رفتار چرخهای اتصالات تیر به ستون مجهز به میراگرهای کمانشتاب

یاشار غلامی^۱، بهزاد شکستهبند^{ا*}

۱- گروه مهندسی عمران، دانشگاه صنعتی ارومیه، ارومیه، ایران، b_shekastehband@uut.ac.ir

چکیدہ

كلمات كليدي

اتلافگر انرژی، رفتار چرخهای، میراگر کمانش تاب، تغییر شکل پلاستیک، شکل پذیری.

۱– مقدمه

پس از زلزلههای نورتریج در سال ۱۹۹۴ و کوبه در سال ۱۹۹۵، به دلیل خرابیهای غیرمنتظرهٔ اتصالات جوشی در سازه-های فولادی، مشخص شد که اتصالات خمشی کاملاً جوشی دارای اشکالات ذاتی هستند. راه حلهای متعددی برای مشکل اتصالات قابهای خمشی با هدف دور کردن مفاصل پلاستیک از بر ستون-ها پیشنهاد شدند. در این میان، راه حلهای دیگری مبتنی بر مفاهیم اتلاف انرژی نیز پیشنهاد شدند که در آنها نیازی به ایجاد ممان خمشی پلاستیک در تیرها نمی باشد. برای این منظور از سیستمهای کنترل آسیب^۱ در اتصالات استفاده می شود که در طراحی با استفاده از این سیستمها، تمرکز اصلی آسیب بر روی عناصر سازه ای موسوم به فیوزهای سازه ای است که برای تعمیر به راحتی تعویض می شوند و اجزای اصلی سازه به گونه ای طراحی می شوند که الاستیک باقی مانده و یا تغییر شکل های غیرالاستیک ایجاد شده در آنها جزئی باشد. سیستمهای تمرکز اصلی آسیب بر روی عناصر سازه ای موسوم به زنبوری^۲ [۴]، متداول ترین سیستمهای اتلاف انرژی هستند که برای جذب انرژی ورودی لرزهای و محافظت از اعضای اصلی سازه ای عمل می کنند. از دیگر سیستمهای اتلاف انرژی می توان به میراگرهای اصطکاکی^۳ [۵] تیرهای پیوند عمودی با عملکرد برشی [۶]،

به عنوان یک جایگزین مناسبی، اتلاف انرژی لرزهای از طریق عناصر اتصالات نیمهصلب در طی دو دههٔ اخیر مورد توجه ویژهای قرار گرفته است. کاربرد میراگرهای شکافدار^۶ در این اتصالات به اوایل دههٔ ۲۰۰۰ میلادی بر میگردد. ON و همکاران [۱۰] در بررسی رفتار لرزهای اتصالات تیر به ستون مجهز به میراگرهای شکافدار، که به صورت عمودی به بال تحتانی تیر متصل بودند، سهم مناسب این سیستمها را در کنترل آسیب نشان داد. این مفهوم توسط محققان دیگری مانند Köken و Köken [۱۱] و Saffar و همکاران [۲۲]، مورد استفاده قرار گرفت. نتایج حاکی از ظرفیت بالای اتلاف انرژی این سیستمها بود .گونهای از این سیستمها که به نام میراگر هیبریدی به عنوان ترکیبی از میراگر اصطکاکی و میراگر نوار فولادی شناخته میشوند، نیز ساخته شدهاند. نتایج آزمایشگاهی در مورد رفتار چنین سیستمهایی را میتوان در مطالعات De و همکاران [۱۳] مشاهده نمود. برخی از انواع دیگر میراگرهای شکافدار، از جمله میراگرهای جعبهای شکل [۱۴]، و میراگرهای شکافدار بلوکی [۱۵] برای کاربرد به عنوان مهاربندهای زانویی یا مورب بین طبقات ساخته شدهاند. از نظر مفهومی، یکی از مطالعات خوب در زمینهٔ کاربرد میراگرهای شکافدار در اتصلات تیر به ستون تحت اثر بارهای لرزهای، کار هیه ولای میراگر استا این در این مهروم، تی کاربرد به عنوان مهاربندهای اتصال تیر به ستون دارای شیارهای با اشکال مختلف هستند. بر اساس نتایج، هندسه شیارها نه تنها ظرفیت باربری بلکه رفتار میراگرهای میراگرهای شکاف دار، از جمله میراگرهای محلاق و Shekastehbade از این مهروم، تی استاب های مورد استفاده در زانویی یا مورب بین طبقات ساخته شدهاند. از نظر مفهومی، یکی از مطالعات خوب در زمینهٔ کاربرد میراگرهای شکاف دار در اتصالات میرا مین میروی نود این میراهای لرزهای، کار تعلی و Shekastehbade از این مفهوم، تی استاب های مورد استفاده در میمانیکی مانند شکلپذیری و سختی را نیز تغییر داده است.

بر اساس نتایج عددی و آزمایشگاهی، میراگرهای شکافدار قبل از ایجاد تسلیم کامل، دچار کمانش برشی/خمشی میشوند [۱۰ و [۱۶] همچنین، کرنش پلاستیکی تجمعی فراتر از کرنش گسیختگی مصالح لینکها، از انتقال مناسب نیروهای لرزهای به ستونها جلوگیری کرده و میتواند پاسخ کل ساختمان را به خطر بیندازد. روشهای پیشنهادی برای کاهش این مشکل، شامل افزایش ضخامت بال تیاستابها و استفاده از فولاد پرمقاومت برای کاهش آسیب پلاستیک است [۱۶]. یکی از جالبترین روشها برای این منظور، استفاده از میراگرهای کمانشتاب^۷ (BRD) در اتصالات تیر به ستون می باشد. ۱۶۲ و OI (۱۷] سیستم کنترل آسیب تیاستاب با میراگر ورق فولادی کمانشتاب را ارائه کردند. Tagawa و همکاران [۱۸] میراگرهای میلهای کمانشتاب را، که در یک بلوک بین بال تحتانی تیر و ستون مهار شدهاند، برای اتلاف انرژی در هنگام زلزله پیشنهاد نمودند. Png و همکاران [۱۹] به بررسی استفاده از ورق های کمانشتاب قابل تعویض برای اتلاف انرژی در اصالات تیر به ستون درختی پرداختند. کمانش بالقوهٔ ورقها توسط زبانههای برشی های کمانشتاب قابل تعویض برای اتلاف انرژی در اتصالات تیر به ستون درختی پرداختند. کمانش بالقوهٔ ورقها توسط زبانه های برشی

- ¹ Damage-control system
- ² Honeycomb dampers
- ³ Friction damper
- ⁴ Rocking systems
- ⁵ Self-centering post-tensioned systems

⁶ Slit dampers

⁷ Buckling restrained dampers

اتلاف گر انرژی را دارند. نتایج نشان دادند که با افزایش میزان پهنای انتهای تیر، میزان مقاومت سازه افزایش پیدا کرده است. همچنین در نظر گرفتن سختی کم برای این اتصالات تأثیر بسزایی روی رفتار این اتصالات میگذارد و رفتار آن را تحت تأثیر قرار میدهد. Peng و همکاران [۲۰] رفتار اتصال تیر به ستون فولادی مقاوم در برابر زلزله با یک لولای مکانیکی^۱ و یک جفت ورق فولادی کمانش تاب برای کنترل آسیب لرزهای سازه-های فولادی را مورد بررسی قرار دادند. لولای مکانیکی برای تحمل نیروی برشی و ورقهای فولادی کمانشتاب که به بالهای تیر با پیچ متصل میشوند برای انتقال ممان خمشی مورد استفاده قرار میگیرند. اتلاف انرژی اتصال از طریق تغییرشکل محوری غیرالاستیک ورقهای فولادی تامین میشود. Munkhunu و همکاران [۲۱] از مهاربندهای زانویی کمانشتاب برای پخش پلاستیسیته در انتهای تیر اتصالات خمشی صلب استفاده نمودند. پیکربندی مهاربند زانویی باریک مورد استفاده متشکل از یک میله هستهٔ فولادی و لولهٔ مهار کننده کمانش میباشد. از مزایای لولههای مهارکننده کمانش میتوان به اجرای نسبتاً ساده برای سهولت ساخت و کاهش وزن در مقایسه با مهارکنندههای کمانشتاب مهار شده در ملات اشاره کرد. شایان ذکر است که در سالهای اخیر میراگرهای کمانشتاب دیگری نظیر میراگرهای هیبریدی [۲۲] و میراگرهای ترکیبی اصطکاکی [۳۲] توسعه در سالهای اخیر میراگرهای کمانشتاب دیگری نظیر میراگرهای هیبریدی [۲۲] و میراگرهای ترکیبی اصطکاکی [۳۲] توسعه

