的耗能薄板面积削弱 50%，在试验中，耗能薄板更易产生平面外屈曲，而有限元模拟中耗能薄板处于理论变形

状态。对比结果表明, 本文有限元建模方法的边界条件、材料参数及各部件间的接触较合理, 可用于粘滞人工可控塑性铰数值分析。

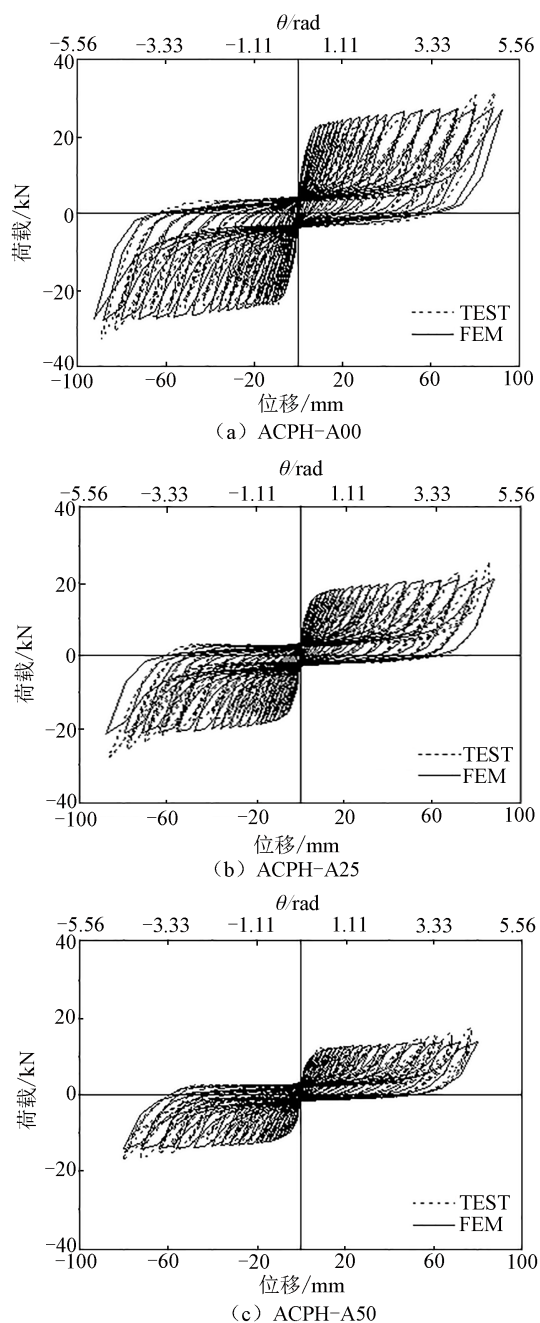


图 6 人工可控塑性铰连接模型滞回曲线对比

Fig. 6 Comparison of the ACPH hysteresis curves

3 粘滞人工可控塑性铰连接抗震性能分析

3.1 荷载位移曲线

利用验证后的建模方法对粘滞人工可控塑性铰连接的抗震性能进行数值分析, 由于仅在人工

可控塑性铰连接的耗能板上粘贴橡胶, 故所用加载制度、边界条件等设置均不变。图 7 为粘滞人工塑性铰连接 (试件 290-3-20-0) 及人工塑性铰连接 (试件 290-3-0-0) 滞回曲线及骨架曲线。

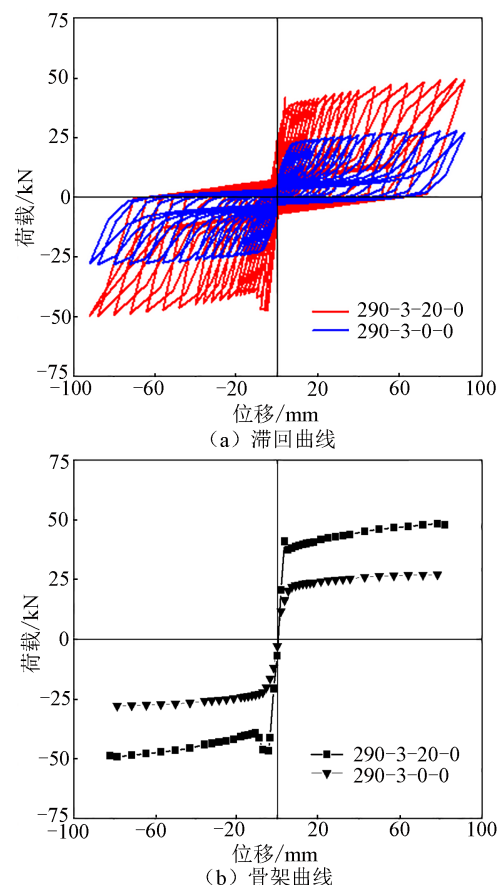


图 7 不同铰模型分析曲线

Fig. 7 Curves of the VACPH finite element analysis

由图 7 可以看出, 粘滞人工塑性铰连接与人工塑性铰连接的滞回曲线呈类似的发展趋势, 两者的滞回环均表现为反“Z”型, 钢耗能板仍为人工塑性铰滞回性能的控制因素。在弹性阶段, 荷载-位移曲线基本呈线性发展。随着位移荷载的增加, 人工塑性铰中钢板首先受压屈曲进入屈服状态, 从而使铰连接整体产生转动变形。粘滞人工塑性铰连接所用的橡胶板, 有效延缓了耗能板的压屈, 耗能板平面内刚度得到提升, 且粘滞铰连接的初始刚度及屈服荷载相较于人工塑性铰连接有显著提升。在弹塑性阶段, 粘滞人工塑性铰连接的承载力稳定上升, 在整个加载过程中未出现明显下降, 说明橡胶板的加入有效提高了人工塑性铰连接的承载能力。此外, 粘贴了橡胶板的粘滞人工塑性铰连接滞回曲线饱满程度有所改善, 提高了粘滞铰连接的耗能能力。

