

حذف سخت کننده های میانی تیر پیوند قوطی شکل در قاب های مهاربندی واگرا با استفاده از فولاد با تنش تسلیم پایین

نادر فنائی^{۱*}، دانیال پسران بهبهانی^۲

۱- دانشیار، مهندسی عمران، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی، تهران

۲- دانشجوی کارشناسی ارشد، مهندسی عمران گرایش سازه، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی، تهران

* تهران، صندوق پستی ۴۴۱۶-۱۵۸۷۵، fanaie@kntu.ac.ir

(تاریخ دریافت: ۱۳۹۹/۰۸/۱۱، تاریخ پذیرش: ۱۳۹۹/۰۹/۱۷)

چکیده

سیستم مهاربندی واگرا دارای شکل پذیری بیشتر نسبت به سیستم مهاربندی همگرا و سختی جانبی بیشتر نسبت به سیستم قاب خمشی است و به نوعی از مزایای هر دو سیستم قاب خمشی و مهاربندی همگرا بهره می برد؛ به همین دلایل، محبوبیت این سیستم در دهه های گذشته افزایش یافته است. استفاده از دو مقطع I شکل و قوطی شکل به عنوان تیر پیوند در این سیستم رایج است. در مواردی که امکان تعبیه مهار جانبی در دو انتهای تیر پیوند وجود ندارد، تیر پیوند قوطی شکل به دلیل سختی پیچشی بالا، می تواند به عنوان یک جایگزین مناسب برای تیر پیوند I شکل مطرح باشد. استفاده از سخت کننده عرضی در تیر پیوند قوطی شکل، موجب به تأخیر افتادن کمانش موضعی و به تبع آن پایداری کمانشی و اتلاف انرژی بیشتر در تیر پیوند می شود، اما استفاده از سخت کننده در تیر پیوند، موجب افزایش هزینه ساخت و کاهش سرعت اجرا می شود. در این مطالعه، از فولاد با تنش تسلیم پایین به عنوان یک مصالح نوین در طراحی لرزه ای سازه های فولادی، به منظور ایجاد پایداری بیشتر در مقابل کمانش های موضعی و حذف سخت کننده های میانی در جان تیر پیوند قوطی شکل استفاده شده است. استفاده از فولاد با تنش تسلیم پایین در جان تیر پیوند، امکان افزایش ضخامت جان و نتیجتاً کاهش نسبت فشردگی جان را می دهد. همچنین استفاده از این نوع فولاد به دلیل تنش تسلیم پایین، شکل پذیری و سخت شدگی کرنشی بالا، موجب جلوگیری از بروز کمانش و پارگی در تیر پیوند شده و علاوه بر آن، موجب افزایش اتلاف انرژی در سازه می شود، اما استفاده از فولاد با تنش تسلیم پایین در جان تیر پیوند، موجب ایجاد اضافه مقاومتی حدود ۳ برابر اضافه مقاومت تیر پیوند با فولادهای متداول سازه ای می شود که باید در طراحی اعضای نیرو کنترل بر اساس ظرفیت تیر پیوند مورد توجه قرار بگیرد. مطابق تحقیق حاضر، با استفاده از فولاد با تنش تسلیم پایین در جان تیر پیوند قوطی، بدون سخت کننده میانی و با نسبت فشردگی کمتر از ۱۶/۵، کمانش برشی جان در تیر پیوند اتفاق نمی افتد. همچنین استفاده از فولاد با تنش تسلیم پایین در تیر پیوند، می تواند موجب افزایش ضریب رفتار سازه شود.

واژگان کلیدی

سیستم مهاربندی واگرا، تیر پیوند قوطی شکل، سخت کننده میانی، فولاد با تنش تسلیم پایین

Elimination of intermediate stiffeners in box link beam of eccentrically braced frames using low yield point steel

N. Fanaie, D.P. Behbahani

Abstract

The eccentrically braced frame has more ductility in comparison with concentrically braced frame and more lateral stiffness in comparison with moment resisting frame and involves the advantages of both moment frame and concentrically braced frame; Because of these reasons, this system has gained popularity in the last decades. I-shaped and box-shaped beams are two usual link beams. In cases that lateral braces are hard to provide at both ends of the link beam, box link beam has some advantages comparing to the I-shaped beam because of its high torsional stiffness. Using transverse stiffeners in Box link beams, delays local buckling and leads to higher buckling stability and energy dissipation in links but increases the cost of construction and decreases the velocity of execution. In this research, low yield point steel, as a new material in seismic design of steel structures, has been used as web of link beam in order to enhance local buckling stability of links and eliminate intermediate stiffeners. Using low yield point steel in the web of link beam makes it possible to increase links web thickness and lowers the compactness ratio of the web as a result. Because of low yield stress, high ductility, and strain hardening, low yield point steel prevents buckling and fracture and increases energy dissipation of structure but using of low yield point steel as link web, leads to the about triple value of over-strength in comparison with usual structural steels that should be considered in the design of force-controlled members based on link beam capacity. According to this research, using Low yield point steel with a compactness ratio less than 16.5 and without intermediate stiffeners as link web, eliminate local shear buckling. Also using Low Yield Point steel in link beam may lead to a higher response modification factor.

Keywords

Eccentrically braced frame (EBF), Box link beam, Intermediate stiffener, Low yield point steel

انرژی ورودی به سازه ناشی از زلزله، با توجه به قانون بقای انرژی، به انرژی جنبشی، انرژی کرنشی الاستیک، انرژی ناشی از میرایی ویسکوز و انرژی کرنشی ناشی از تغییر شکل‌های غیرخطی (هیسترتیک) تبدیل می‌شود. در سازه‌های متداول، در مواجهه با زلزله‌های شدید، حدود ۹۰٪ انرژی ورودی به سازه توسط اتلاف انرژی هیسترتیک تلف می‌شود [۱]. اتلاف انرژی به صورت هیسترتیک در سازه، به معنای پذیرش خسارت در ناحیه با رفتار غیرخطی است. در سیستم قاب خمشی، اتلاف انرژی هیسترتیک، غالباً به صورت تشکیل مفاصل پلاستیک در دو انتهای تیر اتفاق می‌افتد، اما تشکیل مفاصل پلاستیک در سازه، منجر به ایجاد خسارت در نواحی تشکیل مفصل پلاستیک می‌شود. با توجه به تعداد زیاد مفاصل پلاستیک و وظیفه باربری ثقلی در این نواحی، تعمیر خسارات وارد شده به سازه در این نوع سیستم‌ها بسیار گران و سخت است. برای حل این مشکل استفاده از اعضای جاذب انرژی پیشنهاد شد تا اتلاف انرژی به صورت هیسترتیک و به تبع آن ایجاد خسارت در سازه، در محل خاصی که برای اتلاف انرژی جزئیات‌بندی مناسبی دارد، متمرکز شود. به این صورت سازه قادر به اتلاف انرژی زلزله، بدون ایجاد خسارت در اعضای اصلی است و در نتیجه تعمیر سازه پس از زلزله نیز به راحتی صورت می‌پذیرد. از انواع میراگرهای غیر فعال^۱ در سازه، می‌توان به میراگرهای تسلیمی فلزی اشاره کرد که انرژی ورودی از زلزله را از طریق رفتار چرخه‌ای هیسترتیک تلف نموده و به این ترتیب از اتلاف انرژی و ایجاد خسارت در سایر اعضای سازه‌ای جلوگیری می‌کنند. در اوایل دهه ۱۹۷۰ میلادی، سیستم سازه‌ای جدیدی به نام سیستم مهاربندی واگرا^۲ در ژاپن، با فلسفه‌ای مشابه میراگرهای غیر فعال تسلیمی ایجاد شد و سپس در ایالات متحده آمریکا، این نوع سیستم توسط Popov و همکارانش از سال ۱۹۷۸ مورد بررسی قرار گرفت. در این سیستم باربر جانبی، رفتار غیرالاستیک و اتلاف انرژی به ناحیه‌ای خاص به نام تیر پیوند محدود می‌شود و سایر اعضای قاب باید الزاماً به صورت خطی و الاستیک رفتار کنند. سیستم مهاربندی واگرا ترکیبی از سختی مناسب قاب مهاربندی همگرا و شکل‌پذیری مناسب سیستم قاب خمشی است. سختی سیستم مهاربندی واگرا نسبت به سیستم مهاربندی همگرا کمتر است، اما در سیستم مهاربندی همگرا، کماتش زود هنگام مهاربند در زلزله موجب کاهش سختی می‌شود؛ در حالی که در سیستم مهاربندی واگرا امکان کماتش به مهاربند داده نمی‌شود و به این ترتیب رفتار پایدار سازه تضمین می‌شود. رفتار

قاب مهاربندی واگرا بستگی زیادی به رفتار تیر پیوند دارد. به بیان دیگر، تیرهای پیوند مانند فیوز عمل می‌کنند که با رفتار شکل‌پذیر خود، اولاً ضریب رفتار را در سیستم باربر لرزه‌ای تأمین می‌کنند و ثانیاً تنش‌های سایر اعضا (تیر خارج پیوند، مهاربند، ستون و اتصال) را محدود می‌کنند. تیر پیوند کوتاه با اتلاف انرژی ناشی از تسلیم برشی جان، رفتار بسیار بهتری از لحاظ سختی جانبی الاستیک، شکل‌پذیری، اتلاف انرژی و مقاومت جانبی نهایی نسبت به تیرهای پیوند بلند دارد [۲] و به همین دلایل در این تحقیق، سیستم قاب مهاربندی واگرا با تیر پیوند کوتاه مورد بررسی قرار گرفته است.

در قاب مهاربندی واگرا، دو نوع تیر پیوند I شکل و قوطی‌شکل متداول هستند. در مکان‌هایی که امکان تعبیه مهارجانبی در انتهای تیر پیوند وجود ندارد (بین هسته دو آسانسور و یا در مواردی که نما امکان تعبیه مهار جانبی را نمی‌دهد و یا بعضی پل‌ها) استفاده از تیر پیوند قوطی‌شکل به دلیل سختی پیشگی بالا (در صورتی که ممان اینرسی حول محور ضعیف بیشتر از ۶۷٪ ممان اینرسی حول محور قوی باشد)، موجب جلوگیری از بروز کماتش پیشگی جانبی می‌شود [۳].

در بررسی رفتار تیر پیوند برشی بدون سخت‌کننده در بارگذاری چرخه‌ای، مشخص شده است که به دلیل بروز کماتش برشی زود هنگام در جان، زوال سختی و مقاومت و در نتیجه کاهش اتلاف انرژی در نمونه رخ می‌دهد که به همین دلیل برای جلوگیری از کاهش ظرفیت‌های تیر پیوند و تضمین رفتار چرخه‌ای پایدار، استفاده از سخت‌کننده‌های میانی در طول تیر پیوند به منظور به تأخیر انداختن کماتش برشی جان پیشنهاد شده است [۴]. استفاده از سخت‌کننده در تیر پیوند موجب گران‌تر شدن طرح و همچنین کاهش سرعت اجرا می‌شود. به علاوه استفاده از سخت‌کننده موجب ایجاد تمرکز تنش در مجاورت انتهای جوش سخت‌کننده به جان تیر پیوند و ایجاد تنش پسماند و ضعیف‌تر شدن ناحیه اطراف جوش^۳، ناشی از عملیات جوشکاری در تیر پیوند می‌شود. در مطالعات انجام شده، غالب پارگی‌ها در تغییر شکل‌های بزرگ، در تیر پیوند دارای سخت‌کننده، از محل ذکر شده آغاز می‌شود و سپس در کل عمق جان در مجاورت سخت‌کننده ادامه پیدا می‌کند. به این ترتیب، یکی از مزایای حذف سخت‌کننده‌ها در تیر پیوند، یکنواخت‌تر شدن توزیع تنش و کرنش در جان مقطع و در نتیجه عدم ایجاد تمرکز تنش در مجاورت سخت‌کننده‌ها می‌باشد [۵]. در این تحقیق به منظور حذف سخت‌کننده‌ها در تیر پیوند



قوطی شکل، از فولاد با تنش تسلیم پائین^۴ استفاده شده است. هدف استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین در تیر پیوند، حذف سخت‌کننده‌ها و در نتیجه حذف مد پارگی جان در مجاورت جوش سخت‌کننده‌ها است که به این ترتیب، شکل‌پذیری مقطع بهبود می‌یابد.