با وجود تحقیقاتی که در مورد میراگرها در اتصالات تیر به ستون انجام شده است، مطالعات در مورد طراحی و عملکرد میراگرهای کمانش تاب اتصال تیر به ستون کافی نیست. نوآوری اصلی این تحقیق در تحلیل مقایسهای دو پیکربندی هندسی متمایز از میراگرهای کمانش تاب —بهویژه میراگر لوله در لوله (TTTD) و ورق قوسی مهار شده در زیر ورق (IAPD) — که بهطور خاص بر روی اتصالات تیر به ستون اعمال می شوند، نهفته است. پژوهش حاضر درک جامعی از چگونگی تأثیر این اشکال نوآورانه بر رفتار هیسترزیس، اتلاف انرژی و عملکرد کلی اتصال تحت شرایط بارگذاری زلزله ارائه می دهد. پیکربندیهای لوله در لوله و ورق قوسی مزایای مکانیکی منحصر به فردی را ارائه می دهند که در زمینه میراگرهای کمانش تاب بهطور گستردهای مورد مطالعه قرار نگرفتهاند. این تحقیق با مقایسه نظاممند این دو طراحی، خلاً موجود در ادبیات علمی را پر کرده و به دانش بنیادی لازم برای بهینه سازی کاربردهای BRD کمک می کند. کاربرد این نوع میراگر بهویژه در اتصالات تیر به ستون نوآورانه است، چرا که بیشتر تحقیقات موجود عمدتاً بر روی کاربرد اصلی سازهای را فراهم می آورد. از سوی دیگر، میراگرهای پیشنهادی مزایان معلی در زمینه موثر این میراگر در اتصالات اجزای میراگرها در مهاربندها متمرکز شدهاند. رویکرد هدفمند حاضر امکان درک بهتری از چگونگی ادغام مؤثر این میراگر در اتصالات اجزای میراگرها در مهاربندها متمرکز شدهاند. رویکرد هدفمند حاضر امکان درک بهتری از چگونگی ادغام مؤثر این میراگر در اتصالات اجزای میراگرها در مهاربندها متمرکز شدهاند. رویکرد هدفمند حاضر امکان درک بهتری از چگونگی ادغام مؤثر این میراگر در اتصالات اجزای میاره سازه ای را فراهم می آورد. از سوی دیگر، میراگرهای پیشنهادی مزایای عملی در زمینه نصب و نگهداری نسبت به برخی سیستم-میراگرها در مهاربندها متمرکز شده در این معالی زمان است، چرا که بیت نور از ایرای این میراگر در اتصالات اجزای میراگرها در مهارمای می قرد. از سوی دیگر، میراگرهای پیشنهادی مزایای عملی در زمینه نصب و نگهداری نسبت به برخی سیستم-میراگرها در موانری مینور در این میراگر مای و هزینههای ساخت شود. در این مقاله، برای ایجاد اطمینان بیشتر از کاربرد استه میراگر می ایشت تیر به ستون با GRها انجام می شود. بنابراین، اهداف اصلی تحقیق به شرح زیر میناشد.

• پتانسیل استفاده از BRDها در اتصالات قاب خمشی ویژه به عنوان منبع اصلی اتلاف انرژی و با هدف تأمین الزامات AISC 341-22 [۲۴]؛

 بررسی تأثیر پارامترهای مهم شامل ضریب مقاومت فولاد مورد استفاده در میراگر نسبت به تیر و مساحت سطح مقطع میراگرها برای تعیین تأثیر هر یک از این متغیرها در عملکرد سازهای اتصالات تیر به ستون و انتخاب بهینهترین آنها موثر بر رفتار سازه.

۲- روش مطالعه

۲-۱ - مدلهای مورد مطالعه

برای بررسی رفتار اتصال تیر به ستون فولادی با BRDهای مختلف در طول زلزله، زیرسازهٔ تیر-ستون مطابق شکل ۱ (ب) که از یک سازهٔ قاب فولادی نمونه در شکل ۱ (الف) بیرون کشیده شده است، در نظر گرفته می شود. همان گونه که در مقدمه اشاره گردید، مدلهای در نظر گرفته شده را می توان به دو گروه از اتصالات دسته بندی کرد که عبارتند از: اتصال با میراگر ورق قوسی مهار شده در

¹ Mechanical hinge

زیر ورق (JAPD) و اتصال با میراگر لوله در لوله (JTTD). جزئیات اتصالات در شکل ۲ نشان داده شده است. مطابق شکل، برای هر مدل، تیر با استفاده از یک اتصال دهندهٔ تیاستاب به ستون در بال فوقانی متصل میشود و به یک اتصال-دهندهٔ BRD بین بال تحتانی تیر و بال ستون مجهز شده است. برای تأمین مقاومت برشی مناسب اتصالات، در مدلها از ورق برشی استفاده شده و مدلها در نوع اتصال دهندهٔ مورد استفاده متفاوت هستند. انتظار میرود که میراگرهای پیشنهادی برخی از عیوب سایر میراگرها نظیر میراگر ورق فولادی کمانشتاب از جمله، آسیب پذیری ناشی از تمرکز تنش، خستگی مصالح، ظرفیت محدود اتلاف انرژی و قیود طراحی را نداشته باشند. شایان ذکر است که میراگرهای ورق فولادی به صورت *I* شکل بوده و همین موضوع، پتانسیل آسیب ناشی از تمرکز تنش و خستگی مصالح را در آنها افزایش میدهد. از سوی دیگر دارای محدودیت اتلاف انرژی هستند.



شکل ۱- (الف) یک سازهٔ قابی نمونه؛ (ب)- زیرسازهٔ مورد استفاده برای بارگذاری چرخهای لرزهای.



(ب)

شکل ۲- اتصالات تیر به ستون با میراگرهای کمانش تاب: الف- JAPD؛ ب- JTTD.

در مدل TTD، یک انتهای میراگر به یک ورق فلنچی جوش داده شده که خود ورق فلنچی با پیچ و مهره به بال ستون متصل می شود و انتهای دیگر میراگر به وسیله یک ورق تقویت شده با لچکی به تیر متصل میگردد. در مدل APD، یک سوراخ بیضی شکل در وسط ورق میراگر ایجاد شده و دو قسمت قوسی در طرفین آن به وجود آمده است. اتصال ورق این مدل ها بر اساس آیینامهٔ AISC 24-25 [۲۴] طراحی شدهاند. از آنجایی که تیر و ستون الاستیک باقی میمانند، مسیر بار تأمین شده توسط تمام اجزای اتصال دهندهها به جز میراگرها باید الاستیک باقی بماند تا از ایجاد مکانیزم پلاستیک در میراگرها اطمینان حاصل شود. برای ستون و تیر به ترتیب از مقاطع 21×13×400×400+ و 18×10×200×2000+ میلیمتر، استفاده شده است. این تیر و ستون الزامات آیین نامهٔ 22-341 [۲۴] از جمله الزام تیر ضعیف- ستون قوی را تأمین میکنند. فاصلهٔ بین مرکز ستون تا نقطهٔ بارگذاری در روی نامهٔ 22-341 [۲۴] از جمله الزام تیر ضعیف- ستون قوی را تأمین میکنند. فاصلهٔ بین مرکز ستون تا نقطهٔ بارگذاری در روی ترم، استفاده شده و مانوی تا نقطهٔ بارگذاری در روی موسوی قوسی قرار میگیره؛ حال آنکه در مدل JAPD یک لوله بر روی میراگر لولهای قرار گرفته و مانع کمانش میگرده.

