

مطالعه عددی رفتار چرخه‌ای مهاربند همگرای تمام فولادی با مقطع قوطی شکل و طول فیوز کاهش یافته

الهام پارسا^۱، محمد قاضی^{۲*}، فرهنگ فرحبد^۳، محمد سعید سبحان^۴

۱- دانشجوی دکتری عمران- سازه، دانشگاه آزاد اسلامی، واحد تهران غرب

۲- محمد قاضی- استادیار دانشگاه آزاد اسلامی، واحد تهران غرب

۳- فرهنگ فرحبد- استادیار دانشگاه آزاد اسلامی، واحد تهران غرب

۴- محمد سعید سبحان- استادیار دانشکده مهندسی، مرکز آموزش عالی محلات

ایمیل: ghazi.m@wtiau.ac.ir *

تاریخ پذیرش ۱۴۰۱/۰۳/۲۵

تاریخ دریافت ۱۴۰۰/۱۲/۱۶

چکیده

سیستم قاب مهاربندی همگرا با وجود سختی الاستیک مناسب، به علت کاهش قابل توجه سختی در بارگذاری چرخه‌ای فاقد عملکرد مطلوب است. به منظور اصلاح این نوع قاب، ایده ساخت مهاربند کمانش ناپذیر (BRB^۱) مطرح شده و به ظهور نسل‌های مختلفی از این نوع مهاربند منجر شده است. پژوهشگران به منظور کاهش وزن نسل اول این نوع مهاربندها که در آنها وظیفه محصور نمودن هسته جاری شونده بر عهده غلاف پر شده با بتن بود، مهاربندهای تمام فولادی را ابداع کرده و سپس ایده کاهش طول هسته و غلاف را مطرح نموده‌اند. در این مقاله، با استفاده از نتایج یک پژوهش آزمایشگاهی، مطالعات عددی گسترده‌ای انجام شده و دوازده BRB تمام فولادی با مقطع قوطی شکل و با طول فیوزی کاهش یافته مورد بررسی قرار گرفته‌اند. در مهاربند پیشنهادی، از دو قوطی داخلی و خارجی برای جلوگیری از کمانش موضعی مهاربند در ناحیه فیوز استفاده شده است. سطح مقطع مهاربند در ناحیه فیوز، کمتر از نصف سطح مقطع کل مهاربند است. مهاربند پیشنهادی به صورت محوری، و طبق پروتکل چرخه‌ای، بارگذاری شده است. در بررسی عددی مهاربند پیشنهادی چندین پارامتر طراحی از جمله نسبت طول فیوز به طول کل مهاربند، فاصله بین هسته تسلیم و قوطی‌های داخلی و خارجی، ضخامت غلاف، و اصطکاک بین هسته و سطوح تماس مورد توجه قرار گرفته و پارامترهای شکل‌پذیری و استهلاک انرژی محاسبه شده‌اند. طبق نتایج به دست آمده از این پژوهش، نمونه مورد بررسی دارای رفتار چرخه‌ای متقارن در ناحیه فشار و کشش بوده و کمترین میزان تغییر مکان جانبی نسبی مورد نظر آیین‌نامه‌ای را تامین کرده‌است. علاوه بر آن، نسبت تغییر مکان تجمعی غیرالاستیک به تغییر مکان تسلیم، از مقدار حداقل آیین‌نامه‌ای تجاوز کرده و در مجموع، الزامات آیین‌نامه‌ای را به عنوان مهاربند کمانش تاب برآورده کرده‌است. نتایج پژوهش حاکی از آن است که این نوع مهاربند می‌تواند بعنوان مهاربند همگرا در بهسازی ساختمان‌ها مورد استفاده واقع شود.

واژگان کلیدی: مهاربند کمانش تاب (BRB)، منحنی چرخه‌ای، فیوز، غلاف، ضریب شکل‌پذیری.

۱- مقدمه

امروزه در اغلب آیین‌نامه‌ها، طراحی لرزه‌ای سازه‌ها، مبتنی بر روش طراحی بر اساس ظرفیت^۱ است. در این روش، نخست یک عضو به عنوان فیوز سازه انتخاب شده و بقیه اعضا بر اساس ظرفیت فیوز طراحی می‌شوند. طراحی بر اساس ظرفیت در واقع شکل‌پذیری عضو را با شکل‌پذیری سیستم باربر جانبی لرزه‌ای مرتبط می‌سازد. در حلقه شکل‌پذیر باید نسبت به جزییات بندی^۲ مناسب، جلوگیری از کمانش موضعی و کمانش کلی اعضا دقت ویژه‌ای مبذول شود؛ زیرا تغییر مکان حلقه شکل‌پذیر معرف میزان جذب و استهلاک انرژی سیستم سازه‌ای است. ویژگی مهم قاب‌های مهاربندی شده سختی قابل توجه آنها نسبت به قاب‌های خمشی است. از جمله قاب‌های مهاربندی شده، قاب‌های مهاربندی همگرا هستند. محدودیت‌های معماری، شکل‌پذیری و جذب انرژی کم قاب به دلیل کمانش موضعی یا کلی عضو فشاری، و عملکرد نامناسب اتصالات، از جمله معایب عمده‌ی سیستم مهاربندی همگرا هستند. در قاب مهاربندی شده همگرا، مهاربند نقش فیوز را دارد که باید از عهده تغییر شکل‌های غیر ارتجاعی برآید. ایده مهاربند کمانش‌تاب اولین بار در ژاپن مطرح شد [1]. مطالعه‌ی توسط Sabelli و همکاران روی ساختمان‌های ۳ و ۶ طبقه با استفاده از تحلیل دینامیکی غیرخطی انجام و مشخص شد BRBFهایی از نوع ۷ یا ۸ بر بسیاری از مشکلات مهاربندهای CBF، همانند کمانش مهاربند و نیروی نامتعادل روی مرکز تیر، غلبه می‌نمایند. پاسخ BRBF قابل پیش‌بینی‌تر و به مراتب بهتر از پاسخ مطالعات انجام شده قبلی روی SCBFها و SMRFها بود [2-4]. سمائی و همکاران مقاله‌ای ارائه نمودند که در آن از یک المان جاذب انرژی به عنوان المان فیوز برای بهسازی لرزه‌ای سازه‌های فولادی دارای مهاربند دروازه‌ای استفاده شده بود [5]. زهرایی و چراغعلی با ترکیب نبشی عمودی و مقطع کاهش‌یافته در عضو مهاربند، سیستمی با بهبود عملکرد لرزه‌ای و تعویق در کمانش مهاربند ایجاد کردند [6]. نوع جدیدی از BRB تمام فولادی به نام مهاربند کمانش‌تاب چند منحنی

(MC-BRB^۳) توسط Tsai و همکاران پیشنهاد شد. آن مهاربند، شامل یک صفحه هسته فولادی منفرد با یک بخش بزرگ شده در وسط هسته فولادی برای ایجاد یک شکل چند منحنی، و یک واحد مهار کمانشی، شامل عناصر محدود کننده و عناصر پشتیبانی جانبی، بود [7,8]. Takeuchi و همکاران شرایط به دست آوردن یک نمودار هیستریتیک پایدار برای مهاربند کمانش‌تاب را بررسی و نتایج آزمایش آن را ارائه نمودند [9-11]. Tremblay و همکاران آزمایش‌های لرزه‌ای را روی شش نمونه مهاربند کمانش‌تاب انجام دادند. دو مهاربند دارای طول هسته متفاوت، دو مهاربند دارای مکانیسم محدود کننده کمانش (که غلاف آنها با بتن پر شده بود)، و دو مهاربند بصورت قوطی‌های فولادی مورد آزمایش قرار گرفتند [12]. Hoveidae و Rafezy مطالعه‌ای روی آخرین مدل مهاربند کمانش‌تاب تمام فولادی انجام دادند. در مهاربند کمانش‌تاب تمام فولادی، هسته فولادی متشکل از سازوکار کمانش‌تاب ساخته شده از فولاد ساندویچ شده بود. این کار زمان مورد نیاز برای بتن ریزی و عمل‌آوری بتن را حذف کرده و زمان ساخت BRB را کاهش می‌داد و باعث کاهش وزن می‌شد [13,14]. Jiang و همکاران پارامترهای طراحی BRB را که بر عملکرد آن موثر هستند مطالعه کردند و نشان دادند که مقاومت و سختی غلاف روی رفتار BRB تأثیر می‌گذارد. همچنین نیروهای تماسی بین این دو عضو و مقدار طول نیم موج برای کمانش هسته مورد مطالعه ایشان قرار گرفت [15]. Pen و همکاران سیستمی ابداعی بنام مهاربند کمانش‌تاب-تسلیمی دومرحله‌ای (DYB^۴) را معرفی کردند. این سیستم تماماً فولادی متشکل از دو مهاربند کمانش‌تاب متداول کوچک و بزرگ (با نیروهای تسلیم متفاوت) بود که به صورت سری به یکدیگر متصل شده بودند. در این پژوهش، عملکرد مطلوب مهاربند دومرحله‌ای تماماً فولادی در یک ساختمان ۶ طبقه بتن‌آرمه، با استفاده از تحلیل اجزای محدود نشان داده شد [16]. Sun و همکاران، در ادامه مطالعات پیشین، مهاربند کمانش‌تاب تماماً فولادی دومرحله‌ای را تحت اثر بارهای چرخه‌ای مورد