۱-۱- فولاد با تنش تسلیم پائین

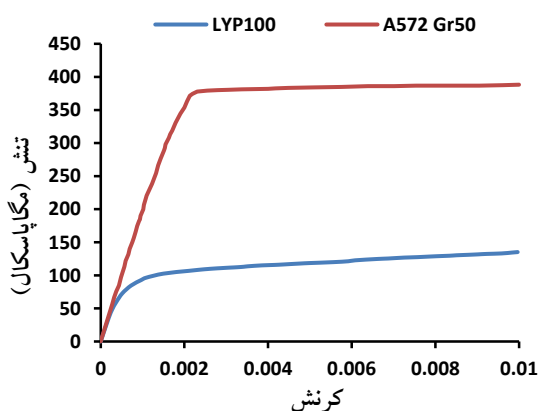
به طور کلی فولاد مورد استفاده در اجزای سازه‌ای طراحی شده برای اتلاف انرژی زلزله به صورت هیسترتیک، باید دارای مشخصات تنش تسلیم پائین، شکل‌پذیری بالا، قابلیت بالای جذب انرژی، چرخه‌های هیستریزس پایدار، مشخصات خستگی کم چرخه مناسب و سختی الاستیک کافی برای پایداری در مقابل باد و زلزله‌های کوچک باشد [۶].

در سال ۱۹۸۶ میلادی، محققین ژاپنی شروع به کار بر روی تولید فولادی با مشخصات ذکر شده، برای استفاده در فیوزهای سازه‌ای کردند. به این منظور، با کاهش مقدار آلیاژهای به کاررفته در فولاد، ترکیب نیتروژن و کربن با استفاده از آلیاژی مانند تیتانیوم، کنترل نورد و عمل‌آوری فولاد با کنترل دما بعد از نورد و افزایش اندازه کریستال‌ها، فولاد با تنش تسلیم پائین با نام LYP100، برای اولین بار توسط شرکت ژاپنی Nippon Steel برای استفاده در میراگرهای هیسترتیک ساخته شد [۷].

فولاد ساخته شده دارای تنش تسلیم اسمی بین ۸۵ تا ۱۲۰ مگاپاسکال است و مدول الاستیسیته آن با فولاد معمولی ساختمانی برابر است. کرنش نهایی در این نوع فولاد برابر ۵۷٪ است که نشان‌دهنده شکل‌پذیری بالا و توانایی تحمل کرنش‌های زیاد در این فولاد است. همچنین این فولاد سخت‌شدگی کرنشی ایزوتروپیک قابل توجهی در ناحیه غیرخطی از خود نشان می‌دهد. نسبت تنش تسلیم به تنش نهایی در این نوع فولاد برابر ۰/۳۴ است که امکان بازتوزیع مناسب نیرو پس از تسلیم را فراهم می‌کند. همچنین به دلیل مقدار کم کربن، این نوع فولاد قابلیت جوش‌پذیری مناسبی از خود نشان می‌دهد. نمودار تنش کرنش فولاد LYP100، در شکل (۱) آورده شده است.

از جمله ضعف‌های میراگرهای فلزی تسلیم‌شونده غیرفعال، عدم مشارکت میراگر در اتلاف انرژی سازه، قبل از تسلیم شدن و در بارگذاری‌های کوچک است. کرنش تسلیم در فولاد با تنش تسلیم پایین حدود ۰/۰۰۴ است که این امکان را به میراگر تسلیمی می‌دهد که از چرخه‌های اولیه اعمال بارگذاری در اتلاف انرژی سازه مشارکت داشته باشد و به این ترتیب می‌توان میرایی سازه را افزایش داد. همچنین با تسلیم میراگر فولادی در

جابه‌جایی‌های کوچک، سازه نرم‌تر شده و زمان تناوب آن افزایش می‌یابد که می‌تواند موجب کاهش برش پایه در سازه نیز بشود.



شکل ۱- مقایسه نمودارهای تنش-کرنش دو نوع فولاد A572 و LYP100

با توجه به سخت‌شدگی قابل توجه در فولاد با تنش تسلیم پائین، مقدار اتلاف انرژی در این نوع فولاد نسبت به فولاد با تنش تسلیم برابر و رفتار الاستوپلاستیک کامل، حدود ۱/۵ الی ۲ برابر است که نشان دهنده ظرفیت اتلاف انرژی بالا به دلیل سخت‌شدگی کرنشی زیاد در این نوع فولاد است. سخت‌شدگی فولاد با تنش تسلیم پائین موجب می‌شود که پس از ایجاد تسلیم، سختی جانبی قاب افت شدید نداشته باشد و به این ترتیب از ایجاد طبقه نرم در سازه جلوگیری می‌شود [۸].

تنش تسلیم پائین در LYP100، امکان ضخیم‌تر کردن ضخامت جان در سطح نیروی نهایی برابر با فولاد معمولی و در نتیجه کاهش نسبت فشردگی را می‌دهد. با توجه به تنش تسلیم پائین در این نوع فولاد، حداکثر نسبت فشردگی مجاز برای فشرده بودن (کمانش ورق بعد از تسلیم شدن آن) برای فولاد با تنش تسلیم پائین، برای شرایط مرزی ساده و گیردار به ترتیب ۵۸٪ و ۸۶٪ بیشتر از فولاد A572 Gr50 است [۹]. همچنین با توجه به سخت‌شدگی کرنشی قابل توجه فولاد LYP100، مقدار شیب مماسی نمودار تنش-کرنش پس از تسلیم نسبت به فولادهای متداول بیشتر بوده که موجب افزایش تنش بحرانی کمانش برشی غیرالاستیک در این فولاد می‌شود. با توجه به مجموعه عوامل فوق، استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین در جان تیر پیوند، می‌تواند منجر به افزایش قابل توجه پایداری جان در مقابل کمانش برشی و عدم نیاز به سخت‌کننده‌های عرضی

شود [۱۰].

به دلیل برابر بودن مدول الاستیسیته فولاد با تنش تسلیم پائین با مدول الاستیسیته فولادهای متداول ساختمانی، افزایش ضخامت در جان تیر پیوند به دلیل استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین، می‌تواند منجر به افزایش قابل توجه سختی جانبی سازه و کاهش تغییرمکان‌های الاستیک در سازه شود. در فولاد با تنش تسلیم پائین به دلیل تکنولوژی بالاتر و اعمال کنترل‌های دقیق‌تر در مراحل مختلف ساخت نسبت به فولادهای متداول سازه‌ای، نسبت تنش تسلیم مورد انتظار به تنش تسلیم اسمی در نمونه‌های مختلف کم‌تر است. همچنین با تغییر ضخامت ورق، تنش تسلیم در این نوع فولاد کمتر تغییر می‌کند و به این ترتیب در این نوع فولاد، طراحی بر اساس ظرفیت را می‌توان با اطمینان بیشتری برای تنش تسلیم اسمی به کار برد و نسبت تنش تسلیم مورد انتظار به تنش تسلیم اسمی نمونه (R_y) در آئین نامه AISC را کاهش داد.

۱-۲- تیر پیوند قوطی‌شکل

تیر پیوند قوطی‌شکل به دلیل عدم نیاز به تعبیه مهارجانبی برای جلوگیری از کمناش پیچشی جانبی در دو انتهای تیر پیوند، در محل‌هایی که امکان تعبیه مهار جانبی وجود ندارد نسبت به تیر پیوند I شکل دارای مزیت است. Berman و Bruneau تحقیقات تئوری و آزمایشگاهی زیادی را بر روی رفتار تیرهای پیوند قوطی‌شکل به عنوان یکی از روش‌های مناسب برای مقاوم‌سازی پل‌ها در ایالات متحده انجام دادند که در ادامه به بعضی از نتایج این تحقیقات اشاره شده است [۱۱ و ۱۲].

کمناش بال در تیر پیوند به عنوان یک رفتار نامناسب شناخته می‌شود، زیرا می‌تواند موجب پارگی ناگهانی در محل کمناش بال شود. همچنین به دنبال کمناش بال در تیر پیوند، ممکن است کمناش پیچشی جانبی و در نتیجه زوال شدید مقاومت و کاهش شکل‌پذیری مشاهده شود. به همین دلایل و به منظور پرهیز از وقوع کمناش بال، مقدار نسبت فشردگی بال در تیر پیوند قوطی شکل با رفتار برشی، به صورت تئوری از رابطه (۱) به دست می‌آید [۱۱].

$$\frac{b'}{t_f} \leq 1.00 \sqrt{\frac{E}{F_{yf}}} \quad (۱)$$

در این رابطه b' عرض خالص بال بدون احتساب ضخامت جان، t_f ضخامت بال، E مدول الاستیسیته بال و F_{yf} تنش تسلیم بال است.

مقدار حداکثر فاصله بین سخت‌کننده‌های میانی در تیر پیوند

قوطی‌شکل، به منظور جلوگیری از کمناش برشی در ورق جان و تضمین رفتار هیستریزیس پایدار، با توجه به حداکثر تقاضای دوران پلاستیک قابل انتظار در تیر پیوند، به صورت روابط (۲) و (۳) برای دو حالت با فاصله سخت‌کننده کمتر یا بیشتر از عمق جان تعیین شده است [۱۱].

$$\frac{a}{t_w} + \frac{1}{8} \frac{d}{t_w} = C_B; \quad a \leq d \quad (۲)$$

$$\frac{a}{d} = \sqrt{\frac{5.34}{\left(\gamma_u \left(\frac{d}{t_w}\right)^2\right) - 4}}; \quad a > d \quad (۳)$$

در روابط فوق، a فاصله بین سخت‌کننده‌ها، d عمق جان، t_w ضخامت جان و γ_u دوران نهایی در تیر پیوند است. مقدار C_B با توجه به مقدار دوران نهایی غیرالاستیک در تیر پیوند تعیین می‌شود و برای دوران 0.08 رادیان و 0.02 رادیان به ترتیب برابر 2.0 و 3.7 در نظر گرفته می‌شود.

حداقل مساحت افقی سخت‌کننده به منظور جلوگیری از کمناش آن هنگام تشکیل میدان کششی در جان تیر پیوند، از رابطه (۴) به دست می‌آید [۱۱].

$$A_{st} \geq \frac{F_{uw} t_w a}{0.828 F_{yst}} \left(1 - \frac{\frac{a}{d}}{\sqrt{1 + \left(\frac{a}{d}\right)^2}} \right) \quad (۴)$$

در این رابطه F_{uw} برابر تنش نهایی مصالح جان و F_{yst} تنش تسلیم مصالح سخت‌کننده، d برابر عمق جان، A_{st} مساحت سخت‌کننده و a فاصله بین سخت‌کننده‌ها است. Berman و Bruneau همچنین با مدل‌سازی اجزاء محدود و انجام آزمایش، نسبت‌های فشردگی مجاز برای بال و جان تیر پیوند قوطی‌شکل را برای فولادهای با تنش تسلیم بین 250 و 450 مگاپاسکال، مطابق جدول (۱) ارائه دادند.

در تیر پیوند با نسبت فشردگی بزرگ در جان، استفاده از سخت‌کننده موجب افزایش قابل توجه اتلاف انرژی در تیر پیوند می‌شود در حالی‌که در تیر پیوند با نسبت فشردگی کوچک جان، استفاده از سخت‌کننده موجب افزایش قابل توجه اتلاف انرژی نمی‌شود. در تیر پیوند متوسط و خمشی، مد خرابی مقطع غالباً به صورت کمناش بال است و استفاده از سخت‌کننده، تأثیر اندکی در افزایش ظرفیت کمناشی بال و اتلاف انرژی دارد. همچنین، در تیر پیوند متوسط و خمشی، نسبت فشردگی بال از اهمیت بیشتری نسبت به نسبت فشردگی جان در جذب انرژی تیر پیوند برخوردار است.