۲-۲- روابط تئوری

مطابق شکل ۳، ممان خمشی ایجاد شده در انتهای تیر منجر به نیروهای محوری فشاری و کششی می شود که بر روی بالهای فوقانی و تحتانی تیر اعمال می شود. میراگر به کار رفته در امتداد بال تحتانی تیر در برابر نیروهای فشاری و کششی مقاومت می-کند. بنابراین، طراحی سطح مقطع میراگر یک مسئله کلیدی است. میراگر باید به گونه ای طراحی شود که مکانیزم خرابی قاب از طریق ایجاد یک لولای پلاستیکی در وسط میراگر محقق شود.



شکل ۳- اتصال تیر به ستون با تی استاب و میراگر کمانش تاب.

برای این منظور لازم است نسبت بهینهٔ مقاومت میراگر به تیر بدست آید که مقاومت مورد نیاز را برآورده کرده و در عین حال، تیر و ستون را در محدوده الاستیک نگه دارد.

مقاومت تسلیم میراگر، مقاومت تسلیم اتصال و حداکثر مقاومت اتصال را می توان به تر تیب با معادلات (۱)، (۲) و (۳) بیان داشت [۱۷]:

$$P_{y}^{d} = F_{y}^{d} A^{d} = \alpha \left(\frac{M_{y}^{b}}{h}\right)$$
$$M_{y}^{j} = F_{y}^{d} A^{d} h = \alpha M_{y}^{b}$$

¹ Buckling-restrainer

$$M_{\max}^{j} = min\left(F_{u}^{d}A^{d}h, \frac{L}{L_{2}}M_{p}^{b}\right)$$

$$(\tilde{V})$$

که در ان، lpha نسبت مقاومت طراحی هدف میراگر به تیر میباشد. F_y^{lpha} و F_y^{lpha} ، به ترتیب مقاومت تسلیم و مقاومت نهایی میراگر میباشد. A^d سطح مقطع میراگر و $M_y^{\, j}$ و $M_p^{\, h}$ ، به ترتیب ممان تسلیم اتصال و ممان پلاستیک تیر میباشد. حداکثر مقدار lpha که منجر به ایجاد لولای پلاستیک در میراگر بدون تسلیم تیر میشود، از رابطۀ (۴) به دست میآید [۲۵]:

$$= \left(\frac{M_p^o}{M_y^b}\right) \left(\frac{F_y^a}{F_u^d}\right)$$
(f)

 $\alpha_{_{\mathrm{max}}}$

(-h1)

ابعاد مقطع میراگرهای مورد مطالعه بر مبنای رابطهٔ (۳) تعیین گردیدند. همانطوری که در شکل ۴ نشان داده شده است، سختی الاستیک اتصال به صورت یک مجموعهٔ سری از سختی الاستیک سه جزء، یعنی عنصر تیری ۱ با طول ¹^dا، که از نقطهٔ بارگذاری تیر تا نقطهٔ شروع میراگر میباشد، بال فوقانی تیر با طول موثر ²^d و اتصال متشکل از تیاستاب فوقانی و میراگر توصیف میشود [۱۷]:

$$K^{(-1)} = (K^{b1})^{(-1)} + (K^{b2})^{(-1)} + (K^{c})^{(-1)}$$
(Δ)

ممان اینرسی تیر (I^{b1}) و سطح مقطع جان تیر (A^w)، به ترتیب در صلبیت خمشی و صلبیت برشی عنصر ۱ مشارکت دارند. صلبیت خمشی و صلبیت برشی عنصر ۱ مشارکت دارند. صلبیت خمشی و صلبیت برشی عنصر ۲، به ترتیب توسط ممان اینرسی بال فوقانی (I^{b2}) و نصف سطح مقطع جان ($A^w/2$) تأمین می شوند. صلبیت اتصال به صورت همبستهای از سختی خارج از صفحهٔ بال تی استاب (K^{ts}) و سختی محوری میراگر (K^d) در نظر گرفته می شود. صلبیت اتصال به صورت همبسته ای از سختی می شود [۱۷]:

$$(K^{b1})^{(-1)} = \frac{(L^{b1})^{s}}{3E^{b}I^{b1}} + \frac{L^{b1}}{A^{w}G^{b}}$$

$$(9)$$

$$(K^{o_{2}})^{(-1)} = L^{o_{2}} \frac{(z' + z' + z' + z' + z')}{3E^{b}I^{b_{2}}} + \frac{z}{A^{w}G^{b}}$$
(V)
$$(K^{c})^{(-1)} = \left(\frac{L^{t}}{192E^{t}I^{t}} + \frac{L^{d}}{E^{d}A^{d}}\right) \left(\frac{h}{L^{b}}\right)^{2}$$
(A)

که در آن، $E^{b} e^{t} \cdot E^{b}$ و $E^{t} P^{t}$ به ترتیب مدول الاستیسیتهٔ تیر، تیاستاب و میراگر میباشد و G^{b} مدول برشی تیر، A^{w} سطح مقطع جان تیر، I^{b1} ممان اینرسی مقطع تیر، I^{b2} ممان اینرسی مقطع تیر، I^{b1} ممان اینرسی مقطع تیر، I^{b1} ممان اینرسی تی استاب در اتصال دهندهٔ فوقانی در راستای خارج از صفحه و $E^{d}A^{d}/L^{d}$ سختی محوری میراگر است.



شکل ۴- سختی اتصال تیر به ستون با تیاستاب و میراگر کمانش تاب به صورت مجموعهٔ سری از سه جزء.

۲-۳- مدل سازی عناصر محدود و صحتسنجی

برای انجام تحلیل عناصر محدود از نرمافزار Abaqus/Standard 6.14 [۲۶] استفاده می شود. بارگذاری کنترل شدهٔ تغییرمکانی (شکل ۵) مطابق با پروتکل بارگذاری SAC [۲۴]، به نقطهٔ مرجع در انتهای تیر، که با سطح بارگذاری انتهای تیر کوپل شده است، اعمال می شود. شرایط مرزی تغییرمکانی شامل تکیه گاه مفصلی در هر دو انتهای ستون (0 = U3 = U1) می باشد. برای جلوگیری از هر گونه ناپایداری غیرمنتظره و کمانش پیچشی- جانبی، بال فوقانی و تحتانی تیر به طور جانبی مهار شده است (شکل ۶). برای مدلسازی تمام اجزاء از عناصر جامد پیوستهٔ هشت گرهی سهبعدی با انتگرالگیری کاهش یافته^۱، C3D8R، استفاده شده است (شکل ۷). اندرکنش بین اجزای جوش شده با استفاده از دستور "tie" مدلسازی شده و اندازهٔ شبکهٔ عناصر محدود بر مبنای تحلیل حساسیت انتخاب شده است. برای دستیابی به توازن بین دقت و کارایی محاسباتی، از شبکهٔ ظریفتر^۲ با اندازهٔ تقریبی 15mm در میراگرها و بولتها که مستعد کمانش موضعی و لولاهای پلاستیک میباشند، استفاده شده و برای سایر اجزا از شبکهٔ عناصر نسبتاً درشت با اندازهٔ تقریبی 25mm است. برای مداون بین دقت و کارایی محاسباتی، از شبکهٔ ظریفتر^۲ با اندازهٔ تقریبی نامر نسبتاً درشت با اندازهٔ تقریبی 25mm است. برای میهبود تخمین کرنشهای پلاستیک و همچنین پاسخ کلی مدلها، در راستای ضخامت اجزا از حداقل تعداد دو عنصر محدود استفاده شده است. برای اجزای در تماس^۳، اجزای با شبکهٔ عناصر محدود درشت به عنوان سطح اصلی^۴ و اجزای با شبکهٔ عناصر تظریف شده به عنوان سطح پیرو^۵ در نظر گرفته شدهاند.



