

مقایسه شکنندگی لرزه‌ای قاب‌های خمشی فولادی

با و بدون لحاظ بازشو در جان تیر

سعید خدمتی^۱، وحید اکرمی^{۲*}، وحید جهانگیری^۳

۱- دانشجوی کارشناسی ارشد، مهندسی عمران، دانشگاه محقق اردبیلی، اردبیل

۲- دانشیار، مهندسی عمران، دانشگاه محقق اردبیلی، اردبیل

۳- استادیار، مهندسی عمران، دانشگاه محقق اردبیلی، اردبیل

*ardibil@uma.ac.ir، صندوق پستی ۵۶۱۱۹-۱۱۳۶۷

چکیده

قاب‌های خمشی فولادی از گذشته بعنوان یکی از مورد اعتمادترین قاب‌های سازه‌ای شناخته می‌شدند. این سازه‌ها بعنوان جایگزین سازه‌های بنایی طراحی و استفاده می‌شدند. فرض بر این بود که این سازه‌ها بسیار مقاوم بوده و دچار خرابی و فروریزش نمی‌شوند. اما برخی زمین‌لرزه‌ها اعم از زلزله نورتریج سال ۱۹۹۴ و آزمایشات متعاقب خلاف این امر را اثبات کرد. در نتیجه دانشمندان در صدد یافتن روش‌های بهبود رفتار این سازه‌ها برآمدند. یکی از این روش‌ها ایجاد بازشو در جان تیر برای انتقال مفصل پلاستیک به منطقه‌ای دورتر از اتصال می‌باشد. هدف از این تحقیق ابتدا تحلیل و بررسی رفتار دینامیکی قاب‌های خمشی فولادی دارای بازشو در جان تیر و در ادامه مقایسه رفتار آن‌ها با قاب‌های خمشی متداول می‌باشد. برای تحقق این هدف، دو قاب خمشی فولادی ویژه چهار طبقه در نرم‌افزار اپنسیس مدل‌سازی شده و تحلیل دینامیکی غیرخطی روی قاب‌های مورد نظر یک بار بدون لحاظ بازشو در جان تیر و سپس با لحاظ بازشو انجام شده است. نهایتاً منحنی‌های IDA، منحنی‌های شکنندگی و توزیع دررفت در طبقات این سازه‌ها ارائه شده و نتایج بدست آمده مقایسه شده است. نتایج نشان می‌دهد که ایجاد بازشو در جان تیر علاوه بر افزایش سطح شتاب تحمل شده توسط سازه، احتمال خرابی تحت بارهای لرزه‌ای را کاهش می‌دهد. بطور میانگین، ظرفیت تحمل شتاب سازه خمشی دارای بازشو در جان تیر تا حدود ۲۵٪ بیشتر و همچنین احتمال فروریزی آن در سطوح مختلف شتاب به میزان ۲۵٪ الی ۳۰٪ کمتر از قاب فاقد بازشو در جان تیر می‌باشد.

واژگان کلیدی

قاب خمشی فولادی، بازشو در جان تیر، روش المان محدود، تحلیل دینامیکی افزایشی، شکنندگی

Comparison of Seismic Fragility of Steel Moment Frames with and without Beam Web Opening

S. Khedmati, V. Akrami, V. Jahangiri

Abstract

Steel moment frames have been known as one of the most reliable structural systems for many years. These structures were being designed and used as an alternative to masonry structures. It was assumed that these structures are very robust and will not collapse. However, some historic events such as the 1994 Northridge earthquake and subsequent tests proved otherwise. As a result, researchers tried to find ways to improve the seismic behavior of these structures. One of these methods is creating an opening in the beam web to move the plastic hinge to a region far from the connection welds. The purpose of this research is to analyze and investigate the dynamic behavior of steel moment frames with openings in the beam web and secondly to compare their behavior with the conventional moment frames. To achieve this goal, two four-story special moment frames with and without beam web openings have been modeled in OpenSees software, and nonlinear dynamic analysis has been performed on them. Finally, IDA curves, fragility curves and drift distribution in the height of structures are presented and compared. The results showed that the creation of beam web opening, increases the seismic collapse capacity of the steel moment frames and reduces their probability of failure during a seismic event. On average, the collapse capacity of a moment frame with beam web openings is almost 25% higher, and its collapse probability at different acceleration levels is 25% to 30% lower than the frame beam web openings.

Keywords

Steel moment frame, Beam web opening, Finite element method, Incremental dynamic analysis, Fragility

طراحی سازه‌های فولادی، عموماً با پیش‌فرض پلاستیسیته و اتلاف انرژی بالا صورت می‌گیرد. قاب‌های خمشی فولادی در سده ۱۹ میلادی، به جهت پاسخ به محدودیت‌های سازه‌های بنایی توسعه یافتند [۱]. مشاهدات مهندسی در زلزله نورتریج و آزمایشات بعدی نشان داد که قاب‌های فولادی خمشی، انعطاف‌پذیری مناسب در برابر زمین‌لرزه را ندارد. در واقع عمدتاً رفتار ترد اتصالات جوشی در قاب‌های سازه‌ای عامل اصلی این خرابی‌ها بودند [۲ و ۳]. سازه‌های فولادی برای رسیدن به بهترین عملکرد سازه‌ای خود باید بهینه‌سازی شوند [۴]. محققان برای بهبود رفتار این اتصالات، دو رویکرد پیشنهاد داده‌اند که هدف از اتخاذ هر دو رویکرد دور نمودن مفصل پلاستیک از محل اتصال می‌باشد. اولین رویکرد بر پایه تقویت اتصال (افزودن ورق‌های روسری و زیرسری، لچکی، ورق‌های جانبی و ...) و رویکرد دوم بر پایه تضعیف عمدی تیر در داخل دهانه (کاهش بال یا جان تیر) می‌باشد [۵]. یکی از روش‌های پیشنهادی با رویکرد دوم، ایجاد بازشو در جان تیر می‌باشد. این کار علاوه بر ایجاد مسیر برای عبور تاسیسات و کاهش ارتفاع سازه [۶]، باعث دور شدن مفصل پلاستیک از اتصال می‌شود. این مسئله با ایجاد مکانیزم ویراندل در محل بازشو میسر می‌گردد [۴ و ۷]. عدم کاهش زیاد در سختی اتصال و عدم بروز ناپایداری‌هایی نظیر کماتش پیچشی جانبی تیر از مزایای این نوع اتصال نسبت به نمونه‌های مشابه با بال کاهش یافته ذکر شده است [۸].

مطالعات بر روی تیرهای دارای بازشوی جان نشان داد که ایجاد بازشو در فاصله معینی از صفحه ستون می‌تواند باعث ایجاد مکانیزم ویراندل شده و از شکست ترد اتصال جلوگیری کند [۶، ۷، ۹ و ۱۰]. چانگ و همکاران^۱ [۶] تشکیل مکانیزم ویراندل در تیرهای دارای بازشوی دایره‌ای را بررسی نموده و روابطی را برای طراحی این تیرها ارائه کردند. چانگ و همکاران^۲ [۷] یک مطالعه عددی بر روی تیرهای دارای بازشو با اشکال و ابعاد مختلف انجام

داده و یک منحنی اندرکنش برش-خمش برای طراحی ارائه کردند. یانگ و همکاران^۳ [۱۱] نشان دادند که وجود بازشو در دو انتهای تیر باعث ایجاد مفاصل پلاستیک در محل‌های کاهش یافته شده و از ورود اتصال به محدوده پلاستیک جلوگیری می‌کند. ساواریدیس و دیملو^۴ [۱۲] برای مقایسه و بررسی رفتار تیرهای دارای بازشو با اشکال و ابعاد مختلف یک مطالعه تحلیلی انجام داده و نشان دادند تیر می‌تواند تا تشکیل مفاصل پلاستیک در چهار گوشه بازشو و تشکیل مکانیزم ویراندل بدون خرابی بماند. در مطالعه مشابهی کاظمی و عرفانی [۸] نتیجه گرفتند که وجود بازشو در جان تیر می‌تواند با انتقال محل مفصل پلاستیک از انتهای تیر به محل بازشو رفتار لرزه‌ای قاب‌های خمشی را بهبود بخشد. در مطالعه عددی دیگری عرفانی و همکاران [۵] نشان دادند که ایجاد بازشو باعث کاهش تنش و کرنش در اتصالات خمشی تیر به ستون می‌شود. مومن زاده و همکاران [۱۳] با انجام مطالعه‌ای پارامتریک، تاثیرات ابعاد و فاصله بازشو و همچنین طول دهانه تیر را بررسی کرده و یک رابطه اندرکنشی برای طراحی این تیرها ارائه نمودند. قوهستانی و شیرینی [۱۴] تأثیر موقعیت و وضعیت هندسی بازشو در مقاومت کمانشی تیر ورق‌های سوراخ‌دار با سخت‌کننده دلتا تحت تاثیر نیروی برشی را بررسی نمودند. در ادامه، قوهستانی و همکاران [۱۵] با بررسی اثر پارامترهایی نظیر صلیبیت، لاغری و همچنین پارامترهای ارتفاع و ضخامت ورق‌های تیروورق دلتای سوراخ‌دار به ارزیابی و بهبود رفتار این تیرها تحت تاثیر نیروی برشی پرداختند. محمد زاده و همکاران [۱۶] در تحقیقی عددی رفتار چرخه‌ای قاب‌های خمشی فولادی یک طبقه دارای فیوزهای برشی با سوراخ‌های بیضی شکل را به صورت المان محدود بررسی کردند. در تحقیقی عددی، کلاتری و هدایت [۱۷] با استفاده از اتصالات با جان کاهش یافته، تلاش نمودند تا ظرفیت دوران پلاستیک اتصال لینک‌های خمشی متصل به ستون در قاب‌های مهاربندی و اگر را بهبود دهند. در تحقیق مشابه دیگری، عرفانی و همکاران [۱۸] نشان دادند که استفاده از بازشو

³ Yang et al.⁴ Tsavdaridis & D'Mello¹ Chung et al.² Chung et al.

با ابعاد مناسب در تیرهای پیوند سازه‌های دارای مهاربند و اگر با بهبود رفتار چرخه‌ای این تیرها بروز خرابی را به تاخیر می‌اندازد. همچنین **عرفانی و همکاران [۱۹]** با انجام تحلیل استاتیکی غیرخطی بارافزون، رفتار لرزه‌ای قاب‌های خمشی دارای بازشو در جان تیر با تعداد طبقات، تعداد و طول دهانه و بارهای ثقلی متفاوت را بررسی نموده و نشان دادند که کاهش سختی و ظرفیت تحمل برش پایه قاب در اثر افزودن بازشو به سازه‌ها ناچیز می‌باشد. این در حالیست که با ایجاد بازشو، قاعده تیر ضعیف-ستون قوی رعایت شده و نیازهای تغییرشکل در اتصالات کاهش می‌یابد. **سیفی اصل و حسین‌زاده اصل [۲۰]**، در یک تحقیق برای بررسی تاثیر بازشو در تیرهای دیوار برشی، یک قاب یک دهانه یک طبقه را مورد آزمایش قرار دادند. نتایج این تحقیق نشان می‌دهد که ایجاد بازشو در این گونه قاب‌ها، مطلوب می‌باشد.

در ادامه این تحقیقات، مقاله حاضر به بررسی رفتار دینامیکی قاب‌های خمشی فولادی کوتاه مرتبه (۴ طبقه) دارای بازشو در جان تیر و مقایسه آن با رفتار سازه‌های بدون بازشو (قاب‌های خمشی فولادی متعارف با اتصالات جوشی) می‌پردازد. در صورت مطلوب بودن رفتار این سازه‌ها، می‌توان در مورد بررسی تاثیر سایر پارامترها نظیر نوع قاب از لحاظ شکل‌پذیری، تعداد طبقات و زمان تناوب، میزان بار ثقلی، نامنظمی‌ها و ... تصمیم‌گیری نمود. با توجه به حجم زیاد تحلیل‌های دینامیکی افزایشی، از مدل ماکرو برای شبیه‌سازی ناحیه دارای بازشوی جان در تیرها استفاده شده است. تحقیقات مختلفی در راستای ارائه مدل‌های سازه‌ای برای شبیه‌سازی این گونه تیرها انجام گرفته است. **کاظمی و عرفانی [۸]**، ماکرو مدل خمشی-برشی (VM) را ارائه کردند. تغییرشکل‌های پلاستیک ایجاد شده در این ناحیه با استفاده از سطوح چندگانه تسلیم در فضای برش و خمش مدل‌سازی می‌شوند. در ادامه، **کاظمی و حسین‌زاده اصل [۲۱]** این مدل را گسترش داده و مدل مفصل پلاستیک محوری-برشی-خمشی (PVM) را ارائه کردند. در این المان علاوه بر استفاده از رفتار برشی و خمشی، نیروی محوری نیز وارد معادلات شده است.