جدول ۱- نسبت‌های فشردگی مجاز در تیر پیوند قوطی‌شکل [۱۲]

رفتار تیر پیوند	نسبت لاغری	مقدار حداکثرنسبت فشردگی مجاز
برشی	بال b'/t_f	$1.00 \sqrt{\frac{E_s}{F_{yf}}}$
	جان d'/t_w (با سخت‌کننده) جان d'/t_w (بدون سخت‌کننده)	$1.67 \sqrt{\frac{E_s}{F_{yw}}}$ $0.64 \sqrt{\frac{E_s}{F_{yw}}}$
برشی - خمشی	بال b'/t_f	$0.64 \sqrt{\frac{E_s}{F_{yf}}}$
	جان d'/t_w	$0.64 \sqrt{\frac{E_s}{F_{yw}}}$
خمشی	بال b'/t_f	$0.64 \sqrt{\frac{E_s}{F_{yf}}}$
	جان d'/t_w	$0.64 \sqrt{\frac{E_s}{F_{yw}}}$

مطابق مطالعات آزمایشگاهی، تیر پیوند قادر به ارائه سخت‌شدگی کرنشی زیادی است. آزمایشات مقدار اضافه مقاومت در تیر پیوند I شکل برای فولاد ASTM A992/A992M را، بین ۱/۲ تا ۱/۴۵ با میانگین ۱/۳ نشان می‌دهد. همچنین مقدار ضریب اضافه مقاومت برای ASTM A36/A36M برابر ۱/۵ در نظر گرفته می‌شود. به این ترتیب مشخص است که مقدار سخت‌شدگی تیر پیوند برای انواع مختلف فولاد متفاوت است. همچنین در پل‌های بزرگ، مقدار این ضریب تا ۲ هم گزارش شده است که نشان‌دهنده تأثیر هندسه تیر پیوند، بر مقدار ضریب اضافه مقاومت است. Berman و همکارانش نشان دادند که مقدار سخت‌شدگی کرنشی برای تیر پیوند قوطی شکل ۱/۱۱ بیشتر از تیر پیوند I شکل است. حداکثر برش قابل انتظار در تیر پیوند (V_{ult})، از ضرب مقدار برش پلاستیک (V_p) و ضریب سخت‌شدگی چرخه‌ای (Ω) و نسبت تنش تسلیم واقعی به تنش تسلیم اسمی (R_y) مطابق رابطه (۵) به دست می‌آید [۱۲].

$$V_{ult} = \Omega R_y V_p \quad (5)$$

مطابق بررسی‌های انجام شده توسط Bruneau و Berman، ضرایب اضافه مقاومت ارائه شده در AISC برای تیر پیوند قوطی‌شکل با رفتار برشی می‌تواند غیرمحافظة کارانه باشد و به همین دلیل، ضریب اضافه مقاومت ناشی از سخت‌شدگی کرنشی در تیر پیوند قوطی‌شکل با رفتار برشی، برابر ۱/۴۴ پیشنهاد شده است. در این تحقیق با مدل‌سازی به روش اجزاء محدود، ابتدا نسبت فشردگی مناسب برای جان و بال در تیر پیوند قوطی‌شکل با جان با فولاد با تنش تسلیم پائین مورد ارزیابی قرار می‌گیرد، سپس مقدار ضریب اضافه مقاومت با توجه به سخت‌شدگی بیشتر فولاد با تنش تسلیم پائین نسبت به فولاد معمولی ارائه می‌شود.

۲- نحوه مدل‌سازی

۲-۱- مدل‌سازی در برنامه ABAQUS

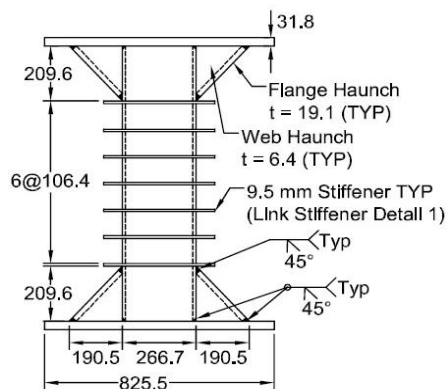
در این تحقیق به منظور بررسی رفتار تیر پیوند قوطی‌شکل با فولاد با تنش تسلیم پائین در جان، تعدادی مدل در نرم‌افزار ABAQUS ساخته شده است. در مدل‌سازی‌های انجام‌شده، هم از المان پوسته‌ای و هم از المان توپر استفاده شده است. المان‌های توپر بر خلاف المان‌های پوسته‌ای، فاقد درجات آزادی دورانی در گره‌ها هستند. با توجه به عدم لحاظ درجات آزادی دورانی در گره‌های المان توپر، برای تضمین دقت مناسب در حل بایستی، حداقل ۴ المان در ضخامت ورق‌ها وجود داشته باشد که این موضوع موجب کاهش سرعت حل می‌شود. برای

در تیر پیوند برشی، افزایش نسبت فشردگی در بال، موجب کاهش اتلاف انرژی در تیر پیوند می‌شود که دلیل آن می‌تواند تأثیر بال بر شرایط مرزی ورق جان در محل اتصال بال و جان باشد.

۱-۳- اضافه مقاومت در تیر پیوند

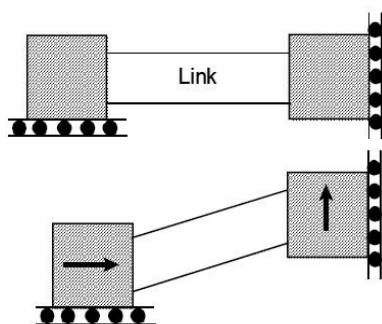
اضافه مقاومت به صورت نسبت حداکثر نیروی برشی در منحنی هیستریزس، به مقدار نیروی برشی پلاستیک در تیر پیوند کوتاه و یا نسبت حداکثر لنگر انتهای تیر پیوند به لنگر پلاستیک در تیر پیوند متوسط و بلند تعریف می‌شود. مقدار ضریب اضافه مقاومت غالباً برای تیر پیوند برشی بیشتر از نوع خمشی و متوسط است. اضافه مقاومت به صورت تابعی از نسبت فشردگی جان در تیر پیوند کوتاه و تابعی از نسبت فشردگی بال در تیر پیوند بلند تغییر می‌کند. همان‌طور که ذکر شد در قاب مهاربندی و اگر، طراحی اجزای کنترل شونده توسط نیرو، بر اساس ظرفیت تیر پیوند انجام می‌شود. برای این منظور سایر اعضا باید برای حداکثر نیروی ایجاد شده در تیر پیوند با در نظر گرفتن انواع عوامل ایجاد اضافه مقاومت طراحی شوند. عوامل ایجاد اضافه مقاومت در تیر پیوند عبارتند از: سخت‌شدگی کرنشی مصالح تیر پیوند، تنش تسلیم واقعی بیشتر مصالح نسبت به تنش تسلیم اسمی (ضریب R_y در میحث دهم)، مشارکت بال در تحمل برش و آثار ناشی از رفتار ترکیبی تیر و دال.





شکل ۲- ابعاد طولی و فاصله سخت‌کننده‌ها

که از چرخش دو انتهای تیر پیوند جلوگیری شود. همچنین برای ایجاد نشدن نیروی محوری در تیر پیوند، درجه آزادی انتقالی در جهت محوری در یک انتهای تیر پیوند آزاد گذاشته شده و بارگذاری به صورت جابه‌جایی کنترل در انتهای دیگر تیر پیوند اعمال می‌شود. شرایط مرزی نمونه مورد نظر در شکل (۳) نمایش داده شده است.



شکل ۳- شرایط مرزی نمونه صحت‌سنجی

بارگذاری در نمونه به صورت اعمال جابه‌جایی انتقالی، عمود بر محور طولی بر تیر پیوند مطابق پروتکل بارگذاری ارائه شده در AISC 2002 انجام شده است. پروتکل یاد شده بر حسب دوران تیر پیوند ارائه شده که به منظور تبدیل دوران به جابه‌جایی قائم در انتها تیر پیوند، مقادیر دوران ذکر شده در پروتکل بارگذاری، در طول تیر پیوند ضرب شده‌است. پروتکل بارگذاری مورد نظر بر حسب جابه‌جایی انتهایی تیر پیوند در شکل (۴) آمده است.

پروتکل بارگذاری اتصال تیر پیوند به ستون بعدها در AISC 2005، به دلیل تحمیل کرنش پلاستیک تجمعی بیش از اندازه، توسط Richards و Uang اصلاح شد [۱۳].

افزایش سرعت حل در مدل‌سازی با المان‌های توپر، از المان‌های توپر ناسازگار^۶ که دارای فرمولاسیون اصلاح شده برای در نظر گرفتن درجات آزادی دورانی در گره‌ها هستند، استفاده شده‌است.

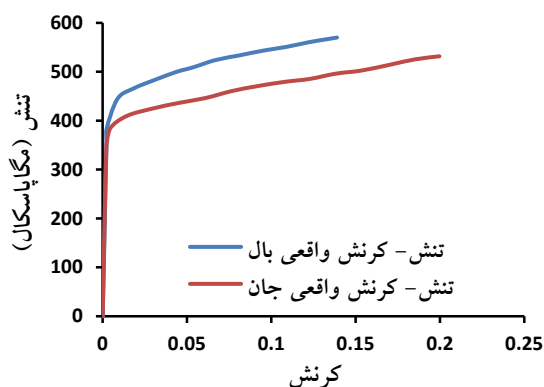
در عمل، نمونه‌های فولادی ساخته شده دارای نقص‌های هندسی^۶ هستند. نقص‌های هندسی از اهمیت ویژه‌ای در مسائل کمانشی برخوردارند و باید در مدل‌سازی لحاظ شوند. مطابق مطالعات صورت گرفته، می‌توان از شکل مدهای کمانشی، به عنوان ناکاملی هندسی در نمونه مورد نظر استفاده کرد. همچنین مدهای اولیه کمانشی، به عنوان شکل ناکاملی هندسی، دارای اثر بحرانی‌تری بر رفتار عضو مورد نظر هستند و با افزایش شماره مد، از بحرانی بودن شکل ناکاملی بر رفتار نمونه کاسته می‌شود. علاوه بر شکل ناکاملی‌ها، اندازه آن‌ها هم از اهمیت قابل توجهی در رفتار کمانشی برخوردار است. مطابق توصیه یورو کد، مقدار ناکاملی در این تحقیق برابر ۱/۲۰۰ کوچک‌ترین بعد ورق لحاظ شده‌است.

۲-۲- بررسی صحت مدل‌سازی

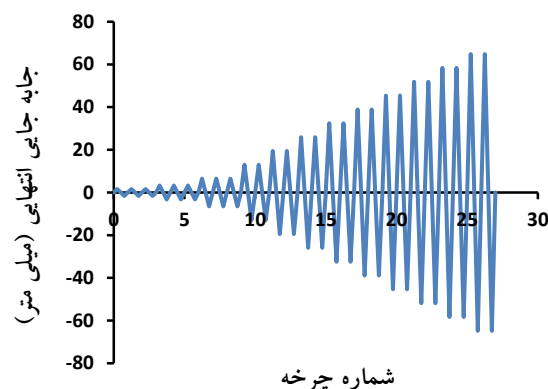
برای ارزیابی صحت مدل‌سازی‌های انجام شده، از نمونه تیر پیوند آزمایش شده توسط Berman و Bruneau [۱۲] استفاده شده است تا نتایج آزمایش با نتایج مدل‌سازی اجزاء محدود مقایسه شود. ضخامت بال و جان در نمونه مورد نظر به ترتیب برابر ۱۲/۷ و ۶/۴ میلی‌متر و عرض بال و جان از بیرون تا بیرون مقطع به ترتیب برابر ۲۰۹/۶ و ۲۲۶/۷ میلی‌متر انتخاب شده‌است تا محدودیت‌های نسبت فشردگی ارائه شده برای بال و جان تیر پیوند با سخت‌کننده ارضاء شود. در این مدل‌سازی از تعداد ۴۸۶۶۶ المان C3D8I با ۸ گره (دو المان در ضخامت) و نوع المان ناسازگار استفاده شده است. مشخصات طولی نمونه در شکل (۲) آورده شده است. در صورت اتصال مستقیم تیر پیوند قوطی شکل به تیر بارگذاری و تیر تکیه‌گاه، به دلیل تغییر ناگهانی سطح مقطع ممکن است تمرکز کرنش پلاستیک معادل و پارگی‌هایی در دو سر تیر پیوند و در بال به وجود آید. به همین دلیل برای تغییر سطح مقطع تیر پیوند به صورت تدریجی، لچکی‌هایی در دو انتهای تیر پیوند قرار داده شده است که به دلیل تقویت تیر پیوند در نواحی دارای لچکی، تسلیم و رفتار غیرالاستیک به ناحیه بدون لچکی در تیر پیوند محدود می‌شود.