شکل ۵- پروتکل بارگذاری چرخهای اعمال شده بر میراگرهای مورد بررسی دراین مقاله [۲۴].



شکل ۶- اعمال شرایط تکیهگاهی مفصلی بر دو انتهای ستون از طریق رفرنس پوینتها، اعمال بارگذاری چرخهای بر رفرنس پوینت در انتهای تیر و اعمال قید جانبی بر بالهای فوقانی و تحتانی تیر برای ممانعت از کمانش پیچشی- جانبی.

¹ Reduced integration

² Finer mesh

³ Contact

⁴ Master surface

⁵ Slave surface



شکل ۷- مشبندی مدلهای اتصال تیر به ستون با مپراگرهای کمانش تاب.

برای تمام سطوح تماس بین اتصال دهنده و ستون/ تیر، بین بولتها و عناصر متصل، بین میراگر و مهار کنندهٔ کمانش و بین ساقهٔ پیچ/ کلهٔ پیچ/ مهره و صفحات تماس از اندرکنش تماسی سطح به سطح استفاده شده است. این اندرکنش تماسی در جهت نرمال به صورت "تماس سخت'" و در جهت مماسی، تماس اصطکاکی بین زوجهای تماس با ضریب اصطکاک 0.3 = µ تعریف شده است [۲۷]. با توجه به عدم گسیختگی پیچها در طی تحلیل عناصر محدود، برای شبیه سازی اتصالات اجزای اتصال میراگر به تیر از اندرکنش "tie"

خصوصیات مصالح اجزای مدل ها در جدول ۱ داده شده است. پیچهای مورد استفاده دارای تنش تسلیم 800 MPa و تنش نهایی 1000 MPa هستند. مقدار نیروی پیش تنیدگی اعمال شده به این پیچها برابر 560 kN است. مشخصات مکانیکی تی استاپها و کمانش گیرها همانند تیر فرض می گردد. برای رفتار غیرخطی مصالح، قانون مشخصهٔ الاستوپلاستیک بر مبنای معیار تسلیم von Mises و قاعدهٔ جریان Prantdl-Reuss اتخاذ گردیده است. برای بیان رفتار سخت شدگی، از سخت شدگی ترکیبی، که هر دو سخت شدگی ایزوتروپیک و سینماتیک را در نظر می گیرد، استفاده شده است. بر اساس معیار تسلیم von Mises، با فرض سخت-شدگی ترکیبی، تنش تسلیم به صورت زیر محاسبه می شود [۲۸].

جدول ۱- مشخصات مکانیکی فولاد مصرفی [۲۵].						
كرنش	تنش نهاییσ	تنش تسليم σ _y	مدول يانگ	اجزای		
گسیختگی (٪)	(MPa)	(MPa)	(GPa)	مدلها		
٣٠/۶	44.1.0	۲۵۸/۰۳	۲۰۶/۸۹	تير		
۲۹/۳	407/78	r 1 r/9	214/02	ستون		

$$\overline{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \left(S_{ij} - \alpha_{ij} \right) \left(S_{ij} - \alpha_{ij} \right)}$$

که در آن، S_{ij} تنشرهای انحراف دار و $lpha_{ij}$ مولفههای تنش برگشت lpha میباشند که موقعیت سطح تسلیم را توصیف مینمایند. تنش تسلیم $\overline{\sigma}$ تابعی از کرنش پلاستیک موثر \overline{e}^P (PEEQ) است که سخت دگی مصالح را تعریف می کند:

$$\overline{e}^{P} = \int \sqrt{\frac{2}{3}} de^{P} de^{I}$$

¹ Hard contact

٨

(۹)

 $(1 \cdot)$

که در آن، ^{de ا}نمو کرنش پلاستیک است. برای صحتسنجی مدلسازی عناصر محدود، از تحلیل آزمایشهای بارگذاری چرخهای بر روی اتصالات تیر به ستون با میراگرهای شکافدار از نوع تی استاب، استفاده شده است. برای این منظور، دو نمونهٔ آزمایشگاهی (ANR و 6R1) از کارهای تجربی Park و Oh [۲۵] مدلسازی شده و نتایج تحلیل عناصر محدود با نتایج آزمایشگاهی مقایسه گردیده است. ابعاد، پروتکل بارگذاری و مشخصههای مصالح مدلهای عناصر محدود با مدل های آزمایشگاهی یکسان می باشد. مطابق شکل ۸ (الف)، اتصالات تیر به ستون با میراگر در مدل های RAL و 6R1 با استفاده از دو تی استاب در بالا و پایین تیر محقق شده است. بر روی تی استاب تحتانی، میراگر شکاف دار افقی مدل های RAL و 6R1 با استفاده از دو تی استاب در بالا و پایین تیر محقق شده است. بر روی تی استاب تحتانی، میراگر شکاف دار افقی تعبیه شده و کمانش خارج از صفحهٔ آن توسط ورق لچکی قائم مهار شده است. تیر و ستون این مدل ها، به ترتیب دارای مقطع مدل 200×200×200+ به طول RAD و 2800 mm و مطع 21×13×400×400+ به طول RMD و 3000 هستند. جزئیات تی استابهای فوقانی و تحتانی در شکل ۸ (ب) نشان داده شده است. خواص مصالح اجزای مختلف مطابق جدول ۱ و بارگذاری کنترل شدهٔ تعبیرمکانی مطابق شکل ۵ می باشد. شبکهٔ عناصر محدود یکی از نمونهها در شکل ۹ نشان داده شده است.



شکل ۸ الف- Setup آزمایشگاهی؛ ب- جزئیات تی استابهای فوقانی و تحتانی [۲۵].



شکل ۹- مشبندی مدل صحت سنجی شدهٔ 4NR.

در شکل ۱۰، مقایسهای از منحنیهای پاسخ هیسترزیس ممان- دوران مدلهای عددی و آزمایشگاهی نشان داده شده است. شکل ۱۱، مقایسهٔ پیکربندیهای تغییرشکل یافتهٔ مدلهای عددی با مدلهای آزمایشگاهی را در حالت نهایی نشان میدهد. در تحلیل عناصر محدود برای مدلهای ۹۸R و 6R1، در جهت مثبت، به ترتیب مقادیر 412.47 kN.m و 675.36 kN.m و 675.36 و در جهت منفی، به ترتیب مقادیر معادیر مدلهای ۹۸R و 6R1، در جهت مثبت، به ترتیب مقادیر متناظر آزمایشگاهی سال در حالت نهایی نشان می ترتیب مقادیر معادیر مدلهای ۹۸۶ و 681، در جهت مثبت، به ترتیب مقادیر متناظر آزمایشگاهی معای معادی معادیر 706.69 د ترتیب مقادیر ماکردهای ۹43.68 در جهت مثبت، به ترتیب مقادیر متناظر آزمایشگاهی معادی معاد مدر جهت مثبت و 443.69 kN.m و 443.69 در جهت منفی است. میانگین درصد قدرمطلق خطا بین مقادیر ماکزیمم برای مدلهای ۹۸۳ و 6R1 به ترتیب برابر ۷٪ و 7/۶۵٪ است. با توجه به شکلهای ۹ و ۱۰، یک تطابق بسیار خوب بین نتایج عددی و آزمایشگاهی وجود دارد. بنابراین، مدل عناصر محدود به اندازهٔ کافی قابل اعتماد بوده و می تواند در شبیه سازی عددی مدلهای اتصال



شکل ۱۰- مقایسهٔ منحنیهای هیسترزیس مدل عددی و مدل آزمایشگاهی: الف-4NR؛ ب- 6R1.



شکل ۱۱– مقایسهٔ پیکربندیهای تغییرشکل یافتهٔ مدل عددی و مدل آزمایشگاهی: الف-4NR؛ ب– 6R1.