استفاده از این مدل‌ها بسیار پیچیده بوده و به دانش عمیق مهندسی و برنامه‌نویسی نیاز دارد. بر خلاف این مدل‌ها، مدل‌های سوپرالمان یا ماکرومدل‌ها در کنار دقت مناسب، به سادگی قابل استفاده توسط محققین و مهندسان می‌باشند. در همین راستا، ماکرومدل‌هایی جهت شبیه‌سازی تیرهای دارای بازشو در جان توسط محققین مختلف معرفی شده است [۵، ۲۲ و ۲۳]. در این تحقیق از ماکرو مدل غیرخطی ارائه شده توسط **عرفانی و اکرمی [۲۳]** برای شبیه‌سازی ناحیه دارای بازشو در نرم‌افزار اپنسیس^۱ استفاده خواهد شد. این ماکرو مدل شامل دو المان خطی افقی موسوم به تیرهای ثانویه، دو المان قائم صلب برای اتصال تیرهای ثانویه و همچنین ۴ فنر ایبارا-کراوینکلر^۲ در گوشه‌های بازشو جهت مدل‌سازی مکانیزم ویراندل می‌باشد. از مزیت‌های این ماکرومدل، قابلیت استفاده از المان‌های موجود در کتابخانه نرم‌افزار اپنسیس می‌باشد.

۲- رفتار اتصال خمشی با و بدون بازشو در جان تیر

چنانچه گفته شد، هدف از تحقیق حاضر بررسی رفتار لرزه‌ای قاب‌های خمشی فولادی با و بدون لحاظ بازشو در جان تیر می‌باشد. برای دستیابی به این مطلوب، داشتن درک صحیحی از رفتار اتصالات خمشی در حضور و عدم حضور بازشوی جان و به کارگیری این اطلاعات در مدل‌سازی اتصالات قاب‌های مورد مطالعه ضروری می‌باشد. بدین منظور از دو اتصال با پیکربندی مشابه ولی ابعاد متفاوت برای بررسی رفتار اتصال خمشی، با و بدون بازشو در جان تیر استفاده شده است.

۲-۱- پیکربندی نمونه‌ها

پیکربندی نمونه‌های مورد بررسی در این بخش در شکل (۱) و مشخصات ابعادی آن‌ها در جدول (۱) ارائه شده است. با توجه به اینکه نمونه‌های مذکور، توسط سایر محققین تست شده است [۲۴ و ۲۵]، انتخاب این نمونه‌ها علاوه بر بررسی رفتار اتصال، به منظور صحت‌سنجی مدل‌های المان محدود نیز بوده است.

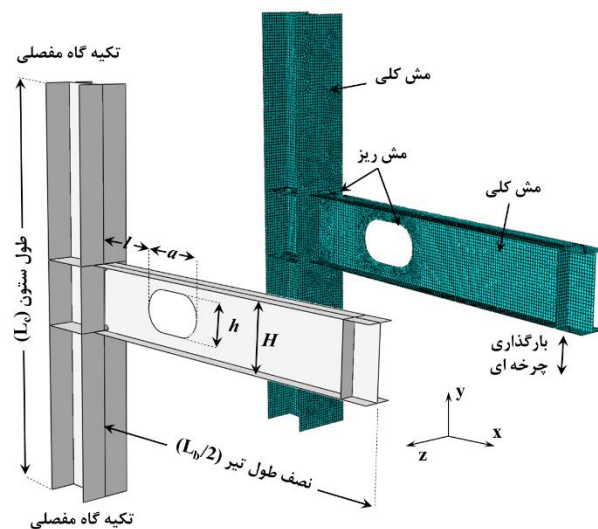
² Ibarra-krawinkler

¹ OpenSees



۲-۲- مدلسازی المان محدود

برای شبیه‌سازی نمونه‌های مورد بررسی در این بخش، از نرم‌افزار المان محدود آباکوس^۱ استفاده شده است. برای مش‌بندی نمونه‌ها، از المان پوسته ۴ گرهی با انتگرال‌گیری کاهش‌یافته (S4R) استفاده شده است. با توجه به نتایج مطالعات استقلال از مش، اندازه عمومی المان‌ها برابر با ۲۰ میلی‌متر انتخاب شده است. این در حالی است که برای نقاط حساس در نزدیکی جوش و اطراف بازشو، اندازه مش تا ۰٫۲ میلی‌متر (مورد نیاز توسط مدل خرابی) کاهش داده شده است. نمای مش‌بندی شده اتصال در شکل (۱) نمایش داده شده است.



شکل ۱- پیکربندی نمونه‌های اتصال مورد بررسی

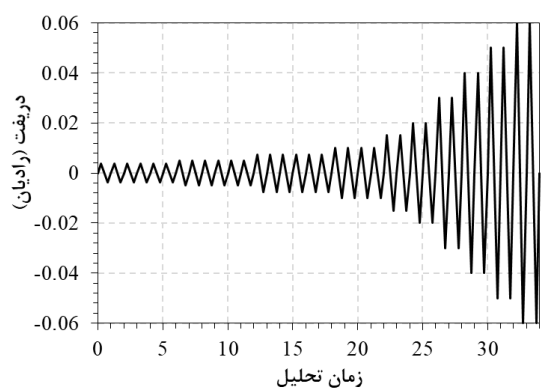
با توجه به شرایط تکیه‌گاهی نمونه‌های آزمایشگاهی، دو انتهای ستون به صورت مفصلی مقید شده است. برای جلوگیری از ناپایداری انتهای تیر، جابه‌جایی جانبی این ناحیه در جهت برون صفحه محدود شده است (درجه آزادی گره‌ها روی لبه تیر در راستای محور Z مقید شده است). بارگذاری نمونه‌ها به صورت اعمال تاریخچه جابه‌جایی در انتهای تیر بوده است. برای صحت‌سنجی نمونه‌ها از تاریخچه بارگذاری مطابق مرجع تست و برای بررسی رفتار از تاریخچه بارگذاری ارائه شده در بند 4b

^۱ ABAQUS

جدول ۱- مشخصات نمونه‌های اتصال مورد بررسی

نام نمونه	SP1	SP2
مقطع تیر	H500×200×10×16	H400×200×8×12
مقطع ستون	H414×405×18×28	H450×300×12×16
ورق پیوستگی	PL-16	PL-12
L_b (mm)	4800	3600
L_c (mm)	3000	2500
مرجع تست	Shinde et al. (2003) [24]	Li et al. (2011) [25]

بخش K2 آیین‌نامه AISC 341 [۲۶] (شکل (۲)) استفاده شده است. قبل از انجام تحلیل اصلی، تحلیل کماتشی بر روی اتصال انجام و ضریب کوچکی از تغییرشکل دو مود اول به عنوان نقص اولیه به مدل اعمال شده است. در مدل‌سازی، نواحی مربوط به جوش‌ها از سایر نواحی تفکیک شده ولی از مصالح مشترکی برای فلز پایه و فلز جوش استفاده شده است. مصالح فولادی مورد استفاده دارای مدول یانگ ۲۰۶×۱۰^۶ کیلوگرم بر سانتی‌مترمربع و ضریب پواسون ۰٫۳ می‌باشد. سخت‌سختی شوندگی مصالح مورد استفاده در تحلیل‌ها بر اساس مدل ایزوتروپیک-کینماتیک شبیه‌سازی شده است.



شکل ۲- تاریخچه بارگذاری مورد استفاده در تحلیل نمونه‌ها [۲۶]

مصالح فولادی بکار رفته در مدل‌های عددی این تحقیق برابر با ۲/۵ و مقدار پارامتر λ برابر با ۰/۱۵ استفاده شده است [۲۷].

۲-۳- صحت‌سنجی رفتار مدل‌های عددی

چنانچه ذکر گردید، یکی از اهداف انتخاب نمونه‌های SP1 و SP2 در جدول (۱)، قابلیت صحت‌سنجی آن‌ها از طریق نتایج آزمایشگاهی گزارش شده در مراجع [۲۴ و ۲۵] می‌باشد. نمونه SP1 تست شده در آزمایشگاه فاقد بازشو در جان تیر بوده است. مقایسه نتایج حاصل از تحلیل المان محدود با داده‌های آزمایشگاهی برای این در شکل (۳-الف) ارائه شده است.

مطابق این شکل، منحنی رفتار چرخه‌ای و تغییرشکل‌های این نمونه انطباق مناسبی با داده‌های آزمایشگاهی دارد. بر خلاف نمونه SP1، نمونه SP2 تست شده در آزمایشگاه دارای یک بازشوی دایره‌ای به شعاع $a=h=145\text{mm}$ و فاصله $l=385\text{mm}$ از بر ستون، در جان تیر بوده است. مقایسه نتایج حاصل از تحلیل المان محدود با داده‌های آزمایشگاهی برای این در شکل (۳-ب) ارائه شده است.

۲-۴- نتایج تحلیل‌ها بر روی اتصال

برای بررسی رفتار اتصالات SP1 و SP2، مدل‌های المان محدود مربوطه یک بار بدون لحاظ بازشو در جان تیر و بار دیگر با لحاظ بازشو تحلیل شده‌اند. برای نمونه‌های دارای بازشو در جان تیر، شکل بازشو به صورت لویبایی و ارتفاع بازشو برابر با نصف ارتفاع تیر ($h/H=0.5$) در نظر گرفته شده است. همچنین فاصله بازشو از بر اتصال برابر با ارتفاع مقطع تیر لحاظ شده است ($l/H=1.0$). با انتخاب ارتفاع و محل بازشو، طول مناسب برای بازشو را می‌توان مطابق مرجع [۱۹] (که در ادامه توضیح داده خواهد شد) تعیین نمود. بر همین اساس، طول بازشو برای نمونه SP1 برابر با ارتفاع مقطع تیر ($a/H=1.0$) و برای نمونه SP2 برابر با ۰/۸ ارتفاع مقطع تیر ($a/H=0.8$) لحاظ شده است. منحنی‌های شکل (۴)، رفتار چرخه‌ای نمونه‌های فاقد بازشوی جان را نمایش می‌دهد. با

در تحلیل‌های انجام شده برای بررسی رفتار اتصال، از فولاد با تنش تسلیم و تنش نهایی برابر با ۳۵۰۰ و ۵۱۰۰ کیلوگرم بر سانتی‌متر مربع استفاده شده است. برای دقت در صحت‌سنجی نمونه‌های عددی، از مقدار دقیق گزارش شده در مقاله مرجع برای تنش تسلیم و تنش نهایی استفاده شده است.

برای شبیه‌سازی خرابی در اتصالات مورد بررسی از مدل رشد چرخه‌ای حفرات^۱ (CVGM) استفاده شده است که نشان دهنده آغاز ترک در مصالح فولادی می‌باشد. مطابق این مدل، تشکیل ترک‌ها و وقوع خرابی در مصالحی نظیر فولاد به دلیل رشد حفرات ذاتی موجود در ساختمان درونی ماده و در نهایت به هم پیوستن این حفرات می‌باشد. بر اساس فرضیات این مدل، شاخص خرابی فلزات شکل‌پذیر تحت بارگذاری چرخه‌ای به صورت زیر بیان می‌شود:

$$FI_{cyclic} = \frac{VGD_{cyclic}}{\eta_{cyclic}} \quad (1)$$

در رابطه فوق، صورت کسر نشان دهنده میزان تغییر در اندازه حفرات در طول بارگذاری چرخه‌ای می‌باشد که توسط رابطه زیر بیان می‌شود:

$$VGD_{cyclic} = \sum_{tensile} \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \exp|1.5T| d\epsilon_p - \sum_{compressive} \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \exp|1.5T| d\epsilon_p \geq 0 \quad (2)$$

