

مدل سازی مکانیکی و تحلیل اجزای محدود میراگر فولادی U-ADAS

محمد رضا علیمردانی^۱، ابازر اصغری^{۲*}

۱- دانشجوی دکتری، دانشکده مهندسی عمران، دانشکدگان فنی، دانشگاه تهران، تهران، ایران

۲- دانشیار، دانشکده مهندسی عمران، دانشکدگان فنی، دانشگاه تهران، تهران، ایران

*تهران، صندوق پستی ۴۵۶۳۱۱۱۵۵، abazar.asghari@ut.ac.ir

چکیده

در این مقاله یک میراگر فولادی جدید با هندسه U شکل و بُعد عمود بر صفحه متغیر (U-ADAS) برای بهبود توزیع تسلیم در طول عضو معرفی شده است. با استفاده از یک مدل مکانیکی ساده شده، روابط بسته ای برای نیروی تسلیم، جابه جایی تسلیم و سختی اولیه بر حسب هندسه و خواص مصالح استخراج شده است. رفتار مصالح فولادی در چارچوب یک مدل سخت شونده ترکیبی و بر اساس نتایج آزمایشگاهی موجود به طور عددی کالیبره شده و سپس در شبیه سازی های اجزای محدود به کار گرفته شده است. میراگرهای U-ADAS و U شکل در نرم افزار آباکوس تحت پروتکل بارگذاری FEMA 461 مدل سازی و تحلیل شده اند. نتایج نشان می دهد اختلاف بین مقادیر تحلیلی و عددی جابه جایی تسلیم، نیروی تسلیم و سختی اولیه به ترتیب حدود ۴، ۹ و ۴ درصد است؛ که دقت مدل مکانیکی پیشنهادی را تأیید می کند. مقایسه منحنی های هیستریزس، توزیع کرنش پلاستیک و انرژی اتلافی نشان می دهد میراگر U-ADAS با وجود کاهش حدود ۳۰ درصدی جرم، انرژی تجمعی مستهلک حدود ۱۱ درصد بیش تر، نسبت به میراگر U شکل مستهلک کرده و خرابی آن در دامنه های جابه جایی بزرگ تر رخ می دهد. این نتایج کارایی لرزه ای بالاتر و پتانسیل استفاده میراگر U-ADAS را به عنوان گزینه ای سبک وزن و بهینه در سیستم های کنترل غیرفعال سازه ای نشان می دهد.

واژگان کلیدی

میراگر فولادی U-ADAS، میراگر U شکل، توزیع یکنواخت تسلیم، مدل سازی اجزای محدود

Mechanical Modeling and Finite Element Analysis of a U-ADAS Steel Damper

M. Alimardani, A. Asghari

Abstract

This paper introduces a new steel energy dissipation device with U-shaped geometry and variable in-plane width (U-ADAS), aimed at improving the uniformity of yielding along the member. Using a simplified mechanical model, closed-form expressions are derived for the yield force, yield displacement and initial stiffness as functions of geometry and material properties. The cyclic behavior of the steel is numerically calibrated within a combined hardening framework based on available experimental data and then implemented in the finite element simulations. U-ADAS and conventional U-shaped dampers are modeled and analyzed in ABAQUS under the FEMA 461 loading protocol. The results show that the differences between analytical and numerical values of yield displacement, yield force and initial stiffness are approximately 4%, 9% and 4%, respectively, confirming the accuracy of the proposed mechanical model. Comparison of hysteresis curves, plastic strain distribution and dissipated energy indicates that the U-ADAS damper, despite having about 30% less mass, dissipates roughly 11% more cumulative energy than the U-shaped damper and fails at larger displacement amplitudes. These findings demonstrate the superior seismic performance and the potential application of the U-ADAS damper as a lightweight option in passive structural control systems.

Keywords

Steel U-ADAS Damper, U-Shaped Damper, Uniform Yielding Distribution, Finite Element Modeling

۱- مقدمه

سازه‌های عمرانی همواره تحت تأثیر بارهای دینامیکی نظیر زلزله قرار دارند که می‌توانند منجر به ایجاد آسیب‌های شدید و اختلال طولانی‌مدت در بهره‌برداری از آن‌ها شوند. در دهه‌های اخیر، رویکرد طراحی لرزه‌ای از تأمین صرف ایمنی در برابر فروریزش به سمت طراحی مبتنی بر عملکرد و تاب‌آوری سازه‌ها تغییر یافته است. پیشرفت‌های اخیر در طراحی لرزه‌ای مبتنی بر عملکرد و توسعه سیستم‌های سازه‌ای جایگزین، دامنه راهبردهای موجود برای ارتقای تاب‌آوری لرزه‌ای را به‌طور قابل‌ملاحظه‌ای گسترش داده‌اند [۳-۱].

مطالعات جدیدتر، پیکربندی‌های جایگزین مهاربندی نظیر مهاربندهای هلالی شکل^۱ [۴]، مهاربندهای دوخطی برون‌مرکز^۲ [۵] و ارزیابی‌های حساسیت برای انواع مختلف مهاربند و تعداد طبقات گوناگون [۶] را پیشنهاد کرده‌اند که به افزایش شکل‌پذیری، کاهش آثار کمانش و بهبود اتلاف انرژی منجر می‌شوند. علاوه بر این، ترکیب قاب‌های مهاربندی شده هم‌محور^۳ با قاب‌های خمشی ویژه در قالب سیستم‌های دوگانه به‌عنوان رویکردی برای بهبود توزیع انرژی و ارتقای تاب‌آوری کلی لرزه‌ای مورد بررسی قرار گرفته است، [۷ و ۸]. فراتر از قاب‌های مهاربندی‌شده، سایر سیستم‌های نوآورانه مقاوم جانبی نظیر قاب‌های ستون پیوندی^۴ و سیستم‌های ستون پیوندی^۵ نیز معرفی شده‌اند که قابلیت ترمیم‌پذیری بالا و عملکرد لرزه‌ای رقابتی در مقایسه با قاب‌های متعارف ارائه می‌کنند [۹ و ۱۰]. مطالعات انجام‌شده بر روی دیوارهای برشی جفت‌شده سوراخ‌دار و دیوارهای برشی فولادی با سخت‌کننده‌های ضربدری نیز رویکردهای جدیدی را برای بهبود مقاومت جانبی، سختی و اتلاف انرژی نشان داده‌اند [۱۱]. علاوه بر این، قاب‌های مهاربندی‌شده برون‌محور چندسطحی^۶ به‌تازگی از نظر رفتار کمانش جانبی-پیچشی و عملکرد لرزه‌ای مورد بررسی قرار گرفته‌اند [۱۲]. این تحولات در مجموع بیانگر تنوع روبه‌افزایش سیستم‌های لرزه‌تاب‌آور در مقیاس سیستم سازه‌ای هستند که عمدتاً از طریق اصلاح سامانه باربر جانبی، عملکرد لرزه‌ای مطلوب‌تری فراهم می‌کنند.

با وجود این پیشرفت‌ها، در بسیاری از پروژه‌های بهسازی لرزه‌ای و حتی طراحی سازه‌های جدید، استفاده از دستگاه‌های غیرفعال اتلاف انرژی در مقیاس عضو، به‌ویژه میراگرهای فلزی

تسلیم‌شونده، همچنان یکی از کارآمدترین و اقتصادی‌ترین راهکارها برای کنترل پاسخ لرزه‌ای محسوب می‌شود. یکی از روش‌های متداول به‌منظور کاهش آسیب‌های ناشی از زلزله، به‌کارگیری سیستم‌های کنترل غیرفعال، از جمله جداسازهای لرزه‌ای و میراگرها است که بدون نیاز به هرگونه منبع انرژی خارجی، سختی و ظرفیت مقاوم سازه را بهبود می‌بخشند. این سیستم‌ها شامل انواع مختلف میراگرها از جمله میراگرهای اصطکاکی، فولادی تسلیم‌شونده، ویسکوالاستیک و ویسکوز هستند [۱۳-۱۶].