۳- تحلیلهای انجام یافته

در تحلیلهای انجام یافته، نسبتهای مختلف ضریب مقاومت میراگر به تیر، $\alpha = 0.6, \, 0.8, \, 1.0, \, 1.2$ و نسبتهای مختلف افزایش سطح مقطع میراگر $\beta = 1.0, \, 1.4$ و نسبتهای مختلف افزایش

۱-۳- منحنیهای هیسترزیس و تغییرشکل مدلها

منحنیهای هیسترزیس ممان- دوران (M-Θ) برای مدلهای اتصالات BRD تحت اثر بارگذاری چرخهای تا دوران ۲۰/۴ رادیان و با فرض مشخصات مکانیکی میراگرها همانند تیر (A = 1.0) و سطح مقطع 2500mm² برای میراگرها در شکل ۱۲ نشان داده شده است. ممان خمشی از حاصلضرب نیروی برشی در انتهای تیر در طول نقطهٔ بارگذاری نسبت به نقطهٔ مرکزی ستون محاسبه میشود. دوران به صورت نسبت تغییرمکان انتهایی تیر بر طول تیر تعریف میشود. رویکرد کنونی، اطمینان از عملکرد رضایتبخش چنین اتصالات مقاوم خمشی برای استفاده در قابهای خمشی ویژه (SMF) به ازای مقررات لرزهای AISC 341-22 [۲۶] است که به ازای



شکل IT- منحنیهای هیسترزیس مدلهای اتصال مورد مطالعه: الف- JAPD: ب- JTTD.

منحنیهای هیسترزیس مدلها تحت اثر بارگذاری چرخهای پایدار بوده و به شکل متوازیالاضلاع است. بر خلاف منحنی هیسترزیس مدل JTTD، که تحت اثر بارگذاری تغییرمکانی مثبت و منفی، حالت تقارن دارد، منحنی هیسترزیس مدل JAPD متقارن نبوده و حلقهها در راستای مثبت دارای مقاومت بیشتری هستند. در مدل JTTD، مهارکنندهٔ میراگر باعث می شود که میراگر در هر دو راستای کششی و فشاری بدون کمانش دچار تسلیم شود (شکل ۱۳ (الف))؛ حال آنکه در مدل JAPD، علی غم اینکه مهار کنندهٔ میراگر، کمانش خارج از صفحه را مقید کرده است، اما به دلیل کمانش درون صفحهای میراگر در دورانی بیش از ۲۰/۰ رادیان، در نیم چرخهٔ فشاری، منحنی هیسترزیس زوال مقاومت را به نمایش می گذارد (شکل ۱۳ (ب)).



شکل ۱۳- پیکربندیهای تغییرشکل یافتهٔ مدلهای اتصال مورد مطالعه به همراه کرنشهای پلاستیک PEEQ: الف- JAPD؛ ب- JTTD

در مدل JAPD، به دلیل تغییرشکلهای غیرالاستیک در غیاب مهارکنندههای کمانش درون صفحهای (شکل ۱۳(الف))، پاسخ چرخهای با حلقههای هیسترزیس چاق تر که تحت اثر نیروی فشاری مقاومت کمتری دارند، مشخص می شوند. در هر کدام از این مدل- ها، در اجزای اصلی (تیر و ستون)، تغییرشکل پلاستیک ایجاد نشده است (PEEQ = 0) و در تی استابها، عمل اهرمی^۱ اتفاق نیفتاده است (شکل ۱۳ (الف) و (ب)). همان طوری که در شکل ۱۲ ملاحظه می شود، مدل اتصال JAPD، برعکس مدل اتصال JTTD، الزامات AISC 341-22 را برای استفاده در قابهای خمشی ویژه را تأمین نمی کند. در چرخهٔ آخر بارگذاری مدل اتصال JTTD (دوران ۲۰/۴ رادیان)، اندکی افت مقاومت مشاهده می شود. در مدل JTTD، زوال مقاومت در راستای مثبت به دلیل گلویی شدن لوله تحت اثر کشش در دریفتهای بالا می باشد (شکل ۱۲ (ب)).

در شکلهای ۱۴ و ۱۵، مقایسهای از منحنیهای هیسترزیس ممان- دوران مدلهای اتصال JAPD و JAPD، به ترتیب به ازای α همای مختلف و β های مختلف دشان داده شده است. مطابق شکلهای ۱۳ (الف) و (ب)، با افزایش مقدار α ، مقدار مقاومت افزایش یافته؛ اما مقدار شیب حلقههای هیسترزیس تغییر نمی کند. به همین دلیل، با افزایش مقدار α ، منحنیهای هیسترزیس نسبتاً لاغرتر می مقدار شیب حلقههای هیسترزیس تغییر نمی کند. به همین دلیل، با افزایش مقدار α ، منحنیهای هیسترزیس نسبتاً لاغرتر افته؛ اما مقدار شیب حلقه های همای APD را برای می مقدار شیب حلقه های همیتریس تغییر نمی کند. به همین دلیل، با افزایش مقدار α ، منحنیهای هیسترزیس نسبتاً لاغرتر می شوند. علی رغم افزایش مقدار α ، منحنیهای هیسترزیس نسبتاً لاغرتر می شوند. علی مقدار شیب حلقه های های AISC 341-22 را برای می معاوند. علی مقاومت مدل AISC 341-22 را برای می معاوند. علی مقاومت مدل AISC ناشی از افزایش α ، این مدل به ازای 1.2 α وزال مقاومت از افزایش مقدار می معاومت از افزایش معاد می معاوند. علی مقدار می معاومت مدل AISC 341-22 را برای می معاوند. علی مقدار می مقدار می معاومت مدل AISC را برای می معاومت مدل AISC را برای معاونی معاون می معاومت مدل AISC را برای می معاوند. علی معاومت مدل AISC 341-22 را برای می معاومت مدل AISC 341-22 را برای می معاوند. علی معاومت مدل AISC 341-22 را برای می معاومت معاومت مدل AISC 341-22 را به ازای تغییرات α زوال مقاومت اتفاق نمی افتد. حال آنکه در مدل AITD به ازای α وزای α وزای معاومت اتفاق نمی افتد. حال آنکه در مدل AITD به ازای α وزای α وزای α وزای معاومت مشهود می باشد.

کانتورهای تنش von Mises در شکل ۱۶ برای حالت 1.2 = ۵ برای هر دو مدل نشان داده شده است. در میراگر JAPD، با افزایش ۵، مقدار تنش von Mises و کرنش پلاستیک PEEQ در اعضای اصلی افزایش یافته است. به ازای 1.0 = ۵، خرابی محدود به میراگر است.

شایان ذکر است که در مدل JAPD، داخل میراگر به شکل یک بیضی خالی شده است. دلیل انتخاب ابعاد داده شده در شکل ۲ (الف) این است که با کاهش قطر کوچک بیضی، میزان تنش در اعضای اصلی سازه به طور قابل توجهی افزایش یافته و باعث ایجاد خرابی در اعضای اصلی سازه میشود (شکل ۱۷). در حقیقت، با کاهش قطر کوچک بیضی، مقاومت اتصال در برابر تغییرشکل افزایش یافته و میراگر وظیفهٔ خود را مبنی بر اتلاف انرژی از طریق باز و بسته شدن اقطار بیضی به درستی انجام نمیدهد.



شکل ۱۴ – تأثیر نسبت مقاومت میراگر به تیر بر منحنیهای هیسترزیس مدلهای اتصال مورد مطالعه: الف – JAPD: ب – JTTD.

¹ Prying action



شکل 1۵- تأثیر تغییر سطح مقطع میراگر بر منحنیهای هیسترزیس مدلهای اتصال مورد مطالعه: الف- JAPD؛ ب- JTTD



شکل ۱۶- کانتورهای تنش von Mises مدلهای اتصال مورد مطالعه به ازای α = 1.2: الف- JAPD؛ ب- JTTD.