3.2 承载力及延性分析

模型采用 R.Park 法确定试件的屈服点, 屈服承载力为 V_y , 屈服位移为 D_y 。试件在破坏前荷载始终处于增长趋势, 因此, 试件的峰值与极限荷载、位移位于滞回曲线的同一点, 极限荷载为 V_u , 极限位移为 D_u , μ 为延性系数, 其值为极限位移与屈服位移之比。由表 3 模型特征荷载可知, 粘滞人工塑性铰连接具有更加优越的承载能力和变形能力。与试件 290-3-0-0 相比, 粘贴橡胶板后的铰连接 290-3-20-0 的屈服承载力和延性系数分别提升了 98.66% 和 83.36%。

表 3 模型特征荷载

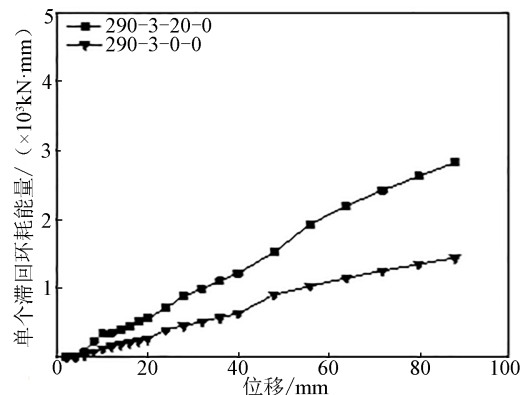
Table 3 Model characteristic load

试件编号	加载方向	D_y/mm	V_y/kN	D_u/mm	V_u/kN	μ
290-3-0-0	正	8.0	27.63	88	27.63	11.00
	负	8.0	28.29	88	28.29	11.00
	平均	8.0	27.96	88	27.96	11.00
290-3-20-0	正	4.0	49.36	88	49.36	22.00
	负	4.8	50.01	88	50.01	18.33
	平均	4.4	49.69	88	49.69	20.17

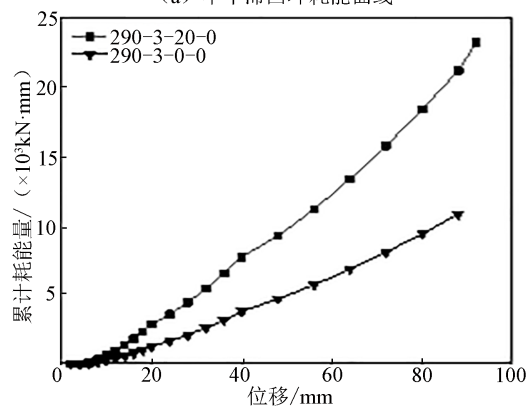
3.3 耗能能力分析

试件耗能能力可通过滞回曲线的包络面积以及等效粘滞阻尼比等指标来衡量, 本文通过单滞回环面积、累积耗能以及等效粘滞阻尼比 3 个指标对粘滞人工塑性铰连接的耗能能力进行分析, 图 8 为粘滞人工可控塑性铰模型分析曲线。由图 8 (a) (b) 可知, 在整个位移加载过程中, 两试件的滞回环面积随位移稳定增长, 且粘贴了橡胶板的粘滞人工塑性铰滞回环面积及增长速率均大于人工塑性铰, 相较于试件 290-3-0-0, 试件 290-3-20-0 的累积耗能提高了 115%; 试件 290-3-0-0 在位移加载至 50 mm 后, 由于其塑性损伤的累积, 耗能能力受到影响, 从而导致滞回面积的增长速率出现了明显下降。而试件 290-3-20-0 的滞回环面积稳定增长, 且增长速率即使在大变形阶段仍未出现明显下降。以上现象主要由于橡胶板的工作参与, 使得粘滞人工塑性铰连接具有更加优越且稳定的耗能能力。

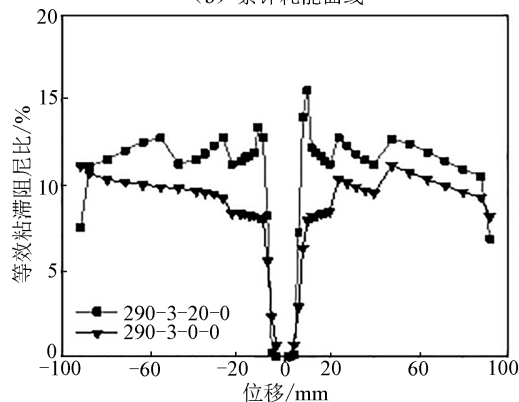
由图 8 (c) 可知, 人工塑性铰连接的等效阻尼比随正负向位移加载差异不大, 在循环往复荷载下具有稳定的阻尼耗能特性; 耗能板粘贴橡胶