1. Capacity based design
2. Detailing
3. Multi-Curve BRB
4. Double- Stage Yield Buckling Restrained Brace

تاب کاهش یافته (RLBRBs^۱) و مهاربند کمانش تاب معمولی (BRB) است و نشان می‌دهد که کاهش طول BRB سطح مقطع هسته مورد نیاز را تغییر عمده‌ای نمی‌دهد [23,24]. از دیدگاه تحلیلی، مقایسه عملکرد سازه‌های مجهز به BRBs و RLBRB نشان می‌دهد که سیستم‌های RLBRB دارای عملکرد لرزه‌ای بهتری می‌باشند [23-26]. مطالعه‌ای آزمایشگاهی در خصوص مهاربندهای کمانش‌ناپذیر سه هسته‌ای نشان داده میزان اتلاف انرژی در این نوع مهاربند بیشتر از مهاربند تک‌هسته‌ای است [27]. خیمه و همکاران در پژوهشی عددی سازه‌های ۴، ۸ و ۱۲ طبقه را با سیستم مهاربندی کمانش تاب و سیستم پشت قوی (SBS^۲) مورد تحلیل غیر خطی قرار داده و رفتار دو سیستم را مقایسه کرده‌اند [28]. Junkai Lu و همکاران مطالعه‌ای عددی روی نوع خاصی از مهاربند کمانش تاب به نام LPBRB^۳ انجام دادند. در این پژوهش عددی، تاثیر پارامترهای فاصله هسته، نسبت ضخامت به پهنای ورق هسته، مقاومت ملات و ضریب اصطکاک، بر کمانش موضعی مورد بررسی قرار گرفته و نشان داده شده است که این سیستم عملکرد خوب لرزه‌ای دارد [29]. Hongmei Zhang و همکاران نوع خاصی از BRB با نام ASCBRB^۴ را معرفی کرده و با تحلیل دینامیکی غیرخطی عملکرد لرزه‌ای قاب با سیستم پیشنهادی را بررسی نمودند. این پژوهش نشان داد که تغییرشکل‌های باقیمانده در مقایسه با قاب‌های مهاربندی شده کمانش تاب، به طور قابل توجهی کاهش یافته است [30]. Jing-Zhong Tong و همکاران یک مهاربند کمانش تاب سبک جدید با کنترل دقیق ابعاد هندسی با نام SAA-BRB^۵ را تحت آزمایش تجربی و تحلیل عددی قرار داده و روش طراحی آن را ارائه کردند [31]. Wei Li و همکاران کمانش موضعی مهاربند کمانش تاب با هسته H شکل را مورد بررسی عددی و نظری قرار داده و نشان دادند که تغییرشکل هسته‌ای از نوع ورق با تغییر شکل هسته‌ای با مقطع H، شبیه به هم نیست [32]. Hoveidae و Radpour نوعی مهاربند کمانش تاب^۱ SLHBRB لوله در لوله تمام فولادی جدید را معرفی می‌کردند که از یک هسته ترکیبی با طول کوتاه به

آزمایش قرار دادند [17]. کچویی و همکاران در پژوهشی آزمایشگاهی و عددی، عملکرد مهاربند همگرایی با مقطع قوطی را تحت اثر بار چرخه‌ای، با استفاده از فیوز موضعی مفید شده‌ای در وسط طول مهاربند بهبود دادند. در ناحیه فیوز، مقطع مهاربند در چهار گوشه‌ی قوطی بریده شد و به وسیله اجزایی کمکی در داخل و خارج مهاربند تقویت شد [18]. عبادی و همکاران، یک مدل مهاربند کمانش تاب تماماً فولادی لوله در لوله با مقاطع موجدار را معرفی کردند. در این پژوهش که به صورت عددی انجام شد رفتار سه قاب ۴، ۸ و ۱۲ طبقه تحت بارافزون و چهار رکورد زلزله با استفاده از تحلیل اجزای محدود غیرخطی مورد بررسی قرار گرفت. نتایج این پژوهش نشان داد که شکل پذیری و ضریب رفتار قاب‌های با مهاربند کمانش تاب موجدار لوله‌ای از قاب‌های با مهاربند همگرا بیشتر است [19]. Chen و همکاران یک میراگر فلزی ابداعی را معرفی کردند که از دو حلقه فلزی متحدالمرکز با ضخامت یکسان و مقاومت تسلیم متفاوت تشکیل شده بود. آنان با انجام تحقیق آزمایشگاهی و تحلیل اجزای محدود، روابطی را برای تعیین مشخصات مکانیکی میراگر ابداعی و استفاده در تحلیل ماکروی سازه ارائه کردند. علاوه بر آن نشان داده شد که در کنترل تغییرمکان جانبی سازه بتن‌آرمه، میراگر حلقوی با دو سطح تسلیم، مؤثرتر از میراگر حلقوی منفرد عمل می‌کند [20]. Lee و همکاران، به مطالعه آزمایشگاهی مهاربندی فلزی با دو سطح تسلیم پرداختند [21]. الکساندر و همکارانش در سال ۲۰۱۹، مطالعه‌ای در مورد مهاربند BRB تمام فولادی انجام دادند. در این تحقیق هسته‌های میله‌ای شکل فولادی با دو مقطع فولادی که حرکت جانبی آن‌ها محدود شده بود تحت بارگذاری چرخه‌ای در قاب مورد آزمایش قرار گرفتند. آن‌ها همچنین روابطی برای طراحی بهینه هسته و قوطی‌های داخلی و خارجی ارائه کردند [22]. طول BRB به طور مستقیم بر مقدار مواد استفاده شده در BRB، از جمله هسته، غلاف، پرکننده، و مواد جدا شونده تأثیر می‌گذارد. بنابراین، تولید BRBها را می‌توان تابعی از آنها فرض کرد. برخی از مطالعات مقایسه میان ساختمان‌های طراحی شده با طول مهاربند کمانش

4. Assembled Self-Centering Buckling-Restrained Brace
5 Steel-Angles-Assembled Buckling-Restrained Brace
1. Short-Length Hybrid BRB

1. Reduced length buckling restrained braces
2. Strong Back System
3. Longitudinally Profiled Buckling Restrained Braces

در رابطه (1)، ϕ ضریب کاهش مقاومت، A_{sc} سطح مقطع هسته فولادی و $F_{y,sc}$ کمترین تنش تسلیم فولاد هسته است. مقاومت مهاربند در کشش و فشار به صورت رابطه (۲ و ۳) است:

$$T_{max} = \omega \cdot R_y \cdot P_{y,sc} \quad (2)$$

$$C_{max} = \beta \cdot \omega \cdot R_y \cdot P_{y,sc} \quad (3)$$

در روابط (2 و 3)، R_y ضریب تنش تسلیم مورد انتظار مهاربند، ω ضریب سخت‌شدگی کرنشی و β نسبت بیشترین نیروی فشاری به حداکثر نیروی کششی است.

۳- مشخصات نمونه مورد آزمایش برای درستی آزمای مهاربند کمانش تاب طول کوتاه قوطی شکل (HRLBRB^۱)

نمونه مورد آزمایش از چهار قسمت اصلی تشکیل شده است، که عبارتند از هسته مهاربند، قوطی داخلی، قوطی خارجی (غلاف) و قاب فولادی. در شکل (۱) جزئیات نمونه مورد آزمایش نشان داده شده است. قاب فولادی برای ساختمان ۲ طبقه مسکونی با مساحت ۳۰۰ متر مربع در پلان، با ارتفاع ۳ متر در هر طبقه و تعداد ۴ دهانه مهاربندی به طول دهانه ۳ متر در هر جهت روی خاک نوع ۲، در منطقه‌ای با خطر نسبی بسیار زیاد طراحی شده است. ابعاد غلاف (قوطی بیرونی) و قوطی داخلی، با توجه به ابعاد مقطع اولیه مهاربند و در نظر گرفتن فاصله مناسب اجزای مهاربند، و همچنین مقاومت مناسب اجزای مهاربند در برابر کمانش موضعی در ناحیه فیوز تعیین شده است. ابعاد مقطع مهاربند در ناحیه فیوز با توجه به مقدار مقاومت کششی مقطع مهاربند در ناحیه فیوز و مقاومت فشاری کل مجموعه مشخص شده است. ورق اتصال با توجه به ظرفیت مهاربند به دست آمده است.

۳-۱- مشخصات هسته مهاربند تست آزمایشگاهی

مقطع مهاربند با استفاده از روابط (۱ تا ۳) و با توجه به محدودیت‌های آزمایشگاهی (از جمله ظرفیت جک) انتخاب شده است. با در نظر گرفتن حداکثر ظرفیت کششی دستگاه آزمایش که ۴۰۰ کیلونیوتن است از سطح مقطع HSS100X4 برای مهاربند استفاده شده است. فولاد مورد استفاده در مقطع مهاربند دارای تنش تسلیم ۴۱۱ مگاپاسکال و تنش نهایی ۴۸۷

صورت سری تشکیل شده است. در این پژوهش رفتار نمونه از طریق تحلیل تاریخچه زمانی غیرخطی ارزیابی شد. نتایج تجزیه و تحلیل کارایی قابل توجه مهاربند پیشنهادی را برای کمک به کاهش رانش‌های بین طبقاتی و به ویژه باقیمانده در قاب‌های مهاربندی شده نشان می‌دهد [33].

در این مقاله، نوع خاصی از اعضای مهاربند فولادی کمانش‌تاب با طول کوتاه (RLBRBs) با سطح مقطع محلی کاهش یافته به صورت آزمایشگاهی و عددی مورد بررسی قرار گرفته است. عضو مهاربند در برابر کمانش موضعی با یک قوطی داخلی و یک قوطی خارجی در ناحیه کاهش یافته تقویت می‌شود. با در نظر گرفتن متغیرهایی مانند فاصله بین هسته تسلیم و غلاف داخلی و خارجی، ضخامت غلاف، اصطکاک بین هسته و غلاف و طول هسته تسلیم مدل‌های عددی متعدد با نرم‌افزار اجزاء محدود ABAQUS مورد بررسی قرار گرفته است. استفاده از طول فیوز کاهش یافته، نحوه تقویت اجزای مقطع مهاربند در ناحیه فیوز برای جلوگیری از کمانش موضعی، امکان کاهش سطح مقطع مهاربند در ناحیه فیوز به میزان مورد نیاز (برای دستیابی به تغییر مکان جانبی نسبی مورد تقاضا برای قاب مهاربندی)، سهولت اجرایی در ساخت مهاربند (عدم نیاز به اتصالات صلب و پرهزینه در دو انتهای فیوز) از جمله نوآوری‌های این پژوهش هستند.