شکل ۱۷- شکل جذب نیرو در اعضای اصلی سازه و عدم عملکرد صحیح میراگر در مدل اتصال JAPD به ازای کاهش قطر کوچک بیضی در میراگر

۲-۳- سختی الاستیک و مقاومت مدلها

مقادیر مقاومت تسلیم و سختی الاستیک مدلهای مختلف به ترتیب در جداول ۲ و ۳ داده شده است. با مقایسهٔ مقادیر داده شده در این جداول می توان دریافت که مقدار مقاومت خمشی مدل JTTD در مقایسه با مدل JAPD در حدود ۱۰٪ بیشتر است، حال آنکه مقادیر سختی الاستیک مدلها تقریباً باهم برابرند. سختی الاستیک از میانگین نسبت نیروهای الاستیک به جابجاییهای متناظر در اولین سیکل بدست می آید. همان گونه که ملاحظه می شود با افزایش مقدار α ، سختی الاستیک دچار تغییر نمی شود؛ اما با افزایش مقدار α سختی الاستیک دچار تغییر نمی شود؛ اما با افزایش خریب β سختی الاستیک دول تعییر نمی شود؛ اما با افزایش خریب β سختی الاستیک دول تعییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β سختی الاستیک دول تغییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β سختی الاستیک دول تعییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تغییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تغییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تعییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تغییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تغییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تعییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تعییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تعییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تعییر نمی شود؛ اما با افزایش فریب β مختی الاستیک دول تا ۲۰ ای ۲۰ ای ۲۰ ای دازهٔ ۲۰ مدازهٔ ۲۰ مقاومت تعیبر معابق جدول ۲، با تغییر مقدار α ، از ۱۰/۱ تا ۲۰/۵، مقاومت تسلیم مدل های JAPD و JAPD، به ترتیب به اندازهٔ ۲۰٪ و ۳۵٪ کاهش می یابد.

در این جداول، همچنین مقادیر تئوری سختی الاستیک و مقاومت به دست آمده از روابط (۱) تا (۸)، نیز آورده شده است. همان طوری که ملاحظه میشود، مقادیر تئوری و عددی مقاومت تسلیم به هم نزدیک میباشند؛ اما سختی الاستیک به دست آمده از معادلهٔ (۸) بسیار بزرگتر از مقادیر متناظر عددی است. با توجه به جداول ۳ و ۴، میانگین نسبت مقدار تئوری سختی الاستیک و مقاومت تسلیم به مقدار عددی متناظر در مدل JAPD، به ترتیب برابر ۳/۴۰ و ۱۹۶۰ میباشد. مقادیر متناظر در مدل JTTD، برابر ۳/۴۵ و تسلیم به مقدار عددی متناظر در مدل JAPD، به ترتیب برابر ۳/۴۰ و ۱۹۶۰ میباشد. مقادیر متناظر در مدل JTTD، برابر ۳/۴۵ و ۱۸۷۰ هستند. مقاومت تسلیم به دست آمده از رابطهٔ تئوری محافظه کارانه و بسیار نزدیک به مقادیر عددی میباشند. سختی الاستیک به دست آمده از رابطهٔ تئوری باید به عدد ۳/۵ تقسیم نمود تا تخمینی از مقدار متناظر عددی به دست آید.

نسبت ممان خمشی	ممان خمشی مقاوم	نسبت ممان خمشی	ممان خمشی مقاوم	مدل*
تئوری به عددی	(kN.m) M_{y}^{j} (ג j	عددی	(kN.m) M_{y}^{j} عددی، (U
١/• •	۳۸۷/۱	1/17	3.47%	JAPD-1.2-1
٠/٩٧	۳۲۲/۵	۱/۰۰	۳۳ ۱ /۳	JAPD-1-1
٠/٩۶	TOX/+	۰/٨١	۲۶۸/۳	JAPD-0.8-1
٠/٩١	193/0	•/84	515/+	JAPD-0.6-1
٠/٩۶	401/0	١/۴٨	41./2	JAPD-1-1.4
٠/٩۵	891/5	1/17	371/8	JAPD-0.8-1.4
٠/٩٣	ΥΛΥ/ Υ	1/14	410/8	JTTD-1.2-1
•/\\	rrr/0	۱/۰۰	484/8	JTTD-1-1
• /AY	TOX/.	۰/٨٣	K 98/N	JTTD-0.8-1
٠/٨٢	193/0	•/8۵	۲۳۷/۰	JTTD-0.6-1
• /AY	41 ./W	•/٩•	3474/V	JTTD-1-0.9
٨٧٠	737/7	۰/۷۳	788/0	JTTD-0.8-0.9

جدول ۲- مقاومت نهایی مدلهای اتصال مورد مطالعه

* مدلها با نام β-α-β یا JAPD-α-β نامگذاری می شوند که دلالت بر نسبت مقاومت مصالح میراگر به مصالح تیر دارد و بیانگر نسبت افزایش سطح مقطع میراگر است.

سختى الاستيك	سختى الاستيك	نسبت سختی	سختى الاستيك	
تئوری به عددی،	تئورى، <i>K</i>	الاستيك عددي	عددی، K	مدل
	(kN.m/rad)		(kN.m/rad)	
٣/۴٧	170177	۱/۰۰	8811.17	JAPD-1.2-1
37/48	170177	۱/۰۰	37714/V	JAPD-1-1
٣/۴٣	170177	1/+ 1	784V./V	JAPD-0.8-1
٣/۴٣	170177	1/+ 1	384V · /V	JAPD-0.6-1
٣/٢۶	170177	1/+8	344.9/8	JAPD-1-1.4
٣/٢۶	170177	1/+8	344.9/8	JAPD-0.8-1.4
3/41	170177	1/	378YTA/1	JTTD-1.2-1
٣/۴١	170177	١/٠٠	38804/1	JTTD-1-1
۳/۴۵	170177	•/٩٩	362.014	JTTD-0.8-1
٣/۴۶	170177	•/٩٩	88117/4	JTTD-0.6-1
٣/۴٧	170177	•/٩٨	88.18/4	JTTD-1-0.9
٣/۴٩	170177	٠/٩٨	۳۵۸۱۹/۸	JTTD-0.8-0.9

جدول ٣- سختي الاستيك مدلهاي اتصال مورد مطالعه

۳-۳- اتلاف انرژی و شکل پذیری مدل ها

انرژی حاصل از زلزله به صورت تغییرشکلهای ماندگار در اعضای سازه ذخیره میشود. این انرژی، تحت عنوان انرژی هیسترزیس نامیده میشود که با وجود میراگر، به خوبی مستهلک شده و از ایجاد خرابی در اعضای اصلی سازه جلوگیری میشود. مقادیر دریفت تسلیم، دریفت نهایی، شکلپذیری و اتلاف انرژی مدلهای مختلف در جدول ۴ داده شده است. برای یافتن دریفت تسلیم نیز مطابق منحنی شکل ۱۸ عمل میشود که درآن، یک مقدار برای Vy (مقاومت تسلیم) طوری فرض شده که سختی الاستیک منحنی دو خطی (*Ke*)، منحنی ظرفیت سازه را در ۷.0*0* قطع کند و همچنین سطح زیر منحنی دو خطی و منحنی ظرفیت با هم برابر باشند. دریفت متناظر با آن به عنوان دریفت تسلیم و دریفت ۴٪ به عنوان دریفت نهایی در نظر گرفته میشوند. بعد از دریفت ۴٪، معمولاً در عناصر تیری تسلیمشدگی شروع میگردید. شکلپذیری از طریق رابطهٔ (۱۱) محاسبه میشود.