۲-۳- قیدهای تکیه‌گاهی و بارگذاری مدل

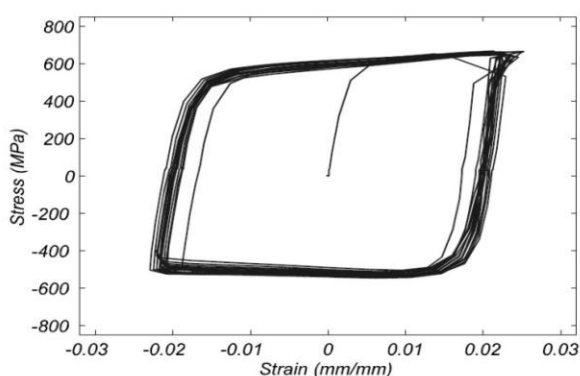
به منظور شبیه‌سازی شرایط مرزی واقعی تیر پیوند در قالب مهاربندی شده واگرا، ساختار آزمایش به گونه‌ای تنظیم شده است



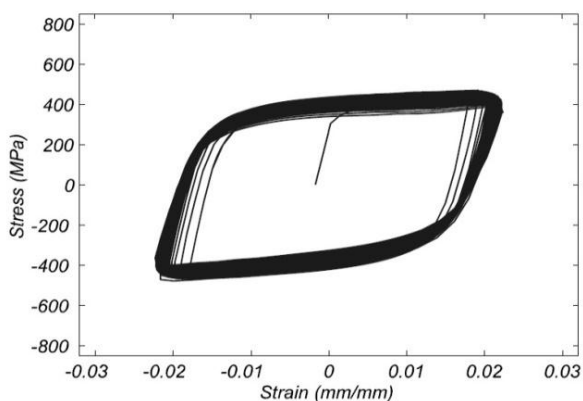
شکل ۵- نمودار تنش- کرنش واقعی مصالح بال و جان در بارگذاری تک آهنگ



شکل ۶- پروتکل بارگذاری نمونه صحت‌سنجی



شکل ۷- تست کرنش ثابت جان



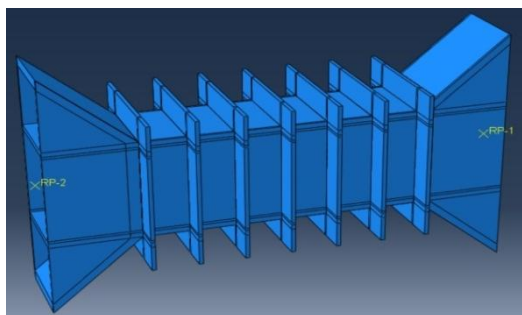
شکل ۸- تست کرنش ثابت بال

تست چرخه‌ای کرنش ثابت، از نمودار تست تک آهنگ نیز استفاده شده است.

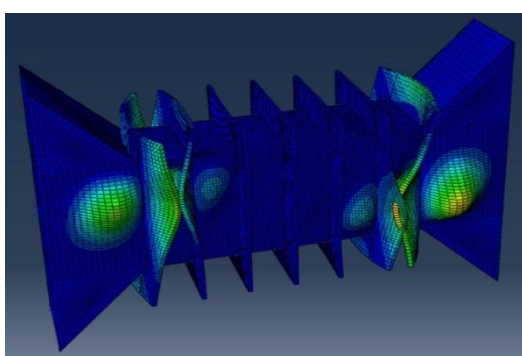
روابط [Chaboche](#) برای سخت‌شدگی کینماتیک و ایزوتروپیک برای بارگذاری چرخه‌ای، در روابط (۶) و (۷) آمده است [۱۴ و ۱۵].

با توجه به تسلیم شدن مصالح در نمونه صحت‌سنجی، مدل‌سازی دقیق رفتار پلاستیک فولاد در تیر پیوند از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. دو نوع سخت‌شدگی ایزوتروپیک و کینماتیک در مدل‌سازی اجزاء فولادی به صورت متداول استفاده می‌شوند. سخت‌شدگی ایزوتروپیک به معنای بزرگ‌شدن سطح تسلیم در فضای تنش‌های اصلی بدون جابه‌جایی مرکز سطح است و سخت‌شدگی کینماتیک متناظر با جابه‌جایی مرکز سطح تسلیم در فضای تنش‌های اصلی است. استفاده از سخت‌شدگی ایزوتروپیک به صورت تنها، به دلیل ناتوانی از مدل‌سازی اثر پوشینگر^۷ در بارگذاری چرخه‌ای مناسب نیست. سخت‌شدگی کینماتیکی خطی ابتدا توسط [Ziegler](#) ارائه شد. در این نوع سخت‌شدگی مقدار تنش پس از تسلیم به صورت خطی با کرنش پلاستیک افزایش می‌یابد، اما در عمل، شیب نمودار تنش-کرنش در ناحیه سخت‌شدگی، با افزایش کرنش پلاستیک کمتر می‌شود. همچنین استفاده از سخت‌شدگی کینماتیکی خطی به دلیل ناتوانی در مدل‌سازی ناحیه گذار از رفتار خطی به رفتار پلاستیک و ناتوانی در مدل‌سازی دقیق خزش چرخه‌ای دارای ضعف است. به همین دلایل برای مدل‌سازی دقیق‌تر رفتار پلاستیک تیر پیوند، از مدل ترکیبی ایزوتروپیک، کینماتیک غیرخطی در نرم افزار ABAQUS استفاده شده است. به منظور کالیبره کردن پارامترهای سخت‌شدگی ترکیبی کینماتیک و ایزوتروپیک، از روابط ارائه شده توسط [Chaboche](#) [۱۴]، با استفاده از منحنی‌های آزمایش چرخه‌ای کرنش ثابت ارائه شده برای مصالح بال و جان تیر پیوند استفاده شده است. نمودارهای تنش-کرنش مصالح به کار رفته در بال و جان در بارگذاری تک آهنگ و چرخه‌ای، در شکل‌های (۵)، (۶) و (۷) آمده است. برای کالیبره کردن پارامترهای سخت‌شدگی ترکیبی ایزوتروپیک-کینماتیک علاوه بر نمودار تنش کرنش حاصل از

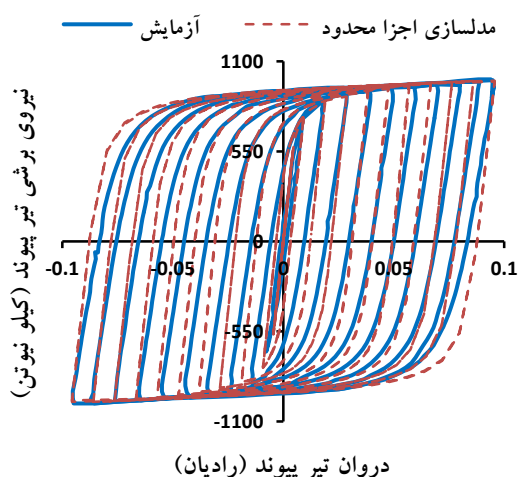
است. نتایج حاصل از مدل‌سازی اجزاء محدود در شکل (۱۰) با نتایج حاصل از آزمایش مقایسه شده است.



شکل ۸- نمونه مدل‌سازی شده



شکل ۹- مد اول کمابشی نمونه



شکل ۱۰- مقایسه منحنی‌های هیستریزس آزمایشگاهی و مدل‌سازی شده

۳- حذف سخت‌کننده‌های میانی تیر پیوند قوطی‌شکل

۳-۱- تأثیر اضافه مقاومت تیر پیوند در طراحی قاب مهاربندی واگرا

سخت‌شدگی کینماتیکی:

$$\alpha_k = \frac{C_k}{\gamma_k} (1 - e^{-\gamma_k \epsilon^{pl}}) + \alpha_{k,1} e^{-\gamma_k \epsilon^{pl}}; \quad (5)$$

$$\alpha_{k,1} = -\frac{C_k}{\gamma_k} \left(\frac{1 - e^{-\gamma_k \Delta \epsilon^{pl}}}{1 + e^{-\gamma_k \Delta \epsilon^{pl}}} \right)$$

سخت‌شدگی ایزوتروپیک:

$$\sigma^y = \sigma_0^0 + \sigma_\infty^0 (1 - e^{-b \bar{\epsilon}^p}) \quad (6)$$

در این روابط α_k سابقه تنش (backstress) k ام نام دارد که معرف محل مرکز سطح تسلیم در فضای تنش‌های اصلی است. C_k معرف شیب اولیه، γ_k معرف نرخ کاهش شیب سخت‌شدگی، ϵ^{pl} کرنش پلاستیک، $\alpha_{k,1}$ اندازه سابقه تنش اولیه و $\Delta \epsilon^{pl}$ تغییر مقدار کرنش پلاستیک در ابتدا و انتهای یک نیم چرخه کششی یا فشاری در رابطه Chaboche است. در سخت‌شدگی کینماتیکی می‌توان برای افزایش دقت محاسبات، از جمع چند سابقه تنش استفاده کرد که اندیس k در روابط بالا، معرف شماره سابقه تنش است. همچنین σ^y اندازه سطح تسلیم، σ_0^0 اندازه اولیه سطح تسلیم، σ_∞^0 حداکثر تغییر در اندازه سطح تسلیم و $\bar{\epsilon}^p$ کرنش پلاستیک معادل است. مقادیر پارامترهای به دست آمده در روابط سخت‌شدگی ترکیبی Chaboche، در جدول (۲) آورده شده است.

جدول ۲- پارامترهای سخت‌شدگی ترکیبی بال و جان

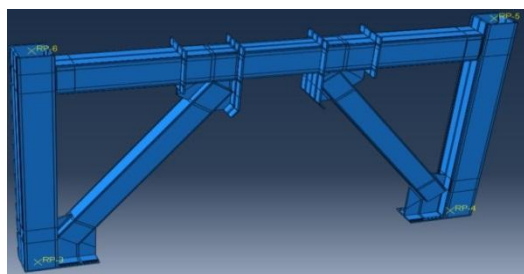
پارامتر	جان	بال
C_1 (MPa)	۴۲۹۰۰	۲۹۱۰۰
C_2 (MPa)	۴۵۰۰	۱۵۹۶
C_3 (MPa)	۶۸۰	۱۸۷
γ_1	۶۰۰	۳۰۰
γ_2	۹۰	۱۳/۳
γ_3	۲	۱/۷
σ_0^0	۳۴۵	۳۴۵
σ_∞^0	۲۲	۵۰
b	۴/۵	۲

به منظور در نظر گرفتن ناکاملی‌های هندسی در مدل‌سازی، ابتدا مدهای کمابشی نمونه توسط تحلیل کمابشی مشخص شده و سپس مد اول کمابشی با اندازه ۱ میلی‌متر به عنوان ناکاملی اولیه در نمونه وارد شده است. شکل تغییر شکل نیافته و مد اول کمابشی نمونه صحت‌سنجی در شکل‌های (۸) و (۹) آمده است. با مقایسه نتایج حاصل از بارگذاری چرخه‌ای، دقت بسیار مناسب مدل‌سازی انجام شده در مقایسه با نتایج آزمایش مشهود

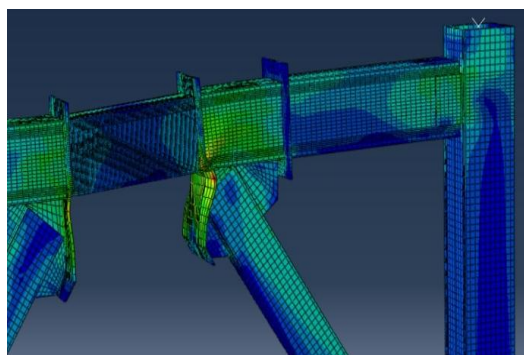
جدول ۳- پارامترهای سخت‌شدگی ترکیبی LYP100

۳۲۱۲۳	C_1 (MPa)
۶۳۰	C_2 (MPa)
۱۲۸	C_3 (MPa)
۴۸۲	C_4
۸۵۰	γ_1
۸۹	γ_2
۲۰	γ_3
۰/۵	γ_4
۸۵	σ_0^0
۱۹۸	σ_{∞}^0
۵	b

اضافه مقاومت ناشی از سخت‌شدگی چرخه‌ای در جان تیر پیوند با فولاد با تنش تسلیم پائین، قسمتی از تیر خارج پیوند و سخت‌کننده انتهایی تیر پیوند دچار کمایش موضعی می‌شوند و به این ترتیب قاب دچار زوال مقاومت شده و فیوز سازه‌ای در خارج از تیر پیوند ایجاد می‌شود که به این ترتیب، در عملکرد تیر پیوند اختلال ایجاد می‌شود. قاب مدل شده و خرابی ایجاد شده در خارج از ناحیه تیر پیوند در شکل‌های (۱۱) و (۱۲) آمده است.