به‌دلیل سادگی، میراگرهای اصطکاکی کاربرد گسترده‌ای در سازه‌ها یافته‌اند. این میراگرها که نخستین‌بار توسط پال^۷ و همکاران در سال ۱۹۸۰ معرفی شدند [۱۷ و ۱۸]، از طریق ایجاد اصطکاک لغزشی، انرژی زلزله را مستهلک کرده و بدین ترتیب از بروز تشدید ارتعاشات جلوگیری می‌نمایند [۱۹]. میراگرهای ویسکوالاستیک با افزایش سختی جانبی و میرایی ویسکوز، بخشی از انرژی زلزله را مستهلک می‌کنند [۲۰]. نخستین کاربرد این میراگرها در سال ۱۹۶۹ و در برج‌های دوقلوی مرکز تجارت جهانی، با هدف مقابله با بارهای باد بوده است و پس از آن، استفاده از آن‌ها به سازه‌های مقاوم در برابر زلزله نیز گسترش یافته است. این نوع میراگرها به‌دلیل قابلیت اطمینان بالا و هزینه نسبتاً پایین شناخته شده‌اند، هرچند معایبی نظیر حساسیت به دما و ظرفیت نیرویی محدود دارند [۲۱]. سیستم میراگر جرمی تنظیم‌شونده^۸ نیز با افزودن یک جرم و مکانیزم فنر-میرایی به سازه، نسبت به ارتعاشات ناشی از زلزله و باد واکنش نشان داده و آن‌ها را کاهش می‌دهد. هرچند انتظار می‌رود کارایی این سیستم در برابر بارهای باد بیش‌تر باشد، به‌کارگیری چندین TMD در ترازهای مختلف سازه برای بهبود عملکرد لرزه‌ای نیز توصیه شده است [۲۲].

میراگرهای فولادی تسلیم‌شونده، که از طریق تغییر شکل پلاستیک و تشکیل حلقه‌های پسماند هیستریزس انرژی را جذب می‌کنند، یکی از گزینه‌های قابل‌اعتماد برای تقویت لرزه‌ای سازه‌ها به‌شمار می‌آیند. با این حال، در سیستم‌های مهاربندی‌شده، کمانش مهاربند فشاری می‌تواند ظرفیت جذب انرژی را کاهش دهد

^۶ Multi-Tier Eccentrically Braced Frames

^۷ Pall

^۸ Tuned Mass Damper (TMD)

^۱ Crescent-Shaped Braces

^۲ Off-Center Bilinear Braces

^۳ Concentrically Braced Frames (CBFs)

^۴ Linked Column Frames (LCFs)

^۵ Linked Column Systems (LCSs)



[۲۳] و [۲۴]. صفحات ADAS^۱ و TADAS^۲ با ایجاد میرایی و تسلیم در مهاربندها، ضمن جذب انرژی زلزله، سختی جانبی سازه را نیز افزایش می‌دهند [۲۰]. در صفحات ADAS، جذب انرژی عمدتاً از طریق تغییرشکل خمشی صورت گرفته و تسلیم به‌طور تقریباً یکنواخت در تمام ارتفاع صفحه رخ می‌دهد. در مقابل، صفحات TADAS با شکل V-مانند خود، موجب افزایش سختی قاب و کاهش تغییرمکان‌ها می‌شوند؛ هرچند ممکن است در زلزله‌های شدید، شکل‌پذیری کافی را تأمین نکنند [۲۵]. تسای^۳ و همکاران عملکرد دستگاه‌های TADAS را در ساختمان‌های مقاوم در برابر زلزله مورد بررسی قرار دادند. نتایج آزمایشگاهی نشان داد که المان‌های TADAS قادر به تحمل چندین چرخه تسلیم بدون کاهش محسوس مقاومت و سختی هستند. این مطالعه همچنین دستورالعمل‌های طراحی مربوط به این نوع میراگرها را ارائه کرده و کارآمدی آن‌ها را در اتلاف انرژی و بهبود عملکرد لرزه‌ای سازه‌ها تأیید کرده است [۲۶].

باقری و همکاران عملکرد لرزه‌ای میراگرهای فولادی تسلیم‌شونده^۴ را در قاب‌های فولادی بررسی و آن‌ها را با میراگرهای اصطکاکی^۵ دورانی^۵ مقایسه کردند. تحلیل‌های غیرخطی تاریخچه زمانی بر روی قاب‌های ۳، ۵ و ۱۰ طبقه نشان داد که هر دو نوع میراگر با انتقال رفتار غیرخطی از قاب به المان‌های میراگر، به‌طور مؤثر آسیب سازه‌ای را کاهش می‌دهند؛ با این حال، نتایج حاکی از آن بود که میراگرهای^۶ شکل در کاهش تغییرمکان‌های جانبی کارایی بیشتری دارند [۲۷].

چراغی و همکاران نیز به بررسی عددی و تحلیلی میراگرهای^۷ شکل و تأثیر آن‌ها بر عملکرد قاب‌های فولادی پرداختند. در این پژوهش، اثر ابعاد مختلف میراگرهای^۸ شکل بر سختی، مقاومت و ظرفیت اتلاف انرژی در قالب مطالعات پارامتریک ارزیابی شد [۲۸].

محبوبی و ملکی یک رده جدید از دستگاه‌های غیرفعال اتلاف انرژی لرزه‌ای معرفی و بهینه‌سازی کرده‌اند. در گام نخست، آن‌ها میراگر لوله‌ای^۹ دو تایی^۹ را پیشنهاد دادند که از دو لوله جوش شده تشکیل شده و تحت بارگذاری برشی قرار می‌گیرد. در این میراگر، اتلاف انرژی از طریق تغییرشکل خمشی لوله‌ها و تشکیل یک میدان کششی قطری در جابه‌جایی‌های بزرگ صورت

می‌گیرد. نتایج آزمایش‌های تجربی، شکل‌پذیری بالا و حلقه‌های پسماند پایدار این سامانه را نشان داد و در ادامه، مدل‌های اجزای محدود غیرخطی برای انجام مطالعات پارامتریک توسعه داده شد [۲۹].

علیمردانی و همکاران یک میراگر نوین به نام بالشتک دوگانه^{۱۰} تودرتو^{۱۱} را معرفی و به‌طور آزمایشگاهی و عددی بررسی کردند. این میراگر با استفاده از دو بالشتک فولادی تودرتو و مکانیزم دومرحله‌ای تسلیم، امکان اتلاف انرژی چندسطحی و قابل تنظیم را فراهم می‌کند. نتایج نشان داد افزایش ضخامت و کاهش فاصله افقی بین بالشتک‌ها، سختی اولیه و انرژی اتلافی را افزایش داده و این میراگر را به یک گزینه کارآمد و اقتصادی برای بهسازی و سازه‌های جدید تبدیل می‌کند [۳۰].

جیانگ^۸ و همکاران نیز یک دستگاه اتلاف انرژی^{۱۱} شکل را برای سیستم‌های پل-ریل خطوط ریلی پرسرعت توسعه دادند. نتایج آزمون‌ها و تحلیل‌ها نشان داد که این دستگاه با برخورداری از حلقه‌های هیستریزس پایدار، ظرفیت بالای اتلاف انرژی و قابلیت تعویض پس از زلزله، در حفاظت لرزه‌ای و بهسازی این سامانه‌ها بسیار مؤثر است [۳۱].

اوزکاینک^۹ و همکاران، عملکرد بالشتک‌های فولادی^{۱۰} به‌عنوان اتصال بین دیوارهای بتن‌آرمه را بررسی کرده و اثر ضخامت‌های مختلف ۳، ۵ و ۸ میلی‌متر را بر رفتار این سامانه تحت بارگذاری چرخه‌ای و یکنواخت ارزیابی نمودند [۳۲]. آزمایش‌ها بر اساس پروتکل FEMA 471 انجام گرفت [۳۳] و نتایج نشان داد با افزایش ضخامت SC، نیروی تسلیم افزایش یافته، جابه‌جایی تسلیم کاهش می‌یابد و شکل‌پذیری تحت بارهای محوری و برشی بهبود پیدا می‌کند. همچنین در هر دو نوع آزمایش محوری و برشی، انرژی مستهلک‌شده با افزایش ضخامت بیشتر شده و بیش‌ترین نسبت میرایی معادل برای نمونه‌های با ضخامت ۵ میلی‌متر به‌دست آمد.

گولو^{۱۱} و همکاران با استفاده از مدل‌سازی عددی در نرم‌افزار آباکوس و در نظر گرفتن سخت‌شوندگی ایزوتروپیک و کینماتیک، روابط تحلیلی با فرم بسته برای رفتار برشی SC ارائه کردند. نتایج نشان داد نیروی فشاری محوری باعث افزایش ظرفیت نیروی برشی می‌شود، درحالی‌که نیروی کششی محوری این ظرفیت را

⁷ Nested Cushion Damper (NCD)

⁸ Jiang

⁹ Ozkaynak

¹⁰ Steel Cushion Damper (SC)

¹¹ Gulu

¹ Added Dampinig and Stiffness

² Triangular Added Dampinig and Stiffness

³ Tsai

⁴ U-Shape Dampers

⁵ Friction Damper Devices (FDD)

⁶ Dual-Pipe Damper



کاهش می‌دهد. مقایسه نتایج عددی با داده‌های آزمایشگاهی نیز نشان داد که مدل‌های تحلیلی ارائه‌شده قادر به پیش‌بینی دقیق رفتار SC هستند [۳۴].