۲- اصول طراحی

طراحی بر اساس ظرفیت طبق آیین‌نامه AISC 341-16 است. مطابق اصول طراحی براساس ظرفیت، در قاب‌های مهاربند کمانش‌تاب عضو مهاربند نقش فیوز را داشته و به عنوان ضعیف‌ترین عضو قاب طراحی می‌شود. بقیه‌ی اعضای قاب (تیر و ستون) تابع عضو مهاربند بوده و برای بیشترین نیروی مگا قابل تولید توسط آن طراحی می‌شوند. عضو مهاربند کمانش‌تاب به عنوان عضو تغییرمکان کنترل باید وارد محدوده غیرارتجاعی شود. مقاومت محوری طراحی مهاربند در کشش و فشار از رابطه (1-3) به دست می‌آید [29]:

$$\phi P_{y,sc} = \phi F_{y,sc} A_{sc} \quad (1)$$

است (شکل ۱). فاصله بین سطح خارجی قوطی داخلی و سطح داخلی مهاربند ۱ میلی متر است.

شکل ۲. جزئیات قاب و قرارگرفتن نمونه‌ها در آزمایش (ابعاد برحسب میلی‌متر).

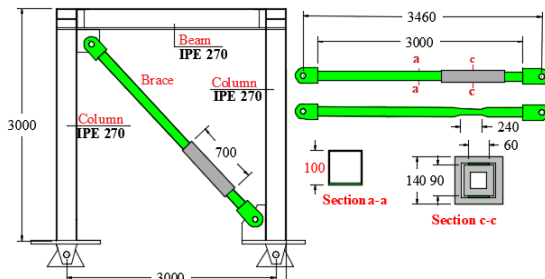


Fig. 2. Framing details and arrangement of the tested specimen (all dimensions are in mm).

۳-۴- مشخصات قاب فولادی

مهاربند توسط پین به قاب فولادی متصل شده است و فاصله پین تا پین اتصال مهاربند به گاست پلیت ۳۴۵۰ میلی‌متر و ضخامت ورق اتصال مهاربند و گاست پلیت ۲۰ میلی‌متر است.

ارتفاع قاب ۳۰۰۰ میلی‌متر و دهانه‌ی قاب (مرکز تا مرکز ستون) ۳۰۰۰ میلی‌متر است. پین مورد استفاده در محل اتصال مهاربند

شکل ۳. جزئیات نمونه در آزمایش.

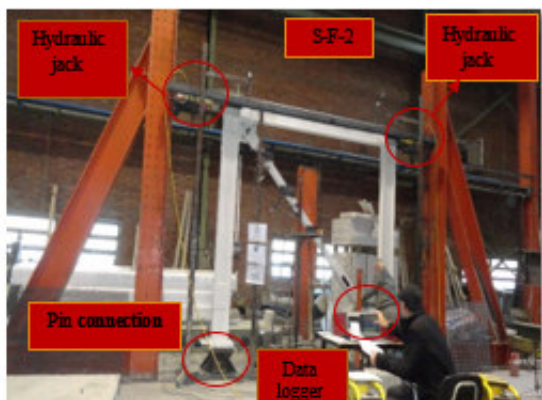


Fig. 3. Test setup for the specimen.

به گاست پلیت دارای قطر ۷۰ میلی‌متر و از نوع فولاد A325 با مقاومت کششی نهایی حداقل ۸۰۰ مگاپاسکال است. پروفیل ستون‌ها و تیر IPE270 در شکل (۲) نشان داده شده است. اتصال تیر به ستون توسط ورقی درجه‌ان تیر با ضخامت ۱۰ میلی‌متر و از طریق جوش گوشه تامین شده است. برای اتصال ستون به ورق کف ستون از ۴ عدد پیچ پرمقاومت به قطر ۲۴ میلی‌متر استفاده شده است (شکل ۳).

مگاپاسکال است (شکل ۱). مقطع مهاربند در ناحیه‌ی فیوز، از دو ورق، یکی در بال بالا و دیگری در بال پایین به عرض ۶۰ میلی‌متر و به ضخامت ۴ میلی‌متر تشکیل شده است.

شکل ۱. جزئیات مهاربند مورد آزمایش، الف) نمای کلی قاب با مهاربند، ب) سطح مقطع مهاربند در ناحیه فیوز و ج) چگونگی اتصال قوطی داخلی و خارجی به مهاربند.

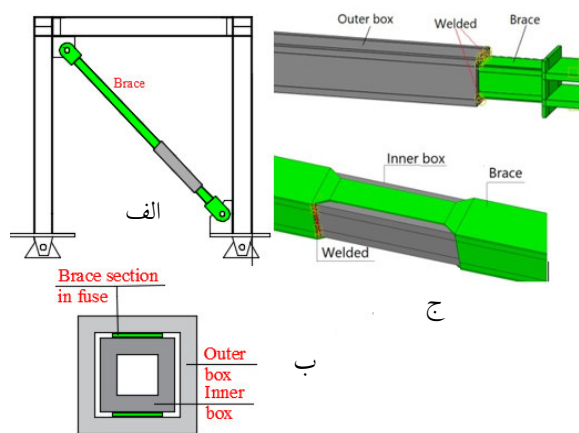


Figure 1. Details of the tested brace.

۳-۲- مشخصات قوطی خارجی یا غلاف (Outer Box)

غلاف به منظور جلوگیری از کماتش کلی و موضعی هسته مهاربند، تحت اثر نیروهای اعمالی از طرف هسته در نقاط تماس مورد استفاده قرار می‌گیرد. غلاف به صورت قوطی با ابعاد بیرونی ۱۴۲ میلی‌متر و ضخامت ۲۰ میلی‌متر از فولادی با مقاومت تسلیم ۲۳۵ مگاپاسکال و مقاومت نهایی ۳۷۰ مگاپاسکال ساخته شده است. به منظور کاهش اصطکاک، فاصله بین هسته و غلاف گریس کاری شده است. برای اتصال غلاف به مهاربند به طوری که در باربری محوری مهاربند مشارکتی نداشته باشد، غلاف در یک انتها به مهاربند جوش شده است (شکل ۱). فاصله سطح داخلی غلاف تا سطح خارجی مهاربند ۱ میلی‌متر می‌باشد.

۳-۳- مشخصات قوطی داخلی (Inner Box)

برای جلوگیری از کماتش موضعی هسته مهاربند در ناحیه فیوز از قوطی به ابعاد ۹۰ و ضخامت ۲۰ میلی‌متر (ساخته شده از ورق) استفاده شده است. برای اتصال قوطی به مهاربند در ناحیه فیوز از ورقی به ضخامت ۱۰ میلی‌متر که به جان مهاربند جوش شده استفاده شده است. قوطی داخلی به این ورق جوش شده

از ماهیت اصطکاک و رفتار واقعی مصالح فولادی در ناحیه غیرالاستیک است.

شکل ۵. مدل اجزاء محدود مهاربند در قاب، کانتور تنش به دست آمده در ناحیه فیوز و شکست نمونه در آزمایش.

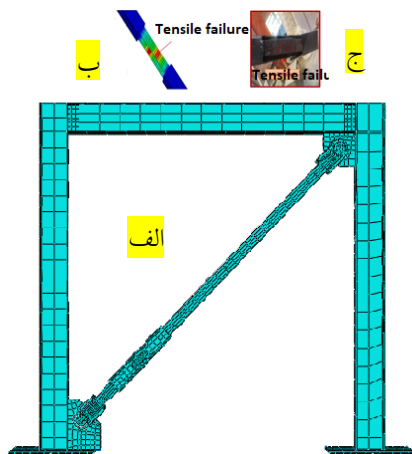


Fig. 5. Finite element model of the frame, stress contour obtained in the fuse zone, and the specimen failure during the test.

شکل ۶. مقایسه نمودار بار - تغییر مکان مدل عددی و آزمایشگاهی

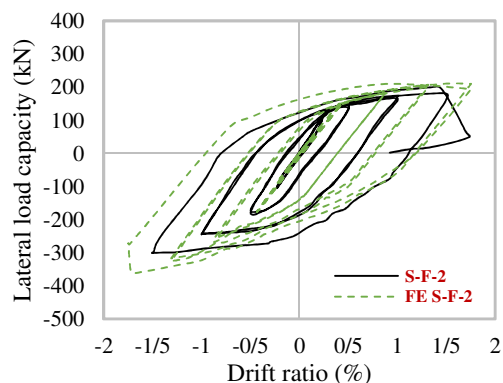


Fig. 6. Comparison of the load - displacement curve of the numerical model and the tested sample.