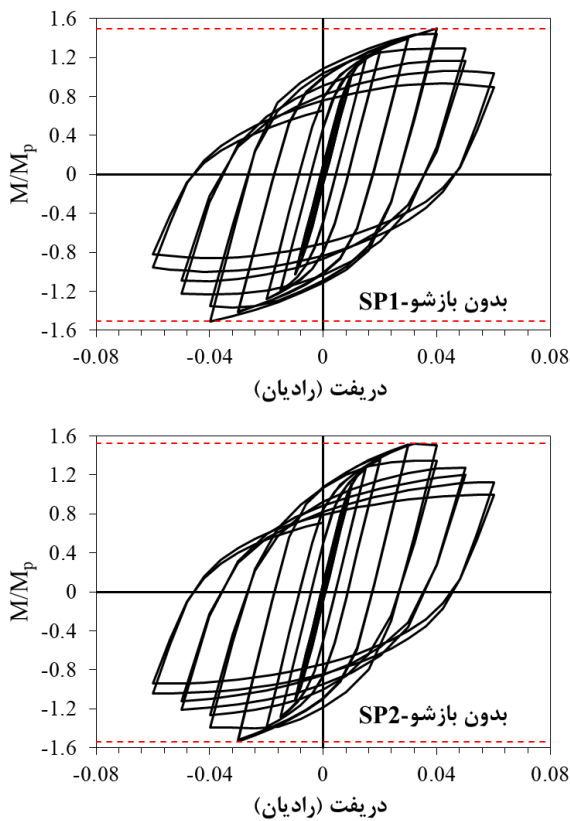
در این عبارت، علامت \sum اول نمایانگر افزایش شعاع حفرات در بارگذاری کششی و علامت \sum دوم نشان دهنده کاهش حجم حفرات تحت بارگذاری فشاری می‌باشد. در رابطه (۱) مخرج کسر نشان دهنده اندازه بحرانی حفرات می‌باشد. این مقدار بر اساس تاریخچه کرنش پلاستیک موجود در هر المان متغیر بوده و از رابطه زیر تعیین می‌شود:

$$\eta_{cyclic} = \eta_{monotonic} \cdot \exp(-\lambda \epsilon_c) \quad (3)$$

که در آن λ ثابت خرابی مصالح، ϵ_c کرنش پلاستیک معادل فشاری و $\eta_{monotonic}$ اندازه بحرانی حفرت‌ها در بارگذاری مونوتونیک کششی می‌باشد. مقدار پارامتر $\eta_{monotonic}$ برای

¹ Void Growth Model (VGM)





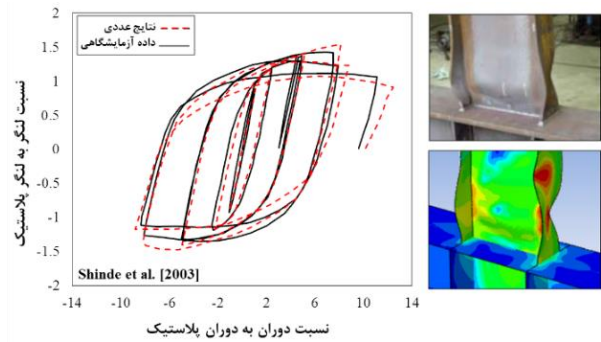
شکل ۴- رفتار چرخه‌ای نمونه‌های فاقد بازشوی جان

وضعیت بهتری دارد. این در حالی است که بررسی شاخص خرابی در نقاط مختلف نمونه‌ها نتایج متفاوتی را در پی خواهد داشت. شکل (۶)، تاریخچه شاخص خرابی CVGM در نمونه‌های فاقد بازشوی جان را نمایش می‌دهد. نتایج برای بحرانی‌ترین المان در محل اتصال تیر به ستون ارائه شده است. مطابق شکل (۶)، برای نمونه‌های فاقد بازشو در جان تیر، آغاز ترک در ناحیه اتصال در گذار از دررفت 0.02 به 0.03 رادین اتفاق می‌افتد. این مقدار، با توصیه آیین‌نامه [ASCE 41 \[28\]](#) برای لحاظ دوران نهایی نشان دهنده شکست اتصالات نیز سازگار می‌باشد. مطابق این مرجع، دوران نهایی اتصال خمشی از رابطه زیر قابل محاسبه می‌باشد:

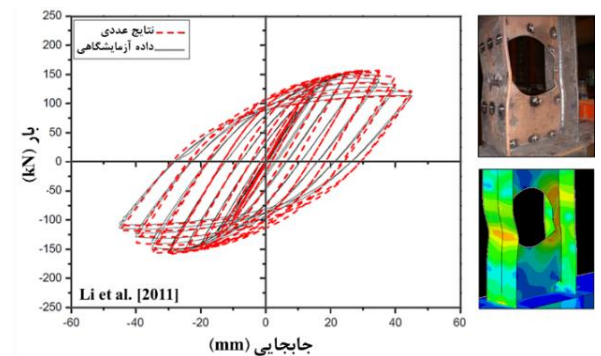
$$\theta_u = 0.043 - 0.00060 \times d \quad (4)$$

در این رابطه θ_u دوران نهایی اتصال و d عمق تیر بر حسب اینچ می‌باشد. با جایگذاری ارتفاع تیر برای نمونه‌های SP1 و SP2، ملاحظه می‌شود که مقدار دوران نهایی برای این اتصالات در محدوده $0.033 - 0.031$ به دست می‌آید.

توجه به شکل (۴)، رفتار چرخه‌ای هر دو نوع اتصال مشابه بوده و تا قبل از دررفت جانبی 0.04 رادین پایدار می‌باشد. چنانچه ملاحظه می‌شود، بیشینه لنگر اتصال تا 1.5 برابر لنگر پلاستیک تیر افزایش می‌یابد که پس از آن زوال مقاومت مشهود است.



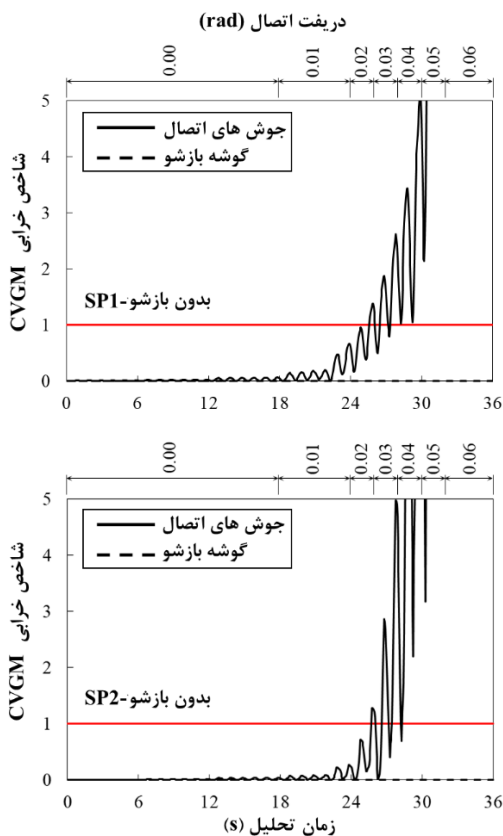
الف) نمونه SP1 [24]



ب) نمونه SP2 [25]

شکل ۳- مقایسه نتایج حاصل از تحلیل عددی با داده‌های آزمایشگاهی

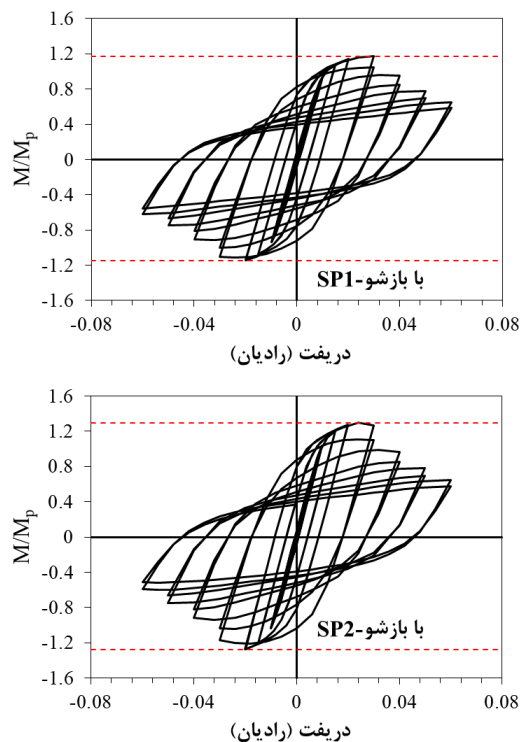
منحنی‌های رفتار چرخه‌ای برای نمونه‌های دارای بازشوی جان در شکل (۵) ارائه شده است. مطابق شکل (۵)، برای هر دو نمونه‌ی دارای بازشو، آغاز افت مقاومت از دررفت جانبی 0.03 رادین می‌باشد که نسبت به نمونه فاقد بازشو 0.01 رادین کمتر می‌باشد. همچنین ملاحظه می‌شود که بیشینه لنگر اتصال به طور تقریبی تا 1.2 برابر لنگر پلاستیک تیر افزایش یافته است. این مقدار 20% کمتر از مقدار متناظر برای نمونه فاقد بازشو است. با توجه به بررسی به عمل آمده، در صورتی که برای مقایسه تنها به رفتار چرخه‌ای نمونه‌ها اکتفا شود، اتصال خمشی معمول هم از لحاظ پایداری چرخه‌ها و هم از لحاظ بیشینه لنگر تحمل شده



شکل ۶- تاریخچه شاخص خرابی CVGM در نمونه‌های فاقد بازشوی جان

لیکن اتصال دارای بازشو در جان تیر ظرفیت دوران نهایی بیشتری خواهد داشت. بدین ترتیب، در صورتی که در مدلسازی اتصالات قاب‌های مورد بررسی تنها به شبیه‌سازی رفتار چرخه‌ای اتصالات اکتفا شود، می‌توان پیش‌بینی نمود که قاب خمشی با اتصالات جوشی متداول رفتار دینامیکی بهتری داشته باشد. این در حالیست که در صورت لحاظ ظرفیت دوران نهایی مفاصل پلاستیک در مدلسازی اتصالات، رفتار مدل‌ها واقعی‌تر خواهد بود. در همین راستا، در مدلسازی‌های بخش آبی مقادیر محاسبه شده توسط رابطه آیین‌نامه [ASCE 41 \[۲۸\]](#) به عنوان ظرفیت دوران نهایی مفاصل پلاستیک اتصالات خمشی متداول و مقدار 0.3 رادیان به عنوان ظرفیت دوران نهایی مفاصل پلاستیک اطراف بازشو مورد استفاده قرار خواهد گرفت.

۳- رفتار دینامیکی قاب با و بدون بازشو در جان تیر



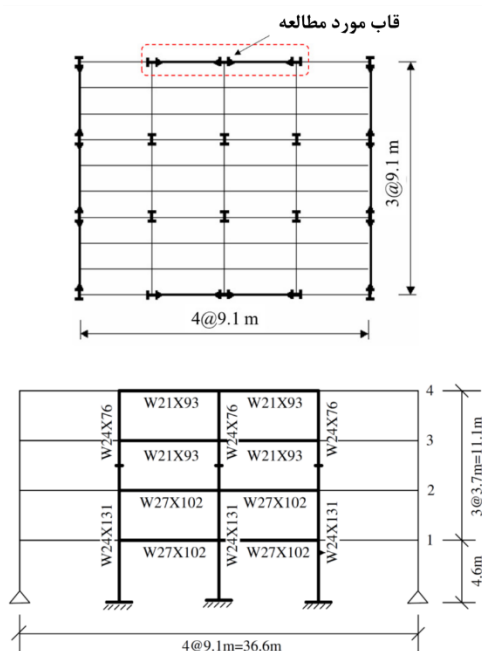
شکل ۵- رفتار چرخه‌ای نمونه‌های دارای بازشوی جان

تاریخچه شاخص خرابی CVGM در نمونه‌های دارای بازشوی جان در شکل (۷) ارائه شده است. نتایج برای بحرانی‌ترین المان در محل اتصال تیر به ستون و اطراف بازشو ارائه شده است. مطابق شکل (۷)، با افزودن بازشوی جان تیر، شاخص خرابی در اطراف اتصال به شدت افت می‌نماید. این در حالیست که تغییر شکل‌های پلاستیک (مکانیزم ویراندیل) در ناحیه بازشو، باعث بحرانی شدن شاخص خرابی در این ناحیه می‌گردد. برای این نمونه‌ها آغاز ترک در ناحیه اطراف بازشو در محدوده دریفت 0.05 رادیان اتفاق می‌افتد. با فرض این که در این مدل‌ها تمامی تغییر شکل پلاستیک تیر در ناحیه دارای بازشو و از طریق تشکیل مکانیزم ویراندیل اتفاق افتاده باشد، مقدار دوران مفاصل پلاستیک شکل گرفته در گوشه‌های بازشو به طور تقریبی در محدوده $0.3-0.4$ رادیان بدست می‌آید.

بدین ترتیب ملاحظه می‌شود، هرچند اتصال خمشی معمول از لحاظ پارامترهای منحنی رفتار چرخه‌ای وضعیت بهتری دارد،

۳-۱- پیکربندی قاب‌ها

برای بررسی‌های انجام شده در این تحقیق، از دو قاب خمشی فولادی ویژه که توسط سایر محققین طراحی و بررسی شده است، استفاده خواهد شد. هر دو قاب انتخاب شده دارای ۴ طبقه بوده ولی دارای تعداد و طول دهانه متفاوت می‌باشند (اشکال ۸) و (۹)). سازه اول که توسط لیگنوس و کراوینکلر^۱ [۲۹] طراحی و بررسی شده است دارای دو دهانه به طول ۹/۱ متر می‌باشد. در این قاب، ارتفاع طبقه نخست برابر با ۴/۶ متر و ارتفاع سایر طبقات برابر با ۳/۷ متر می‌باشد.