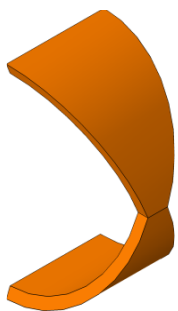
یوکسل^۱ و همکاران روابط طراحی SC تحت بارگذاری هم‌زمان برشی و محوری را توسعه داده و منحنی طراحی بدون بعد آن را ارائه کردند [۳۵].

در این مطالعه ابتدا میراگر جدید U-ADAS معرفی شده، هدف از توسعه آن تشریح می‌شود و رفتار آن با یک میراگر U شکل متداول مقایسه می‌شود. سپس معادلات مکانیکی ساده‌شده میراگر U-ADAS استخراج شده و برای ارزیابی دقت مدل‌سازی عددی، یک مدل کشش مستقیم برای کالیبراسیون رفتار مصالح فولادی و یک مدل عددی میراگر U شکل مرجع مانند میراگر بالشتک فولادی در محیط اجزای محدود تحلیل و صحت‌سنجی می‌شوند. در ادامه، هر دو میراگر تحت بارگذاری چرخه‌ای قرار گرفته و منحنی‌های نیرو-جاب‌جایی، میزان انرژی اتلافی و میرایی ویسکوز معادل آن‌ها استخراج و با یکدیگر مقایسه می‌شود. همچنین، نتایج عددی حاصل با معادلات مکانیکی پیشنهادی مقایسه شده و بدین ترتیب دقت و کارایی مدل مکانیکی ارائه‌شده در پیش‌بینی رفتار هیستریزس میراگر U-ADAS مورد ارزیابی قرار می‌گیرد.

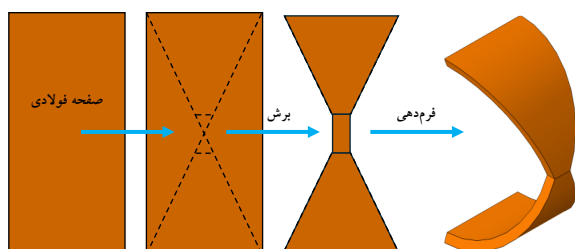
۲- میراگر U-ADAS

۲-۱- معرفی میراگر U-ADAS

میراگر U-ADAS یک میراگر U شکل است که به‌جای اندازه ثابت بعد عمود بر صفحه مطابق شکل (۱) بعد عمود بر صفحه متغیر دارد. ساخت این میراگر مطابق میراگر U شکل است، یا این تفاوت که قبل از فرآیند فرم‌دهی به صفحه فولادی مورد نظر، ابتدا صفحه فولادی برش خورده و سپس فرآیند فرم‌دهی سرد صورت می‌گیرد (شکل (۲)). میراگر U-ADAS همانند میراگر U شکل از نمای جانبی به صورت یک نیم‌دایره است. هدف از ساخت میراگر U-ADAS، همانند میراگر ADAS، جاری‌شدن یکنواخت صفحه فولادی و استفاده از تمامی ظرفیت مقطع است. این هدف در اینجا با تغییرات بعد عمود بر صفحه b امکان‌پذیر است.

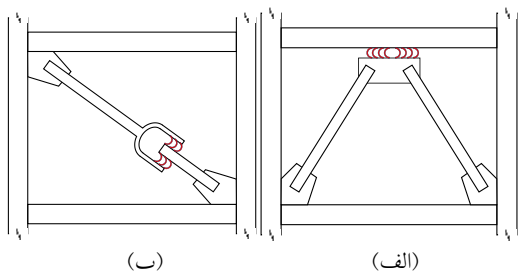


شکل ۱- میراگر U-ADAS



شکل ۲- فرآیند ساخت میراگر U-ADAS

استفاده از میراگر U-ADAS مشابه میراگرهای U شکل می‌تواند در قاب‌های مهاربندی به‌کار گرفته شود. برای مثال دو نمونه قاب مهاربندی همگرای قطری و شورون و جای‌گیری متناظر میراگرهای U-ADAS در شکل (۳) دیده می‌شود.



شکل ۳- جای‌گیری میراگر U-ADAS در سازه مهاربندی: الف) شورون (ب) قطری

۲-۲- مدل مکانیکی میراگر U-ADAS

برای ارضای این هدف یعنی جاری‌شدن یکنواخت مقطع باید مقدار انحنا (K) در هر مقطع صفحه فولادی ثابت باشد. بدین منظور ابتدا باید مدل ساده‌شده مکانیکی آن تحلیل شود. در شکل (۴) مدل ساده‌شده مکانیکی این میراگر نمایش داده شده است. مقدار بار P در قسمت فوقانی این تیر نامعین اعمال شده است. در این شکل (۳) شعاع مقطع و (t) ضخامت آن است. مقادیر عکس‌العمل تکیه‌گاهی (مقادیر R_x , R_y , M_1 و M_2) با ارضای معادلات تعادل، محاسبه می‌شوند.

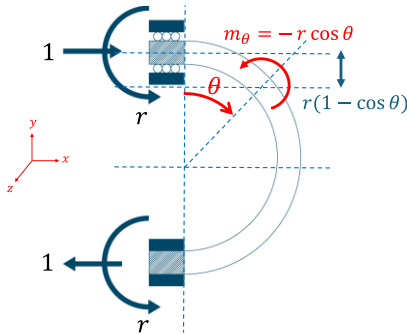
¹ Yüksel

$$\kappa(\theta) = \frac{Pr \cos \theta}{E \frac{b(\theta)t^3}{12}} = \frac{2 \sigma_y}{E t} = \text{const.} \quad (5)$$

مقدار $b(\theta)$ حداکثر (b_{max}) مطابق رابطه (6) در $\theta = 0$ محاسبه می‌شود:

$$b_{max} = b(0) = \frac{6 P_y r}{\sigma_y t^2} \quad (6)$$

برای محاسبه مقدار جابه‌جایی میراگر در محل اعمال بار، با استفاده از روش کار مجازی یک بار واحد در محل بار مطابق شکل (6) قرار داده می‌شود. مقدار لنگر بار واحد در هر مقطع (m_θ) از آن برابر $-r \cos \theta$ است.



شکل ۶- مقدار لنگر بار واحد در هر مقطع میراگر U-ADAS

بنابراین مطابق رابطه (7)، مقدار جابه‌جایی (δ) در محل بار P حاصل می‌شود:

$$\delta = \int \frac{Mm}{EI} ds = \int \frac{M_\theta m_\theta}{E I(\theta)} r d\theta \quad (7)$$

$$\rightarrow \delta = \frac{24Pr^3}{b_{max} E t^3}$$

مطابق روابط (6) و (7)، مقادیر P_y و δ_y به ترتیب در رابطه‌های (8) و (9) محاسبه می‌شود:

$$P_y = \frac{b_{max} \sigma_y t^2}{6 r} \quad (8)$$

$$\delta_y = \frac{24 P_y r^3}{6 P_y r E t^3} = \frac{4 \sigma_y r^2}{E t} \quad (9)$$

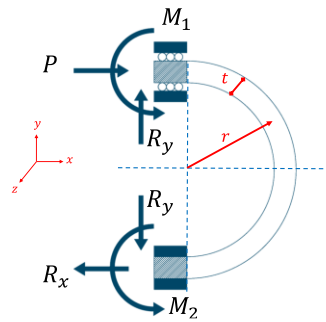
بنابراین مقدار سختی اولیه میراگر (K) با رابطه (10) قابل محاسبه است:

$$K = \frac{P_y}{\delta_y} = \frac{\frac{b_{max} \sigma_y t^2}{6 r}}{\frac{4 \sigma_y r^2}{E t}} = \frac{E b_{max} t^3}{24 r^3} \quad (10)$$

نکته قابل توجه این است که مطابق روابط (8) الی (10)، مقادیر P_y ، δ_y و K از یکدیگر مستقل بوده و صرفاً با هندسه و مصالح مورد استفاده قابل محاسبه هستند.

۳- صحت‌سنجی

در این بخش، یک روند صحت‌سنجی دو مرحله‌ای انجام شده است. در گام نخست، مدل رفتاری مصالح بر اساس نتایج



شکل ۴- مدل مکانیکی ساده‌شده میراگر U-ADAS

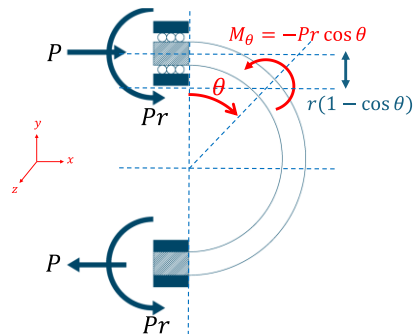
باتوجه به رابطه (1) تعادل استاتیکی در جهت x مقدار عکس‌العمل افقی (R_x) برابر P محاسبه می‌شود.

$$\sum F_x = 0 \rightarrow R_x = P \quad (1)$$

تیر نامعین دارای تقارن غیرمستقیم است. بنابراین مقدار عکس‌العمل عمودی (R_y) صفر شده و مقدار لنگر در تکیه‌گاه‌ها برابر است. مقدار لنگر M_1 و M_2 با ارضای تعادل لنگر مطابق رابطه (2) در هر نقطه‌ای برابر Pr است.

$$\sum M_o = 0 \rightarrow 2M_1 = 2Pr \rightarrow M_1 = Pr \quad (2)$$

مطابق شکل (5) مقدار لنگر در هر مقطع تیر (M_θ) برابر $-Pr \cos \theta$ است.