۴- مطالعه عددی مهاربند پیشنهادی (HRLBRB)

این پژوهش قصد دارد رفتار مهاربند پیشنهادی را که دارای طولی به نسبت کوتاهتر از مهاربندهای متداول است، مورد بررسی قرار دهد. مدل المان محدود با برنامه ABAQUS [33] انجام شده است. شایان ذکر است که در مهاربندهای طول کوتاه متداول، هسته معمولاً متشکل از یک سطح بوده که در برابر نیروی اعمالی مقاومت نموده و وارد بخش پلاستیک می‌شود. اما در مدل پیشنهادی همان‌گونه که در شکل (۷ الف و ب) نشان داده

۳-۵ پروتکل بارگذاری

در شکل (۴) پروتکل بارگذاری‌های رفت و برگشتی اعمال شده به نمونه قاب مهاربندی شده از طریق جک‌های هیدرولیکی افقی نمایش داده شده‌اند. همان‌طور که از شکل (۴) ملاحظه می‌شود، بارگذاری جانبی به صورت کنترل‌شونده بر اساس جابه‌جایی مطابق آیین‌نامه [29] AISC 341-16 است. در واقع تغییر مکان‌های جانبی ۳، ۷، ۱۵، ۳۰، ۴۵ و ۶۰ میلی‌متر که به ترتیب متناظر با جابه‌جایی نسبی ۰٫۱، ۰٫۲۳، ۰٫۵، ۱، ۱٫۵ و ۲ درصد و به صورت دو سیکل مکرر در هر جابه‌جایی جانبی نسبی، به نمونه قاب فولادی مهاربندی‌شده اعمال شده است.

شکل ۴. پروتکل بارگذاری.

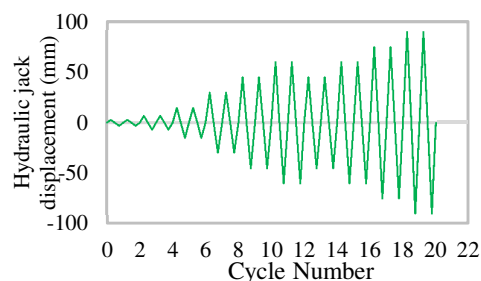


Fig. 4. Loading protocol.

۳-۶ درستی آزمایشی مدلسازی اجزاء محدود

مدل‌سازی اجزاء محدود BRB با استفاده از نرم‌افزار ABAQUS توسط پژوهشگران زیادی انجام شده است [30-32]. مدل‌سازی قاب، مهاربند، غلاف، قوطی داخلی، گاست پلیت، پین‌ها و ورق‌های اتصال تیر به ستون مدل در شکل (۵ الف) نشان داده شده است. برای مدل‌سازی مهاربند و سایر اجزای نمونه از المان C3D8R استفاده شده است. در شکل (۵ ب) توزیع تنش مهاربند در ناحیه فیوز، در شکل (۵ ج) تصویر نمونه در لحظه شکست در آزمایشگاه و در شکل (۶) مقایسه منحنی بار - تغییر مکان نمونه آزمایشگاهی با مدل عددی نشان داده شده‌اند. تغییر مکان نسبی نشان داده شده در شکل (۶) مربوط است به تغییر مکان جانبی قاب در محل قرارگیری جک (شکل ۳). مطابق شکل (۶) اختلاف نتایج عددی با نتایج آزمایشگاهی در بخش کششی ۵ درصد و در بخش فشاری چرخه‌ی نهایی پروتکل بارگذاری ۲۰ درصد است. اختلاف نتایج عددی و آزمایشگاهی به طور متوسط ۱۲/۵ درصد است. اختلاف بین نتایج عددی و آزمایشگاهی ناشی

شده‌اند که در یک انتها در هر سه جهت مقید است و در انتهای دیگر در دو جهت مقید بوده ولی از نظر طولی آزاد است که تحت اثر پروتکل بارگذاری قرار می‌گیرد. اندازه مش در ناحیه فیوز، کوچکتر از اندازه مش در خارج از فیوز است. طول غلاف ۱۵۰۰ میلی‌متر و طول قوطی داخلی ۱۱۶۰ میلی‌متر است. در شکل (۷) نمای کلی و همچنین سطح مقطع مهاربند در ناحیه فیوز و خارج از آن نشان داده شده است. برای مشاهده رفتار نزدیک به واقعیت مهاربند، با توجه به نقص‌های ناشی از ساخت، طبق آیین‌نامه‌های طراحی، یک نقص اولیه در مهاربند در مود کماتشی اول در نظر گرفته می‌شود تا امکان بروز پدیده کماتش در رفتار مهاربند تحت اثر نیروی فشاری فراهم شود. مهاربند با نقص اولیه‌ای برابر با $1/1000$ طول آن مدل‌سازی شده است [34]. بارگذاری تغییر شکل محوری به یک انتهای مهاربند اعمال شده است. شرایط تکیه‌گاهی در دو انتهای مهاربند به صورت مفصلی در نظر گرفته شده است. مشخصات نمونه‌ها شامل ۱۲ نمونه با در نظر گرفتن متغیرهای فاصله بین هسته و سطوح (Gap size)، طول هسته تسلیم (L_y)، ضخامت غلاف (t_s) و اصطکاک بین هسته و سطوح (friction) در جدول (۱) مندرج می‌باشد. در جدول (۱)، A_c سطح مقطع مهاربند در ناحیه فیوز، A_{tot} سطح مقطع مهاربند خارج از ناحیه فیوز، L_c طول قوطی خارجی یا غلاف، L_{tot} طول کل مهاربند، و ناحیه انتقال از فیوز به مقطع کامل مهاربند با Transition نشان داده شده است. در نامگذاری نمونه‌ها از حروف اختصاری N برای Numerical Analysis، S برای Specimen، G برای Gap، F برای Friction، T برای Thickness of the Outer Box و L برای طول فیوز استفاده شده است.

شده است، هسته دارای دو سطح در بال و بالا و پایین قوطی (شکل ۷ ج) است. مهاربند پیشنهادی (HRLBRB) از چهار قسمت هسته، غلاف بیرونی، قوطی داخلی و ورق‌های انتهایی تشکیل شده است. تماس بین سطح هسته مهاربند با قوطی‌های بیرونی و داخلی از نوع تماس سخت^۱ در راستای عمود بر سطح در نظر گرفته شده است.

شکل ۷. مشخصات مهاربند HRLBRB (الف) نمای کلی مهاربند، (ب) مقطع مهاربند در ناحیه تسلیم و (ج) هسته تسلیم.

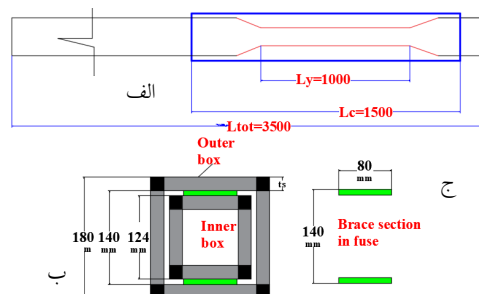


Fig. 7. Characteristics of HRLBRB brace, a) general view of the brace, b) cross section of the brace in the fuse zone, and c) the core in the fuse zone.

مهاربند پیشنهادی دارای طول فیوزی تقریباً برابر با ۳۰ درصد طول کل مهاربند و با سطح مقطعی در ناحیه فیوز تقریباً برابر با ۳۰ درصد از سطح مقطع کل می‌باشد. فولاد مهاربند از نوع نرمه با تنش تسلیم ۲۶۳ مگاپاسکال، تنش نهایی ۴۲۶ مگاپاسکال و کرنش نهایی ۲۵ درصد در نظر گرفته شده است. مدول یانگ و نسبت پواسون به ترتیب برای فولاد مصرفی برابر با ۲۰۰ گیگاپاسکال و ۰٫۳ در نظر گرفته شده است. مهاربند پیشنهادی در این پژوهش عددی به صورت محوری (بدون استفاده از قاب) و با استفاده از المان‌های Solid (C3D8R) مدل‌سازی شده است. رفتار فولاد نرمه‌ی متداول مورد استفاده در مهاربند به صورت دوخطی در نظر گرفته شده است. در ضمن از مدل سخت‌شدگی سینماتیک در محاسبات عددی اجزای محدود استفاده شده است. رفتار فولاد با مدل ۳ خطی نشان داده می‌شود. منتهی برای کاهش زمان محاسباتی در تحلیل عددی از مدل ۲ خطی استفاده شده است که تاثیر زیادی در نتایج به دست آمده ندارد. دو انتهای مهاربند در مدل عددی مفصلی در نظر گرفته

جدول ۱. مشخصات مدل‌های تحلیل شده (کلیه کمیت‌های طولی بر حسب واحد میلی‌متر می‌باشد)

No	Model name	Constrained length (L_c)	Gap size	Yielding length (L_y)	YLR= L_y/L_{tot}	Transition	thickness (t_s)	friction %	A_c/A_{tot}
1	N-S-g-0	1500	0	1000	0.29	60	20	15	0.3
2	N-S-g-2	1500	2	1000	0.29	60	20	15	0.3
3	N-S-g-5	1500	5	1000	0.29	60	20	15	0.3
4	N-S-f-10	1500	2	1000	0.29	60	20	10	0.3
5	N-S-f-15	1500	2	1000	0.29	60	20	15	0.3
6	N-S-f-30	1500	2	1000	0.29	60	20	30	0.3
7	N-S-T-5	1500	2	1000	0.29	60	5	15	0.3
8	N-S-T-10	1500	2	1000	0.29	60	10	15	0.3
9	N-S-T-20	1500	2	1000	0.29	60	20	15	0.3
10	N-S-L-300	700	2	300	0.09	60	20	15	0.5
11	N-S-L-1000	1500	2	1000	0.29	60	20	15	0.5
12	N-S-L-1500	2000	2	1500	0.43	60	20	15	0.5

Table 1. Specifications of the analyzed models

$$\Delta_{bm} = \frac{b}{L} \Delta_m \quad (5)$$

در رابطه (۵)، b فاصله دهانه مهاربندی شده، L طول کل مهاربند و Δ_m تغییر شکل مربوط به جابه‌جایی نسبی طراحی طبقه است که بنابر الزام AISC [29] حداقل برابر ۱٪ است. از این رو، در این مطالعه، $2\Delta_{bm}$ به عنوان بیشترین دامنه جابه‌جایی در پروتکل بارگذاری در جدول (۲) نشان داده شده است. در جدول (۲)، ϵ_c میانگین کرنش محوری، $\sum \Delta_{pl}$ حاصل جمع تغییر شکل‌های غیرالاستیکی تجمعی در دو چرخه از هر دامنه جابه‌جایی است. η برابر است با جمع نسبت $\sum \Delta_{pl}$ به جابه‌جایی تسلیم است که از رابطه (۶) محاسبه می‌شود.

$$\eta = \frac{\sum \Delta_{pl}}{\Delta_{rby}} \quad (6)$$

تغییر شکل محوری غیرالاستیک تجمعی، بر اساس الزام AISC [29] 341-16 حداقل ۲۰۰ برابر تغییر شکل تسلیم است.