شکل ۱۱- قاب مهاربندی واگرای تغییر شکل نیافته



شکل ۱۲- کمایش سخت‌کننده انتهایی و تیر خارج پیوند، ناشی از سخت‌شدگی زیاد فولاد با تنش تسلیم پائین

در طراحی قاب مهاربندی واگرا مطابق مبحث دهم مقررات ملی ساختمان و AISC 2016، تیر پیوند برشی باید برای نیروی ناشی از زلزله طرح به صورت الاستیک مطابق رابطه (۸) طراحی شود. به این ترتیب با فرض نیروی زلزله برابر در تیر پیوند صحت‌سنجی شده با تنش تسلیم جان ۳۴۵ مگاپاسکال و فولاد با تنش تسلیم ۸۵ مگاپاسکال، برای ایجاد مقاومت الاستیک برابر در مقابل زلزله طرح، ضخامت جان در فولاد با تنش تسلیم پائین باید ۴/۰۶ برابر فولاد با تنش تسلیم ۳۴۵ مگاپاسکال باشد.

$$V_u \leq \phi V_n \quad (۸)$$

$$V_n = 0.6 \cdot A_w \cdot F_{yw}$$

در این رابطه V_u نیروی برشی ناشی از زلزله در تیر پیوند، V_n نیروی برشی اسمی در تیر پیوند، ϕ ضریب کاهش مقاومت برابر ۰/۹، A_w مساحت خالص جان و F_{yw} تنش تسلیم جان است.

در طراحی به شیوه فوق، توجهی به رفتار پلاستیک و سخت‌شدگی کرنشی قابل توجه در جان تیر پیوند قوطی‌شکل نمی‌شود و ابعاد جان تنها بر اساس تنش تسلیم مشخص می‌شود. با توجه به سخت‌شدگی چرخه‌ای قابل توجه در فولاد با تنش تسلیم پائین، مقدار ضریب سخت‌شدگی در این نوع فولاد نسبت به مقادیر ذکر شده در آئین‌نامه AISC برای فولادهای متداول سازه‌ای بیشتر است که می‌تواند منجر به ایجاد نیروهای بیشتر و رفتار غیر الاستیک در مهاربند، تیر خارج پیوند، ستون و اتصالات شود. به این صورت فلسفه اصلی طراحی قاب مهاربندی واگرا که بر پایه تمرکز رفتار غیر خطی در تیر پیوند است دچار اختلال می‌شود و ممکن است فیوز سازه‌ای به خارج از تیر پیوند منتقل شود.

به منظور بررسی اضافه مقاومت در تیر پیوند، یک قاب یک دهانه و یک طبقه مطابق ضوابط طراحی لرزه‌ای قاب‌های مهاربندی شده واگرا در آئین‌نامه AISC 2016، بر اساس ظرفیت تیر پیوند نمونه صحت‌سنجی شده طراحی و در نرم‌افزار ABAQUS مدل‌سازی شده است. در این مدل‌سازی از ۱۲۱۹۸۰ المان C3D8I استفاده شده است. پارامترهای سخت‌شدگی ترکیبی فولاد LYP100 در جدول (۳) ارائه شده است [۱۶].

تیر پیوند با جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین و ظرفیت برشی برابر با نمونه صحت‌سنجی شده (مطابق رابطه (۸))، در قاب قرار گرفته است. با اعمال بارگذاری چرخه‌ای جانبی به نمونه مشاهده می‌شود که در جابه‌جایی‌های جانبی کوچک (متناظر دوران ۰/۰۳ رادیان در تیر پیوند)، به دلیل

Popov, در صورتی که لنگر انتهای تیر پیوند از ۱/۲ برابر لنگر پلاستیک مقطع فراتر رود، احتمال بروز پارگی در بال و یا جوش بال وجود دارد. لنگر پلاستیک مقطع از جمع دو جزء لنگر پلاستیک بال و جان مطابق روابط (۹)، (۱۰) و (۱۱) به دست می آید.

$$M_P = M_{Pf} + M_{Pw} \quad (9)$$

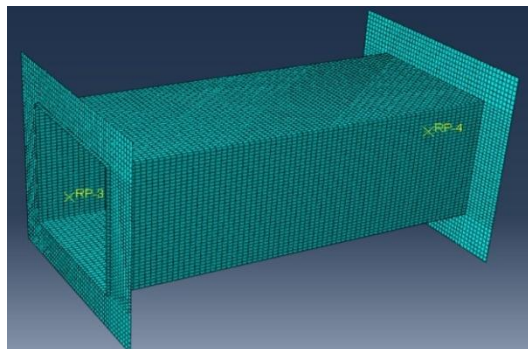
$$M_{Pf} = F_{yf} \cdot b'_f \cdot t_f (d - t_f) \quad (10)$$

$$M_{Pw} = F_{yw} \cdot \frac{t_w \cdot d^2}{2} \quad (11)$$

در روابط فوق M_P لنگر پلاستیک مقطع، M_{Pf} لنگر پلاستیک بال، M_{Pw} لنگر پلاستیک جان، F_{yf} تنش تسلیم بال، F_{yw} تنش تسلیم جان، b'_f عرض خالص بال، t_f ضخامت بال، t_w ضخامت جان و d عمق تیر است.

در این تحقیق ابعاد بال به گونه ای تعیین شده که تنش ایجاد شده در قسمت انتهای بال (لنگر ایجاد شده در بال)، کمتر از ۱/۲ برابر تنش تسلیم مصالح بال (لنگر پلاستیک بال) باشد، منجر به ایجاد پارگی در بال و یا جوش بال به تیر خارج پیوند و یا ستون می شود [۱۷]. طول تیرهای پیوند مدلسازی شده مشابه تیر پیوند صحت سنجی شده برابر ۶۴۸ میلی متر است و رفتار تیرهای پیوند به صورت برشی است.

مدلسازی تیرهای پیوند مورد نظر به منظور افزایش سرعت حل، با المان های پوسته ای ۴ گرهی S4R و ۵ المان در ضخامت صورت گرفته است. همچنین در تمامی مدلسازی های انجام شده با نسبت های فشردگی مختلف، به منظور نزدیک تر شدن رفتار تیر پیوند به رفتار واقعی، ناکاملی هندسی با استفاده از مدهای کمناشی اول و دوم در تحلیل کمناشی و به اندازه ۱/۲۰۰ عمق جان در مدلسازی وارد می شود. یک نمونه از مدل های ساخته شده در شکل (۱۳) آمده است.



شکل ۱۳- شکل کلی مدل های ساخته شده

محدودیت های نسبت فشردگی ارائه شده توسط Berman و Bruneau در جان و بال تیر پیوند قوطی شکل برای فولادهای با تنش تسلیم ۲۵۰ تا ۴۵۰ مگاپاسکال ارائه شده است. به همین دلیل نیاز است تا محدودیت نسبت فشردگی برای تیر پیوند قوطی شکل با فولاد با تنش تسلیم پائین مورد بررسی و بازبینی قرار گیرد.

۳-۲- بررسی نسبت فشردگی و ضریب اضافه مقاومت در

تیر پیوند قوطی شکل با فولاد با تنش تسلیم پائین

به منظور بررسی مقدار اضافه مقاومت و محدودیت های مربوط به نسبت فشردگی در تیر پیوند قوطی شکل با جان و بال فولاد LYP100 و بال ساخته شده از فولاد ASTM A572 Gr50 با تغییر نسبت فشردگی بال و جان، ضریب اضافه مقاومت بر حسب ۴ رابطه ارائه شده توسط آئین نامه AISC و مطالعات Berman و Bruneau، برای تیر پیوند قوطی شکل مورد بررسی قرار می گیرد. همچنین محدودیت نسبت فشردگی بال و جان برای ایجاد ظرفیت تغییرشکلی و اتلاف انرژی مناسب بدون بروز کمناش های موضعی، با حذف سخت کننده های میلانی در تیر پیوند ارزیابی شده است. برای این منظور، رفتار تیر پیوند قوطی شکل با ۶ نسبت فشردگی برای بال ها و ۶ نسبت فشردگی برای جان ها مورد ارزیابی قرار گرفته است. مقادیر نسبت های فشردگی برای بال ها و جان ها در جدول (۴) آمده است.

جدول ۴- نسبت های فشردگی بررسی شده در مدلسازی

نسبت فشردگی جان ها	نسبت فشردگی بال ها
$0.25 \sqrt{\frac{E}{F_{yw}}} = 12$	$0.33 \sqrt{\frac{E}{F_{yf}}} = 8$
$0.32 \sqrt{\frac{E}{F_{yw}}} = 15.4$	$0.52 \sqrt{\frac{E}{F_{yf}}} = 12.5$
$0.34 \sqrt{\frac{E}{F_{yw}}} = 16.5$	$0.71 \sqrt{\frac{E}{F_{yf}}} = 17$
$0.37 \sqrt{\frac{E}{F_{yw}}} = 18$	$0.87 \sqrt{\frac{E}{F_{yf}}} = 21$
$0.43 \sqrt{\frac{E}{F_{yw}}} = 21$	$1.03 \sqrt{\frac{E}{F_{yf}}} = 25$
$0.64 \sqrt{\frac{E}{F_{yw}}} = 31$	$1.66 \sqrt{\frac{E}{F_{yf}}} = 40$

ابعاد نمونه ها به گونه ای تعیین شده است که مساحت خالص جان و ظرفیت برشی پلاستیک مقطع تغییر نکند. مطابق مطالعات

به منظور بررسی مقدار اضافه مقاومت ناشی از سخت‌شدگی کرنشی بالا در تیر پیوند قوطی‌شکل با جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، نسبت حداکثر نیروی برشی ایجاد شده در تیر پیوند، به نیروی برشی پلاستیک محاسبه شده به ϵ روش زیر بررسی می‌گردد.

روش اول: روش پیشنهادی آئین نامه AISC

مطابق روابط ذکر شده در آئین نامه AISC، ظرفیت برشی اسمی پلاستیک در تیر پیوند قوطی‌شکل، بدون در نظر گرفتن مشارکت بال در تحمل برش، در صورت ناچیز بودن نیروی محوری در مقطع از رابطه (۱۲) به دست می‌آید.

$$V_{P1} = 1.2F_{yw}(d - 2t_f)t_w \quad (12)$$

در این رابطه F_{yw} تنش تسلیم جان، d عمق تیر، t_w ضخامت جان و t_f ضخامت بال است.

Berman و Bruneau برای محاسبه دقیق‌تر ظرفیت برشی پلاستیک تیر پیوند قوطی‌شکل، سه رابطه (۱۳)، (۱۴) و (۱۵) را ارائه کرده‌اند.