شکل ۵- مقدار لنگر در هر مقطع میراگر U-ADAS

با داشتن مقدار لنگر در هر مقطع تیر (M_θ) می‌توان مقدار κ را مطابق رابطه (3) نوشت:

$$\kappa(\theta) = \frac{M(\theta)}{E I(\theta)} = \frac{Pr \cos \theta}{E \frac{b(\theta)t^3}{12}} \quad (3)$$

از طرفی برای جاری‌شدن مقطع به صورت هم‌زمان مطابق رابطه (4) باید برقرار باشد. بنابراین مقدار $b(\theta)$ محاسبه می‌شود:

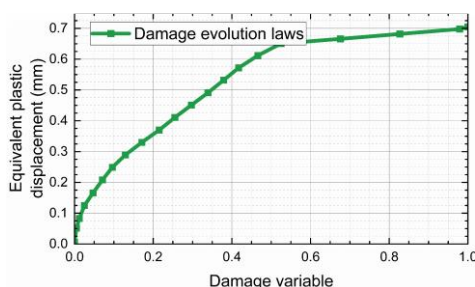
$$\sigma_y = \frac{M}{S} \rightarrow \sigma_y = \frac{Pr \cos \theta}{\frac{b(\theta)t^2}{6}} \quad (4)$$

$$\rightarrow b(\theta) = \frac{6 Pr \cos \theta}{\sigma_y t^2}$$

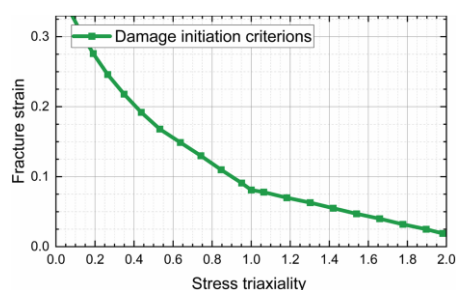
مقدار κ با داشتن $b(\theta)$ از رابطه (4) برابر مقدار ثابت در رابطه (5) می‌شود:

نرم‌شوندگی سازه پس از آغاز آسیب را کنترل می‌کند. با افزایش متغیر آسیب از مقدار صفر (حالت بدون آسیب) تا ۱ (شکست کامل)، جابه‌جایی پلاستیک معادل به‌صورت غیرخطی افزایش یافته و بیانگر کاهش تدریجی ظرفیت باربری عضو است.

شکل (۹) وابستگی کرنش شکست^۵ در شروع آسیب به تنش سه‌محوری را نشان می‌دهد. افزایش نسبت سه‌محوری تنش منجر به کاهش قابل‌ملاحظه کرنش شکست می‌شود که با رفتار گسیختگی نرم در فلزات سازگار است. از این تابع برای در نظر گرفتن اثر وضعیت تنش بر آغاز آسیب، مطابق فرمول‌بندی آسیب نرم^۶ در نرم‌افزار آباکوس، استفاده شده است.



شکل ۸- مدل‌سازی آسیب به‌کاررفته در شبیه‌سازی‌های عددی: متغیر آسیب و جابه‌جایی پلاستیک معادل [۳۸]



شکل ۹- معیارهای شروع آسیب به‌کاررفته در شبیه‌سازی‌های عددی: کرنش شکست در شروع آسیب به تنش سه‌محوری [۳۸]

شکل (۱۰)، مدل اجزای محدود نمونه کششی را که در نرم‌افزار آباکوس و با استفاده از مشخصات مصالح کالیبره‌شده^۷ پیشین توسعه داده شده است، نشان می‌دهد. شبکه اجزای محدود، متشکل از المان‌های حجمی با انتگرال‌گیری کاهش‌یافته (C3D8R)، در شکل (۱۰-الف) همراه با توزیع تنش معادل فون‌میسز و کرنش پلاستیک معادل (PEEQ) در مرحله‌ای پیشرفته از تغییرشکل، نزدیک به گسیختگی، نمایش داده شده است. همان‌گونه که انتظار می‌رود، بیشینه مقدار PEEQ در ناحیه

آزمایش‌های کششی کالیبره می‌شود و در گام دوم، مدل میراگر بالشتکی فولادی (SC) از طریق بازتولید منحنی‌های هیستریزس آزمایشگاهی آن مورد صحت‌سنجی قرار گرفت. جزئیات هر یک از این مراحل در ادامه تشریح شده است.

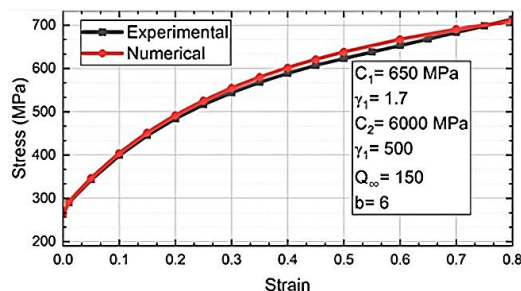
۳-۱- آزمایش کشش مستقیم

رفتار چرخه‌ای فولاد با استفاده از یک مدل سخت‌شوندگی ترکیبی شبیه‌سازی شد. مدلی که امکان جابه‌جایی و گسترش هم‌زمان سطح تسلیم را در فضای تنش فراهم کرده و بدین ترتیب، قابلیت بازتولید رفتار پلاستیک یکنواخت و چرخه‌ای، از جمله اثر بوشینگ را دارد. فرمول‌بندی مورد استفاده مبتنی بر مدل پیشنهادی آرمسترانگ^۱ و فردریک^۲ [۳۶] و توسعه‌یافته توسط چابوش^۳ [۳۷] است. در این مدل، سخت‌شوندگی کینماتیکی به‌صورت جمع دو مؤلفه تنش که مطابق قانون تکامل آرمسترانگ-فردریک رابطه (۱۱) تغییر می‌کند، در نظر گرفته شده است. درحالی‌که سخت‌شوندگی ایزوتروپیک با استفاده از یک قانون اشباع‌نمایی در رابطه (۱۲) توصیف می‌شود.

$$d\alpha_{ij} = \frac{C}{\sigma_0} (\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) d\varepsilon^p - \gamma\alpha_{ij} \varepsilon^p \quad (11)$$

$$\sigma_0(\varepsilon^p) = \sigma_{init} + Q_\infty [1 - e^{-b \times \varepsilon^p}] \quad (12)$$

کالیبراسیون مدل بر اساس نتایج آزمایش کشش مستقیم فولادی پاولوویچ^۴ و همکاران [۳۸]، انطباق بسیار مناسبی با منحنی تنش-کرنش یکنواخت آزمایشگاهی شکل (۷) نشان داد، به‌گونه‌ای که با به‌کارگیری پارامترهای C_1 و C_2 ، γ_1 و γ_2 ، Q_∞ و b پاسخ عددی و نتایج آزمایشگاهی تقریباً منطبق به‌دست آمد.



شکل ۷- منحنی‌های تنش-کرنش آزمایشگاهی و عددی آزمایش کشش مستقیم [۳۸]

شکل‌های (۸) و (۹) قوانین کاهش مقاومت ماده به‌کاررفته در مدل‌سازی آسیب را نشان می‌دهند. در شکل (۸)، رابطه بین متغیر آسیب و جابه‌جایی پلاستیک معادل ارائه شده است که رفتار

^۶ Ductile Damage

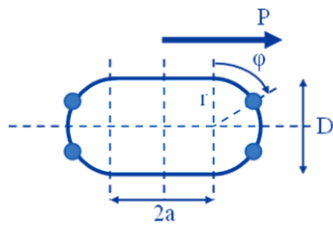
^۱ Armstrong

^۲ Frederick

^۳ Chaboche

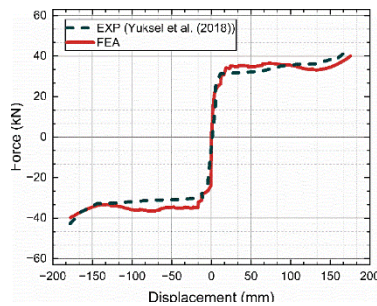
^۴ Pavlović

^۵ Fracture Strain

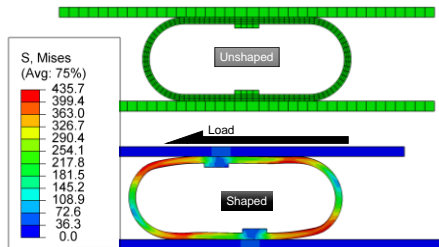


شکل ۱۱- مشخصات هندسی میراگر بالشتکی فولادی [۳۵]

همان‌گونه که در شکل (۱۲-الف) مشاهده می‌شود، منحنی بارگذاری عددی، تطابق مناسبی با پاسخ آزمایشگاهی دارد و دقت مدل اجزای محدود را تأیید می‌کند. شکل (۱۲-ب) توزیع تنش معادل فون میسز در میراگر SC را نشان می‌دهد که در آن، چهار ناحیه مجزای مفصل پلاستیک به‌وضوح تشکیل شده‌اند. شبکه اجزای محدود نمونه SC نیز به‌منظور مقایسه و ارجاع، در کنار آن ارائه شده است.