۴-۱ - پروتکل بارگذاری

به منظور بارگذاری رفت و برگشتی تمام نمونه‌های عددی، از پروتکل بارگذاری [29] AISC 341 استفاده شده است. براساس این پروتکل، چرخه‌های جابه‌جایی بر حسب جابه‌جایی تسلیم (Δ_{by}) و جابه‌جایی محوری مهاربند در جابه‌جایی نسبی طراحی طبقه Δ_{bm} تعریف شده است. نیروی تسلیم هسته با توجه به تنش تسلیم فولاد و سطح مقطع فیوز برابر با ۳۳۶ کیلونیوتن برآورد شده است. برای محاسبه جابه‌جایی تسلیم نیاز به محاسبه سختی محوری عضو است که از رابطه‌ی (۴) محاسبه می‌شود.

$$K = \frac{E}{\int_0^L \frac{dx}{A(x)}} \quad (4)$$

در رابطه (۴) $A(x)$ سطح مقطع هسته، تابعی از فاصله (x) است. با تقسیم هسته HRLBRB به پنج قسمت، سختی کل مهاربند برابر با 151 kN/mm به دست می‌آید و از آنجا تغییر شکل HRLBRB در هنگام تسلیم Δ_{rby} برابر با ۲٫۲ میلی‌متر می‌شود. تغییر شکل Δ_{bm} را می‌توان از رابطه (۵) بدست آورد.

جدول ۲. پروتکل بارگذاری، کرنش محوری، و تغییر شکل تجمعی پلاستیک.

Cycle amplitude	Δ_{by}	$0.5\Delta_{bm}$	Δ_{bm}	$1.5\Delta_{bm}$	$2\Delta_{bm}$	$1.5\Delta_{bm}$	$2\Delta_{bm}$
Number of cycles N	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	4.00	2.00
Story drift ratio Δ/h (%)	0.14	0.50	1.00	1.50	2.00	1.50	2.00
Story displacement (mm)	3.15	15.00	30.00	45.00	60.00	45.00	60.00
RLBRB displacement - Δ_{rb} (mm)	2.23	10.60	21.20	31.80	42.40	31.80	42.40
ϵ_c (%)	0.00	0.01	0.02	0.03	0.04	0.03	0.04
$\sum \Delta_{pl}$ (mm)	-	67	151.8	236.6	321.4	473.1	321.4
η	-	30	98	204	348	560	704

Table 2. Loading protocol, axial strain, and cumulative plastic deformation

۴-۲ - مطالعه پارامتریک

به منظور درک بهتر رفتار لرزه‌ای HLRBRB، مطالعه‌ای پارامتری روی ۱۲ نمونه HLRBRB طبق جدول (۱)، انجام شده است. ویژگی‌های کلی نمونه‌ها را می‌توان در شکل (۷) مشاهده کرد. نسبت مساحت هسته تسلیم، A_c ، به مساحت کل مهاربند، A_{tot} ، برابر با 0.3 است. پارامترهایی مانند طول کل مهاربند، ابعاد صفحات انتهایی (PL200X200X20) و ضخامت قوطی (8mm) در تمامی مدل‌ها ثابت در نظر گرفته شده است. منحنی‌های چرخه‌ای تمام مدل‌های HRLBRB در شکل (۸) ترسیم شده‌اند. در این شکل P_y و Δy ، به ترتیب نیروی تسلیم و جابه‌جایی تسلیم هستند. ویژگی‌های هیستریتیک تمامی مدل‌ها از جمله بیشترین مقاومت کششی و فشاری، بیشترین ظرفیت تغییر شکل، ضریب شکل‌پذیری و کل انرژی تلف شده در جدول (۳) ارائه شده‌اند. به منظور محاسبه ضریب شکل‌پذیری، نمودار بار-جابه‌جایی منحنی پوش بر اساس توصیه‌های

[35] ASCE/SEI 41-17 ایده‌آل دو خطی‌سازی شده است. ضریب شکل‌پذیری ارائه شده، مقدار متوسط مربوط به رفتارهای فشاری و کششی است. برای استفاده از مش مناسب در تحلیل عددی، اندازه‌های ۳۰، ۶۰، ۸۰ و ۱۰۰ میلی‌متر برای مهاربند و قوطی‌های داخلی و خارجی مورد استفاده قرار گرفته و نتایج تحلیل، تحت پروتکل بارگذاری و برای تغییر مکان جانبی نسبی متناظر با ۲٪ در ناحیه فشاری، در شکل (۱۳) مقایسه شده‌اند. چنانکه مشاهده می‌شود مش ۶۰ میلی‌متر برای تحلیل عددی مناسب است.

۳-۴- طول تسلیم

اتلاف انرژی HRLBRB تقریباً به طور کامل توسط پلاستیک شدن مهاربند در ناحیه‌ی فیوز رخ می‌دهد. با فرض تغییرات کوچک زاویه، تغییر شکل محوری، برابر با $\Delta x \cdot \cos(\theta)$ است. که در آن Δx بیشینه تغییر مکان جانبی طبقه و θ زاویه مهاربند BRB نسبت به خط افق است. بنابراین، کرنش محوری ناحیه فیوز مهاربند را می‌توان از رابطه (۷) بدست آورد.

$$\varepsilon_{sc} = \Delta x \times \cos(\theta) / YLR \times L_{tot} \quad (7)$$

بر اساس رابطه (۷) کاهش طول تسلیم BRB باعث افزایش کرنش محوری هسته می‌شود. بنابراین طول تسلیم باید طوری انتخاب شود که کرنش محوری بیش از حد منجر به پارگی

هسته نشود [36]. دامنه کرنش محوری برای BRBهای متداول کمتر از ۳ درصد است. ایده کاهش طول هسته به عنوان فیوز قابل تعویض در گذشته پیشنهاد شده است [25]. تأثیر نسبت طول تسلیم به طول کل مهاربند (YLR) بر رفتار HRLBRBها را می‌توان از مقایسه نتایج عددی مدل‌های ۱۰، ۱۱ و ۱۲ مشاهده کرد. در این مدل‌ها همه پارامترها به غیر از طول فیوز (و طول قوطی‌های داخلی و خارجی) ثابت در نظر گرفته شده‌اند. مدل‌های ۱۰، ۱۱ و ۱۲ به ترتیب دارای سه طول تسلیم ۳۰۰، ۱۰۰۰ و ۱۵۰۰ میلی‌متر هستند که با نسبت طول تسلیم‌های ۰،۲۹، ۰،۴۳ و ۰،۷۵ متناظرند. همان‌گونه که در شکل (۸ ج، چ، و خ) نشان داده شده است منحنی‌های هیستریتیک پایداری برای مدل‌های یاد شده مشاهده می‌شود. چنانکه در شکل (۸) و جدول (۲) ملاحظه می‌شود میزان شکل‌پذیری نمونه‌ها با کاهش طول فیوز کاهش می‌یابند. به عبارت دیگر، کاهش طول فیوز HRLBRB خطر بروز خستگی چرخه کم را افزایش می‌دهد و موجب شکست زودرس مهاربند می‌شود [37,38]. به منظور توصیف بهتر رفتار HRLBRBها با طول تسلیم متفاوت، منحنی‌های پوش چرخه‌ای آنها در شکل (۹) ارائه شده‌اند.

۴-۴- تأثیر اصطکاک بین هسته تسلیم و غلاف در رفتار

مهاربند پیشنهادی

از جمله پارامترهای موثر بر عملکرد مهاربند کماتش‌تاب، اصطکاک است. مقادیر متفاوتی بین ۰،۰۷۵ و ۰،۳ برای ضریب اصطکاک توسط چندین پژوهشگر مورد استفاده قرار گرفته است. پژوهشگران در مورد حالت‌هایی که فولاد گریسکاری شده، مقدار ضریب اصطکاک را برابر ۰،۱ و در مورد سطوح فولادی زبر و خشک مقدار ۰،۳ در نظر گرفته شده‌اند [14,39-42]. در این پژوهش، برای در نظر گرفتن وضعیت فیزیکی سطوح مختلف تماس، مقادیر ۱۰٪، ۱۵٪ و ۳۰٪ برای ضریب اصطکاک بین سطوح، در قسمت تماس‌های مدل اجزای محدود مورد استفاده قرار گرفته‌اند. نتایج حاصل از تحلیل چرخه‌ای بر اساس نیروی تغییر مکان با تغییر اصطکاک در شکل (۸ الف، ب و پ) نشان داده شده است. در شکل (۱۰) پوش منحنی چرخه‌ای به دست آمده، اثر مقدار اصطکاک بر رفتار مدل‌های مهاربند را

گرفت که استفاده از یک فاصله بزرگ نیازمند غلافی با مقاومت خمشی بالاتر [38] برای جلوگیری از ناپایداری عضو اصلی است.