روش دوم: در نظر گرفتن گوشه‌ها در ظرفیت برشی

در این روش فرض می‌شود که گوشه‌های مقطع در تیر پیوند قوطی‌شکل، دارای ظرفیت تحمل برش هستند. به همین دلیل در محاسبه ظرفیت برشی به جای عمق خالص جان، از کل عمق تیر مطابق رابطه (۱۳) استفاده می‌شود [۱۱].

$$V_{P1} = 1.2 \cdot F_{yw} \cdot d \cdot t_w \quad (13)$$

تعریف پارامترها در این رابطه مشابه رابطه قبلی است.

روش سوم: در نظر گرفتن سهم برش تحمل شده توسط بال‌ها

در این روش فرض بر این است که پس از تشکیل مفصل‌های پلاستیک خمشی در بال در دو انتهای تیر پیوند، بال‌ها شروع به تحمل مقداری برش می‌کنند. به همین دلیل در این روش ظرفیت برشی از رابطه (۱۴) به دست می‌آید [۱۱].

$$V_{P3} = V_P + 2V_f; \quad V_P = \frac{2}{\sqrt{3}}F_{yw} \cdot t_w(d - 2t_f);$$

$$V_f = \left[1 - \left(\frac{0.49F_{yw}t_w e}{F_{yf}(b - 2t_w)t_f + F_{yw}t_w t_f} \right)^2 \right] \left[\frac{F_{yf}(b - 2t_w)t_f^2}{2e} + \frac{F_{yw}t_w t_f^2}{e} \right] \quad (14)$$

در این رابطه V_P ظرفیت برشی جان، V_f ظرفیت برشی بال، e

مقدار حداکثر دوران غیرالاستیک در آئین نامه AISC، به منظور جلوگیری از تخریب کامل بتن سقف، در تیر پیوند برشی، به 0.08 رادیان محدود می‌شود. در مطالعات Berman و Bruneau برای تعیین محدودیت‌ها مربوط به نسبت‌های فشردگی در تیر پیوند، حداکثر دوران مجاز در تیر پیوند، به عنوان دوران هدف در نظر گرفته شده است. ظرفیت دورانی نهایی یک تیر پیوند، به صورت دوران پلاستیکی تعیین می‌شود که در آن دوران، مقدار نیروی برشی در منحنی backbone نمودار هیستریزس، به 80% ماکزیمم نیروی برشی در تست چرخه‌ای تیر پیوند برسد. در واقع در تعریف فوق از زوال مقاومت نمونه تیر پیوند به میزان 20% در محاسبه ظرفیت دورانی نهایی تیر پیوند صرف نظر می‌شود. نسبت فشردگی جان در تیر پیوند مورد نظر در صورتی قابل قبول است که ظرفیت دورانی نهایی تیر پیوند بیشتر از دوران هدف (0.08 رادیان) باشد. در تیر پیوند قوطی با جان با فولاد با تنش تسلیم پائین، استفاده از روش فوق برای تعیین حداکثر نسبت فشردگی مجاز در جان، می‌تواند به کاهش اتلاف انرژی نسبت به نمونه دارای سخت‌کننده منجر شود. به همین دلیل در این تحقیق، ظرفیت دورانی تیر پیوند با فولاد با تنش تسلیم پائین به صورت محافظه‌کارانه، برابر دوران متناظر با حداکثر نیروی مشاهده شده در منحنی backbone نمودار هیستریزس در نظر گرفته شده است. در نسبت فشردگی قابل قبول، مقدار ظرفیت دورانی تیر پیوند باید بیشتر از 0.08 رادیان باشد.

با در نظر گرفتن تعریف جدید برای ظرفیت دورانی تیر پیوند، با توجه به نتایج مدل‌سازی‌ها، حداکثر نسبت فشردگی مجاز جان در تیر پیوند قوطی شکل با جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، برابر $16/5$ در نظر گرفته می‌شود که متناظر با $0.34 \sqrt{\frac{E}{F_{yw}}}$ در فولاد LYP100 است.

به دلیل افزایش ضخامت جان در تیر پیوند قوطی‌شکل ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، شرایط مرزی بال در محل اتصال بال و جان به شرایط صلب نزدیک‌تر می‌شود و تنش بحرانی کمانش بال افزایش می‌یابد و به این ترتیب می‌توان نسبت فشردگی مجاز در بال را نسبت به تیر پیوند ساخته شده با فولادهای متداول افزایش داد اما با افزایش نسبت فشردگی بال، تنش بحرانی کمانش جان و مقدار جذب انرژی در تیر پیوند کاهش می‌یابد به همین دلیل حداکثر نسبت فشردگی در بال تیر پیوند با جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین به $1/0.0 \sqrt{\frac{E}{F_{yf}}}$ محدود می‌شود.



طول تیر پیوند، F_{yf} تنش تسلیم بال، F_{yw} تنش تسلیم جان، b عرض بال و t_f ضخامت بال و t_w ضخامت جان است.

روش چهارم: استفاده از مقاومت چشمه اتصال

Krawinkler به منظور تعیین ظرفیت برشی چشمه اتصال در قاب‌های خمشی، رابطه (۱۵) را ارائه کرده است.

$$V_{panel} = 0.55F_y d_c t_{cw} \left(1 + \frac{3.45b_{cf}t_{cf}^2}{d_b d_c t_{cw}} \right) \quad (15)$$

در این رابطه F_y تنش تسلیم جان ستون، d_c عمق ستون، t_{cw} ضخامت جان ستون، t_{cf} ضخامت بال ستون، d_b عمق تیر و b_{cf} عرض بال ستون است. با اعمال فرضیات $F_y = F_{yw}$ ، $b_{cf} = b$ ، $t_{cf} = t_f$ و $t_{cw} = 2t_w$ رابطه (۱۶) برای ظرفیت برشی تیر پیوند ارائه شده است [۱۱].

$$V_{P4} = 1.1F_{yw} d t_w \left(1 + \frac{1.725b t_f^2}{e d t_w} \right) \quad (16)$$

تمامی پارامترها در این رابطه قبلاً تعریف شده است. مطابق بررسی صورت گرفته، با تغییر نسبت‌های فشردگی در جان و بال، محاسبه ضریب اضافه مقاومت با استفاده از رابطه (۱۳)، منجر به انحراف کمتر مقادیر حول مقدار میانگین می‌شود. همچنین رابطه (۱۳) از روابط (۱۴) و (۱۶) ساده‌تر است به همین دلیل استفاده از این رابطه برای محاسبه ضریب اضافه مقاومت پیشنهاد می‌شود.

مطابق جدول (۵)، مقدار ضریب اضافه مقاومت با نسبت فشردگی ثابت در جان، با افزایش نسبت فشردگی بال کاهش می‌یابد زیرا با افزایش نسبت فشردگی در بال، مشارکت بال در تحمل برش کاهش یافته و از طرف دیگر، شرایط مرزی ورق جان در محل اتصال بال و جان به سمت اتصال مفصلی میل می‌کند.

مقادیر ضرایب اضافه مقاومت با استفاده از روابط (۱۲) تا (۱۶) در جدول (۵) آمده است.

جدول ۵- مقادیر اضافه مقاومت برشی و خمشی و اتلاف انرژی نسبت به نمونه صحت‌سنجی شده

$\frac{M_{uw}}{M_{pw}}$	اتلاف انرژی نمونه نسبت به نمونه صحت‌سنجی شده	اضافه مقاومت طبق رابطه (۱۶)	اضافه مقاومت طبق رابطه (۱۴)	اضافه مقاومت طبق رابطه (۱۳)	اضافه مقاومت طبق رابطه (۱۲)	$\frac{b'}{t_f}$	$\frac{d'}{t_w}$
۲/۶۳	۱/۰۷	۳/۸۴	۴/۱۰	۳/۸۱	۴/۸	۸	۱۲
۲/۳۳	۱/۰۲	۳/۹۷	۴/۱۴	۳/۹۰	۴/۷۵	۱۲/۵	۱۲
۲/۱۹	۱/۰۳	۳/۹۴	۴/۰۳	۳/۸۴	۴/۵۴	۱۷	۱۲
۲/۱۵	۰/۹۸	۳/۹۳	۳/۹۸	۳/۸۲	۴/۴۵	۲۱	۱۲
۲/۱۶	۰/۹۸	۳/۹۹	۴/۰۱	۳/۸۶	۴/۴۴	۲۵	۱۲
۲/۱۸	۰/۸۸	۳/۹۰	۳/۸۵	۳/۷۳	۴/۱۹	۴۰	۱۲
۲/۳۹	۱/۰۷	۳/۸۵	۴/۰۲	۳/۷۸	۴/۵۹	۸	۱۵/۴۰
۲/۱۳	۱/۰۵	۳/۹۶	۴/۰۴	۳/۸۵	۴/۵۲	۱۲/۵	۱۵/۴۰
۲/۲۸	۱/۰۳	۳/۹۸	۴/۰۰	۳/۸۴	۴/۴۳	۱۷	۱۵/۴۰
۱/۹۰	۱/۰۲	۳/۹۹	۳/۹۸	۳/۸۴	۴/۳۶	۲۱	۱۵/۴۰
۱/۹۰	۱/۰۰	۴/۰۳	۳/۹۹	۳/۸۶	۴/۳۴	۲۵	۱۵/۴۰
۱/۸۵	۰/۹۲	۳/۹۹	۳/۸۹	۳/۷۹	۴/۱۷	۴۰	۱۵/۴۰
۲/۲۹	۱/۰۷	۳/۷۴	۳/۸۹	۳/۶۸	۴/۴۴	۸	۱۶/۵۰
۲/۰۶	۱/۰۶	۳/۹۵	۴/۰۱	۳/۸۳	۴/۴۶	۱۲/۵	۱۶/۵۰
۱/۹۳	۱/۰۳	۳/۸۷	۳/۸۸	۳/۷۳	۴/۲۶	۱۷	۱۶/۵۰
۱/۸۸	۱/۰۱	۳/۹۸	۳/۹۶	۳/۸۲	۴/۳۲	۲۱	۱۶/۵۰
۱/۸۹	۱/۰۱	۴/۰۱	۳/۹۶	۳/۸۳	۴/۲۹	۲۵	۱۶/۵۰
۱/۸۰	۰/۹۵	۳/۸۹	۳/۷۹	۳/۷۱	۴/۰۸	۴۰	۱۶/۵۰

(همه اعضای قاب به جز تیر پیوند)، باید برای نیروی برشی V_p طراحی شوند که در این رابطه R_y نسبت تنش تسلیم

مطابق مبحث دهم مقررات ملی ساختمان و آئین‌نامه AISC، اعضای نیرو کنترل در قاب مهاربندی واگرا با تیر پیوند قوطی



مورد انتظار به تنش تسلیم اسمی و V_p نیروی برشی پلاستیک خالص در جان است. در مبحث دهم مقررات ملی ساختمان، مقدار نسبت تنش تسلیم واقعی به تنش تسلیم اسمی (R_y)، در فولادهای ساختمانی متداول و برای مقطع قوطی ساخته شده از ورق، برابر $1/15$ و در آئین نامه AISC این مقدار برابر $1/1$ (برای فولاد A572 Gr50) در نظر گرفته شده است. به این ترتیب اجزای نیرو کنترل در سیستم مهاربندی واگرا، باید طبق مبحث دهم و AISC به ترتیب برای $1/61$ و $1/54$ برابر نیروی تسلیم برشی جان مقطع تیر پیوند طرح شوند، در حالی که ضریب مربوط به سخت شدگی چرخه ای برای تیر پیوند قوطی شکل ساخته شده از ورق با تنش تسلیم پائین در جان، به صورت متوسط برابر $4/49$ است. به این ترتیب طراحی ابعاد جان با فولاد با تنش تسلیم پائین، صرفاً بر اساس تنش تسلیم آن، می تواند منجر به ایجاد خرابی و رفتار غیر الاستیک در سایر اجزاء قاب مهاربندی شده واگرا و ایجاد اختلال در رفتار آن ها شود. برای جلوگیری از این موضوع، ابعاد ورق ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین باید به گونه ای تعیین شود که حداکثر نیروی ایجاد شده با احتساب سخت شدگی در تیر پیوند ساخته شده از فولاد معمولی، برابر حداکثر نیروی ایجاد شده در تیر پیوند ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین باشد.