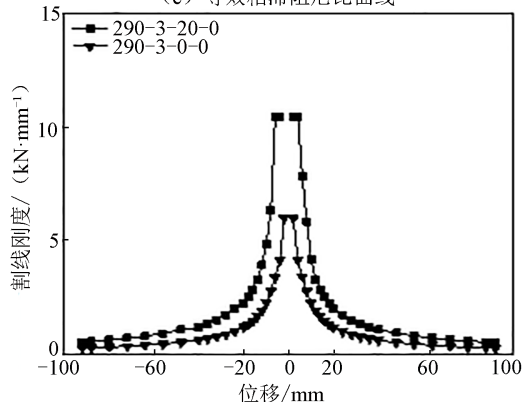
(a) 单个滞回环耗能曲线



(b) 累计耗能曲线



(c) 等效粘滞阻尼比曲线



(d) 割线刚度曲线

图 8 粘滞人工可控塑性铰模型分析曲线

Fig. 8 Curves of the VACPH finite element analysis

板后, 人工塑性铰的等效粘滞阻尼比得到了明显

提升。

平面内的稳定性, 提高了铰连接的刚度。

3.4 刚度分析

刚度是结构抵抗变形的能力, 结构随着荷载增加进入弹塑性阶段后, 刚度会发生退化。采用割线刚度 K_i 来表示试件的刚度, 具体公式为

$$K_i = \frac{|+F_i| + |-F_i|}{|+X_i| + |-X_i|}$$

式中: $+F_i$, $-F_i$, $+X_i$, $-X_i$ 分别为第 i 次正、负向峰值荷载及其对应的位移。

由图 8 (d) 可知, 粘滞人工塑性铰连接具有更高的初始刚度, 相比于原人工塑性铰连接, 其初始刚度提高了 74%, 并且随着位移荷载的增加, 试件 290-3-20-0 的初始刚度均高于试件 290-3-0-0, 表明在耗能板上粘贴橡胶板有效提升了耗能板

4 粘滞人工可控塑性铰连接参数分析

为进一步研究不同参数下粘滞人工塑性铰的力学行为和抗震性能, 基于验证后的有限元模型对粘滞人工塑性铰连接进行参数拓展分析。考虑了影响粘滞人工塑性铰连接滞回性能的主要参数: 耗能钢板厚度、橡胶板厚度、人工塑性铰长度以及耗能系统截面削弱率。以试件 290-3-20-0 为例, 其数值含义分别为: 290 为铰连接长度; 3 为耗能钢板厚度; 20 为橡胶板厚度; 0 表示耗能系统截面削弱率为 0%。表 4 给出了粘滞铰连接试件特征荷载, 采用 R.Park 法确定试件的屈服点。

表 4 VACPH 模型特征荷载
Table 4 Characteristic load of VACPH model

试件	D_y/mm	$D_y - \text{mean}$	V_y/kN	$V_y - \text{mean}$	D_p/mm	$D_p - \text{mean}$	V_p/kN	$V_p - \text{mean}$	D_u/mm	$D_u - \text{mean}$	V_u/kN	$V_u - \text{mean}$	μ	μ_{mean}
290-3-20-0	4.00	4.40	41.77	44.64	88.00	88.00	49.36	49.69	88.00	88.00	49.36	49.69	22.00	20.17
	4.80		47.51		88.00		50.01		88.00		50.01		18.33	
290-6-20-0	5.62	5.67	95.54	96.05	16.00	16.00	107.40	107.61	92.00	92.00	90.01	91.47	16.37	16.23
	5.72		96.56		16.00		107.84		92.00		92.92		16.08	
290-9-20-0	6.82	6.70	151.11	150.15	14.00	15.00	170.22	170.97	88.00	90.00	140.06	138.77	12.90	13.45
	6.57		149.18		16.00		171.71		92.00		137.47		14.00	
290-6-5-0	4.23	4.24	75.98	75.97	7.11	7.50	79.04	79.81	92.00	92.00	67.78	68.86	21.75	21.70
	4.25		75.96		7.89		80.58		92.00		69.93		21.65	
290-6-10-0	4.28	4.56	76.59	79.43	6.00	7.00	82.62	87.12	92.00	90.00	70.04	73.72	21.50	19.86
	4.83		82.27		8.00		91.61		88.00		77.39		18.22	
290-6-15-0	5.33	5.43	91.03	90.84	6.00	6.00	93.35	95.20	92.00	92.00	78.06	79.15	17.26	16.95
	5.53		90.65		6.00		97.05		92.00		80.24		16.64	
250-6-5-0	4.09	4.39	91.28	92.44	4.80	10.40	95.71	100.78	92.00	92.00	80.37	81.15	22.49	21.06
	4.69		93.59		16.00		105.85		92.00		81.92		19.62	
200-6-5-0	4.56	4.25	106.96	105.97	10.00	10.00	112.62	112.89	92.00	92.00	91.80	93.43	20.18	21.80
	3.93		104.98		10.00		113.16		92.00		95.06		23.41	
290-6-5-25	3.60	3.72	77.36	74.45	3.60	4.20	77.36	77.71	88.00	88.00	63.27	63.01	24.44	23.71
	3.83		71.54		4.80		78.06		88.00		62.75		22.98	
290-6-5-50	4.20	4.08	55.70	55.37	6.00	6.00	60.84	60.33	88.00	88.00	53.86	52.49	20.95	21.62
	3.95		55.04		6.00		59.81		88.00		51.12		22.28	
290-6-5-75	6.47	6.52	36.34	35.65	12.00	14.00	43.94	43.11	88.00	88.00	35.91	35.17	13.60	13.51
	6.56		34.96		16.00		42.27		88.00		34.43		13.41	

注: 表中 D 代表位移, V 代表荷载, 相应的下标 y 、 p 和 u 分别代表屈服、峰值和极限状态; μ 为延性系数, 其值为极限位移与屈服位移之比; mean 代表平均值, 如 D_y 为屈服位移, $D_y - \text{mean}$ 为屈服位移平均值。

4.1 耗能钢板厚度影响

不同钢板厚度模型分析曲线如图 9 所示。由图 9 (a) 可以看出, 钢板厚度对粘滞人工塑性铰滞回曲线的形状具有显著的影响; 随着钢板厚度从 3 mm 增加至 9 mm, 滞回曲线的饱满程度明显提升, 表现出更强的承载能力和耗能能力; 耗能钢板粘贴橡胶板后, 钢板厚度对人工塑性铰连接的滞回性能仍起决定性作用。