۴-۶- تأثیر ضخامت غلاف در رفتار مهاربند پیشنهادی

به منظور بررسی تأثیر ضخامت قوطی‌ها در رفتار چرخه‌ای مهاربند، ضخامت ۵، ۱۰ و ۲۰ میلی‌متر برای قوطی‌ها در نظر گرفته شده است. منحنی حاصل شده از تحلیل چرخه‌ای نمونه‌ها با ضخامت مختلف در شکل (۸ ذ، ر و ز) نشان داده شده است. نتایج به دست آمده از پوش منحنی هیستریتیک نمونه‌ها در ردیف‌های ۷ تا ۹ جدول (۳) مندرج است. در این جدول، تغییر شکل بیشینه نمونه‌ها در کشش با Δ_{max}^+ و تغییر شکل حداکثر در ناحیه فشاری با Δ_{max}^- بر حسب میلی‌متر نشان داده شده‌اند. نیروی حداکثر کششی با T_{max} و نیروی حداکثر فشاری با C_{max} بر حسب کیلونیوتن بیان شده‌اند. ضریب اصلاح نیروی فشاری با β نشان داده شده که نسبت مقدار استهلاک انرژی، سطح زیر نمودار پوش نمونه‌ها می‌باشد. بیشترین استهلاک انرژی در نمونه شماره ۱۱، با طول تسلیم ۱۰۰۰ میلی‌متر به دست آمده است. ضریب اصلاح نیروی فشاری در این نمونه در محدوده قابل قبول آیین‌نامه است. چنانکه ملاحظه می‌شود ضریب شکل‌پذیری نمونه شماره ۱۱ با طول فیوز ۱۰۰۰ میلی‌متر، فاصله بین سطوح ۲ میلی‌متر، ضریب اصطکاک ۱۵ درصد، و سطح مقطع کاهش یافته ۵۰ درصد مقطع، بیشتر از سایر نمونه‌ها است.

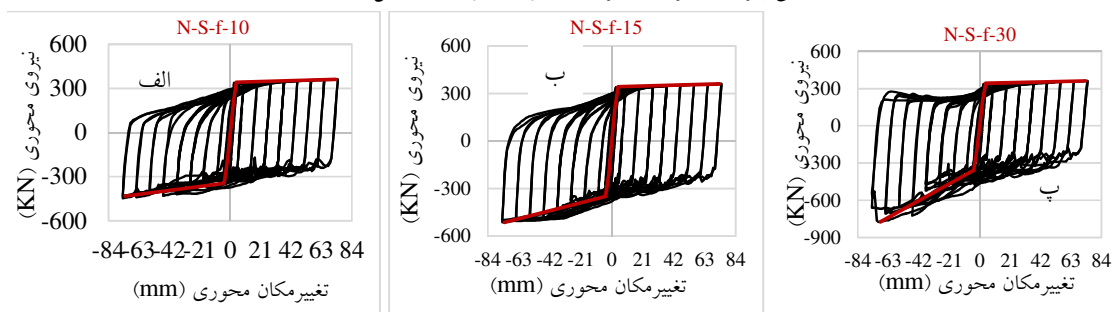
نشان می‌دهد. با توجه به پوش منحنی حاصل در شکل (۱۰)، با افزایش اصطکاک، مقدار نیروی کششی تغییری ندارد اما نیروی فشاری در مدل‌های با ضریب اصطکاک بالاتر از ۱۵٪ افزایش قابل توجهی یافته که سبب افزایش ضریب β شده است.

۴-۵- تأثیر فاصله بین سطوح هسته تسلیم و قوطی‌های داخلی/خارجی در رفتار مهاربند پیشنهادی

تغییر شکل هسته با توجه به اثر پواسون ایجاب میکند که فاصله ای کافی بین سطوح مهاربند و قوطی‌های داخلی و خارجی موجود باشد [43]. این فاصله می‌تواند به طور قابل توجهی بر رفتار مهاربند از نظر کماتش موضعی هسته تأثیر گذارد [14, 42, 44]. بنابراین، اندازه فاصله پارامتر مهمی در بررسی رفتار لرزه‌ای HRLBRB است. برای این منظور، از فاصله‌های ۰، ۲ و ۵ میلی‌متری بین سطوح، به ترتیب برای مدل‌های ۱، ۲ و ۳ استفاده شده‌اند. منحنی‌های هیستریزیس و ویژگی‌های هیستریتیک مدل‌ها به ترتیب در شکل (۸ ت، ث و د) و جدول (۲) ارائه شده‌اند. چنانکه مشاهده می‌شود تسلیم محوری هسته در تمام مدل‌ها در مراحل اولیه بارگذاری رخ داده است. تأثیر اندازه فاصله روی حالت شکست HRLBRB‌ها را با توجه به پوش منحنی‌های به دست آمده در شکل (۱۱) می‌توان به صورت زیر خلاصه کرد: در صورت اتخاذ یک فاصله

هیستریتیک پایدار مشاهده می‌شود. در مدل‌هایی با اندازه فاصله بزرگتر، تسلیم محوری هسته با تسلیم خمشی آن و یک پاسخ هیستریتیک نامتقارن همراه خواهد شد. در مجموع می‌توان نتیجه

شکل ۸. منحنی چرخه‌ای نیرو - تغییر مکان محوری نمونه‌های تحلیل شده.



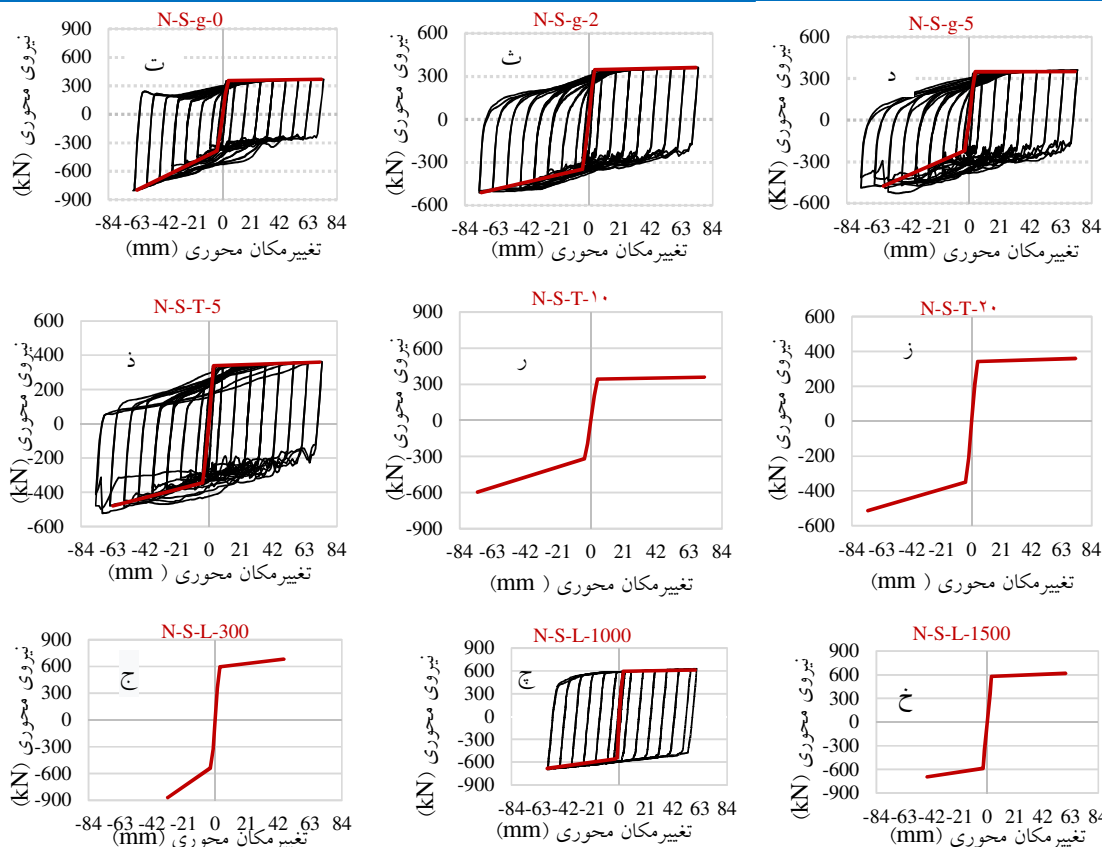


Fig. 8. The load - axial displacement curves of FE models.

شکل ۹. پوش نمودار چرخه‌ای نمونه‌های با طول تسلیم ۳۰۰، ۱۰۰۰ و ۱۵۰۰ میلی‌متر. پوش نمودار نمونه‌ها با ضریب اصطکاک ۱۰، ۱۵ و ۳۰ درصد بر رفتار چرخه‌ای مهاربند پیشنهادی.

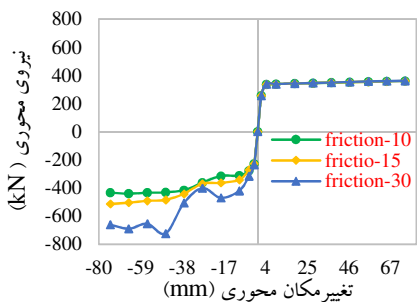


Fig. 10. The envelopes of the load-axial displacement curves of the FE models with 10%, 15%, and 30% friction coefficients.

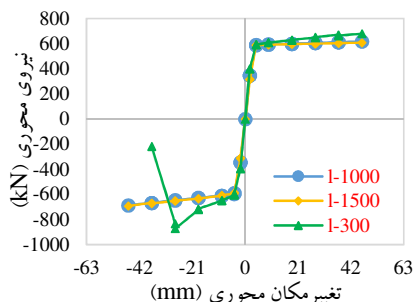


Fig. 9. The envelopes of the load-axial displacement curves of the FE models with 300, 1000, and 1500 mm fuse lengths.