در ستون هفتم جدول (۵)، نسبت اتلاف انرژی نمونه های فاقد سخت کننده (با فولاد با تنش تسلیم پائین)، به اتلاف انرژی نمونه صحت سنجی شده (دارای سخت کننده)، ارائه شده است. همان طور که مشاهده می شود، با رعایت نسبت های فشردگی ارائه شده برای بال و جان در تیر پیوند قوطی شکل با جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، اتلاف انرژی تیر پیوند ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، می تواند بیشتر از تیر پیوند ساخته شده از فولاد معمولی و دارای سخت کننده باشد که نشان دهنده رفتار مطلوب تیر پیوند بدون سخت کننده است. به صورت کلی کاهش نسبت فشردگی بال و جان می تواند منجر به افزایش اتلاف انرژی در تیر پیوند شود.

همان طور که ذکر شد، مطابق مطالعات Popov، به منظور جلوگیری از پارگی جوش اتصال بال تیر پیوند به تیر خارج پیوند (در تیر پیوند میانی) و یا ستون (در تیر پیوند کناری)، مقدار حداکثر لنگر در بال نباید از $1/2$ برابر لنگر پلاستیک بال فراتر رود. در تیرهای پیوند با تنش تسلیم برابر در بال و جان، مقدار لنگر در انتهای تیر پیوند به $1/2$ برابر لنگر پلاستیک مقطع محدود می شود.

در فولاد با تنش تسلیم پائین، مقدار کرنش تسلیم، کمتر از

کرنش تسلیم در فولادهای سازه ای متداول است. به همین دلیل در مقطع تیر پیوند با بال ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم معمولی و جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، هنگام رسیدن بال به کرنش تسلیم خود در انتهای تیر پیوند، مقدار کرنش در جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، چندین برابر کرنش تسلیم این نوع فولاد است. به این ترتیب با توجه به سخت شدگی کرنشی قابل توجه در این نوع فولاد، حداکثر لنگر ایجاد شده در جان در حالت نهایی مقطع، بیش تر از لنگر ایجاد شده در تیر پیوند با جان ساخته شده از فولاد معمولی است. به منظور بررسی حداکثر مقدار لنگر ایجاد شده در جان تیر پیوند (M_{uw}) ، در نمونه های مدل سازی شده، مقدار لنگر بال ها و جان ها مقطع به صورت جداگانه اندازه گرفته شده است. نسبت لنگر ایجاد شده در جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، به لنگر پلاستیک جان در ستون هشتم جدول (۵) آورده شده است. همان طور که مشاهده می شود، مقدار این اعداد بیش تر از $1/2$ برابر لنگر پلاستیک جان است. همچنین مقایسه اعداد ذکر شده در جدول نشان می دهد که به صورت کلی، با کاهش نسبت فشردگی بال و جان، نسبت لنگر تحمل شده در جان به لنگر پلاستیک آن افزایش می یابد. به این ترتیب با توجه به مشارکت بیشتر جان ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین در ظرفیت خمشی تیر پیوند، با فرض لنگر نهایی برابر، می توان بال را برای تحمل لنگر خمشی کمتری طرح کرد. مقدار متوسط نسبت لنگر تحمل شده در جان به لنگر پلاستیک جان برابر $2/16$ است. مقدار ذکر شده را می توان اضافه مقاومت خمشی جان ساخته شده با فولاد با تنش تسلیم پائین نامید. رابطه (۱۷) نحوه تقسیم لنگر در انتهای تیر پیوند برشی بین بال و جان را نشان می دهد.

$$M_u = \frac{\Omega \cdot V_p \cdot e}{2} = \frac{4.49 \cdot V_p \cdot e}{2} \quad (17)$$

$$= 2.16M_{pw} + 1.2M_{pf}$$

M_u تقاضای لنگر ناشی از برش، در انتها تیر پیوند، Ω ضریب اضافه مقاومت برشی، V_p برش پلاستیک مقطع، e طول تیر پیوند، M_{pw} لنگر پلاستیک جان و M_{pf} لنگر پلاستیک بال است. با توجه به رابطه بالا مقدار لنگر پلاستیک بال برای حاکم بودن رفتار برشی در تیر پیوند را می توان از رابطه (۱۸) به دست آورد.

$$M_{pf} = 1.87V_p \cdot e - 1.8M_{pw} \quad (18)$$

۴- رفتار قاب مهاربندی شده واگرا، با فولاد با تنش تسلیم پائین در جان تیر پیوند

به منظور بررسی بیشتر رفتار تیر پیوند در قاب مهاربندی شده

۴-۱- مقایسه ضریب رفتار دو قاب مدل شده

ضریب رفتار یک سازه به پارامترهای مختلفی از جمله زمان تناوب سازه، نامعینی سازه، نوع مصالح به کار رفته در سازه، میرایی سازه، نوع بارگذاری، نوع خاک و ... بستگی دارد. به منظور تعیین ضریب رفتار یک سازه به صورت دقیق در سیستم‌های باربر جانبی، لازم است سازه‌های با تعداد طبقات و پلان‌های مختلف تحت اثر شتاب نگاشت‌های با محتوای فرکانسی، شدت و زمان مختلف قرار بگیرند و به روش آنالیز دینامیکی افزایشی^۹ ضریب رفتار در سازه محاسبه شود. در این تحقیق تنها به قصد مقایسه ضریب رفتار، دو قاب طراحی شده، تحت اثر بارگذاری جابه‌جایی کنترل به صورت تک آهنگ قرار گرفته‌اند و ضریب رفتار آن‌ها به صورت اجمالی، با استفاده از روش **Uang** با یکدیگر مقایسه شده است. ضریب رفتار یک سازه در حالت کلی از ضرب ضریب شکل‌پذیری (R_{μ}) و ضریب اضافه مقاومت (R_s) مطابق رابطه (۱۹) به دست می‌آید.

$$R = R_{\mu} R_s \quad (19)$$

ضریب کاهش بر/سازش شکل‌پذیری R_{μ}

بر اثر شکل‌پذیری، سازه ظرفیتی برای استهلاک انرژی هیسترتیک خواهد داشت. به دلیل این ظرفیت استهلاک انرژی، نیروی طراحی ارتجاعی را می‌توان به تراز مقاومت تسلیم کاهش داد. از این رو ضریب شکل‌پذیری عبارتست از نسبت نیروی الاستیک نهایی وارد شده به سازه به نیروی متناظر با تسلیم سازه به هنگام تشکیل مکانیزم خرابی. با ایده‌آل کردن منحنی رفتار کلی سازه به منحنی ارتجاعی خمیری کامل، ضریب شکل‌پذیری کلی سازه^{۱۱} (μ_s) به صورت نسبت حداکثر تغییر مکان جانبی (Δ_{max}) به تغییر مکان جانبی نسبی تسلیم (Δ_y) مطابق رابطه (۲۰) تعریف می‌شود.

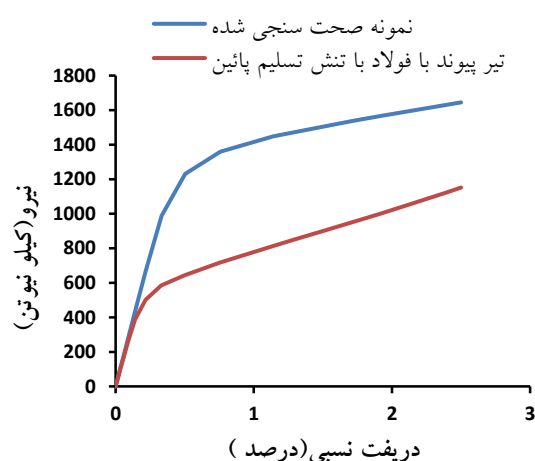
$$\mu_s = \frac{\Delta_{max}}{\Delta_y} \quad (20)$$

با دوطبقی کردن منحنی‌های بار افزون به دست آمده برای دو قاب، مقدار ضریب شکل‌پذیری کلی برای قاب‌های با تیر پیوند سخت‌شده و تیر پیوند با فولاد با تنش تسلیم پائین، به ترتیب برابر ۴/۶۵ و ۶/۲۵ محاسبه شده است. با استفاده از رابطه ارائه شده توسط **Newmark** و **Hall** (رابطه ۲۱) ضریب کاهش بر اثر شکل‌پذیری برای قاب با تیر پیوند بدون سخت‌کننده و قاب با تیر پیوند با سخت‌کننده به ترتیب برابر ۳/۳۹ و ۲/۸۸ است.

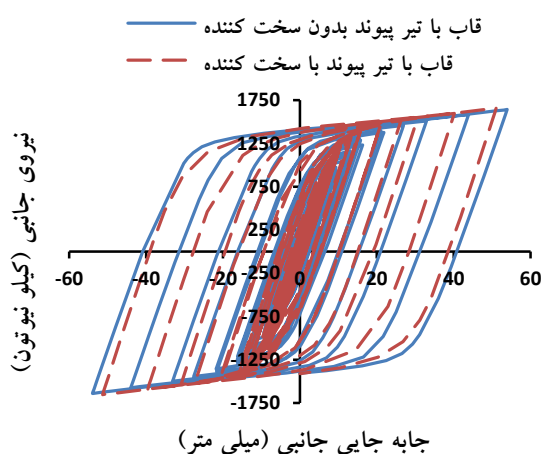
$$R_{\mu} = \sqrt{2\mu_s - 1} \quad (21)$$

واگرا، در این بخش دو قاب مورد توجه قرار گرفتند. قاب اول شامل تیر پیوند قوطی‌شکل نمونه صحت‌سنجی شده است. طراحی اجزاء در این قاب، مطابق ضوابط طراحی قاب مهاربندی واگرا، ذکر شده در مبحث دهم و آئین‌نامه ۲۰۱۶ AISC انجام شده است. جان تیر پیوند مورد استفاده در قاب دوم، از فولاد با تنش تسلیم پائین و با ارضای محدودیت‌های مربوط به نسبت فشردگی بال و جان ارائه شده در این تحقیق، ساخته شده است. ابعاد این تیر پیوند به گونه‌ای طراحی شده که حداکثر نیروی ایجاد شده در آن با در نظر گرفتن سخت‌شدگی، برابر حداکثر نیرو در نمونه صحت‌سنجی شده باشد. بنابراین نیروی طراحی اعضای نیرو کنترل قاب، مشابه قاب طراحی شده برای تیر پیوند صحت‌سنجی شده است.

ابتدا دو قاب طراحی شده، تحت اثر جابه‌جایی جانبی به صورت تک آهنگ^۸ قرار گرفته‌اند و سازه تا دریافت جانبی نسبی ۲/۵ درصد جابه‌جا شده است. مطابق شکل (۱۴)، در قاب با تیر پیوند بدون سخت‌کننده، به دلیل استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین در جان، تسلیم جان در دریافت نسبی بسیار کمتری رخ داده است. به این ترتیب تیر پیوند قادر است در جابه‌جایی‌های کوچک تسلیم شود و در اتلاف انرژی سازه مشارکت کند. همچنین به دلیل تسلیم قاب دارای تیر پیوند با فولاد با تنش تسلیم پائین در دریافت نسبی کمتر، شکل‌پذیری این قاب بیشتر از قاب دیگر است. به دلیل سخت‌شدگی کرنشی قابل توجه در فولاد با تنش تسلیم پائین، شیب پس از تسلیم قاب مهاربندی با تیر پیوند بدون سخت‌کننده، بیشتر از قاب با تیر پیوند دارای سخت‌کننده است.



شکل ۱۴- منحنی‌های بار افزون قاب با تیر پیوند سخت‌شده و سخت‌نشده



شکل ۱۵- منحنی هیستریزس قاب‌ها تحت بارگذاری چرخه‌ای

با مقایسه رفتار هیستریزس دو قاب، مشخص است که در چرخه‌های با جابه‌جایی بالا، مقدار نیروی جانبی نهایی در هر دو قاب به دلیل طراحی دو تیر پیوند به صورتی که حداکثر نیروی برشی برابر داشته باشند، تقریباً برابر است. در چرخه‌های اولیه با جابه‌جایی کم، مقدار نیروی جانبی در قاب با تیر پیوند بدون سخت‌کننده کمتر است و مقدار نیروی جانبی به مرور افزایش یافته است. همچنین بروز سخت‌شدگی ایزوتروپیک در قاب با تیر پیوند ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین در چرخه‌های با مقدار جابه‌جایی برابر به وضوح قابل تشخیص است.