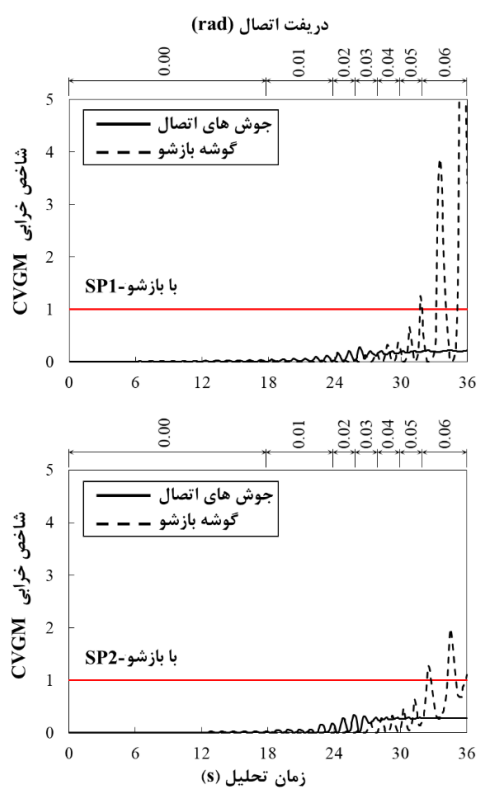
شکل ۸- پیکربندی سازه دو دهانه مطابق مرجع [۲۹]

توسط شاکری و همکاران [۳۰] بررسی شده است، دارای چهار دهانه به طول ۶ متر می‌باشد. ارتفاع طبقه اول و سایر طبقات این سازه مطابق شکل (۹) به ترتیب برابر ۴/۵ متر و ۳/۵ متر می‌باشد. بارهای مرده و زنده اختصاص یافته به کف طبقات این سازه به ترتیب برابر با ۵/۵ و ۲/۵ کیلونیوتن بر متر مربع بوده است.

۳-۲- مدلسازی المان محدود

چنانچه قبلاً نیز ذکر گردید، برای بررسی قاب‌های مورد مطالعه از انجام تحلیل دینامیکی افزایشی^۲ (IDA) در نرم‌افزار المان محدود اپنیسیس استفاده شده است. برای مدلسازی تیرها و ستون‌های قاب از المان تیر-ستون الاستیک^۳ استفاده شده است. رفتار غیرخطی المان‌ها به صورت متمرکز و به المان‌های فنر (المان با طول صفر) اختصاص داده شده است. نحوه مدلسازی ناحیه اتصال قاب در شکل (۱۰) نشان داده شده است.

در ادامه، نحوه مدلسازی هر کدام از فنرهای موجود در این شکل توضیح داده خواهد شد. لازم به ذکر است که برای



شکل ۷- تاریخچه شاخص خرابی CVGM در نمونه‌های دارای بازشوی جان

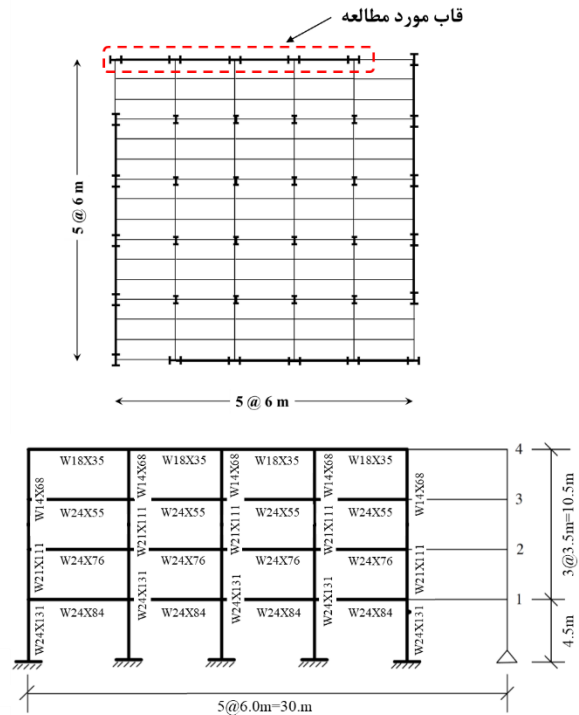
مطابق تحقیق لیگنوس و کراوینکلر [۲۹]، جرم لرزه‌ای طبقات این سازه ۴۶۷ تن و جرم لرزه‌ای بام ۵۳۸ تن بوده است. پلان و نمای جانبی این سازه در شکل (۸) ارائه شده است. سازه دوم که

³ elasticBeamColumn

¹ Lignos & Krawinkler

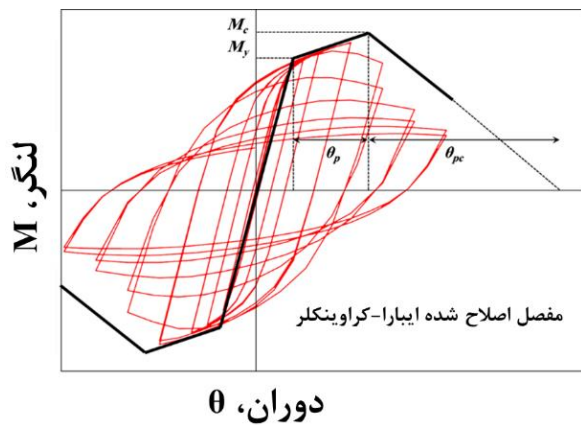
² Incremental Dynamic Analysis

مدلسازی اثرات ناپایدار کننده بارثقلی از دو دهانه با اعضای خرابایی به صورت مجازی در طرفین سازه استفاده شده است.



شکل ۹- پیکربندی سازه چهار دهانه مطابق مرجع [۳۰]

در مدل رفتاری ایبارا-کراوینکلر که در شکل (۱۱) مشاهده می‌شود، منحنی پوش نشان دهنده رفتار مقاومت بدون زوال بوده و شامل سه ناحیه الاستیک، سخت شدگی و نرم‌شدگی می‌باشد. در مدلسازی‌ها، سختی ناحیه الاستیک مفاصل، عددی بزرگ فرض شده است. مقدار ظرفیت خمشی پلاستیک، M_p برابر با ۱/۱۷ برابر اساس مقطع پلاستیک ضرب در تنش تسلیم [۳۱] و مقدار لنگر نهایی، M_c برابر با ۱/۱۱ برابر ظرفیت خمشی پلاستیک لحاظ شده است [۳۱].



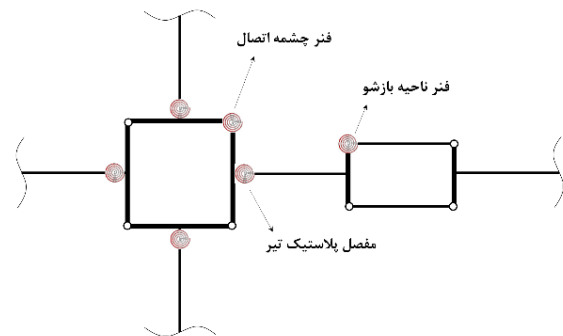
شکل ۱۱- مدل رفتاری چرخه‌ای و منحنی پوش ایبارا کراوینکلر [۳۱]

برای مقاطع تیر و ستون با ارتفاع کمتر از ۵۳۳ میلی‌متر، ظرفیت دوران پلاستیک، θ_p و همچنین ظرفیت دوران در ناحیه نرم‌شوندگی، θ_{pc} از روابط زیر محاسبه می‌شود [۳۱]:

$$\theta_p = 0.0865 \left(\frac{h}{t_w}\right)^{-0.365} \cdot \left(\frac{b_f}{2 \cdot t_f}\right)^{-0.14} \cdot \left(\frac{L}{d}\right)^{0.34} \cdot \left(\frac{d}{533}\right)^{-0.721} \cdot \left(\frac{F_y}{355}\right)^{-0.23} \quad (5)$$

$$\theta_{pc} = 5.63 \left(\frac{h}{t_w}\right)^{-0.565} \cdot \left(\frac{b_f}{2 \cdot t_f}\right)^{-0.80} \cdot \left(\frac{d}{533}\right)^{-0.28} \cdot \left(\frac{F_y}{355}\right)^{-0.43} \quad (6)$$

همچنین پارامتر زوال چرخه‌ای این مفاصل را می‌توان از رابطه



شکل ۱۰- نحوه مدلسازی ناحیه اتصال در نرم‌افزار اپنسیس

۳-۳- مدلسازی مفاصل پلاستیک تیر

برای مدلسازی مفصل پلاستیک^۱ تیرها، یک المان با طول صفر^۲ بعنوان فنر در بر اتصال (مجاورت بال ستون) قرار گرفته و مدل رفتار ایبارا-کراوینکلر به این المان‌ها اختصاص داده شده است.

^۲ Zero-Length element

^۱ Plastic hinge

زیر محاسبه نمود:

$$\Lambda = 495 \cdot \left(\frac{h}{t_w}\right)^{-1.34} \cdot \left(\frac{b_f}{2 \cdot t_f}\right)^{-0.595} \cdot \left(\frac{F_y}{355}\right)^{-0.36} \quad (7)$$

در روابط فوق، h ارتفاع جان مقطع، d ارتفاع کل مقطع، b_f عرض بال مقطع، t_w ضخامت جان مقطع، t_f ضخامت بال مقطع، L طول عضو و F_y تنش تسلیم مقطع بر حسب میلی متر و مگاپاسکال می باشد. در مدلسازی های این بخش، جوش های محل اتصال تیر به ستون به صورت مستقیم مدلسازی نشده است، لیکن لحاظ θ_u مطابق مقادیر محاسبه شده توسط رابطه آیین نامه ASCE 41 [28] به نحوی تاثیر شکست ترد جوش ها در ناحیه اتصال را لحاظ می نماید.

۳-۴- مدلسازی چشمه اتصال

چشمه اتصال بخشی از جان ستون می باشد که ناحیه اتصال تیر به ستون قرار می گیرد. این ناحیه در معرض تنش های برشی که توسط بار محوری ایجاد شده در بال های تیر به این ناحیه منتقل می شود، قرار دارد. نتیجه این تنش ها اعوجاج ایجاد شده در جان ستون است. برای جلوگیری از اعوجاج و خرابی این ناحیه، از ورق های پیوستگی و ورق های تقویتی یا مضاعف جان استفاده می شود. در این تحقیق، برای مدلسازی چشمه اتصال از مدل متوازی الاضلاع بر پایه تحقیقات گوپتا و کراونکلر^۱ [32] استفاده شده است. مطابق شکل (۱۰)، این مدل از چهار قطعه صلب با اتصال مفصلی تشکیل شده است. برای مدلسازی رفتار برش-اعوجاج چشمه اتصال، در یک گوشه از این مدل از فنری با مدل سه خطی مطابق شکل (۱۲) استفاده شده است. در این مدل سختی الاستیک چشمه اتصال از رابطه زیر محاسبه می گردد:

$$K_e = \frac{V_y}{\gamma_y} = 0.95 d_c t_p G \quad (8)$$

در رابطه فوق، d_c و t_p بترتیب عمق ستون، ضخامت ناحیه چشمه اتصال (مجموع جان ستون و ورق مضاعف) و مدول برشی

مصالح می باشد. همچنین، V_y مقاومت تسلیم برشی و γ_y اعوجاج متناظر آن می باشد که از روابط زیر تعیین می شوند:

$$V_y = \frac{F_y}{\sqrt{3}} A_{eff} = \frac{F_y}{\sqrt{3}} (0.95 d_c t_p) \approx 0.55 F_y d_c t_p \quad (9)$$

$$\gamma_y = \frac{F_y}{\sqrt{3} G} \quad (10)$$

در روابط فوق، F_y ، تنش تسلیم و A_{eff} مساحت موثر برشی می باشد. ظرفیت برشی پلاستیک، V_p ، و اعوجاج متناظر آن، γ_p در شکل (۱۳)، از روابط زیر تعیین می شوند:

$$V_p = V_y \left(1 + \frac{3K_p}{K_e}\right) \quad (11)$$

$$\gamma_p = 4\gamma_y \quad (12)$$

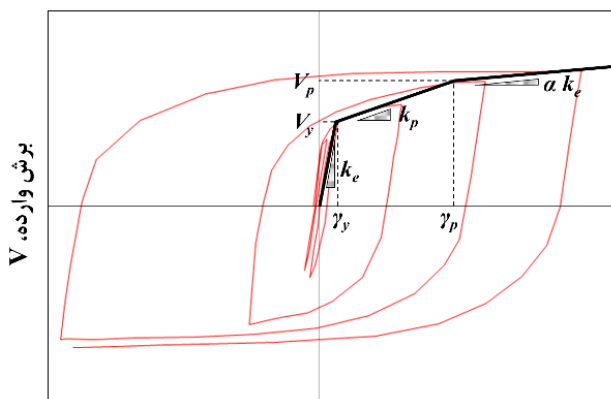
در رابطه فوق، K_p ، سختی پلاستیک چشمه اتصال می باشد که از رابطه زیر تعیین می گردد:

$$K_p = \frac{0.95 b_c t_c f G}{d_b} \quad (13)$$

نهایتاً شیب ناحیه سوم به صورت درصدی از شیب ناحیه اول تعریف می شود که در این مطالعه این نسبت برابر ۳٪ در نظر گرفته شده است:

$$K_{p2} = \alpha K_e = 0.03 K_e \quad (14)$$

برای کاهش اثرات چشمه اتصال بر رفتار قاب، در مدل ایجاد شده در نرم افزار، ورق مضاعف به ضخامت ۲ سانتی متر در تمامی نواحی چشمه اتصال در نظر گرفته شده است.