شکل ۱۲. نمودار پوش تاثیر تغییر ضخامت قوطی های داخلی و خارجی بر شکل ۱۱. پوش نمودار نمونه‌ها با فاصله هسته تسلیم و غلاف ۰، ۲ و ۵ میلی‌متر بر رفتار چرخه‌ای مهاربند پیشنهادی.

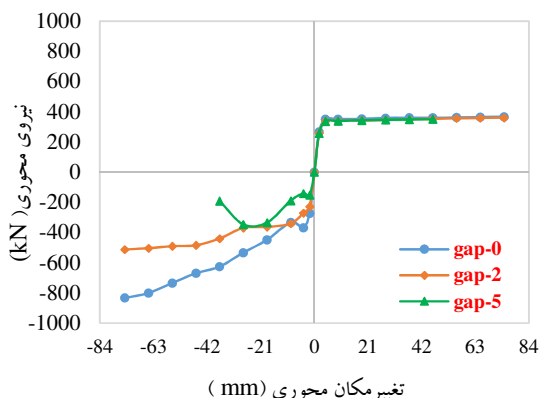


Figure 11. The envelopes of load-axial displacement of FE models with 0, 2, and 5 mm gaps.

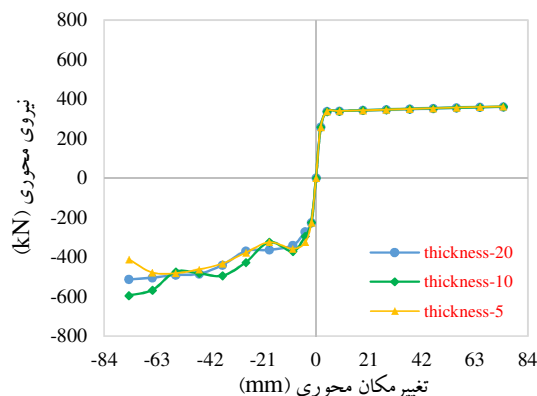


Fig. 12. The effect of the thickness of the inner/outer boxes on the load-displacement curves of the FE models.

شکل ۱۳. همگرایی مش در مدلسازی عددی

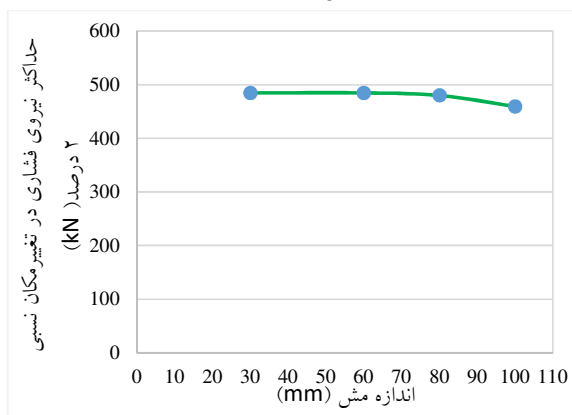


Figure 13. Mesh convergence in numerical modeling.

جدول ۳. پارامترهای هیسترتیک به دست آمده از مدل‌های عددی.

No.	Model name	T _{max} (kN)	P _{max} (kN)	Δ _{max} ⁺ (mm)	Δ _{max} ⁻ (mm)	Ductility factor	β	Dissipated energy (kN.m)
1	N-S-g-0	366	833	74.23	74.23	17.3	2.28	9750
2	N-S-g-2	360	513	74.23	74.23	17.3	1.43	7892
3	N-S-g-5	349.6	347.4	46.4	27.84	9.75	1	3132.8
4	N-S-f-۱۰	360	389	74.23	64.23	17.3	1.08	7472.5
5	N-S-f-15	360	513	74.23	74.23	17.3	1.43	7883.9
6	N-S-f-30	362	660	74.23	46.00	12.5	1.82	6514
7	N-S-T-5	361	411	74.23	74.23	15	1.14	7118
8	N-S-T-10	361	594	74.23	74.23	17.3	1.65	8125
9	N-S-T-2۰	360	513	74.23	74.23	17.3	1.43	7884
10	N-S-L-300	670	504	46	27.84	11.53	0.75	6572
11	N-S-L-1000	625	726	60.4	55.70	18.05	1.16	9887.9
12	N-S-L-1500	619	692	60.4	46.40	16.6	1.12	8912

Table 3. The hysteretic parameters obtained from numerical models

۵- نتیجه گیری

در این پژوهش نوعی مهاربند کمانش تاب (BRB)، با کاهش طول در ناحیه فیوز (HRLBRB) مورد مطالعه قرار گرفت. اجزای HRLBRB شامل یک هسته فولادی HSS شکل که توسط قوطی‌های داخلی و خارجی مقید شده‌اند) تشریح و عملکرد لرزه‌ای مهاربند بر اساس نتایج مدل‌های عددی اجزای محدود مورد بررسی قرار گرفت. نتایج اصلی ارزیابی عملکرد نمونه‌های HRLBRB در این مطالعه به شرح زیر هستند:

- کاهش نسبت طول تسلیم به طول کل مهاربند (YLR)، ظرفیت تغییر شکل و شکل پذیری HRLBRB را کاهش و شکست زودرس مهاربند را افزایش می‌دهد. با این حال، شکل پذیری نمونه‌ای با نسبت طول تسلیم $YLR=0.2$ هنوز قابل قبول است. کاهش YLR همچنین سختی و کرنش را افزایش می‌دهد.

مراجع

- افزایش اندازه فاصله بین سطوح سبب افزایش نیروهای تماس بین هسته و قوطی‌ها می‌شود. پس برای فاصله بزرگ، غلافی با مقاومت خمشی بزرگتر (صلب‌تر) برای جلوگیری از ناپایداری هسته مورد نیاز است. با توجه به نتایج به دست آمده در مدل‌های عددی، بهترین عملکرد لرزه‌ای و پایدارترین هیستریتیک مربوط به مدل شماره ۲، با فاصله ۲ میلی متر، است.
- با افزایش ضریب اصطکاک بیشتر از ۱۵ درصد، مقدار نیروی فشاری و ضریب اصلاح نیروی فشاری افزایش می‌یابد. افزایش نیروی فشاری سبب کمانش در مهاربند می‌شود.
- افزایش ضخامت بیشتر از ۱۰ میلی متر برای قوطی‌های داخلی و خارجی تاثیر چشمگیری در مقدار بیشینه نیروی فشاری و کششی ندارد.

Curved Buckling Restrained Braces.

- [8] Tsai CS, Liu Y, Liu BQ. an Experimental Study of Buckling Restrained Brace With. 2017;(1):1-11.
- [9] Takeuchi T, Hajjar JF, Matsui R, Nishimoto K, Aiken ID. Local buckling restraint condition for core plates in buckling restrained braces. J Constr Steel Res. 2010 Feb;66(2):139-49.
- [10] Takeuchi T, Hajjar JF, Matsui R, Nishimoto K, Aiken ID. Effect of local buckling core plate restraint in buckling restrained braces. Eng Struct. 2012;44:304-11.
- [11] Takeuchi T, Ozaki H, Matsui R, Sutcu F. Out-of-plane stability of buckling-restrained braces including moment transfer capacity. Earthq Eng Struct Dyn. 2014;43(6):851-69.
- [12] Tremblay R, Bolduc P, Neville R, DeVall R. Seismic testing and performance of buckling-restrained bracing systems. Can J Civ Eng. 2006 Feb;33(2):183-98.
- [13] Hoveidae N, Tremblay R, Rafezy B, Davaran A. Numerical investigation of seismic behavior of short-core all-steel buckling restrained braces. J Constr Steel Res. 2015 Jul 24;114:89-99.
- [14] Hoveidae N, Rafezy B. Overall buckling behavior of all-steel buckling restrained braces. J Constr Steel Res. 2012 Dec;79:151-8.
- [15] Jiang Z, Guo Y, Zhang B, Zhang X. Influence of design parameters of buckling-restrained

- [1] Wakabayashi M, Nakamura T, Katagihara A, Yogoyama H, Morisono T. Experimental study on the elastoplastic behavior of braces enclosed by precast concrete panels under horizontal cyclic loading - Parts 1 & 2. Summ Tech Pap Annu Meet vol 10. 1973;42(6):1041-4.
- [2] Sabelli R, Mahin S, Chang C. Seismic demands on steel braced frame buildings with buckling-restrained braces. Eng Struct. 2003;25(5):655-66.
- [3] Sabelli R. Research on improving the design and analysis of earthquake-resistant steel-braced frames. NEHRP Prof Fellowsh Report EERI. 2001;1-142.
- [4] Sabelli R, Pottebaum W, Brazier JC, López W. Design of a Buckling-Restrained Braced Frame utilizing 2005 seismic standards. Proc Struct Congr Expo. 2005;1807-18.
- [5] Seyyed Saeed Samaee, Morteza Naghipour MB. Study of the effect of energy absorbing element in seismic performance of steel frames with symmetric y-shape concentric bracings. MCEJ. 2015;15(4).
- [6] Zahrai, SM, Cheraghi A. Study of Using steel angle to Upgrade the Seismic Behavior of Centrally Braced Frames. MCEJ. 2016;16.
- [7] Tsai CS, Chen W-S, Lin Y-C. Full Scale Shaking Table Tests of A Steel Structure with Multi-