با توجه به تسلیم زود هنگام جان در تیر پیوند با فولاد با تنش تسلیم پائین، اتلاف انرژی تیر پیوند در قاب مربوطه زودتر شروع شده که می‌تواند موجب بهبود رفتار قاب در جابه‌جایی‌های کوچک شود. همچنین مقدار انرژی تلف شده نهایی در قاب با تیر پیوند با فولاد با تنش تسلیم پائین، بیشتر از قاب با فولاد معمولی است. مقدار اتلاف انرژی در جان تیرهای پیوند در قاب مهاربندی در شکل (۱۶) مقایسه شده است.

۵- نتیجه‌گیری

فولاد نرم به دلیل تنش تسلیم پائین، مدول الاستیسته برابر با فولاد معمولی، سخت‌شدگی کرنشی زیاد، ظرفیت شکل‌پذیری و اتلاف انرژی بالا، به عنوان یک مصالح مناسب به منظور استفاده در فیوزهای سازه‌ای مورد توجه قرار گرفته است. مطالعات مختلف، مزایای استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین را در فیوزها سازه‌ای از جمله مهاربندهای کماتش‌تاب، پانل‌های برشی، مهارهای زانویی، دیوارهای برشی و تیرهای پیوند

ضریب مقاومت افرون R_s

هنگامی که یکی از اعضای سازه به حد تسلیم رسیده و اصطلاحاً در آن مفصل خمیری تشکیل شود، مقاومت سازه از دیدگاه طراحی در حالت بهره‌برداری به پایان می‌رسد؛ ولی در حالت انهدام، پدیده فوق به عنوان پایان کار سازه به حساب نمی‌آید، زیرا عضو مورد نظر همچنان می‌تواند با تغییر شکل غیر ارتجاعی، انرژی ورودی را جذب کند تا به مرحله انهدام و گسیختگی برسد. مقاومتی که سازه بعد از تشکیل اولین مفصل خمیری تا مرحله مکانیزم از خود بروز می‌دهد، مقاومت افزون نامیده می‌شود. از عوامل موثر بر تعیین مقاومت افزون در سازه، می‌توان به سخت‌شدگی کرنشی مصالح سازه اشاره کرد.

در منحنی‌های بار افزون رسم شده، با توجه به سخت‌شدگی کرنشی قابل توجه در فولاد با تنش تسلیم پائین، مقدار ضریب اضافه مقاومت در قاب با تیر پیوند بدون سخت‌کننده برابر $4/40$ و در قاب با تیر پیوند دارای سخت‌کننده برابر $2/44$ به دست آمده است. ضریب رفتار از ضرب ضریب کاهش ناشی از شکل‌پذیری و ضریب اضافه مقاومت، برای قاب با تیر پیوند با سخت‌کننده برابر 7 (رابطه (۲۲)) و برای قاب با تیر پیوند بدون سخت‌کننده برابر $14/9$ (رابطه (۲۳)) به دست می‌آید که نشان‌دهنده افزایش ضریب رفتار برای قاب دارای تیر پیوند با فولاد با تنش تسلیم پائین است.

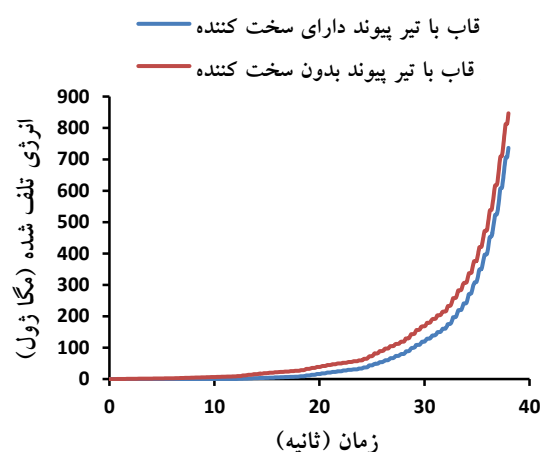
$$R_1 = R_{\mu 1} R_{s1} = 2.88 \cdot 2.44 = 7.0 \quad (22)$$

$$R_2 = R_{\mu 2} R_{s2} = 3.39 \cdot 4.40 = 14.9 \quad (23)$$

۴-۲- مقایسه رفتار دو قاب طراحی شده، در بارگذاری چرخه‌ای

به منظور بررسی قاب‌های مدل شده در نرم‌افزار ABAQUS تحت اثر بارگذاری چرخه‌ای، از پروتکل بارگذاری AISC 2005 استفاده شده است. این پروتکل بر حسب دوران تیر پیوند ارائه شده است. بنابراین دوران تیر پیوند باید به دررفت نسبی طبقه تبدیل شود. به دلیل انعطاف‌پذیری قاب، روابط موجود برای تبدیل دوران تیر پیوند به دررفت نسبی طبقه از دقت خوبی برخوردار نیست و مقدار دررفت نسبی قاب به منظور ایجاد دوران تعیین شده در تیر پیوند طبق پروتکل بارگذاری، به روش سعی و خطا مشخص شده است. در شکل (۱۵) منحنی هیستریزس نیروی جانبی- تغییر مکان برای دو قاب رسم شده است.





شکل ۱۶- مقایسه اتلاف انرژی در دو قاب مدل شده با تیرهای پیوند متفاوت

به عنوان یک روش مناسب برای اتلاف انرژی، اثبات کرده است. نتایج استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین در جان تیر پیوند قوطی شکل به شرح زیر است:

۱- استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین در جان تیر پیوند، موجب افزایش ضخامت جان نسبت به جان ساخته شده با فولاد معمولی و در نتیجه کاهش نسبت فشردگی و افزایش پایداری در مقابل کماتش موضعی می شود. همچنین استفاده از این فولاد در جان تیر پیوند، به دلیل سختی مماسی پس از تسلیم بالا، می تواند منجر به افزایش تنش بحرانی کماتش برشی غیر الاستیک جان شود. در این تحقیق نشان داده شد که با استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین با نسبت فشردگی مناسب در جان تیر پیوند قوطی شکل، می توان سخت کننده های میانی را بدون بروز ناپایداری حذف کرد.

۲- حداکثر نسبت فشردگی مناسب برای فولاد با تنش تسلیم پائین مورد استفاده در جان تیر پیوند قوطی شکل، به منظور جلوگیری از بروز کماتش برشی جان تا دوران ۰/۰۸ رادیان در تیر پیوند، برابر ۱۶/۵ ارائه شد. همچنین حداکثر نسبت فشردگی مناسب بال برای استفاده در این نوع تیر پیوند برابر به $\frac{E}{F_{yf}} \sqrt{\frac{1}{100}}$ ارائه گردید.

۳- در مبحث دهم مقررات ملی ساختمان و آئین نامه AISC ذکر شده که اجزاء کنترل شونده توسط نیرو در قاب مهاربندی واکرا با تیر پیوند قوطی شکل، باید برای R_y برابر برش پلاستیک در تیر پیوند طرح شوند. مقدار نسبت تنش تسلیم مورد انتظار به تنش تسلیم اسمی (R_y) در مبحث دهم برای مقطع قوطی ساخته شده از ورق برابر ۱/۱۵ و در

آئین نامه AISC برابر فولاد A572 Gr50 برابر ۱/۱ در نظر گرفته شده است، بنابراین اعضاء کنترل شونده توسط نیرو باید به ترتیب برای ۱/۶۱ و ۱/۵۴ برابر برش پلاستیک تیر پیوند طراحی شوند، اما با توجه به سخت شدگی کرنشی قابل توجه در فولاد با تنش تسلیم پائین، اعضاء نیرو کنترل در قاب با تیر پیوند ساخته شده از فولاد با تنش تسلیم پائین، باید برای ۴/۴۹ برابر برش پلاستیک در تیر پیوند طراحی شوند که این مقدار حدود ۳ برابر مقادیر پیشنهادی در مبحث دهم و آئین نامه AISC است که در طراحی قاب مهاربندی واکرا باید مدنظر قرار گیرد.

۴- استفاده از فولاد با تنش تسلیم پائین در جان تیر پیوند، موجب افزایش ضریب اضافه مقاومت سازه (به دلیل سخت شدگی کرنشی زیاد) و افزایش شکل پذیری سازه (به دلیل تسلیم سازه در جابه جایی های کوچک تر و افزایش اتلاف انرژی) می شود. بنابراین پیش بینی می شود که ضریب رفتار این نوع سازه بیشتر از تیر پیوند با جان ساخته شده از فولاد معمولی باشد.

۷- مراجع

- [1] Soong, T.T. and Dargush, G.F. (1999), "Passive energy dissipation and active control", Structural engineering handbook, pp.1-28.
- [2] Popov, E.P., Kasai, K. and Engelhardt, M.D. (1987), "Advances in design of eccentrically braced frames", Earthquake Spectra, Vol. 3, pp.43-55.
- [3] American Institute of Steel Construction, (2016), Commentary on the specifications for structural steel buildings, Chicago, IL, USA.
- [4] Kasai, K. and Popov, E.P. (1986), "Cyclic web buckling control for shear link beams", Journal of Structural Engineering, Vol. 112, pp. 505-523.
- [5] Dusicka, P., Itani, A.M. and Buckle, I.G. (2004), "Evaluation of conventional and specialty steels in shear link hysteretic energy dissipators", Proceedings of 13th WCEE, Paper 522.
- [6] Zhang, C., Zhang, Z. and Zhang, Q. (2012), "Static and dynamic cyclic performance of a low-yield-strength steel shear panel damper", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 79, pp. 195-203.
- [7] Saeki, E., Sugisawa, M., Yamaguchi, T. and Wada, A. (1998), "Mechanical properties of low yield point steels", Journal of materials in civil engineering, Vol. 10, pp. 143-152.
- [8] Rai, D.C. and Wallace, B.J. (1998), "Aluminium shear-links for enhanced seismic resistance", Earthquake engineering & structural dynamics, Vol. 27, pp. 315-342.
- [9] Zirakian, T. and Zhang, J. (2015), "Buckling and yielding behavior of unstiffened slender, moderate, and stocky low yield point steel plates", Thin-Walled Structures, Vol. 88, pp. 105-118.



- [10] Chen, S.J. and Jhang, C. (2011), "Experimental study of low-yield-point steel plate shear wall under in-plane load", *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 67, pp. 977-985.
- [11] Berman, J.W. and Bruneau, M. (2005), "Approaches for the seismic retrofit of braced steel bridge piers and proof-of-concept testing of an eccentrically braced frame with tubular link (No. MCEER-05-0004)", Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research.
- [12] Berman, J.W. and Bruneau, M. (2006), "Further development of tubular eccentrically braced frame links for the seismic retrofit of braced steel truss bridge piers (No. MCEER-06-0006)", Buffalo, NY: Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research.
- [13] Richards, P. and Uang, C.M. (2004), "Development of testing protocol for links in eccentrically braced frames", In 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, BC, Canada.
- [14] Chaboche, J.L. (1991), "On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects", *International journal of plasticity*, Vol. 7, pp. 661-678.
- [15] Wen, Z. (2012), "Modeling of ductile fracture in steel structures for monotonic and cyclic loading", Doctoral dissertation, Carleton University.
- [16] Wang, J., Shi, Y. and Wang, Y. (2016), "Constitutive model of low-yield point steel and its application in numerical simulation of buckling-restrained braces", *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 28, pp. 04015142.
- [17] Bruneau, M., Uang, C.M. and Sabelli, S.R. (2011), "Ductile design of steel structures", McGraw Hill Professional.

پی نوشت

- ¹ Passive energy dissipater
- ² Eccentrically braced frame
- ³ Heat affected zone
- ⁴ Low yield point steel
- ⁵ Incompatible mode elements
- ⁶ Geometric imperfection
- ⁷ Bauschinger
- ⁸ Monotonic
- ⁹ Incremental dynamic analysis: IDA
- ¹⁰ Ductility factor
- ¹¹ Global displacement ductility