 $\mu = \frac{\Delta_u}{\Delta_u}$

Δ

(11)

با مقایسهٔ مقادیر اتلاف انرژی هر دو مدل در جدول ۴ میتوان دریافت که اتلاف انرژی مدل JTTD در حدود ۵٪ بیش از مدل JAPD است. در هر دو مدل JAPD و JTTD به ازای 8.0 = α بیشترین مقدار اتلاف انرژی اتفاق میافتد؛ حال آنکه با افزایش مقدار α , مقدار اتلاف انرژی اتفاق میافتد؛ حال آنکه با افزایش مقدار α , مقدار اتلاف انرژی، کاهش یافته که ناشی از عدم کامل شدن رفتار پلاستیک اتصال است. در هر دو مدل موردنظر، کاهش اتلاف انرژی ناشی از افزایش α به مقدار ۲۰٪ (از $1 = \alpha$ به 2.1 = α)، برابر π ٪ است. همچنین به ازای 6.0 = α , مقدار اتلاف انرژی نسبت به مقدار مازی 200 م به مقدار ۲۰٪ (از $1 = \alpha$ به 2.1 = α)، برابر π ٪ است. همچنین به ازای 6.0 = α , مقدار اتلاف انرژی نسبت به مقدار متناظر با 8.0 = α به مقدار ۲۰٪ (از $1 = \alpha$ به 2.1 = α)، برابر π ٪ است. همچنین به ازای 6.0 = α , مقدار اتلاف انرژی نسبت به مقدار متناظر با 8.0 = α به مقدار ۲۰٪ (از $1 = \alpha$ به 2.1 = α)، برابر π ٪ است. همچنین به ازای 7.0 = α , مقدار اتلاف انرژی نسبت به مقدار متناظر با 8.0 = α به مقدار ۲۰٪ (از $1 = \alpha$ به 2.1 = α)، برابر π ٪ است. همچنین به ازای 7.0 = α , مقدار اتلاف انرژی نسبت به مقدار متناظر با 8.0 = α به مقدار ۲۰٪ (از $1 = \alpha$ به 2.1 = α)، برابر π ٪ است. همچنین به ازای 7.0 = α مقدار معلیق بر می گردد. مطابق مقدار متناظر با افزایش مقدار به افزایش مقدار تخصی برمی گردد. مطابق به مقدار متداخ (با فزایش مقدار ۲۰٪ در حدود ۲۸٪ و ۲۰٪ میشود؛ در حدای که در مدل معدار ۲۰٪ در حداد $1 = \alpha$ و 8.0 = α ، به ترتیب منجر به افزایش اتلاف انرژی در حدود ۲۸٪ و ۲۰٪ میشود؛ در حدای که در مدل JTTD، حداکثر کاهش اتلاف انرژی ناشی از کاهش β به مقدار ۲۰٪، برابر ۲۰٪ است.

همان گونه که در جدول ۴ داده شده است، با کاهش نسبت α از ۱/۰ به ۲/۰، شکل پذیری مدلها بیش از ۳۰٪ افزایش می یابد. در مدل JAPD مدل JAPD، با افزایش نسبت β به اندازهٔ ۲۰٪، در حالات $1 = \alpha$ و $\alpha = 0.8 = \alpha$ شکل پذیری به ترتیب به اندازهٔ ۱۲۸٪ و ۱۰۹٪ افزایش می یابد. در می JAPD می الفزایش نسبت β به اندازهٔ ۲۰٪، در حالات $1 = \alpha$ و $\alpha = 0.8 = \alpha$ شکل پذیری مدل به ترتیب به اندازهٔ ۲۰٪ و ۱۰۹٪ افزایش می یابد. در می یابد. در مدل JAPD مدل JAPD، با افزایش نسبت β به اندازهٔ ۲۰٪، در حالات $1 = \alpha$ و $\alpha = 0.8 = \alpha$. شکل پذیری مدل به ترتیب به اندازهٔ ۲۰٪، افزایش می یابد. در مدل JTTD می یابد. در مدل آرای می یابد. در می مدل به ترتیب به اندازهٔ ۲۰٪، در حالات 1

نسبت شکلپذیری	شکلپذیری، μ	دريفت تسليم	نسبت اتلاف انرژی	اتلاف انرژی، E _d (kJ)	مدل
•/97	1/11	۱۰۸/۱	•/٩٧	180185	JAPD-1.2-1
۱/۰۰	١/٢١	१९/•	1/••	189180	JAPD-1-1
1/17	۱/۳۶	٨٨/۵	1/•1	14.002	JAPD-0.8-1*
۱/۳۶	1/84	۲۳/۱	+/٩٨	186181	JAPD-0.6-1
۲/۲۸	۲/۱۸	54/9	۱/۰۸	149991	JAPD-1-1.4
۲/۰۹	۲/۷۵	43/8	1/14	1014.8	JAPD-0.8-1.4*
٠/٩٣	۲/۸۳	47/4	٠/٩٧	١٣٨٩٠٣	JTTD-1.2-1
۱/۰۰	٣/•٣	۳٩/۶	۱/۰۰	148414	JTTD-1-1
۱/۲۱	٣/۶٨	377/8	۱/۰۳	18860.	JTTD-0.8-1**
۱/۴۰	۴/۲۵	27/2	٠/٩٩	141920	JTTD-0.6-1
١/•٨	٣/٢٨	36/18	٠/٩۶	184012	JTTD-1-0.9
1/17	۴/۱۰	۲۹/ ۳	۱/• ۱	144778	JTTD-0.8-0.9**

جدول ۴- اتلاف انرژی و شکل پذیری مدل های اتصال مورد مطالعه



۴- نتیجهگیری

در این مقاله، دو مدل اتصال تیر به ستون مجهز به میراگرهای کمانشتاب در مقدار ضریب مقاومت مصالح (α) مختلف و سطح مقطعهای (β) مختلف مدلسازی و بررسی گردید. مدل میراگر JAPD متشکل از ورق قوسی مهار شده در زیر ورق و مدل میراگر JTTD به صورت لوله در لوله است. تمامی اعضای زیرقابهای موردنظر به وسیلهٔ عناصر محدود سهبعدی و با تعریف تماس بین آنها، مدلسازی شده است. برای میراگرها، سطح مقطع مبنای 2500 mm² در نظر گرفته شده است. به بیان دقیق، دامنه نتایج به پیکربندی های مورد بررسی در تحلیل محدود می گردد. با این وجود، این احتمال وجود دارد که نتایج به دست آمده از قابلیت کاربرد عامتری برخوردار باشند. نتایج حاصل از این پژوهش عبارتاند از:

- میراگر JTTD به ازای a = 1 و a = 1 بر خلاف میراگر JAPD الزامات آییننامهٔ AISC 341 برای قابهای خمشی ویژه را تأمین می کند؛
- افزایش میزان a در اتلاف گرهای انرژی باعث افزایش میزان ممان خمشی قابل تحمل در میراگرها و همچنین سبب بوجود
 آمدن تقارن بهتری در منحنیهای هیسترزیس میشود؛
- با افزایش مقدار α از ۱/۰ به ۱/۲، مقاومت خمشی مدلهای JAPD و JTTD به ترتیب ۱۷٪ و ۱۴٪ افزایش مییابد. با این
 حال، مدل JAPD همچنان الزامات AISC 341 را برآورده نمی سازد؛
- سختی الاستیک مدلهای میراگر مستقل از مقدار α میباشد، حال آنکه با افزایش مقدار β به اندازهٔ ۴۰٪، سختی الاستیک به اندازهٔ ۶٪ افزایش می یابد؛
- نسبت مقاومت خمشی تئوری به مقاومت خمشی عددی مدل های JAPD و JTTD به ترتیب برابر ۹۶٪ و ۸۷٪ است. مقادیر متناظر در سختی الاستیک مدل ها، برابر ۳/۴۰ و ۳/۴۵ میباشد که پیشنهاد می شود در عمل، مقدار ۳/۵۰ مورد استفاده قرار گیرد؛
- افزایش مقدار a از ۸/۰ به ۱/۰ باعث کاهش جزئی در حدود ۳٪ در میزان استهلاک انرژی در میراگرها میگردد که می-تواند
 به دلیل عدم کامل شدن رفتار پلاستیک اتلاف گرهای انرژی در این ضریب باشد؛
- با افزایش مقدار β از ۱/۰ به ۱/۴، مدل JAPD با تأمین الزامات AISC 341 میتواند برای قابهای خمشی ویژه مورد استفاده قرار گیرد. با کاهش مقدار β به اندازهٔ ۱۰٪، مدل JTTD قابلیت کاربرد برای قابهای خمشی ویژه را از دست می دهد؛
 - با افزایش مقدار eta از ۱/۰ به ۱/۰، اتلاف انرژی مدل JAPD حداکثر به مقدار ۱۴٪ افزایش می یابد.