由图 9 (b) 可以看出, 钢板厚度对粘滞人工塑性铰连接承载能力的影响十分明显, 随着钢板厚度的增加, 节点屈服荷载、峰值荷载及极限荷载均有明显的提升, 其中试件 290-9-20-0 和 290-6-20-0 的承载力峰值较试件 290-3-20-0 分别提升了 282.99% 和 141.08%; 当钢板厚度大于 6 mm 时, 粘滞人工塑性铰连接在达到峰值荷载后出现短暂下降, 随后很快趋于平缓。在位移加载至极限状态时, 不同钢板厚度的粘滞人工塑性铰均未出现明显的承载力下降现象。

由图 9 (c) 可以看出, 铰连接的初始刚度随着钢板厚度的增加而提升; 随着钢板厚度从 3 mm 增加至 9 mm, 试件 290-6-20-0 和 290-9-20-0 的初始刚度分别较试件 290-3-20-0 提升了 79.06% 和 152.94%; 在加载初始阶段, 3 种不同厚度的钢板节点刚度退化趋势基本一致, 进入弹塑性阶段后,

具有较厚钢耗能板的粘滞人工塑性铰连接刚度退化速率较快, 但试件 290-6-20-0 和 290-9-20-0 在整个加载过程中仍具有较高的刚度。

由图 9 (d)、(e) 可以看出, 钢板厚度对粘滞铰连接的耗能能力影响显著; 随着钢板厚度的增加, 试件 290-6-20-0 和 290-9-20-0 的最大单圈滞回环耗能量相较于试件 290-3-20-0 分别提高了 398.28% 和 928.72%; 当位移荷载加载至结束, 试件 290-6-20-0 和 290-9-20-0 的总累计耗能量相比于试件 290-3-20-0 分别增加了 298.20% 和 670.09%。

由图 9 (f) 可以看出, 铰连接等效粘滞阻尼比随钢板厚度的增加有明显提升; 试件 290-9-20-0、290-6-20-0 和 290-3-20-0 的最大等效阻尼比分别为 31.20、27.38 及 14.49; 试件 290-9-20-0 和 290-6-20-0 的最大等效阻尼比相较于试件 290-3-20-0 分别提高了 115.26% 和 88.91%。

4.2 橡胶板厚度影响

不同橡胶板厚度模型分析曲线如图 10 所示。由图 10 (a)、(b) 可以看出, 各橡胶板厚度下的荷载-位移曲线轮廓基本相似, 随着橡胶板厚度的增加, 铰连接滞回曲线的饱满程度略有提升; 橡胶板对人工塑性铰连接的承载能力有较为显著的提升, 当人工塑性铰耗能板粘贴 5 mm 橡胶板后,