(الف)



(ب)

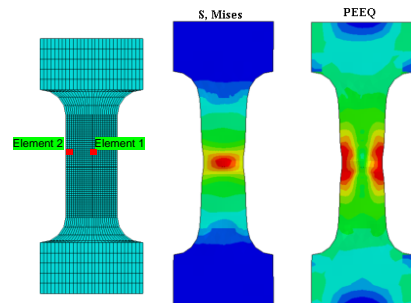
شکل ۱۲-الف) مقایسه منحنی‌های نیرو-جابجایی مدل آزمایشگاهی و تحلیلی برای میراگر SC [۳۵]، (ب) توزیع تنش معادل فون میسز و شبکه اجزای محدود مدل میراگر SC

۴- مدل‌سازی عددی

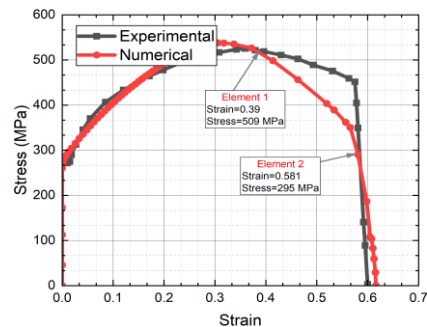
در این بخش، روند کلی مدل‌سازی و تحلیل عددی مورد استفاده برای تمامی شبیه‌سازی‌های این مطالعه تشریح می‌شود. تحلیل‌های غیرخطی چرخه‌ای در نرم‌افزار آباکوس و در قالب Static/General با کنترل جابه‌جایی انجام شد که امکان در نظر گرفتن پلاستیسیته و کاهش مقاومت مصالح را فراهم می‌کند.

باریک‌شدگی مقطع متمرکز می‌شود، درحالی‌که در نواحی با کرنش کم‌تر، به‌دلیل بازتوزیع بار از مقطع باریک‌شده، سطوح تنش بالاتری مشاهده می‌شود.

برای پیش‌پاسخ تنش-کرنش، دو المان نماینده (المان ۱ و المان ۲) در ناحیه بحرانی انتخاب شدند. شکل (۱۰-ب) منحنی‌های تنش-کرنش عددی و آزمایشگاهی را برای المان بحرانی مقایسه می‌کند که تطابق بسیار خوبی میان نتایج نشان می‌دهد و دقت روند کالیبراسیون را تأیید می‌نماید. مقادیر تنش و کرنش متناظر با المان ۱ به‌ترتیب برابر ۵۰۹ مگاپاسکال و ۰/۳۹ و المان ۲ به‌ترتیب برابر ۲۹۵ مگاپاسکال و ۰/۵۸۱ و نیز روی منحنی مشخص شده‌اند که نرم‌شوندگی تدریجی و افت تنش را در طی مراحل باریک‌شدگی و گسیختگی به‌خوبی نشان می‌دهند.



(الف)



(ب)

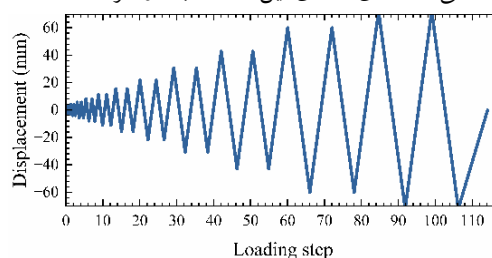
شکل ۱۰-الف) مدل اجزای محدود نمونه کششی در نرم‌افزار آباکوس شامل مش و المان‌ها، توزیع تنش معادل فون میسز و کرنش پلاستیک معادل در نزدیکی گسیختگی، همراه با دو المان پیش‌شده در ناحیه باریک‌شدگی و (ب) مقایسه منحنی‌های تنش-کرنش آزمایشگاهی و عددی [۳۸]

۳-۲- میراگر بالشتک فولادی

یک نمونه میراگر بالشتکی فولادی با ضخامت ۸ میلی‌متر، گزارش شده توسط یوکسل و همکاران [۳۵]، برای صحت‌سنجی مدل عددی انتخاب شد. با بررسی شکل (۱۱)، چهار مفصل پلاستیک در نمونه SC به‌وضوح قابل تشخیص است.

رفتار مصالح نیز مطابق مدل سخت‌شوندگی ترکیبی کالیبره‌شده چابوش، ارائه‌شده در بخش ۳-۱ تعریف شد.

پروتکل بارگذاری چرخه‌ای بر اساس دستورالعمل FEMA 461 [۳۳] و به صورت یک توالی از چرخه‌های جابه‌جایی متقارن با دامنه‌های به تدریج افزایش‌دهنده تنظیم شد؛ همان‌گونه که در شکل (۱۳) نشان داده شده است. این پروتکل مجموعه‌ای از چرخه‌های کنترل‌شده بر حسب جابه‌جایی را تجویز می‌کند که در آن، هر دامنه هدف پیش از انتقال به سطح بعدی، چندین بار تکرار می‌شود. تمامی دامنه‌ها هرکدام دو بار اعمال شدند. توالی جابه‌جایی‌های اعمالی به صورت ۲٫۹، ۴، ۵٫۷، ۸، ۱۱٫۲، ۱۵٫۶، ۲۱٫۸، ۳۰٫۶، ۴۲٫۸، ۶۰ و ۷۲ میلی‌متر تعریف شد. این دامنه‌ها با ضرب جابه‌جایی تسلیم اولیه در ضریب تقریبی ۱/۴ در هر گام به دست آمده‌اند تا طیف وسیعی از تقاضاهای تغییرشکل متناظر با سناریوهای بارگذاری لرزه‌ای پوشش داده شود. شایان‌ذکر است که جابه‌جایی تسلیم میراگر U-ADAS و U شکل به دلیل افزایش سختی و مقاومت ناشی از پیکربندی گوناگون میراگرها، می‌تواند متفاوت باشد. با این حال، برای ایجاد مبنای یکنواخت به منظور مقایسه، پروتکل بارگذاری FEMA 461 [۳۳] به صورت یکسان برای تمامی مدل‌های عددی این مطالعه به کار گرفته شده است.

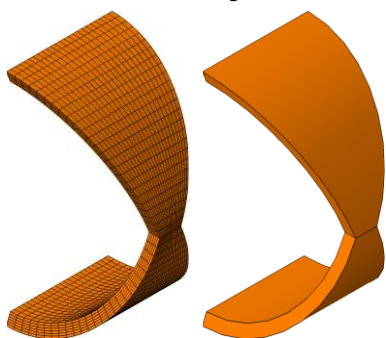


شکل ۱۳- پروتکل بارگذاری چرخه‌ای کنترل‌شده مطابق پروتکل بارگذاری FEMA 461 [۳۳]

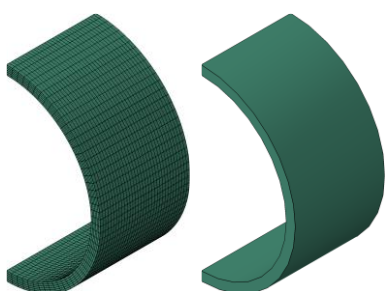
قیود اعمالی در آباکوس دقیقاً مطابق مدل مکانیکی ساده‌شده به ابتدا و انتهای میراگر با استفاده از قید Coupling اعمال شده است. برای مدل‌سازی هر دو میراگر، از المان‌های حجمی هشت‌گره‌ای خطی با انتگرال‌گیری کاهش‌یافته (C3D8R) استفاده شد. به منظور برقراری تعادل میان دقت نتایج و کارایی محاسباتی، مطالعه حساسیت به مش انجام گرفت و در ضخامت ۶ المان و در طول ۲۵ المان در نظر گرفته شد. طول مؤثر المان به صورت $\frac{1}{3}(L_1 \times L_2 \times L_3)$ تعریف و منحنی تغییرات متغیر آسیب بر حسب جابه‌جایی پلاستیک معادل، بر این اساس مقیاس شد.