- Ghodrati Amiri ED. Comparing Performance of Strongback and BRB Braced Frames Under Seismic Sequence. *MCEJ*. 2021;21(2).
- [29] Lu J, Liu W, Ding Y, Li Y, Xu S. Local buckling behavior of buckling-restrained braces with longitudinally profiled steel core. *Crystals*. 2021 Aug 1;11(8).
- [30] Zhang H, Quan L, Lu X. Experimental Hysteretic Behavior and Application of an Assembled Self-Centering Buckling-Restrained Brace. *J Struct Eng*. 2022 Mar;148(3).
- [31] Tong J-Z, Zhang E-Y, Guo Y-L, Yu C-Q. Cyclic Experiments and Global Buckling Design of Steel-Angles-Assembled Buckling-Restrained Braces. 2021; Available from: <https://doi.org/10.1007/s10518-022-01389-w>.
- [32] Li W, Dong J, Qu H, Wang L, Zhao K. Local Buckling Development of H-Section Steel Core of Buckling-Restrained Brace. *Buildings*. 2022 Feb 1;12(2).
- [33] Hoveidae N, Radpour S. A novel all-steel buckling restrained brace for seismic drift mitigation of steel frames. *Bull Earthq Eng*. 2021 Feb 1;19(3):1537–67.
- [34] AISC. ANSI/AISC 341-16, Seismic Provisions for Structural Steel Buildings. *Seism Provisions Struct Steel Build*. 2016;
- [35] Hosseini A, Hassanipour A. Numerical Modeling of BRB Frame Systems With and Without Concrete [Internet]. Vol. 2, *Journal of Multidisciplinary Engineering Science and Technology (JMEST)*. 2015. Available from: www.jmest.org
- [36] Wigle VR, Fahnestock LA. FINITE ELEMENT PARAMETRIC STUDIES OF BUCKLING-RESTRAINED BRACED FRAME CONNECTIONS.
- [37] Rahnavard R, Naghavi M, Aboudi M, Suleiman M. Investigating modeling approaches of buckling-restrained braces under cyclic loads. *Case Stud Constr Mater*. 2018;8:476–88.
- [38] Karlsson and SI. ABAQUS. 2017.
- [39] AISC. Code of standard practice for steel buildings and bridges : adopted 1924, revised June 26, 1952. 2016;9 p.
- [40] Minimum design loads and associated criteria for buildings and other structures. *Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures*. 2017. 1–889 p.
- [41] Kersting RA, Fahnestock LA, López WA. Seismic Design of Steel Buckling- Restrained Braced Frames A Guide for Practicing brace on its performance. *J Constr Steel Res*. 2015;105(February):139–50.
- [16] Pan P, Li W, Nie X, Deng K, Sun J. Seismic performance of a reinforced concrete frame equipped with a double-stage yield buckling restrained brace. *Struct Des Tall Spec Build*. 2017;26(4):1–10.
- [17] Sun J, Pan P, Wang H. Development and experimental validation of an assembled steel double-stage yield buckling restrained brace. *J Constr Steel Res*. 2018;145:330–40.
- [18] Kachooee A, Kafi MA. A Suggested Method for Improving Post Buckling Behavior of Concentric Braces Based on Experimental and Numerical Studies. *Structures*. 2018;14:333–47.
- [19] Ebadi Jamkhaneh M, Homaioon Ebrahimi A, Shokri Amiri M. Investigation of the Seismic Behavior of Brace Frames with New Corrugated All-Steel Buckling Restrained Brace. *Int J Steel Struct*. 2019;19(4):1225–36.
- [20] Chen Y, Chen C, Jiang H, Liu T, Wan Z. Study of an innovative graded yield metal damper. *J Constr Steel Res*. 2019;160:240–54.
- [21] Li G, Sun Y, Jiang J, Sun F, Ji C. Experimental study on two-level yielding buckling-restrained braces. 2019;159:260–9.
- [22] Mateus JAS, Tagawa H, Chen X. Buckling-restrained brace using round steel bar cores restrained by inner round steel tubes and outer square steel tube. *Eng Struct*. 2019;197(June):109379.
- [23] Tremblay R, Poncet L, Bolduc P, Neville R, DeVall R. Testing and design of buckling restrained braces for canadian application. *13th World Conf Earthq Eng*. 2004;(2893).
- [24] Razavi SA, Mirghaderi SR, Hosseini A, Shemshadian ME. Reduced length buckling restrained brace using steel plates as restraining segment.
- [25] Razavi Tabatabaei SA, Mirghaderi SR, Hosseini A. Experimental and numerical developing of reduced length buckling-restrained braces. *Eng Struct*. 2014 Oct 5;77:143–60.
- [26] Mirghaderi R, Ahlehagh S. Study of seismic behavior of SCBF with balanced bracing. *14 World Conf Earthq Eng Oct 12-17, 2008, Beijing, China*. 2008;
- [27] Chigoi, Ali, Rahgozar, Mohammad, Ali, Izadian M. Experimental Investigation of Seismic Performance of Three core Buckling Restrained Braces. *MCEJ*. 2020;20.
- [28] Mohammad Reza Kheime, Gholamreza

- Dyn. 2010;39(5):561–81.
- [47] Shen J, Seker O, Sutchiewcharn N, Akbas B. Cyclic behavior of buckling-controlled braces. *J Constr Steel Res* [Internet]. 2016;121:110–25. Available from: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.01.018>
- [48] Usami T, Wang C, Funayama J. Low-cycle fatigue tests of a type of Buckling Restrained Braces. *Procedia Eng* [Internet]. 2011;14:956–64. Available from: <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2011.07.120>
- [49] Zhao J, Lin F, Wang Z. Seismic design of buckling-restrained brace welded end connection considering frame action effects: Theoretical, numerical and practical approaches. *Eng Struct* [Internet]. 2017;132:761–77. Available from: <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.11.069>
- Engineers. *NEHRP Seism Des Tech Br.* 2015;(11).
- [42] Mirtaheri M, Gheidi A, Zandi AP, Alanjari P, Samani HR. Experimental optimization studies on steel core lengths in buckling restrained braces. *J Constr Steel Res.* 2011 Aug;67(8):1244–53.
- [43] Pandikkadavath MS, Sahoo DR. Cyclic testing of short-length buckling-restrained braces with detachable casings. *Earthq Struct.* 2016;10(3):699–716.
- [44] Chou CC, Chen SY. Subassemblage tests and finite element analyses of sandwiched buckling-restrained braces. *Eng Struct.* 2010 Aug;32(8):2108–21.
- [45] Della Corte G, D’Aniello M, Landolfo R, Mazzolani FM. Review of steel buckling-restrained braces. *Steel Constr.* 2011 Jun;4(2):85–93.
- [46] Eryasar ME, Topkaya C. An experimental study on steel-encased buckling-restrained brace hysteretic dampers. *Earthq Eng Struct*

Numerical study of the cyclic behavior of a proposed all-steel brace with reduced fuse length

Elham Parsa¹, Mohammad Ghazi^{2*}, Farhang Farahbod³, Mohammad Saeed Sobhan⁴

1. Ph.D. student in Civil Engineering, Islamic Azad University, West Tehran Branch, Tehran, Iran

2. Mohammad Ghazi - Assistant Professor, Islamic Azad University, West Tehran Branch, Tehran, Iran

3. Farhang Farahbod - Assistant Professor, Islamic Azad University, West Tehran Branch, Tehran, Iran

4. Seyed Mohammad Saeed Sobhan - Assistant Professor, Mahallat Higher Education Center, Tehran, Iran

Abstract

Concentrically braced frames are among the prevalent seismic force-resisting systems used in the construction of steel structures. This type of system provides a suitable level of stiffness for structures under low and intermediate seismic oscillations. However, under strong motions, it has noticeable deficiencies such as stiffness loss under compressive force, the unacceptable difference between the tensile and compressive strength of the brace, low energy-dissipating capacity, and overall poor cyclic behavior. To overcome these deficiencies, the idea of the Buckling Restrained Brace (BRB) was proposed a few decades ago. Since the invention of BRB, extensive studies have been carried out to optimize the new brace system. These studies have resulted in the emergence of different generations of buckling restrained braces. In the first generation of BRB, a concrete-filled sheath had been used around the inner core of the brace. To upgrade that heavy brace, the researchers developed an all-steel brace system that was considerably lighter in weight, faster to build, and easier to inspect its yielded core after an earthquake. Later on, the idea of reducing the length of the core, as well as the sheath, was proposed which led to an even lighter brace, while keeping all the major advantages of the traditional BRB. In this paper, twelve all-steel BRB samples, based on a reduced fuse length, have been investigated numerically. Each brace sample is composed of three boxes, which include the main box, the outer sheath, and the inner box. The outer sheath and the inner box are used to prevent the local buckling of the core in the fuse zone. The outer sheath and the inner box are connected to the brace core at one end only. In this study, the cross-sectional area of the brace core in the fuse zone was considered to be less than half the total cross-sectional area of the original brace section. The samples were loaded by the quasi-static cyclic loading protocol of AISC. The numerical analysis showed that the proposed brace withstood an axial strain level of around 4%. The numerical modeling of the proposed brace was verified by the data reported for an earlier experiment that had been carried out in the laboratory of the Housing and Urban Development Research Center (BHRC). In the numerical study, the effect of influential parameters of the proposed brace on its cyclic behavior was investigated. These parameters included the ratio of the fuse length to the total brace length, the gap between the core and the inner/outer boxes, the inner/outer box thickness, and the friction coefficient between the core and the contact surfaces of the boxes. Using the hysteretic curves of the brace, obtained from the numerical analyses, the ductility parameters, and the amount of dissipating energy were evaluated. The results showed that the obtained amount of the relative lateral displacement of the proposed brace is acceptable according to the code regulations. Moreover, the cumulative inelastic deformation of the proposed brace surpasses the minimum requirement of the code for the predefined loading protocol. The studied samples were stable and had relatively symmetric cyclic behavior in the compression and tension zones. The study showed that the proposed bracing is suitable for the rehabilitation of buildings.

Keywords: Buckling Restrained Brace (BRB), Cyclic curve, Fuse, Sheath, Ductility coefficient.