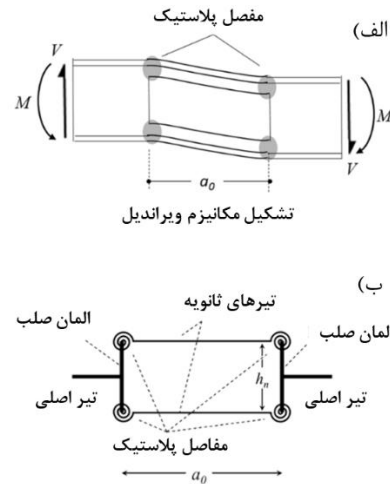
شکل ۱۲- مدل رفتاری چرخه ای و منحنی پوش چشمه اتصال [32]

¹ Gupta & Krawinkler

۳-۵- مدل‌سازی تیر در ناحیه بازشوی جان

همان گونه که در بندهای قبلی بیان گردید برای مدل‌سازی عددی بازشوها در نرم‌افزار از ماکرو مدل غیرخطی ارائه شده توسط عرفانی و اکرمی [۲۳] استفاده خواهد شد. مطابق شکل (۱۳)، ماکرو مدل ارائه شده شامل سه جز اصلی می‌باشد:

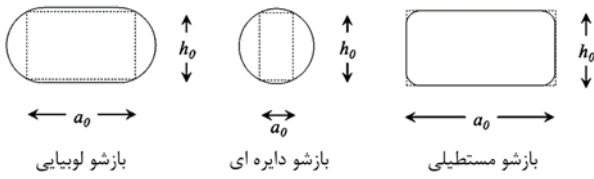
- تیرهای ثانویه که بخش‌های T شکل باقی‌مانده در بالا و پایین بازشو هستند.
- المان‌های صلب که عناصر عمودی در دو طرف مدل هستند و فعالیت‌های سراسری تیر اصلی را به تیرهای T شکل ثانویه منتقل می‌کنند.
- فنرهای دورانی که در چهار گوشه مدل قرار گرفته‌اند و نواحی پلاستیک شدگی را در انتهای تیرهای ثانویه شبیه‌سازی می‌کنند. مطابق شکل (۱۱)، با انجام محاسبات این فنرها قابل تجمیع به یک فنر در یکی از گوشه‌ها می‌باشند.



شکل ۱۳- اجزای اصلی ماکرو مدل ارائه شده توسط مرجع [۲۳]

برای تعیین محل قرارگیری المان‌های ماکرو مدل در مدل‌سازی، از ابعاد بازشوی مستطیلی معادل مطابق شکل (۱۴) استفاده می‌شود. برای بازشوی مستطیلی، ابعاد مستطیل معادل با ابعاد بازشو برابر می‌باشد. این در حالیست که برای بازشوی دایره‌ای و لویبایی، طول مستطیل معادل a_0 برابر برابر $0.55D_0$ و ارتفاع

مستطیل معادل h_0 برابر $0.1D_0$ می‌باشد، که a و h طول و ارتفاع بازشو و D_0 قطر ناحیه دایره‌ای می‌باشد.



شکل ۱۴- ابعاد بازشوی معادل [۲۳]

برای شبیه‌سازی رفتار لنگر-دوران فنرهای گوشه بازشو از مدل رفتاری ایبارا-کراوینکلر استفاده شده است. از آنجاکه فرض می‌شود تیرهای ثانویه تحت خمش با انحنای دابل تغییر شکل می‌دهند، سختی خمشی فنرهای دو انتها بصورت زیر لحاظ می‌شود [۲۳]:

$$K_{e,s} = 6EI_T/a_0 \quad (15)$$

در این رابطه E مدول الاستیسیته و I_T ممان اینرسی مقطع T شکل می‌باشد. ظرفیت خمشی فنرها، $M_{y,T}$ ، از رابطه زیر محاسبه می‌شود [۲۳]:

$$\frac{M_{y,T}}{M_{p,T}} + \left(\frac{4 \cdot M_{y,T} \cdot R_{MV}}{a_0 \cdot h_n \cdot N_{p,T}} \right)^{2.5} = 1.1 \quad (16)$$

در این رابطه، R_{MV} فاصله مرکز تیر از مرکز بازشو، $M_{p,T}$ و $N_{p,T}$ ظرفیت خمشی، ظرفیت محوری و فاصله بین مرکز سطوح تیرهای T شکل بالا و پایین می‌باشد. برای محاسبه پارامترهای شاخه سخت‌شوندگی و نرم‌شوندگی در منحنی رفتاری، می‌توان از رابطه زیر استفاده نمود [۲۳]:

$$RP_0 = a_1 \cdot \left(\frac{d_w}{t_w} \right)^{a_2} \cdot \left(\frac{b_f}{2t_f} \right)^{a_3} \cdot \left(\frac{a_0}{d_T} \right)^{a_4} \cdot \left(\frac{d_T}{30} \right)^{a_5} \cdot \left(1 - \frac{N_{y,T}}{N_{p,T}} \right)^{a_6} \quad (17)$$

که در آن، RP_0 هر کدام از پارامترهای مدل رفتاری ایبارا-کراوینکلر بوده و a_1 تا a_6 در جدول (۲) ارائه شده است. همچنین، d_T ارتفاع مقطع T شکل و d_w برابر با $d_T - t_f$ می‌باشد.

تغییر شکل‌های برشی می‌باشد که در دررفت‌های بالا افزایش طول تیرهای ثانویه و بروز نیروهای محوری در آن‌ها را در پی دارد. افزایش نیروی محوری در تیرهای T شکل بالا و پایین بازشو تا مقدار ظرفیت محوری بدست آمده از رابطه (۱۸) میسر خواهد بود. با رسیدن نیروی محوری تیرهای ثانویه به $N_{y,T}$ مقدار آن ثابت مانده لیکن با افزایش زاویه اعوجاج بازشو، θ ، مولفه آن در راستای برشی تیر افزایش می‌یابد. با توجه به اینکه مدل المان محدود مورد استفاده قابلیت لحاظ نمودن این افزایش نیروی برشی در تیرهای ثانویه را ندارد، یک فنر مضاعف همانند فنر غیرخطی مورد استفاده در گوشه بازشو در نظر گرفته می‌شود که وظیفه آن تنها لحاظ نمودن اثرات ثانویه در محل بازشو می‌باشد. مطابق شکل (۱۵-پ) که یکی از تیرهای T شکل را نمایش می‌دهد، لنگر ناشی از نیروی ثانویه در محل فنر به صورت زیر قابل محاسبه می‌باشد:

$$M_s = a_0 N_{T_y} \sin \theta = a_0 N_{T_y} \theta \quad (19)$$

چنانچه ملاحظه می‌شود لنگر فوق با زاویه دوران رابطه خطی دارد. با لحاظ نیروی ناشی از تیر ثانویه پایینی، لنگر فوق دو برابر خواهد بود. لذا می‌توان گفت که سختی فنر بایستی برابر با مقدار زیر باشد:

$$K_s = 2a_0 N_{T_y} \quad (20)$$

۳-۶- تعیین ابعاد بهینه برای بازشوی جان تیر

قاب‌های توضیح داده شده در بند ۳-۱، یک بار بدون لحاظ بازشو در جان تیر و بار دیگر با لحاظ بازشوی جان در تیرها تحلیل خواهند شد. با توجه به این که محل و ابعاد بازشو می‌تواند روی رفتار قاب‌ها تأثیرگذار باشد، برای حذف این اثرات از تعبیه بازشو با ابعاد بهینه در جان تیرها استفاده شده است. برای این منظور، در مدل‌های دارای بازشوی جان تیر، فاصله بازشوها از صفحه ستون دو برابر ارتفاع تیر و ارتفاع بازشو نصف ارتفاع تیر فرض شده است. در ادامه طول بهینه بازشو با استفاده الگوریتم ارائه شده در مطالعه عرفانی و همکاران [۱۹] که در فلوچارت شکل (۱۶) نشان داده شده است، بدست می‌آید. در این فلوچارت α ، نسبت فاصله

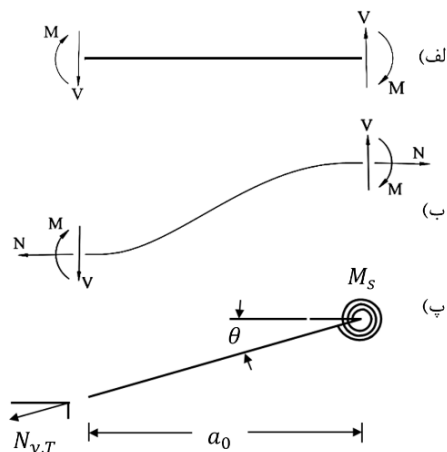
در رابطه فوق، برای محاسبه نسبت $N_{y,T}/N_{p,T}$ از رابطه زیر استفاده می‌شود:

$$\frac{N_{y,T}}{N_{p,T}} = \left(1.1 - \frac{M_{y,T}}{M_{p,T}}\right)^{0.4} \quad (18)$$

جدول ۲- پارامترهای رفتار پلاستیک فنرهای خمشی بازشو [۲۳]

RP ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₄	a ₅	a ₆
$\frac{M_{c,T}}{M_{y,T}}$	1.716	-0.046	-	-	0	0.089
θ_p	3.478	-0.873	-	-	-	0.257
θ_{pc}	3.917	0.2214	-	-	0.083	0
Λ	94.05	-0.862	-	-	-0.32	-

آخرین مسئله در مدل‌سازی ناحیه بازشو، نحوه لحاظ اثرات ثانویه در تیرهای T شکل بالا و پایین می‌باشد. در صورت ایجاد تغییر شکل‌های بزرگ در محل بازشو، مفهومی با عنوان اثرات ثانویه وارد مسئله می‌گردد [۸ و ۱۹]. منظور از اثرات ثانویه ایجاد نیروی محوری در تیر، در اثر تغییر شکل‌های بزرگ بوجود آمده تحت اثر نیروی برشی دو انتها می‌باشد (شکل (۱۵)).



شکل ۱۵- لحاظ نیروی برشی ناشی از اثرات ثانویه در محل بازشو

با توجه به صلبیت محوری ناشی از کف سازه‌ای، عموماً طول کلی تیر در قاب‌های خمشی مورد بررسی ثابت می‌باشد. این درحالیست که بروز مکانیزم ویرندیل عموماً مثبتی بر

$$C_v = \begin{cases} 1.0 & \xi \leq 1.1 \\ \frac{1.1}{\xi} & 1.1 \leq \xi \leq 1.37 \\ \frac{1.51}{\xi^2} & 1.37 \leq \xi \end{cases} \quad (22)$$

که در آن:

$$\xi = \frac{(1 - \beta) \cdot d}{2t_w \sqrt{k_v E / F_y}} \quad (23)$$

و k_v ضریب کمانش صفحه‌ای جان تیر می‌باشد که مقدار آن ۱٫۲ می‌باشد [۱۹]. در فلوجارت شکل (۱۶)، γ نسبت طول بازشو به ارتفاع تیر بوده و $V_{vi,op}$ برش در مرکز بازشو می‌باشد. مطابق فلوجارت، پس از فرض یک مقدار برای برش مرکز بازشو، خمش در مرکز بازشو از رابطه زیر بدست می‌آید:

$$M_{vi,op} = (V_{vi,op} - q \cdot R_{MV}) - \frac{q}{12} \left(\frac{L^2}{2} - 6R_{MV}^2 \right) \quad (24)$$

در ادامه پارامتر اندرکنش خمش-نیروی محوری در تیرهای ثانویه بالا و پایین بازشو، R ، از رابطه زیر محاسبه می‌گردد:

$$\frac{V_{vi,op}}{4M_{p,T}/a_0} + \left(\frac{M_{vi,op}}{h_n \cdot N_{p,T}} \right)^{2.5} = R \quad (25)$$