در شکل‌های (۱۴) و (۱۵) به ترتیب پیکربندی میراگر U-ADAS و U شکل به همراه نمای مش‌بندی شده آن‌ها نمایش داده شده است. مطابق آن مقدار t برابر ۱۰۰ میلی‌متر، مقدار t برابر ۱۰

میلی‌متر و b_{max} نیز برابر ۱۰۰ میلی‌متر است. برای فرآیند ساخت و اجرایی آن باید یک b_{min} نیز در نظر گرفته شود. در اینجا مقدار b_{min} برابر ۲۰ میلی‌متر است. همچنین تعداد المان‌های میراگر U-ADAS برابر ۷۲۰۰ و U شکل برابر ۹۹۰۰ عدد است.



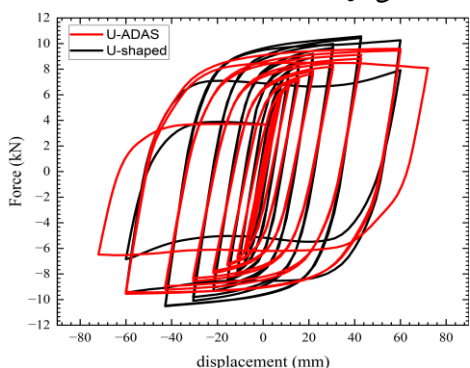
شکل ۱۴- پیکربندی و مش‌بندی میراگر U-ADAS



شکل ۱۵- پیکربندی و مش‌بندی میراگر U شکل

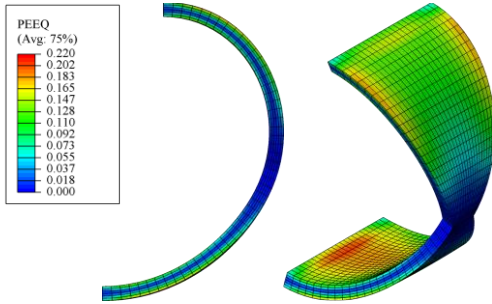
۵- نتایج

در شکل (۱۶) هیستریزس نیرو-جابه‌جایی میراگر U-ADAS و U شکل نمایش داده شده است. مطابق آن مقدار نیروی حداکثر در میراگر U-ADAS و میراگر U شکل به ترتیب برابر ۹/۵ و ۱۰/۶ کیلونیوتون است. در هیچ‌یک از میراگرها تا چرخه‌های ۴۰ میلی‌متری بارگذاری، افتی دیده نمی‌شود، اما در میراگر U شکل پس از اولین چرخه ۶۰ میلی‌متری، نمونه شروع به افت می‌کند؛ درحالی‌که این روند برای میراگر U-ADAS در چرخه اول ۷۲ میلی‌متری دیده می‌شود.

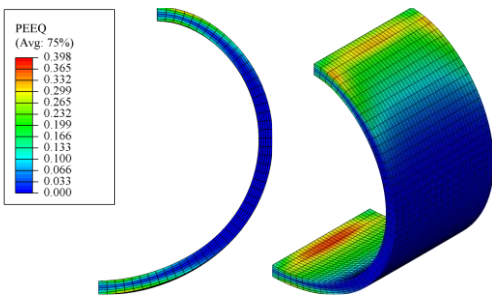


شکل ۱۶- هیستریزس نیرو-جابه‌جایی میراگر U-ADAS و U شکل

توزیع کرنش پلاستیک معادل نیز در میراگر U-ADAS به خوبی توزیع شده، درحالی که در میراگر U شکل، بیش تر در نزدیکی تکیه گاه است (شکل های (۱۸) و (۱۹)). این توزیع مناسب در میراگر U-ADAS موجب خرابی دیرتر آن و استفاده از تمامی ظرفیت مقطع شده است.

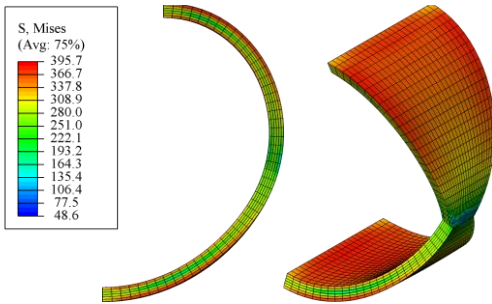


شکل ۱۸- توزیع کرنش پلاستیک تجمعی نیز در میراگر U-ADAS

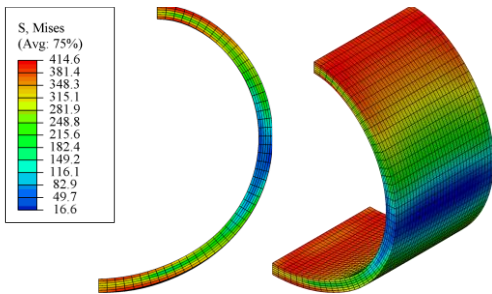


شکل ۱۹- توزیع کرنش پلاستیک تجمعی نیز در میراگر U شکل

همچنین توزیع تنش در همین زمان در شکل های (۲۰) و (۲۱) نیز توزیع مناسب تنش در کل میراگر U-ADAS را نیز تصدیق می کند.



شکل ۲۰- توزیع تنش فون میسز میراگر U-ADAS



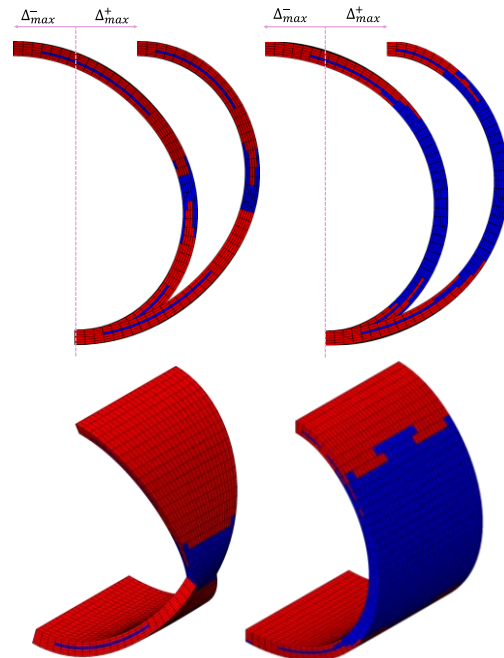
شکل ۲۱- توزیع تنش فون میسز میراگر U شکل

با استناد به جدول (۱) نتایج عددی و تحلیلی برای جابه جایی تسلیم، نیروی تسلیم و سختی اولیه میراگر U-ADAS تطابق مناسبی با یکدیگر دارند. همان طور که مشاهده می شود، جابه جایی تسلیم عددی δ_y برابر ۵/۵ میلی متر با مقدار تحلیلی ۵/۳ میلی متر تنها حدود ۴٪ اختلاف دارد. نیروی تسلیم عددی برابر ۴/۸ کیلو نیوتون نیز نسبت به مقدار تحلیلی ۴/۴ کیلو نیوتون با خطای حدود ۹٪ به دست آمده است. همچنین سختی اولیه حدود ۴٪ خطا دارد.

جدول ۱- مقایسه جابه جایی تسلیم، نیروی تسلیم و سختی اولیه میراگر U-ADAS حاصل از نتایج عددی و تحلیلی

شاخص	عددی	تحلیلی	خطا (%)
δ_y (mm)	۵/۵	۵/۳	۴
P_y (kN)	۴/۸	۴/۴	۹
K (N/mm)	۸۶۶/۸	۸۳۳/۳	۴

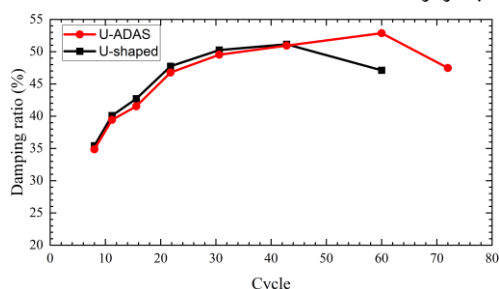
در شکل (۱۷) المان های تسلیم شده در حداکثر دامنه مثبت و منفی چرخه ۶۰ میلی متری دیده می شود. همچنین تصویر سه بعدی آن نیز نمایش داده شده است. مطابق آن تعداد المان های تسلیم شده در میراگر U-ADAS حدود ۷۶ درصد و میراگر U شکل حدود ۵۵ درصد است. به وضوح این تغییر در المان های تسلیم شده مشاهده می شوند.