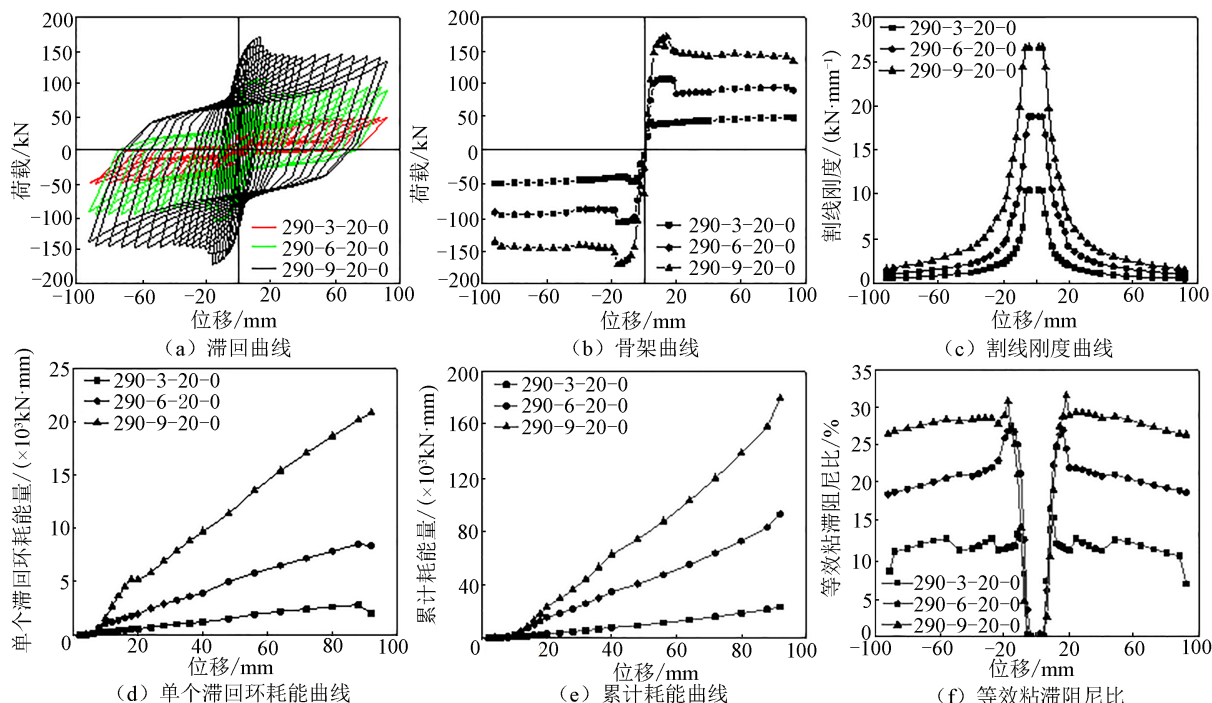


图 9 不同钢板厚度模型分析曲线

Fig. 9 FEM data with various energy dissipation steel plate thicknesses

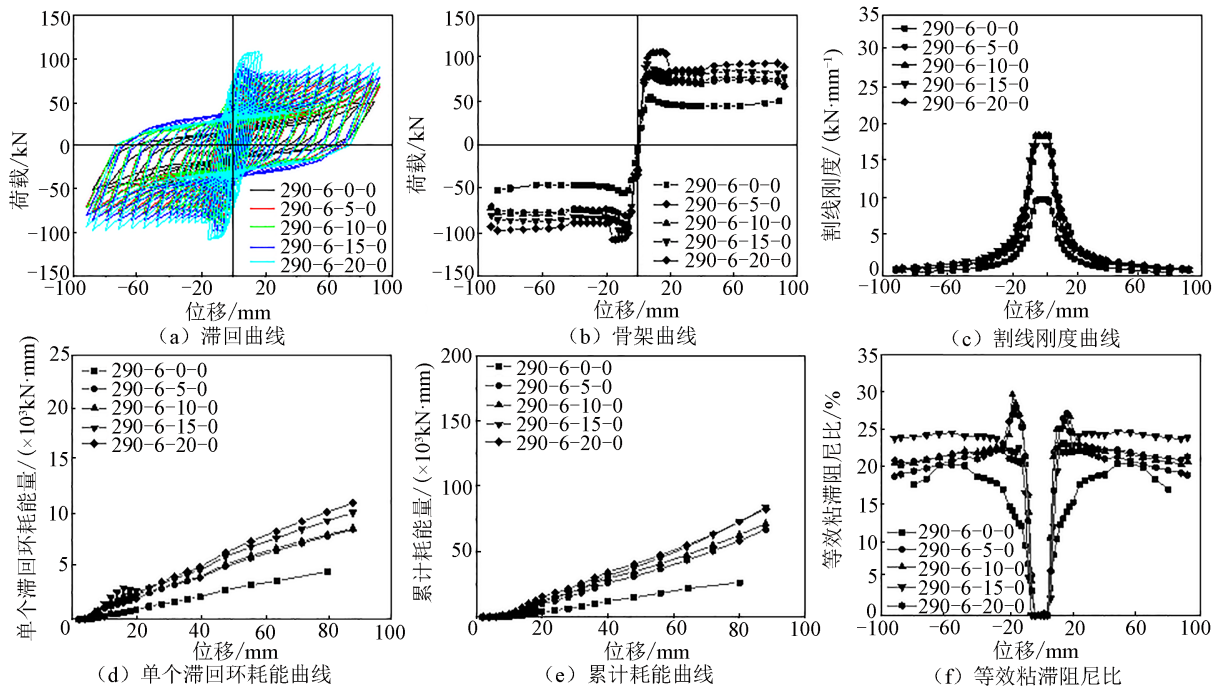


图 10 不同橡胶板厚度模型分析曲线

Fig. 10 FEM data with various rubber plate thicknesses

相较于原人工塑性铰 290-6-0-0, 试件 290-6-5-0 的峰值承载力提高了 45.26%; 而橡胶板厚度对粘滞人工塑性铰承载力的提升程度相对有限, 当橡胶板厚度从 5 mm 增加至 15 mm 时, 粘滞人工塑性铰峰值承载力能够提升 18.71%; 当橡胶板厚度为 20 mm 时, 铰连接恢复力在达到峰值后发生明显下降, 在大变形阶段与其他橡胶板厚度的铰连接承载力相近。这是因为橡胶对铰节点的承载力提升显著, 但是橡胶与耗能板长细比略大, 在达到峰值荷载后, 随着耗能板变形量的增加, 橡胶对耗能薄板的侧向约束有限, 因此, 铰节点承载力会迅速下降。

由图 10 (c) 可以看出, 粘滞铰连接的初始刚度在人工塑性铰粘贴橡胶板后有明显提升, 但橡胶板厚度对粘滞人工塑性铰刚度影响并不明显, 随着橡胶板厚度从 5 mm 增加至 20 mm, 其初始刚度基本一致。此外, 刚度随着位移的增加, 其退化曲线也基本重合。

由图 10 (d)、(e) 可以看出, 粘贴橡胶板的铰连接单滞回环耗能量随位移增大呈线性增加, 该现象是由于橡胶板对钢耗能板的保护作用使得耗能板的屈服点显著提高; 相较于铰连接 290-6-0-0, 粘贴橡胶板后粘滞人工塑性铰连接 (试件 290-6-5-0) 的最大单个滞回环耗能量提升了 90.47%, 累计耗能提升 60.41%; 当橡胶板厚度从

5 mm 增加至 20 mm 时, 粘滞人工塑性铰连接最大单滞回环耗能量提升了 27.94%, 累计耗能提升了 19.23%。

由图 10 (f) 可以看出, 粘贴橡胶板的粘滞人工塑性铰连接的阻尼耗能能力均高于原人工塑性铰连接 (试件 290-6-0-0), 表明橡胶板可有效改善人工塑性铰的阻尼耗能特性。此外, 粘滞人工塑性铰的阻尼特性并未随橡胶板厚度增加而线性提升, 当橡胶板厚度过大时, 则出现了粘滞人工塑性铰粘滞阻尼比下降的现象, 试件 290-6-20-0 在加载至屈服位移后, 等效阻尼比随位移增加呈明显下降趋势, 且小于其他厚度的粘滞人工塑性铰连接。

综上所述, 粘贴橡胶板可以有效提升人工塑性铰的承载力及阻尼耗能特性, 但增加橡胶板厚度对节点滞回性能的提升较为有限, 因此橡胶厚度不宜过大, 建议与钢耗能板厚度比为 2.5 左右。

4.3 粘滞人工可控塑性铰长度

不同铰连接长度模型分析曲线如图 11 所示。图 11 (a)、(b) 可以看出, 随着铰长度降低, 粘滞人工塑性铰滞回曲线的饱满程度及承载力均有明显提升, 其中试件 250-6-5-0 和 200-6-5-0 承载力峰值相较于试件 290-6-5-0 分别提升 26.62% 及 41.66%, 累计耗能分别提升 44.45% 和 107.98%。由图 11 (c) ~ (f) 可以看出, 随着人工塑性铰长