بعد از محاسبه نیروی برشی مربوط به مکانیزم ویراندل در مرکز بازشو، باید این مقدار را بدلیل سخت شوندگی چرخه‌ای فولاد افزایش داد. برای افزایش این ضریب می‌توان از روابط ارائه شده توسط عرفانی و اکرمی [۲۳] استفاده نمود. این رابطه نسبت مقاومت پس از تسلیم تیر دارای بازشو را بر اساس پارامترهای هندسی تیر در ناحیه بازشو محاسبه می‌کند:

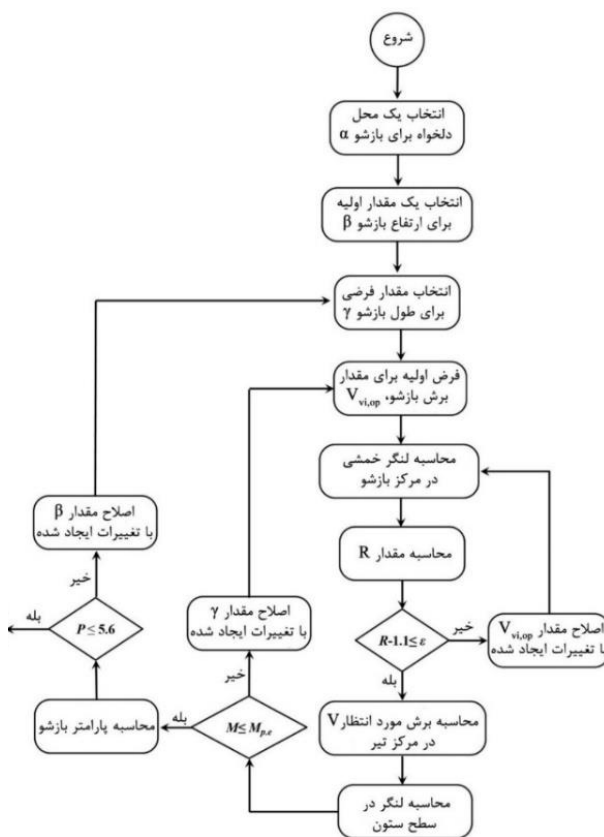
$$V_{op} = \alpha_M \times V_{vi,op} \quad (26)$$

$$\alpha_M = 1.589 \cdot \left(\frac{d_w}{t_w} \right)^{-0.084} \cdot \left(\frac{b_f}{2t_f} \right)^{-0.076} \cdot \left(\frac{a_0}{d_T} \right)^{0.059} \quad (27)$$

بازشو از بر ستون به نصف طول دهانه، و β ، نسبت ارتفاع بازشو به ارتفاع تیر می‌باشد که از رابطه زیر قابل تعیین است:

$$\beta = \min \left\{ 1 - \frac{2M_{p,e}/L + q \cdot (R_{MV} - L/6)}{\phi 0.6 F_y d t_w C_v}, 0.5 \right\} \quad (21)$$

که در این رابطه $M_{p,e}$ ظرفیت خمش پلاستیک مورد انتظار تیر در بر اتصال است که برابر حاصل ضرب مقدار ظرفیت خمشی پلاستیک ($M_p = Z_p \cdot F_y$) مقطع در نسبت تنش تسلیم واقعی به تنش تسلیم اسمی می‌باشد که برای مقاطع W برابر ۱٫۱۷ در نظر گرفته شده است.



شکل ۱۶- فلوجارت مربوط به محاسبه ابعاد بهینه بازشو [۱۹]

پارامتر L ، طول تیر، q ، شدت بار گسترده موثر بر تیر و C_v ثابت برش جان برای قسمت‌های T شکل باقی مانده در بالا و پایین بازشو بوده و از رابطه زیر تعیین می‌شود:

کیلومتر) را در بر می‌گیرند. مشخصات رکوردهای مورد استفاده در جدول (۴) ذکر شده است.

جدول ۴- رکوردهای زمین لرزه انتخاب شده برای تحلیل
IDA [۳۳]

ایستگاه	عنوان زلزله	سال	بزرگا	شماره
Beverly Hills - Mulhol Canyon	Northridge	1994	6.7	12011
Country-WLC	Northridge	1994	6.7	12012
Bolu	Duzce, Turkey	1999	7.1	12041
Hector	Hector Mine	1999	7.1	12052
Delta	Imperial Valley	1979	6.5	12061
El Centro Array #11	Imperial Valley	1979	6.5	12062
Nishi-Akashi	Kobe, Japan	1995	6.9	12071
Shin-Osaka	Kobe, Japan	1995	6.9	12072
Duzce	Kocaeli, Turkey	1999	7.5	12081
Arcelik	Kocaeli, Turkey	1999	7.5	12082
Yermo Fire Station	Landers	1992	7.3	12091
Coolwater	Landers	1992	7.3	12092
Capitola	Loma Prieta	1989	6.9	12101
Gilroy Array #3	Loma Prieta	1989	6.9	12102
Abbar	Manjil, Iran	1990	7.4	12111
El Centro Imp. Co.	Superstition Hills	1987	6.5	12121
Poe Road (temp)	Superstition Hills	1987	6.5	12122
Rio Dell Overpass	Cape Mendocino	1992	7.0	12132
CHY101	Chi-Chi, Taiwan	1999	7.6	12141
TCU045	Chi-Chi, Taiwan	1999	7.6	12142
LA - Hollywood Stor	San Fernando	1971	6.6	12151
Tolmezzo	Friuli, Italy	1976	6.5	12171

پس از انجام تحلیل‌ها، نتایج بر حسب یک معیار شدت، در برابر یک معیار خرابی ترسیم می‌شود که به منحنی IDA موسوم می‌باشد. در این تحقیق، شتاب طیفی متناظر مود ارتعاشی نخست با میرایی ۵٪ یعنی $S_a(T_1, 5\%)$ به عنوان معیار شدت و دریفت میان‌طبقه به عنوان معیار خرابی سازه‌ها لحاظ گردیده است. نهایتاً

با محاسبه نیروی برشی در مرکز بازشو، نیروی برشی در مرکز تیر به صورت $V=V_{op}-q.RMV$ محاسبه و لنگر در بر اتصال به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$M = \frac{VL}{2} + \frac{qL^2}{12} \quad (28)$$

بر اساس فلوجارت، اگر مقدار محاسبه شده از رابطه فوق کمتر از ظرفیت خمش پلاستیک مورد انتظار تیر باشد، ابعاد بازشو قابل قبول بوده و در غیر اینصورت، مقدار γ دیگری فرض شده و محاسبات به این طریق تکرار می‌شوند تا مقدار لنگر از ظرفیت مقطع کوچکتر باشد. لازم به ذکر است که نهایتاً مطابق رابطه زیر پارامتر ابعادی بازشو باید از مقدار ۵/۶ کمتر باشد:

$$P = \frac{a_0}{h_0} + \frac{6h_0}{H} \leq 5.6 \quad (29)$$

با در نظر گرفتن الزامات یاد شده، ابعاد بازشو برای تیرهای هر کدام از نمونه‌های مورد بررسی محاسبه و در جدول (۳) ارائه شده است.

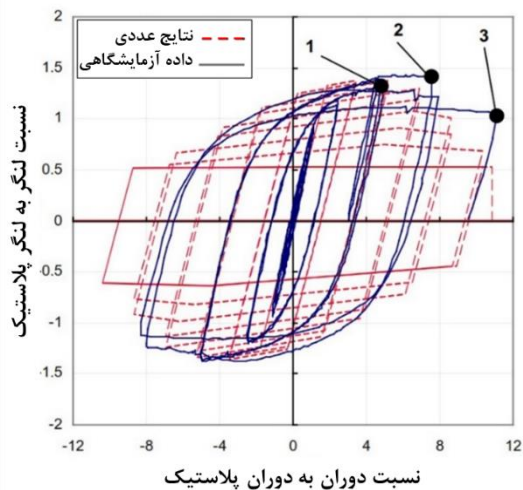
جدول ۳- مشخصات ابعادی بازشو برای تیرها (میلی‌متر)

نمونه	مقطع	فاصله بازشو تا اتصال، l	عمق بازشو، h	طول بازشو، a
قاب دو دهانه [۳۰]	W27X102	۱۴۷،۰۷	۳۰،۹۶	۷۰،۵۲
قاب چهار دهانه [۳۱]	W21X93	۱۱۷،۳۸	۲۴،۷۱	۷۲،۷۶
قاب	W24X84	۱۳۰،۸۴	۲۷،۵۴	۵۰،۵۰
چهار دهانه	W24X76	۱۲۹،۸۶	۲۷،۳۴	۵۰،۷۳
قاب	W24X55	۱۲۷،۹۶	۲۶،۹۴	۶۶،۷۵
چهار دهانه	W18X35	۹۶،۰۹	۲۰،۲۳	۵۱،۴۷

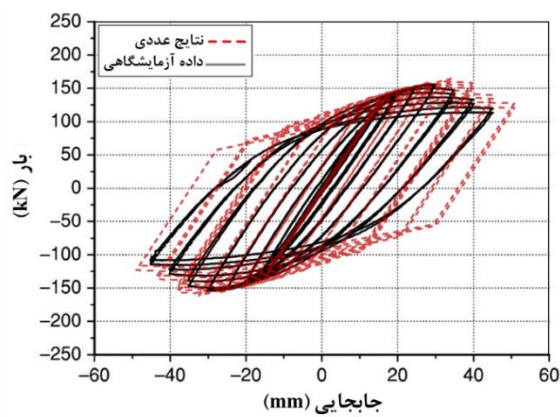
۳-۷- فرضیات تحلیل دینامیکی افزایشی

برای بررسی رفتار سازه‌های مورد بررسی، از انجام تحلیل دینامیکی افزایشی (IDA) استفاده شده است. برای انجام این تحلیل‌ها از ۲۲ رکورد زلزله راهنمای FEMA P695 [۳۳] استفاده شده است. این رکوردها حوزه‌ی دور از گسل (فاصله بیشتر از ۱۰





الف) نمونه SP1 [۲۴]



ب) نمونه SP2 [۲۵]

شکل ۱۷- مقایسه نتایج مدل اینسیس با داده‌های آزمایشگاهی

بازشو در جان تیر، می‌باشد. در این نمودارها، دسته منحنی‌های به دست آمده از تحلیل دینامیکی افزایشی تحت هر کدام از رکوردها به رنگ خاکستری رسم شده است. به منظور جمع‌بندی ساده‌تر، این منحنی‌ها توسط سه نمودار ۱۶٪، ۵۰٪، و ۸۴٪ خلاصه‌سازی شده‌اند. منحنی‌های ۱۶٪ و ۸۴٪ به صورت خط‌چین و منحنی ۵۰٪ به صورت خط سیاه پر رنگ ترسیم شده است.

نمودارهای سمت راست، دسته منحنی‌های مربوط به قاب خمشی با اتصالات متداول را نمایش می‌دهد. مطابق این اشکال، پراکنندگی شتاب‌های طیفی متناظر فروریزی برای قاب دو دهانه بین $0.7g$ تا $2.2g$ و برای قاب چهار دهانه بین $0.6g$ تا $1.8g$ می‌باشد. به طور مشابه، نمودارهای سمت چپ، دسته منحنی‌های مربوط به قاب خمشی دارای بازشو در جان تیر را نشان می‌دهد. مطابق این

منحنی‌های شکنندگی که یک توزیع لگنرمال از شتاب‌های طیفی متناظر سطح عملکرد مد نظر می‌باشد، رسم شده و احتمال خرابی سازه‌های مورد بررسی، مقایسه شده‌اند. برای استخراج منحنی شکنندگی می‌توان از سطوح عملکرد متعددی اعم از سطح عملکرد قابلیت استفاده بی‌وقفه (IO)، سطح عملکرد ایمنی جانی (LS) و سطح عملکرد آستانه فروریزش (CP) استفاده کرد. در این تحقیق منحنی شکنندگی برای نقطه خرابی (CP) رسم شده است. شرط مورد استفاده برای ترسیم این منحنی بروز دررفت بیشتر از ۱۰ درصد یا شیب بیشتر از ۲۰ درصد شیب اولیه می‌باشد.

۳-۸- صحت‌سنجی رفتار مدل‌های عددی

برای صحت‌سنجی اتصالات خمشی متداول و دارای بازشو از شبیه‌سازی و مقایسه نتایج اتصالات SP1 و SP2 شرح داده شده در بند ۲ استفاده شده است. هر دو اتصال بصورت مدل‌های نیم ستون بالا و پایین و یک تیر طره مدل‌سازی شده و تحت بارگذاری در انتهای تیر قرار گرفته‌اند. نتایج حاصل برای اتصال خمشی متداول (نمونه SP1) و نمونه دارای بازشو (نمونه SP2) برترتیب در شکل (۱۷-الف) و (۱۷-ب) نشان داده شده است. مقایسه منحنی‌ها در این شکل (۱۷)، انطباق مناسبی را بین مدل‌های تحلیلی و آزمایشگاهی نشان می‌دهد.