۵- مراجع

[1]. A.S. Whittaker, V.V. Bertero, C.L. Thompson, L.J. Alonso, Seismic testing of steel plate energy dissipation devices, Earthquake Spectra, 7 (4) (1991) 563-604.

[2]. M.R. Khoshkalam, M.H. Mortezagholi, S.M. Zahrai, Proposed Modification for ADAS Damper to Eliminate Axial Force and Improve Seismic Performance, Journal of Earthquake Engineering, 26 (2022) 5130–5152.

[3]. G. Terenzi, Novel design procedure for steel hysteretic dampers in seismic retrofit of frame structures, Engineering Structures, 284 (2023) 115969.

[4]. B. Jafari, B. Shekastehband, Cyclic Behavior of Hybrid Honeycomb- and- Flexural Yielding Dampers in Chevron CBFs, Journal of Civil and Environmental Engineering, 54(2) (2024) 13-24 in Persian.

[5]. E.S. Baraftabi, M.H.A Elizei, R. Esmaeilabadi, Numerical and experimental investigation of a new model of friction damper in diagonal brace under cyclic loading, Structures, 61 (2024) 105830.

[6]. F. Wang, M. Su, M. Hong, Y. Guo, S. Li, Cyclic behaviour of Y-shaped eccentrically braced frames fabricated with high-strength steel composite, Journal of Constructional Steel Research, 120 (2016) 176–187.

[7]. M.R. Eatherton, X. Ma, H. Krawinkler, D. Mar, S. Billington, J.F. Hajjar, G.G. Deierlein, Design Concepts for Controlled Rocking of Self-Centering Steel-Braced Frames, Journal of Structural Engineering (ASCE), 140 (2014) 04014082.

[8]. F. Wang, T.Y. Yang, Y. Cui, Energy-based seismic design and assessment of ductile linked rocking steel frame, Journal of Building Engineering, 73, (2023) 106753.

[9]. P.M. Clayton, J.W. Berman, L.N. Lowes, Seismic performance of self-centering steel plate shear walls with beamonly-connected web plates, Journal of Constructional Steel Research, 106 (2015) 198-208.

[10]. S.H. Oh, Y.J. Kim, H.S. Ryu, Seismic performance of steel structures with slit dampers, Engineering structures, 31(9) (2009) 1997-2008.

[11]. A. Köken, M.A. Köroğlu, Experimental study on beam-to-column connections of steel frame structures with steel slit dampers, Journal of Performance of Constructed Facilities, 29 (2) (2013) 04014066.

[12]. H. Saffari, A.A. Hedayat, M. Poorsadeghi Nejad, Post-Northridge connections with slit dampers to enhance strength and ductility, Journal of Constructional Steel Research, 80 (2013) 138–152.

[13]. C.H. Lee, Y.K. Ju, J.K. Min, S.H. Lho, S.D. Kim, Non-uniform steel strip dampers subjected to cyclic loadings, Engineering Structures, 99 (2015) 192–204.

[14]. J. Lee, J. Kim, Development of box-shaped steel slit dampers for seismic retrofit of building structures, Engineering Structures, 150 (2017) 934–946.

[15]. A.H. Amiri, P.E. Najafabadi, H.E. Estekanchi, Experimental and analytical study of block slit damper, Journal of Constructional Steel Research, 141 (2018) 167–178.

[16]. K. Bayat, B. Shekastehband, Seismic performance of beam to column connections with T-shaped slit dampers, Thin-Walled Structures, 141 (2019) 28-46.

[17]. H.Y. Park, S.H. Oh, Design range of the damper of a T-stub damage-controlled system, Journal of Constructional Steel Research, 162 (2019) 105719.

[18]. H. Tagawa, Y. Nagoya, X. Chen, Bolted beam-to-column connection with buckling-restrained round steel bar dampers, Journal of Constructional Steel Research, 169 (2020) 106036.

[19]. H. Peng, J. Ou, S. Mahin, Design and numerical analysis of a damage-controllable mechanical hinge beam-tocolumn connection, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 133 (2020) 106149.

[20]. C. Peng, J. Pan, F. Hu, Z. Wang, Experimental investigation on earthquake-resilient steel beam-to-column joints with replaceable buckling-restrained fuses, Journal of Constructional Steel Research, 196 (2022) 107413.

[21]. T. Munkhunur, H. Tagawa, X. Chen, Steel rigid beam-to-column connections strengthened by buckling-restrained knee braces using round steel core bar dampers, Engineering Structures, 250 (2022) 113431.

[22]. Z. Zhai, Y. Liu, O. Mercan, S. Zou, F. Zhou, A hybrid buckling-restrained brace for enhancing the seismic performance of steel moment resisting frames, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 178 (2024) 108464.

[23]. Y. Lu, Y. Liu, Y. Wang, J. Liu, X. Huang, Development of a novel buckling-restrained damper with additional friction energy dissipation: Component tests and structural verification, Engineering Structures, 274 (2023) 115188.

[24]. AISC 341-22, "Seismic provisions for structural steel buildings", Chicago, IL, USA: American Institute of Steel Construction, 2022.

[25]. H.Y. Park, S.H. Oh, Structural performance of beam system with T-stub type slit damper, Engineering Structures, 205 (2020) 109858.

[26]. Abaqus. Abaqus user manual (version 6.14), 2020.

[27]. Code No. 10. National Building Regulations, Steel Structures, Part 10, 2019.

[28]. M. Kojic, K.J. Bathe, Inelastic Analysis of Solids and Structures, Springer, London, 2005.

[29]. ASCE 41-23, Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings, ASCE Standard No. ASCE/SEI 41–23, American Society of Civil Engineers (ASCE), U.S., 2023.

Hysteretic Behavior of Beam-to-Column Connections Equipped with Buckling-Restrained Steel Dampers

Yashar Gholami^a, Behzad Shekastehband^{a1}

^a Department of Civil Engineering, Urmia University of Technology, Urmia, Iran

ABSTRACT

The combination of damage-controlled systems consisting of steel dampers with connections in steel frames reduces the damage to the main structural elements during earthquakes. In this study, two types of bucklingrestrained dampers in moment-resisting connections between beams and columns under cyclic loading are numerically investigated. These dampers are the Jointed Arc Plate Damper (JAPD) and the Tube-in-Tube Damper (JTTD). To validate the finite element modeling, the results of numerical analyses of T-stub dampers were compared with experimental results, showing very good agreement between numerical and experimental results. By conducting cyclic analyses up to 4% drift on twelve damper models for various parameters such as different damper-to-beam yield strength ratio of the damper to the beam and the cross-sectional area of the damper, seismic performance characteristics including initial stiffness, moment resistance, ductility, and energy dissipation capacity are compared. According to the analysis results, the JTTD damper performs better than the JAPD damper, with moment resistance and energy dissipation of the JTTD model being approximately 10% and 5% higher than those of the JAPD model, respectively. Increasing the damper-to-beam yield strength ratio from 0.6 to 1.00 results in approximately a 35% increase in moment resistance of the models. In these models, increasing the cross-sectional area of the damper by 40% leads to a roughly 50% increase in connection moment resistance. The theoretical relationships estimate over 85% of the corresponding finite element analysis values, but for estimating the elastic stiffness of the models, the theoretical value should be divided by 3.5. Increasing the damper-to-beam yield strength ratio from 0.6 to 1.00 has no significant effect on energy dissipation, while ductility increases by about 25%.

KEYWORDS

Energy dissipater, Hysteretic behavior, Buckling-restrained damper, Plastic deformation, Ductility.

¹ Corresponding Author: Email: b_shekastehband@uut.ac.ir