度降低, 铰连接的初始刚度及等效阻尼比均有改善。以上现象主要是由于粘滞人工塑性铰连接产生单位转角时, 耗能板越短则需要产生更大的塑性变形, 导致耗能板及橡胶板产生更大的应力, 使得耗能量快速增长, 并具有更大的转动刚度。

4.4 耗能系统截面削弱率

不同耗能系统截面削弱率模型分析曲线如图 12 所示。由图 12 (a)、(b) 可以看出, 耗能板截面削弱率对铰连接的承载能力有较为明显的影响。随着耗能系统截面削弱率增加, 滞回曲线的饱满

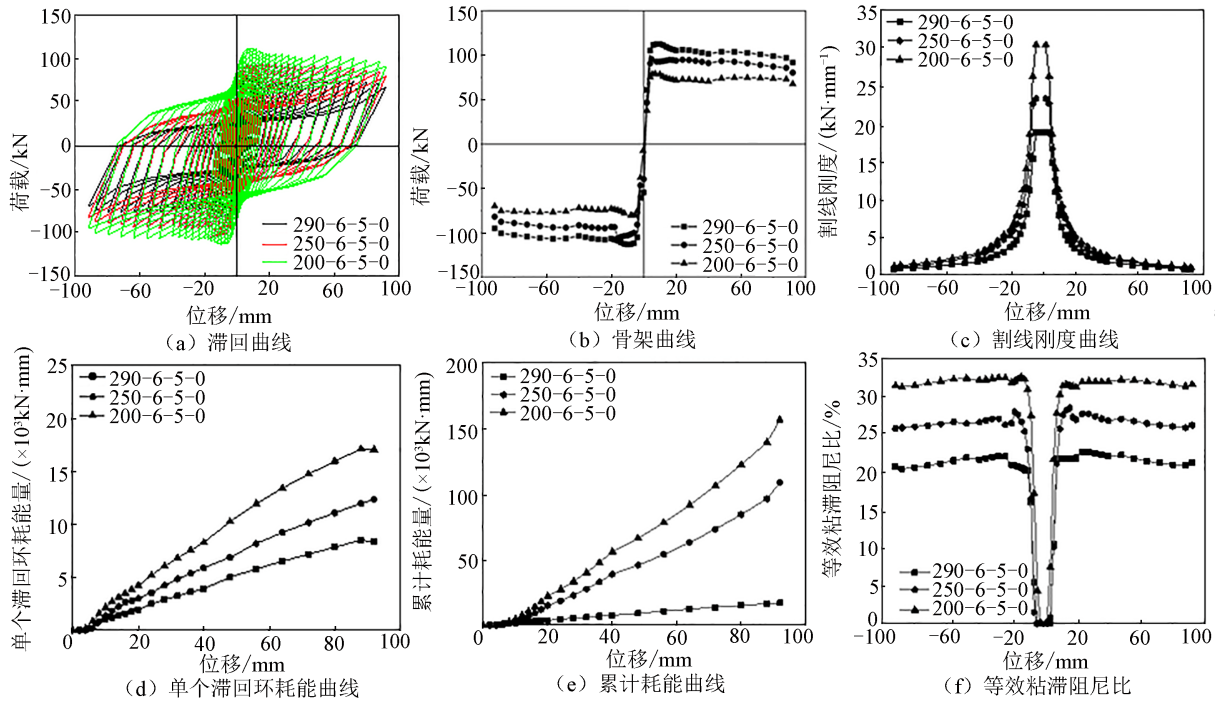


图 11 不同铰连接长度模型分析曲线

Fig. 11 FEM data with various hinge connection lengths

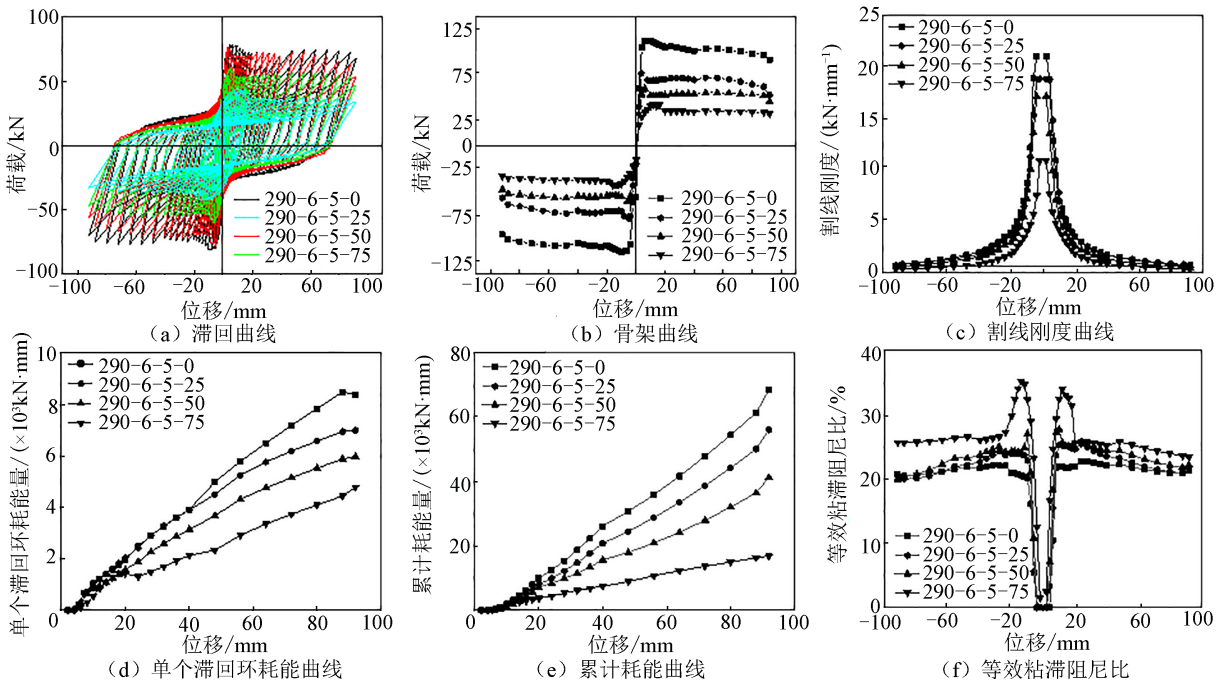


图 12 不同耗能系统截面削弱率模型分析曲线

Fig. 12 FEM data of cross-section weakening rates of various energy dissipation system