۳-۹- نتایج تحلیل‌ها بر روی قاب

همانطور که در بخش‌های قبل گفته شد، برای مقایسه نتایج، قابهای خمشی معرفی شده یکبار با لحاظ اتصالات خمشی متداول و بار دیگر با لحاظ بازشو در جان تیرها تحت تحلیل دینامیکی افزایشی قرار خواهند گرفت. از مهمترین نتایج این تحلیل، نمودار دسته منحنی‌های IDA می‌باشد که از طریق تعیین بیشینه دررفت در هر شتاب طیفی تحت ۲۲ رکورد معرفی شده، استخراج میشود. دسته منحنی‌های مذکور برای قاب دو دهانه در شکل (۱۸-الف) و برای قاب چهار دهانه در شکل (۱۸-ب) ارائه شده است. چنانچه ملاحظه می‌شود، هر کدام از اشکال حاوی دو نمودار، یکی برای قاب خمشی متداول و دیگری برای قاب خمشی دارای

سطح شتاب میانه تحمل شده توسط قاب خمشی ویژه را بصورت میانگین در حدود ۲۵٪ بهبود بخشید.

جدول ۵- شتاب طیفی خرابی بر حسب g برای قاب دو دهانه [۳۰]

پارامتر مورد بررسی	قاب خمشی متداول	قاب دارای بازشو	تغییرات
شتاب طیفی چارک ٪۱۶	۰٫۹	۱٫۰	٪۱۱
شتاب طیفی میانه	۱٫۳	۱٫۶۵	٪۲۷
شتاب طیفی چارک ٪۸۴	۱٫۶	۲٫۲	٪۳۸

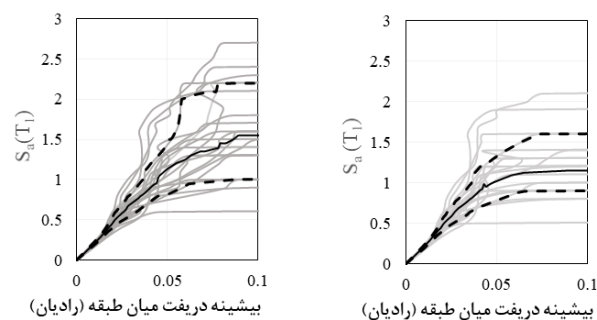
جدول ۶- شتاب طیفی خرابی بر حسب g برای قاب چهار دهانه [۳۱]

پارامتر مورد بررسی	قاب خمشی متداول	قاب دارای بازشو	تغییرات
شتاب طیفی چارک ٪۱۶	۰٫۷	۱٫۰	٪۴۳
شتاب طیفی میانه	۱٫۱	۱٫۳۵	٪۲۳
شتاب طیفی چارک ٪۸۴	۱٫۳	۱٫۸	٪۳۹

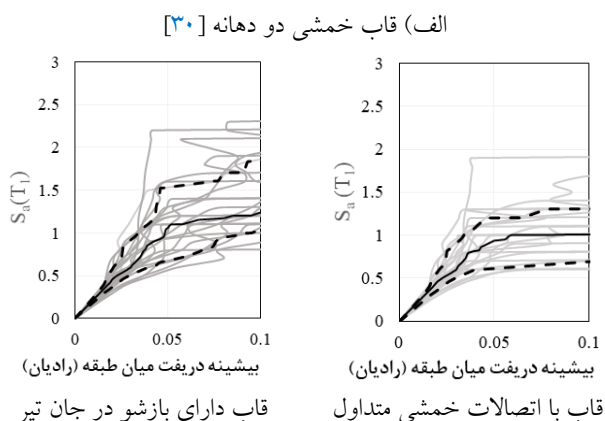
برای کسب اطلاعات بیشتر از دسته منحنی‌های IDA می‌توان با تعیین شتاب طیفی متناظر سطح عملکرد مد نظر و اعمال یک توزیع لگنرمال بر این داده‌ها، این نمودارها را خلاصه‌سازی نموده و منحنی‌های شکنندگی مدل را استخراج کرد. با انجام محاسبات مربوطه بر روی نمودارهای IDA منحنی‌های شکنندگی برای نقاط متناظر فروریزی تحت زلزله به دست آمده و در شکل (۱۹) ترسیم شده است.

محور افقی نمودار شتاب طیفی متناظر فروریزی سازه و محور قائم احتمال فروریزی را نمایش می‌دهد. با توجه به شکل (۱۹)، می‌توان ملاحظه نمود که به طور کلی احتمال خرابی سازه تحت زلزله با ایجاد بازشو با ابعاد مناسب در جان تیرها کاهش می‌یابد.

اشکال، پراکندگی شتاب‌های طیفی متناظر فروریزی برای قاب دو دهانه بین ۰٫۶g تا ۲٫۸g و برای قاب چهار دهانه بین ۰٫۸g تا ۲٫۳g می‌باشد. برای مقایسه این نتایج با یافته‌های مربوط به قاب خمشی معمول، مقادیر کلیدی حاصل از تحلیل‌های IDA برای این دو حالت در جداول (۵) و (۶) خلاصه شده است.



شکل ۳۰- مقایسه دررفت میان طبقه (رادبان) قاب دارای بازشو در جان تیر



شکل ۳۱- مقایسه دررفت میان طبقه (رادبان) قاب با اتصالات خمشی متداول

شکل ۱۸- منحنی‌های IDA برای قاب‌های خمشی دو دهانه و چهار دهانه

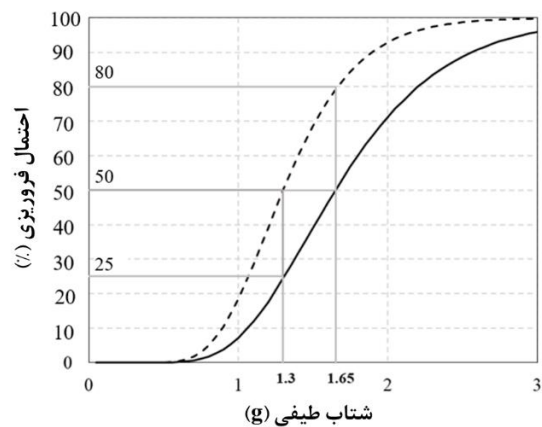
بر اساس داده‌های این جدول، می‌توان نتیجه گرفت که سازه‌های دارای بازشو در جان تیر قابلیت تحمل سطوح شتاب بیشتری را دارا می‌باشند. بر این اساس در قاب خمشی با چهار دهانه شتاب طیفی خرابی میانه برای قاب خمشی با اتصالات متداول، برابر ۱٫۸g و برای قاب خمشی دارای بازشو در جان تیر برابر ۱٫۳۵g می‌باشد که حدود ۲۳٪ بیشتر می‌باشد. همچنین این مقدار برای قاب خمشی دارای دو دهانه، حدود ۲۷٪ بیشتر می‌باشد. بنابراین می‌توان اذعان داشت که ایجاد بازشو می‌تواند

فروریزی ۵۰٪ برابر با ۱/۱g می‌باشد. این در حالست که برای قاب دارای بازشو در جان تیر، احتمال فروریزی در سطح شتاب مشابه برابر با ۲۳٪ می‌باشد. با افزودن تضعیف بازشو در جان تیرها، شتاب طیفی متناظر احتمال فروریزی ۵۰٪ برابر با ۱/۳۵g افزایش یافته است. حال این که احتمال خرابی قاب خمشی متداول بدون وجود بازشو جان تیرها در همین سطح شتاب برابر با ۷۶٪ می‌باشد.

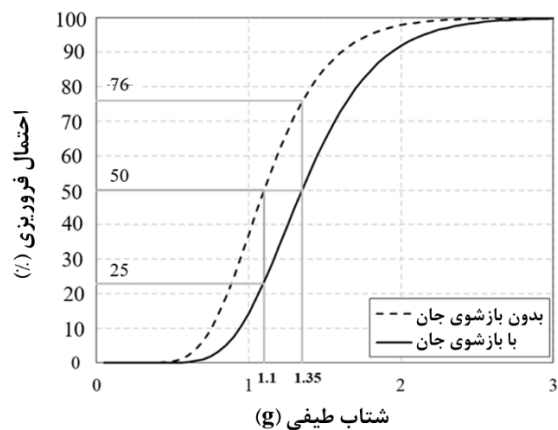
به عنوان یک جمع‌بندی کلی، می‌توان نتیجه گرفت که استفاده از تیرهای با جان سوراخ شده در قاب‌های خمشی فولادی مورد مطالعه باعث تقلیل احتمال خرابی به میزان ۲۵٪ الی ۳۰٪ شده است.

برای بررسی تغییرات دررفت جانبی طبقات در سطوح مختلف شتاب طیفی، بیشینه مقادیر دررفت تحت رکوردهای ۲۲ گانه تعیین و مقادیر میانه برای هر کدام از پیکربندی‌ها در شکل (۲۰) گزارش شده است. با توجه به شکل (۲۰)، در سطوح شتاب پایین، پروفیل تغییرشکل جانبی در این قاب‌ها تقریباً یکنواخت می‌باشد. این در حالست که با افزایش شتاب طیفی، افزایش‌های موضعی در پروفیل تغییرشکل جانبی قاب در برخی طبقات دیده می‌شود. با این توضیح که برای قاب خمشی دارای دو دهانه، بیشینه دررفت در طبقه اول و برای قاب خمشی دارای چهار دهانه، بیشینه دررفت در طبقه آخر اتفاق افتاده است. با مقایسه منحنی‌های مربوط به قاب با اتصالات خمشی متداول و قاب دارای بازشو در جان تیر، می‌توان ملاحظه نمود که استفاده از بازشو در جان تیرها باعث افزایش نامطلوب در دررفت جانبی طبقات به دلیل کاهش سختی نشده است.

در خاتمه، تاثیر وجود بازشو در جان تیر بر رفتار لنگر-دوران مفصل پلاستیک تیر کناری در طبقه اول قاب‌های مورد بررسی، مطالعه شده است. نتایج برای خمشی دو دهانه و چهار دهانه در شکل (۲۱) ارائه شده است. نتایج برای یکی از رکوردها و بیشترین شتاب طیفی مشترک بین قاب با اتصال خمشی متداول و اتصال خمشی دارای بازشو در جان تیر ارائه شده است.



الف) قاب خمشی دو دهانه [۳۰]



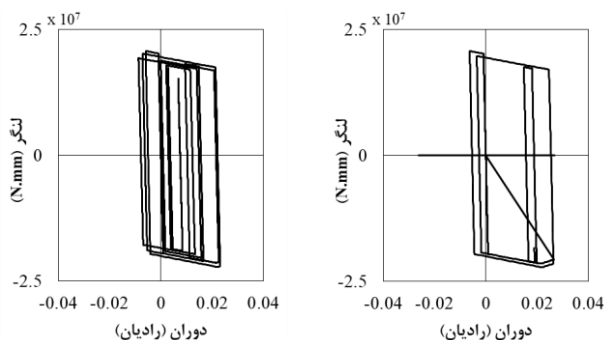
ب) قاب خمشی چهار دهانه [۳۱]

شکل ۱۹- منحنی‌های شکنندگی برای قاب‌های مورد مطالعه

مطابق شکل (۱۹):

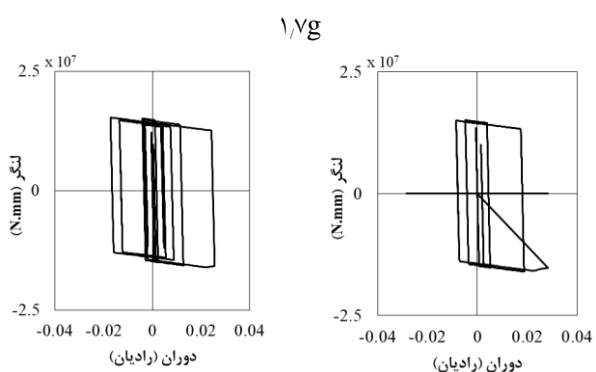
- برای قاب خمشی دارای دو دهانه، در حالت معمول و بدون بازشو جان تیرها، شتاب طیفی متناظر احتمال فروریزی ۵۰٪ برابر با ۱/۳g می‌باشد. این در حالست که برای قاب دارای بازشو در جان تیر، احتمال فروریزی در سطح شتاب مشابه برابر با ۲۵٪ می‌باشد. با افزودن تضعیف بازشو در جان تیرها، شتاب طیفی متناظر احتمال فروریزی ۵۰٪ برابر با ۱/۶۵g افزایش یافته است. حال این که احتمال خرابی قاب خمشی متداول بدون وجود بازشو جان تیرها در همین سطح شتاب برابر با ۸۰٪ می‌باشد.
- برای قاب خمشی دارای چهار دهانه، در حالت معمول و بدون بازشو جان تیرها، شتاب طیفی متناظر احتمال

نتایج ارائه شده برای قاب خمشی دارای چهار دهانه تحت رکورد منجیل نیز شرایط مشابهی را نشان می‌دهد.