شکل ۱۷- المان های تسلیم شده در چرخه ۶۰ میلی متری دوم (الف) میراگر U شکل (ب) میراگر U-ADAS

شکل ۱۷- المان های تسلیم شده در چرخه ۶۰ میلی متری دوم

میرایی شده است. مقدار میرایی میراگر U-ADAS و U شکل به ترتیب برابر ۵۲/۹٪ و ۵۱/۱٪ است.



شکل ۲۴- مقدار میرایی ویسکوز معادل میراگر U-ADAS و U شکل

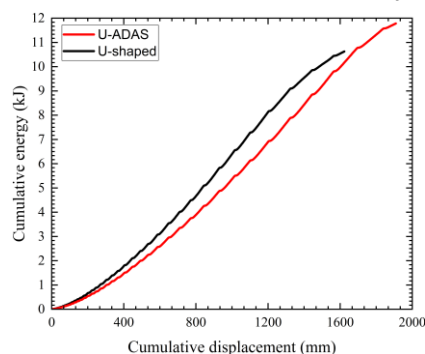
۵- نتیجه گیری

در این پژوهش، یک میراگر فولادی جدید با هندسه U شکل و بعد عمود بر صفحه متغیر U-ADAS معرفی و رفتار آن به صورت تحلیلی و عددی بررسی و با یک میراگر U شکل متداول مقایسه شد. ایده اصلی در طراحی میراگر U-ADAS، مشابه میراگرهای ADAS، جاری شدن یکنواخت صفحه فولادی و استفاده از تمامی ظرفیت مقطع است. این هدف در پژوهش حاضر، با تغییرات بعد عمود بر صفحه تأمین می شود.

ابتدا یک مدل مکانیکی ساده شده برای میراگر U-ADAS توسعه داده شد که در آن، با فرض ثابت بودن انحنای خمشی در طول تیر منحنی، روابط بسته برای نیروی تسلیم، جابه جایی تسلیم و سختی اولیه استخراج شد. این روابط نشان داد که K و δ_y ، P_y تنها تابع پارامترهای هندسی (شعاع قوس، ضخامت، عرض حداکثر) و خواص مصالح (مدول الاستیسیته و تنش تسلیم) بوده و به صورت شفاف و مستقل قابل تنظیم هستند. چنین قابلیت، امکان طراحی هدفمند میراگر برای رسیدن به سختی اولیه و سطح تسلیم مورد نظر در چارچوب طراحی مبتنی بر عملکرد را فراهم می کند.

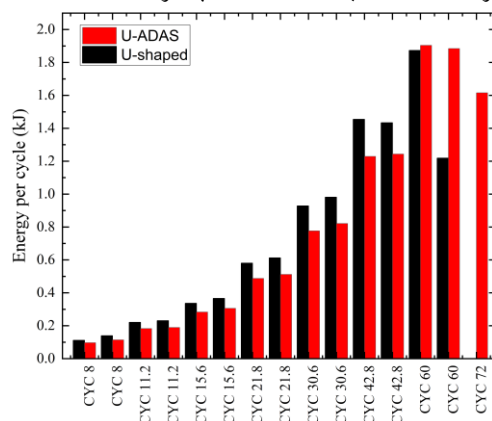
پس از صحت سنجی مصالح فولادی و یک میراگر U شکل (بالشتک فولادی)، میراگرهای U-ADAS و U شکل با هندسه یکسان از نظر شعاع، ضخامت و عرض حداکثر، تحت پروتکل بارگذاری چرخه ای FEMA 461 در نرم افزار آباکوس تحلیل شدند. نتایج نشان داد که روابط مکانیکی پیشنهادی برای میراگر U-ADAS دقت مناسبی در پیش بینی پارامترهای کلیدی دارند، به گونه ای که جابه جایی تسلیم عددی (۵/۵ میلی متر) تنها حدود ۴ درصد با مقدار تحلیلی (۵/۳ میلی متر) اختلاف داشت و نیروی تسلیم عددی (۴/۸ کیلونیوتون) نیز با خطای حدود ۹ درصد نسبت به مقدار تحلیلی (۴/۴ کیلونیوتون) به دست آمد. سختی اولیه میراگر نیز با اختلافی در حدود ۴ درصد بین مدل عددی و تحلیلی،

باتوجه به شکل (۲۲)، مقدار انرژی تجمعی میراگر U-ADAS حدود ۱۱ درصد بیش تر از میراگر U شکل است. این در صورتی است که مقدار جرم میراگر U-ADAS حدود ۳۰ درصد کم تر از میراگر U شکل است. همچنین در شکل (۲۳) مقدار انرژی هر چرخه بارگذاری برای هر دو میراگر دیده می شود. مقدار انرژی تجمعی میراگر U-ADAS و U شکل به ترتیب برابر ۱۱/۸ کیلوژول و ۱۰/۶ کیلوژول است.



شکل ۲۲- مقدار انرژی تجمعی میراگر U-ADAS و U شکل در طول بارگذاری

در چرخه های بارگذاری تا ۴۲/۸ میلی متر، میراگر U شکل انرژی اتلافی بیشتری نسبت به میراگر U-ADAS دارد. اما پس از آن به دلیل افت مقاومت نمونه و خرابی آن، این مهم در چرخه های بعدی روند معکوس گرفته، تاجایی که در چرخه دوم ۶۰ میلی متر و چرخه ۷۲ میلی متر میراگر U شکل در عمل تخریب شده ولی میراگر U-ADAS همچنان قادر به جذب انرژی است.



شکل ۲۳- مقدار انرژی هر چرخه بارگذاری میراگر U-ADAS و U شکل

همچنان که در شکل (۲۴) دیده می شود، روند میرایی ویسکوز معادل نیز مشابه روند انرژی در چرخه های بارگذاری است. خرابی به وضوح مشخص است. شکل پذیری بیش تر میراگر U-ADAS موجب تأخیر در خرابی و در نتیجه آن، افزایش مقدار

به منظور توسعه دستورالعمل‌های طراحی جامع برای میراگر U-ADAS باشد.

هم‌خوانی قابل‌قبولی را نشان داد. این سطح خطا برای کاربردهای مهندسی و طراحی مفهومی، کاملاً قابل‌قبول ارزیابی می‌شود. در چرخه‌های بارگذاری تا $42/8$ میلی‌متر میراگر U شکل انرژی اتلافی بیشتری نسبت به میراگر U-ADAS دارد. اما پس از آن به دلیل افت مقاومت نمونه و خرابی آن، این مهم در چرخه‌های بعدی روند معکوس گرفته، تا جایی که در چرخه دوم 60 میلی‌متر و چرخه 72 میلی‌متر میراگر U شکل عملاً خراب شده ولی میراگر U-ADAS همچنان قادر به جذب انرژی است.

در حالی که حداکثر نیروی دو میراگر U-ADAS و U شکل نزدیک است، رفتار چرخه‌ای آن‌ها در دامنه‌های بزرگ تغییر شکل، متفاوت است. میراگر U شکل از چرخه 60 میلی‌متری شروع به افت مقاومت می‌کند، اما در میراگر U-ADAS این افت تا چرخه 72 میلی‌متری به تعویق می‌افتد. در دامنه‌های بزرگ، حدود 76% المان‌های U-ADAS در تسلیم مشارکت دارند، در حالی که این مقدار برای U شکل حدود 55% و عمدتاً محدود به اطراف تکیه‌گاه‌ها است.

از نظر انرژی، اگرچه در دامنه‌های میانی U شکل اغلب انرژی بیشتری مستهلک می‌کند، اما با آغاز آسیب موضعی، U-ADAS در چرخه‌های بزرگ‌تر عملکرد بهتری دارد و در نهایت با جرمی حدود 30% کم‌تر، حدود 11% انرژی جمعی بیشتری جذب می‌کند. میرایی و اسکوز معادل دو میراگر نزدیک است (حدود $52/9\%$ در برابر $51/1\%$)، اما دوام چرخه‌ای و تأخیر در خرابی در U-ADAS نشان می‌دهد که این میراگر برای تقاضاهای تغییر شکل شدید (زلزله‌های قوی)، شکل‌پذیری و کارایی لرزه‌ای بالاتری دارد.

با توجه به نتایج، می‌توان دریافت که میراگر U-ADAS به عنوان یک گزینه کارآمد و سبک‌وزن و بهینه برای کاربرد در سامانه‌های کنترل غیرفعال سازه‌ای، به‌ویژه در سازه‌های نیازمند شکل‌پذیری زیاد و اتلاف انرژی بالا، ظرفیت بالقوه مناسبی دارد.