耗能板截面的削弱使得铰连接更加容易发生屈服, 提前进入塑性变形阶段。此外, 由图 12 (c) 可以看出, 当有效截面占比为 50%~100% 时, 由于橡胶板的保护作用, 铰连接的初始刚度下降较为缓慢, 当有效截面占比为 25% 时, 初始刚度发生了显著下降, 该现象表明钢耗能板作为铰连接的主要受力构件, 其截面削弱率不宜过低, 建议不超过 50%。

由图 12 (d) ~ (f) 可以看出, 粘滞人工塑性铰的单滞回环耗能量及累计耗能均随着截面削弱程度的增加而降低, 而截面削弱率对粘滞人工塑性铰等效粘滞阻尼比影响并不大, 除了试件 290-6-5-75 具有较大粘滞阻尼比外, 其余试件的等效粘滞阻尼比-位移曲线基本一致。

5 结论

本文基于人工可控塑性铰抗震试验研究, 提出了一种弯-剪解耦的装配式粘滞人工可控塑性铰, 通过数值模拟对比了其人工可控塑性铰的性能, 并研究分析了不同橡胶板厚度、钢板厚度、耗能板截面削弱率、铰连接长度对其抗震性能的影响, 主要结论如下。

1) 相比于 ACPH, 所提的 VACPH 具有更加优越的滞回性能。粘贴橡胶板使得耗能板的压屈得到有效延缓, VACPH 的承载力显著提升, 其屈服承载力和延性系数分别提升了 98.66% 和 83.36%。此外, 橡胶板使得人工塑性铰的刚度及耗能能力得到明显改善, 其初始刚度及累计耗能分别提升了 74% 和 115%。

2) VACPH 在拉、压状态下, 除试件 250-6-5-0 峰值承载力差值最大为 9.57%、290-6-10-0 为 10.88% 外, 其余试件均在 3.8% 以内, VCPH 转动角度可超过 3 倍抗震设防大震层间位移角, 延性系数均超过 13, 表明 VACPH 在往复荷载作用下具有稳定滞回性能和优越变形能力。

3) 耗能钢板厚度仍为影响 VACPH 滞回性能的决定性因素, 随着耗能钢板厚度的增加, VACPH 的承载力及滞回曲线饱满程度显著提升。当耗能钢板厚度从 3 mm 提升至 9 mm 时, 其承载力峰值及累计耗能量分别提升了 282.99% 和 298.20%。同时, 等效粘滞阻尼比随厚度增加而显著提升, 表现出更好的阻尼性能。因此, 增厚钢

板是提升铰连接性能的有效方式。此外, 耗能板截面削弱程度可同样作为调整 VACPH 抗震性能的手段, 建议削弱率不超过 50%。

4) 橡胶板有效改善了 VACPH 的初始刚度、承载能力及阻尼耗能特性, 但橡胶板厚度的增加对 VACPH 抗震性能提升有限, 过厚的橡胶板则可能造成材料性能过剩, 其与耗能钢板的厚度比建议取值为 2.5。

5) VACPH 长度对试件的初始刚度、承载能力及耗能能力均有较为显著的影响。随铰连接长度从 290 mm 减至 200 mm, 试件的承载力峰值及累计耗能分别提升了 41.66% 和 107.98%, 可见铰连接的长度需要满足承载力和变形性能需求进行验算设计。后续研究可给出铰连接长度的设计计算方法和不同性能需求下的取值范围。

参考文献

- [1] JIANG Z Q, LI S H, LIU X C, et al. Influence of bolts on seismic performance of earthquake-resilient prefabricated sinusoidal corrugated web steel beam-column joints[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 172: 106214.
- [2] 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.
LYU X L, WU D Y, ZHOU Y. State-of-the-art of earthquake resilient structures[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(2): 1-15.
- [3] 张爱林, 程魁魁, 姜子钦, 等. 可恢复功能装配式开洞槽钢梁柱节点力学性能及受力机理研究[J]. 工业建筑, 2020, 50(3): 29-35.
ZHANG A L, CHENG K K, JIANG Z Q, et al. Research on mechanical properties and stress mechanism of earthquake resilient prefabricated opening-web channel beam-column joints[J]. Industrial Construction, 2020, 50(3): 29-35.
- [4] ZHANG Y X, LI Q G, ZHUGE Y, et al. Experimental study on spatial prefabricated self-centering steel frame with beam-column connections containing bolted web friction devices[J]. Engineering Structures, 2019, 195: 1-21.
- [5] 冯世强, 杨勇, 薛亦聪, 等. 预制装配式混合框架屈曲约束狗骨式节点抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(1): 59-68.
FENG S Q, YANG Y, XUE Y C, et al. Experimental study on seismic performance of prefabricated hybrid joints with buckling-restrained dog-bone steel beam[J]. Journal of Building Structures,