قاب با اتصالات خمشی متداول قاب دارای بازشو در جان تیر

الف) قاب خمشی دو دهانه [۳۰] تحت رکورد دوزجه با شتاب طیفی



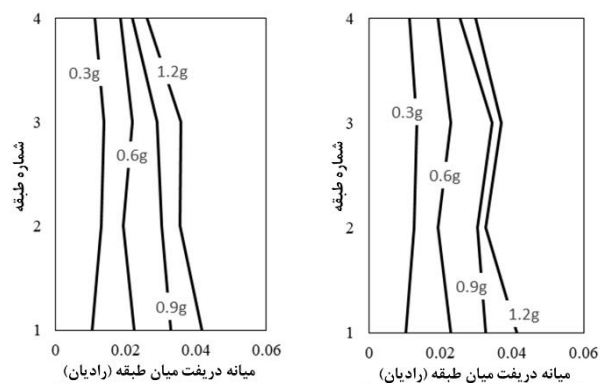
قاب با اتصالات خمشی متداول قاب دارای بازشو در جان تیر

ب) قاب خمشی چهار دهانه [۳۱] تحت رکورد منجیل با شتاب طیفی

شکل ۲۱- منحنی لنگر-دوران برای مفصل پلاستیک تیر کناری در طبقه اول

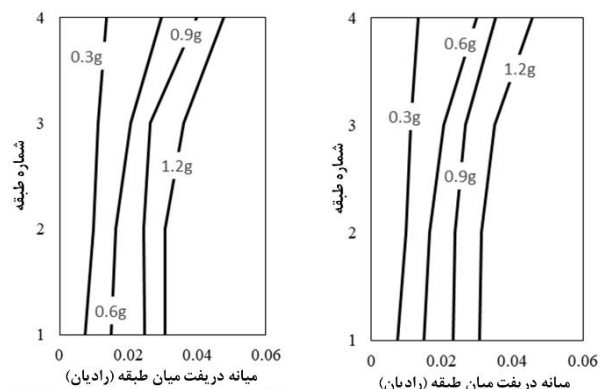
۴- جمع بندی و نتیجه گیری

در این تحقیق ابتدا تحلیل‌های انجام گرفته برای اتصالات خمشی متداول و دارای بازشو صحت سنجی گردیده و مشاهده شد که انطباق مناسبی بین نتایج تحلیل و آزمایش وجود دارد. سپس دو سازه چهار طبقه ویژه یکی با دو و دیگری با چهار دهانه معرفی و در نرم‌افزار اپنسیس مدل‌سازی گردید. این سازه‌ها ابتدا بصورت خمشی متداول و بار دیگر بصورت دارای بازشو در جان تیر، تحت تحلیل IDA با ۲۲ رکورد مقیاس شده، قرار گرفتند. بر اساس این تحلیل، منحنی‌های IDA، منحنی‌های شکنندگی و منحنی توزیع دررفت در طبقات سازه‌ها رسم گردیده است. با



قاب دارای بازشو در جان تیر قاب با اتصالات خمشی متداول

الف) قاب خمشی دو دهانه [۳۰]



قاب دارای بازشو در جان تیر قاب با اتصالات خمشی متداول

ب) قاب خمشی چهار دهانه [۳۱]

شکل ۲۰- مقایسه توزیع دررفت میانه در طبقات سازه

به عنوان مثال، برای قاب خمشی دو دهانه، خرابی نمونه دارای اتصال خمشی متداول تحت رکورد ۳ (زلزله دوزجه ترکیه) در شتاب طیفی ۱٫۷g به وقوع پیوسته است. مقایسه رفتار چرخه‌ای مفصل تیر تحت شتاب طیفی یاد شده برای دو پیکربندی با و بدون بازشو نشان می‌دهد که وجود بازشو باعث کاهش دوران پلاستیک در مفصل پلاستیک بر ستون و محافظت آن از بروز خرابی شده است. مطابق شکل، رسیدن دوران اتصال خمشی متداول به مقدار نهایی محاسبه شده از رابطه (۴) و افت لنگر آن به مقدار صفر در شکل‌های مربوط به قاب با اتصالات خمشی متداول کاملاً مشهود می‌باشد. این در حالیست که دوران اتصال خمشی دارای بازشو در جان تیر به دلیل مشارکت ناحیه تضعیف شده، کمتر از مقدار نهایی رابطه (۴) می‌باشد. به همین دلیل قاب مربوطه توانسته است سطوح بیشتری از شتاب را تحمل نماید.

shear interaction curve", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 59, No. 9, pp. 1177-1200.

- [8] Kazemi M.T., Erfani S. (2007), "Analytical study of special girder moment frames using a mixed shear-flexural link element", Canadian J. Civil Eng., Vol. 34, No. 9, pp.1119-1130.
- [9] Aschheim M.A. (2000), "Moment-resistant structure, sustainer and method of resisting episodic loads", Patent No. 6012256, US Patent.
- [10] Lepage A., Aschheim M.A., Senescu R. (2004), "Shear-yielding steel outriggers for high-rise construction", Proc. 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Canada.
- [11] Yang Q., Li B., Yang N. (2009), "Aseismic behaviors of steel moment resisting frames with opening in beam web", J. Constr. Steel. Res., Vol. 65, No. 6, pp. 1323-1336.
- [12] Tsavdaridis, K. D., D'Mello, C. (2009), "FE Investigation of Perforated Sections with Standard and Non-Standard Web Opening Configurations and Sizes", Paper presented at the 6th International Conference on Advances in Steel Structures, 16/12/2009-18/12/2009, Hong Kong, China.
- [13] Momenzade S.B., Kazemi M.T., Hoseinzadeh Asl M. (2017), "Seismic Performance of Reduced Web Section Moment Connections", International Journal of Steel Structures, Vol. 17, No. 2, pp. 1-13.
- [14] Ghouhestani S., Shiri M. (2019), "Study the effect of opening position on shear buckling strength of perforated steel plate girder with delta stiffeners under shear force", Journal of Structure & Steel, Vol. 13, No. 25, pp. 35-44.
- [15] Ghouhestani S., Zamani Beydokhti E., Mosavi Nejad S. (2022), "Geometric investigation of perforated delta plate girder under shear force", Journal of Structure & Steel, Vol. 15, No. 34, pp. 31-48.
- [16] Mohammad zade B., Fanaie N., Asil Gharebaghi S. (2021), "Seismic Performance Evaluation of Steel Moment Frames Including Shear Fuse with Elliptic Holes", Journal of Structure & Steel, Vol. 15, No. 33, pp. 5-13.
- [17] kalantari khandani A., Hedayat A. A. (2020), "Enhancement of the Rotational Capacity of Moment Links in EBFs using Reduced Beam Web Connections", Journal of Structure & Steel, Vol. 14, No. 28, pp. 29-39.
- [18] Erfani S., Vakili A., Akrami V., (2021), "Numerical investigation on the flexural links of eccentrically braced frames with web openings", Steel and Composite Structures, Vol. 39, No. 2, pp. 171-188.
- [19] Erfani S, Akrami V., Mohammad-nejad A. (2020), "Lateral load resisting behavior of steel moment frames with reduced web section (RWS) beams", Structures, Vol. 28, pp. 251-265.
- [20] Seifi Asl A., Hoseinzadeh Asl M. (2021), "Experimental and numerical study on the seismic behavior of steel plate shear wall with reduced web section beams", Journal of Building Engineering, Vol. 46.
- [21] Kazemi M.T., Hoseinzadeh Asl M. (2011), "Modeling of inelastic mixed hinge and its application in analysis of the frames with reduced beam section", International Journal of Steel Structures, Vol. 11, No. 51.

توجه به نتایج ارائه شده در بند فوق می‌توان ادعا کرد که ایجاد بازشو در جان تیر بطور متوسط می‌تواند ظرفیت تحمل شتاب سازه خمشی را تا حدود ۲۵٪ افزایش داده و همچنین شتاب متناظر با احتمال خرابی ۵۰٪ را می‌تواند حدود ۲۲٪ بهبود بخشد. علاوه در سازه‌های دارای بازشو دریفت طبقات به نسبت دریفت ایجاد شده در سازه خمشی متداول کاهش یافته و توزیع یکواخت‌تری را از خود نشان می‌دهد. در یک جمع‌بندی کلی می‌توان گفت که ایجاد بازشو در جان تیرها می‌تواند باعث بهبود رفتار دینامیکی و لرزه‌ای سازه‌های قاب خمشی کوتاه مرتبه گردد. بررسی تاثیر سایر پارامترها نظیر نوع قاب از لحاظ شکل‌پذیری، تعداد طبقات و زمان تناوب، میزان بار ثقلی، نامنظمی‌ها و ... نیازمند انجام تحقیقات بیشتر می‌باشد.

۵- تقدیر و تشکر

بدینوسیله از زحمات هیات داوران و اعضای کمیته علمی انجمن سازه‌های فولادی ایران در ارتقای کیفیت مقاله و انتشار آن تقدیر و قدردانی به عمل می‌آید.

۶- مراجع

- [1] McEntee P. (2009), "Steel Moment Frames – History and Evolution", Structural Engineer magazine.
- [2] Mahin S.A. (1998), "Lessons from damage to steel buildings during the Northridge earthquake", Engineering Structures, Vol. 20, pp. 261-270.
- [3] Mahin S., Malley J., Hamburger R. (2002), "Overview of the FEMA/SAC program for reduction of earthquake hazards in steel moment frame structures", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 58, pp. 211-528.
- [4] Tsavdaridis K.D., Lau C.K., Rodriguez A.A. (2021), "Experimental behaviour of non-seismical RWS connections with perforated beams under cyclic actions", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 183, pp. 1-11.
- [5] Erfani S., Naseri A. B., Akrami V. (2012), "The beneficial effects of beam web opening in seismic behavior of steel moment frames", Steel and Composite Structures, Vol. 13, No. 1, pp. 35-46.
- [6] Chung K.F., Liu T.C.H., Ko A.C.H. (2001), "Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 57, pp. 467-490.
- [7] Chung K.F., Liu C.H., Ko A.C.H. (2003), "Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: an empirical design method using a generalised moment-



- [22] Zhou D., Li L., Schnell J., Kurz W., Wang P. (2012), "Elastic deflections of simply supported steel I-beams with a web opening", *Procedia Engineering*, Vol. 31, pp. 315-323.
- [23] Erfani S., Akrami V. (2019). "A Nonlinear Macro-model for Numerical Simulation of Perforated Steel Beams", *International Journal of Steel Structures*, Vol. 19, pp.1605-1623.
- [24] Shinde H, Kurobane Y, Azuma K, Dale K, Makino Y, Obukuro Y. (2003), "Additional Full-scale Testing of Beam-to-column Connections with Improvements in Welded Joints", *Proceedings of The Thirteenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Honolulu, Hawaii, USA, pp. 25-30.
- [25] Li B., Yang Q., Yang N. (2011), "An Investigation on Aseismic Connection with Opening in Beam Web in Steel Moment Frames", *Advances in Structural Engineering*. Vol. 14, No. 3, pp. 575-587.
- [26] ANSI/AISC341, (2010) *Seismic Provisions for Structural Steel Building*, American Institute of Steel Construction (AISC), Chicago, Illinois.
- [27] Zhou H., Wang Y., Shi Y., Xiong J., Yang L. (2012), "Extremely low cycle fatigue prediction of steel beam-to-column connection by using a micro-mechanics based fracture model", *International Journal of Fatigue*, Vol. 48, pp. 90-100.
- [28] ASCE/SEI-41, (2017). *Seismic evaluation and retrofit of existing buildings*. ISBN 9780784480816.
- [29] Lignos D., Krawinkler H. (2013). *Sidesway Collapse of Deteriorating Structural Systems Under Seismic Excitations*. Ph.D. dissertation, John A. Blume Earthquake Engineering Center Technical Report 177. Stanford Digital Repository.
- [30] Shakeri K., Akrami V., Shokrgozar H.R., Arden A. (2021), "Comparing responses of special and intermediate moment frames under repeated earthquakes", *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*.
- [31] Lignos D.G., Krawinkler H. (2011), "Deterioration Modeling of Steel Components in Support of Collapse Prediction of Steel Moment Frames under Earthquake Loading", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 137, No. 11, pp. 1291-1302.
- [32] Gupta A., Krawinkler H. (1999), "Seismic Demands for Performance Evaluation of Steel Moment Resisting Frame Structures" Ph.D. dissertation. John A Blume Earthquake Engineering Center Technical Report 132. Stanford Digital Repository.
- [33] FEMA P695, (2009), *Recommended Methodology for Quantification of Building System Performance and Response Parameters*, Federal Emergency Management Agency (FEMA), Project ATC-63, Prepared by the Applied Technology Council, Redwood City.