با وجود نتایج مطلوب به دست آمده، این پژوهش دارای چند محدودیت است. در مدل مکانیکی ارائه شده، اثر بارهای محوری اولیه، نقص‌های هندسی اولیه و تنش‌های پسماند ناشی از فرآیند فرم‌دهی سرد به‌طور صریح در نظر گرفته نشده است و این عوامل می‌توانند در عمل بر توزیع تنش و شروع گسیختگی میراگر تأثیرگذار باشند. علاوه بر این، کالیبراسیون مدل آسیب بر اساس نتایج آزمایش کشش یک‌محوره انجام شده و رفتار خستگی کم‌چرخه و بارگذاری‌های بسیار طولانی مدت مورد بررسی قرار نگرفته است. بررسی این موارد در قالب آزمایش‌های تکمیلی و مدل‌سازی عددی دقیق‌تر می‌تواند موضوع پژوهش‌های آتی

- [14] Javanmardi, A., Ibrahim, Z., Ghaedi, K., Khan, N.B., and Benisi Ghadim, H. (2018), "Seismic isolation retrofitting solution for an existing steel cable-stayed bridge", *PLoS One*, 13(7), p.e0200482.
- [15] Razavi, S.A., Kandi, A.H., Alimardani, M., and Jovaini, E. (2023), "Tube-in-tube rigid beam to CFT column connection in moment-resisting frames: An experimental study", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 171, p.107901.
- [16] Torabizadeh, A., Foyouzat, A., Asghari, A., and Mohammadi, S. (2024), "Self-centering of steel braced frames equipped with Fe-SMA TADAS dampers", *Smart Materials and Structures*, 33(6), p.065025.
- [17] Jaisee, S., Yue, F., Chen, L., Yin, W., Gong, H., and Wang, C. (2019), "Shaking table investigations on the seismic performance of a steel frame with optimized passive energy dissipation devices", In *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 330(2), p.022081.
- [18] Pall, A.S., Marsh, C., and Fazio, P. (1980), "Friction joints for seismic control of large panel structures", *Pci Journal*, 25(6), pp.38-61.
- [19] Housner, G., Bergman, L.A., Caughey, T.K., Chassiakos, A.G., Claus, R.O., Masri, S.F., Skelton, R.E., Soong, T.T., Spencer, B.F., and Yao, J.T. (1997), "Structural control: past, present, and future", *Journal of Engineering Mechanics*, 123(9), pp.897-971.
- [20] Soong, T.T., and Dargush, G.F. (1997), "Passive energy dissipation systems in structural engineering", (No Title).
- [21] Moreschi, L.M. (2000), "Seismic design of energy dissipation systems for optimal structural performance", Doctoral Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University.
- [22] Bekdaş, G., and Nigdeli, S.M. (2013), "Mass ratio factor for optimum tuned mass damper strategies", *International Journal of Mechanical Sciences*, 71, pp.68-84.
- [23] Tehranizadeh, M. (2001), "Passive energy dissipation device for typical steel frame building in Iran", *Engineering Structures*, 23(6), pp.643-655.
- [24] Sabouri-Ghomi, S., and Roufegarinejad, A. (2005), "Non-linear behavior of yielding damped braced frames", *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 14(1), pp.37-45.
- [25] Dargush, G.F., and Soong, T.T. (1995), "Behavior of metallic plate dampers in seismic passive energy dissipation systems", *Earthquake Spectra*, 11(4), pp.545-568.
- [26] Tsai, K.C., Chen, H.W., Hong, C.P., and Su, Y.F. (1993), "Design of steel triangular plate energy absorbers for seismic-resistant construction", *Earthquake Spectra*, 9(3), pp.505-528.
- [27] Bagheri, S., Barghian, M., Saieri, F., and Farzinfar, A. (2015), "U-shaped metallic-yielding damper in building structures: Seismic behavior and comparison with a friction damper", In *Structures*, 3, pp.163-171.
- [1] Jaber, V., Jaber, M., and Asghari, A. (2024), "A new performance-based seismic design method using endurance time analysis for linked column frame system and a comparison of structural systems and seismic analysis methods", *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 33(10), p.e2100.
- [2] Asghari, A., and Azimi Zarnagh, B. (2017), "A new study of seismic behavior of perforated coupled shear walls", *International Journal of Civil Engineering*, 15(5), pp.775-789.
- [3] Jaber, V., and Asghari, A. (2020), "Evaluation of seismic response of linked column with simple frame system".
- [4] Asghari, A., and Tajik, N. (2025), "Seismic Performance Assessment of Steel Concentrically Braced Frames (CBFs) Equipped with Crescent-shaped Braces (CSBs)", *Civil Engineering Infrastructures Journal*.
- [5] Alizadeh, E., and Asghari, A. (2025), "Seismic behavior of off-center bilinear braced frames: focus on capacity-limited design and energy demand parameters", In *Structures*, 80, p.109988.
- [6] Asghari, A., and Azimi, B. (2017), "Evaluation of sensitivity of CBFs for types of bracing and story numbers", *Scientia Iranica*, 24(1), pp.40-52.
- [7] Hadinejad, A., Asghari, A., and Marefat, M.S. (2025), "Seismic energy distribution in dual SCBF-SMF structures: Enhanced damage assessment analysis", *Journal of Constructional Steel Research*, 231, p.109595.
- [8] Hadinejad, A., Asghari, A., and Marefat, M.S. (2025), "Evaluation of the FEMA P695 methodology for quantification of seismic performance factors in dual steel SCBF-SMF structures", In *Structures*, 71, p.108172.
- [9] Jaber, V., and Asghari, A. (2022), "Seismic behavior of linked column system as a steel lateral force resisting system", *Journal of Constructional Steel Research*, 196, p.107428.
- [10] Jaber, V., and Asghari, A. (2020), "Seismic rehabilitation of existing buildings by linked column system", *Sharif Journal of Civil Engineering*, 36(3.1), pp.55-65.
- [11] Jalilzadeh Afshari, M., Asghari, A., and Gholhaki, M. (2019), "Shear strength and stiffness enhancement of cross-stiffened steel plate shear walls", *International Journal of Advanced Structural Engineering*, 11(2), pp.179-193.
- [12] Rezaee, M., and Asghari, A. (2024), "Lateral-torsional buckling investigation of multi-tiers eccentrically braced frames with shear link beam", In *Structures*, 68, p.107063.
- [13] Javanmardi, A., Ibrahim, Z., Ghaedi, K., Jameel, M., Khatibi, H., and Suhatri, M. (2017), "Seismic response characteristics of a base isolated cable-stayed bridge under moderate and strong ground motions", *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 17(2), pp.419-432.

- [28] Cheraghi, K., TahamouliRoudsari, M., and Kiasat, S. (2023), "Numerical and analytical investigation of U-shape dampers and its effect on steel frames", In Structures, 55, pp.498-509.
- [29] Maleki, S., and Mahjoubi, S. (2013), "Dual-pipe damper", Journal of Constructional Steel Research, 85, pp.81-91.
- [30] Alimardani, M., Asghari, A., Mohammadi, S., and Latifi, M. (2026), "Experimental and numerical investigation of a novel nested cushion damper for multi-level passive seismic energy dissipation", Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 200, p.109916.
- [31] Jiang, L., Liu, X., Yan, Y., and Jiang, L. (2025), "U-shape energy-dissipation device for enhancing seismic resilience of high-speed railway track-bridge systems", Journal of Constructional Steel Research, 226, p.109257.
- [32] Ozkaynak, H., Khajehdehi, A., Gullu, A., Azizisales, F., Yuksel, E., and Karadogan, F. (2018), "Uni-axial behavior of energy dissipative steel cushions", Steel Compos Structure, 27(6), pp.661-674.
- [33] Applied Technology Council, Mid-America Earthquake Center, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research (US), Pacific Earthquake Engineering Research Center and National Earthquake Hazards Reduction Program (US), (2007), Interim testing protocols for determining the seismic performance characteristics of structural and nonstructural components. Federal Emergency Management Agency.
- [34] Güllü, A., Özkaynak, H., KHAJEHDEHI, A., GÖKÇE, T., AZİZİSALES, F., BAL, İ.E., SMYROU, E., YÜKSEL, E., and KARADOĞAN, F. (2015), "Derivation of the closed form equations for the energy dissipative steel cushions", In 14th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures.
- [35] Yuksel, E., Karadoğan, F., Özkaynak, H., Khajehdehi, A., Güllü, A., Smyrou, E., and Bal, İ.E. (2018), "Behaviour of steel cushions subjected to combined actions", Bulletin of Earthquake Engineering, 16(2), pp.707-729.
- [36] Armstrong, P.J., and Frederick, C.O. (1966), "A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect", 731, Berkeley, CA: Berkeley Nuclear Laboratories.
- [37] Chaboche, J.L. (1991), "On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects", International Journal of Plasticity, 7(7), pp.661-678.
- [38] Pavlović, M., Marković, Z., Veljković, M., and Buđevac, D. (2013), "Bolted shear connectors vs. headed studs behaviour in push-out tests", Journal of Constructional Steel Research, 88, pp.134-149.