- 2022, 43(1): 59-68.
- [6] 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 Z H, PENG Z H, QI Y H, 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.
- [7] YE M, JIANG J, CHEN H M, et al. Seismic behavior of an innovative hybrid beam-column connection for precast concrete structures[J]. Engineering Structures, 2021, 227: 111436.
- [8] 胡高兴. 可更换耗能连接的装配式 RC 梁柱节点及结构抗震性能研究[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2022: 1-221.
- HU G X. Seismic Performance of precast RC beam-column joints and prefabricated frame structures with replaceable energy dissipation connection [D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2022: 1-221.
- [9] 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: 1-179.
- WEI C G. 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: 1-179.
- [10] 王晨. 预制装配梁端钢板耗能铰节点及其弱梁强柱框架抗震性能[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2016: 23-36.
- WANG C. Seismic performance of prefabricated beam-to-column connection with hinge and energy-dissipating plates and the weak beam strong column frames[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2016: 23-36.
- [11] 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 L Q, WU J, ZHANG J Y, 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.
- [12] 王其辉, 刘继明, 尚育卿, 等. 预制装配式可更换人工塑性铰滞回性能分析[J]. 青岛理工大学学报, 2023, 44(2): 51-60.
- WANG Q H, LIU J M, SHANG Y Q, et al. Hysteretic behavior analysis of prefabricated replaceable artificial plastic hinge[J]. Journal of Qingdao University of Technology, 2023, 44(2): 51-60.
- [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 Z H, ZHANG J G, LIANG H Z, 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.
- [14] SHEN L, WU X M, LI X L, et al. Experimental study on seismic performance of variable cross section replaceable link[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2024, 212: 108262.
- [15] HUANG H, LI M, YUAN Y J, et al. Theoretical analysis on the lateral drift of precast concrete frame with replaceable artificial controllable plastic hinges[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 62: 105386.
- [16] YUAN Y J, HUANG H, YE Y X, et al. Performance coordination design method applied to replaceable artificial controllable plastic hinge for precast concrete beam-column joints[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 47: 103863.
- [17] HUANG H, LI M, ZHANG W, et al. Seismic behavior of a friction-type artificial plastic hinge for the precast beam-column connection[J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2022, 22(4): 201.
- [18] HUANG H, LI M, YUAN Y J, et al. Experimental research on the seismic performance of precast concrete frame with replaceable artificial controllable plastic hinges[J]. Journal of Structural Engineering, 2023, 149(1): 846-854.
- [19] YUAN Y J, WANG W D, HUANG H. Deformation mechanism analysis of steel artificial controllable plastic hinge in prefabricate frame[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 201: 107735.
- [20] 孙香红, 袁玉杰, 张卓, 等. 零初始索力自复位耗能器的工作性能分析[J]. 工程设计学报, 2018, 25(5): 607-616.
- SUN X H, YUAN Y J, ZHANG Z, et al. Working performance analysis of zero initial cable tension self-resetting energy dissipation devices[J]. Chinese Journal of Engineering Design, 2018, 25(5): 607-616.
- [21] 石永久, 王萌, 王元清. 循环荷载作用下结构钢材本构关系试验研究[J]. 建筑材料学报, 2012, 15

- (3): 293-300.
- SHI Y J, WANG M, WANG Y Q. Experimental study of structural steel constitutive relationship under cycle loading[J]. Journal of Building Materials, 2012, 15(3): 293-300.
- [22] 左亮. 机车车辆中常用橡胶件的有限元分析[D]. 成都: 西南交通大学, 2008: 1-92.
- ZUO L. Finite element analysis of common rubber components used in locomotive and vehicle[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2008: 1-92.
- (编辑: 于福兴)

《火箭军工程大学学报》中文摘要写作示例

根据《学术论文编写规则》(GB/T 7713.2—2022)摘要写作要求,中文摘要的字数原则上应当与论文中成果的多少相适应,在一般情况下,报道性摘要以400字左右、报道/指示性摘要以300字左右、指示性摘要以150字左右为宜。《火箭军工程大学学报》中文摘要通常采用报道性摘要,字数以400字左右为宜。为有效规范期刊中文摘要写作,我们拟制了写作示例,供广大作者借鉴参考。示例如下:

燃气透平冲击冷却的射流孔形状优化方法及验证

摘要:为降低双层壁结构中冲击冷却的横流效应和提升射流的穿透能力,提出了射流孔形状优化方法。将横流干涉射流问题简化为射流柱的绕流问题,采用非均匀有理B样条曲线对圆柱形射流柱参数化,进行拉丁超立方抽样、MATLAB平台中有限元分析工具箱流场求解、神经网络代理模型构建以及遗传算法优化,建立了冲击冷却射流孔形状优化方法;采用RANS方法,结合SST $k-\omega$ 湍流模型,以平板阵列射流冲击模型为对象,对比分析了圆柱形射流孔和流线形射流孔的流动特性与换热特性。结果表明:与圆柱形射流孔相比,流线形射流孔具有低的绕流阻力和较强的射流穿透能力,其射流偏转情况获得改善,射流冲击的滞止点位置较圆柱形射流孔的更靠近几何滞止点,验证了射流孔形状优化方法的有效性;流线形射流结构的靶面换热效果明显增强,在所计算的横流比为0.3~0.9时,其面平均 Nu 数提高了6.78%~15.55%;在横流比为0.3、0.5时,靶面换热取决于倾斜的射流冲击和上游涡的强对流换热,流线形射流孔以其较小的绕流阻力能获得更好的冲击冷效和促进上游涡的产生;在横流比为0.7、0.9时,射流明显偏转,靶面换热取决于射流和横流的冲刷作用,此时流线形射流孔以较大的冲击角度要略优于圆柱孔结构;结合换热效果和压力损失,流线形射流孔的热性能因子增幅为2.31%~9.83%。提出并验证了冲击冷却射流孔形状优化方法的可靠性,为燃气透平叶片传热优化提供了一定的参考。

《火箭军工程大学学报》编辑部

二〇二五年四月