

مقاومت برشی نهایی پانل‌های جان سخت نشده با نسبت ابعادی بزرگ تحت دماهای بالا

Original Article

عباس قدیمی* (استادیار)

غزاله پوره‌سوی (پژوهشگر پسادکتری)

علیرضا انتظاری (استادیار)

گروه مهندسی عمران، دانشگاه شهید مدنی آذربایجان، تبریز

در این نوشتار، رفتار برشی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ و در دماهای معمولی و بالا بررسی شده است. در این راستا، ابتدا به منظور ارزیابی روابط طراحی برشی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا (AISC ۳۶۰-۱۶)، در نرم‌افزار ABAQUS مدل‌های مطالعات پارامتریک ایجاد و نتایج حاصل از تحلیل اجزای محدود با نتایج روابط آیین‌نامه مقایسه شد. پس از بررسی نقص روابط آیین‌نامه، بر اساس نتایج مدل‌های اجزای محدود رابطه‌ی جدیدی برای تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ، با در نظر گرفتن اثر عواملی نظیر لاغری ورق جان، کاهش مقاومت مصالح به دلیل اثر حرارت و همچنین اثر نقص هندسی اولیه پیشنهاد شد. در رابطه‌ی پیشنهادی، مقدار ضریب کاهش مقاومت برشی در دماهای بالا به صورت تابعی از مقدار لاغری ورق ارائه شده است. مقایسه و بررسی نتایج، حاکی از دقت مناسب رابطه‌ی پیشنهادی است. بدین صورت که ضریب همبستگی بین نتایج حاصل از تحلیل اجزای محدود و رابطه‌ی پیشنهادی در دمای ۴۰۰، ۶۰۰ و ۸۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد به ترتیب ۰/۹۹۹، ۰/۹۹۹ و ۰/۹۹۶ به دست آمد.

واژگان کلیدی: مقاومت برشی، آتش‌سوزی، لاغری ورق، تیوروق فولادی، پانل با نسبت ابعادی بزرگ.

۱. مقدمه

امروزه تمایل معماران به ایجاد فضاهای بزرگ در ساختمان‌ها از یک سو و کاهش هزینه‌های ساخت از سوی دیگر، طراحان سازه را به سمت استفاده از تیوروق‌هایی با دهانه‌های بلند و جان لاغر سوق می‌دهد. در یک تیوروق، وظیفه‌ی اصلی ورق جان، علاوه بر تأمین مقاومت برشی، نگهداشتن بال‌های تیوروق در یک فاصله‌ی مناسب برای تأمین مقاومت خمشی مورد نیاز است.^[۱] در طراحی سازه‌های متداول ساختمانی در دمای محیط، اگر بار متمرکز خاصی بر سازه اعمال نشود، اکثراً مقاومت خمشی، بر طرح سازه حاکم می‌شود. لذا، مهندسیین سازه ترجیح می‌دهند برای اقتصادی شدن طرح و کاهش هزینه‌های ساخت، از تیوروق‌های با ارتفاع زیاد و بدون سخت‌کننده‌ی عرضی (تیرهای دارای ممان اینرسی و مقاومت خمشی زیاد و مقاومت برشی کم) استفاده کنند. تیرها و تیوروق‌های دارای پانل‌های جان سخت‌نشده با نسبت ابعادی بزرگ به طور متداول توسط مهندسیین طراح سازه در صنعت ساختمان و پل‌سازی استفاده می‌شود. در شکل ۱ نمونه‌ی از کاربرد وسیع این اعضا نشان داده شده است.

مجموعه‌های مسکونی، اداری، کارخانجات و... را به کام خود می‌کشاند. بدنه‌ی خودروها، مخازن، سازه‌ی هواپیما و کشتی‌ها، دیوارهای برشی فولادی و بسیاری دیگر از سازه‌های دریایی و هوایی مثال‌هایی از محل کاربرد ورق‌های سخت‌نشده با نسبت ابعادی بزرگ هستند که مشابه اجزای سازه‌ی یک ساختمان، نیازمند تحلیل و طراحی در دماهای بالا هستند. در حال حاضر پراکندگی و ابهامات زیادی در روابط آیین‌نامه‌ها به منظور تعیین ظرفیت ورق‌ها و تیوروق‌ها در دماهای بالا وجود دارد.^[۲-۴] با توجه به اهمیت موضوع و کاربرد آن در صنعت و همچنین بحث تغییر لاغری و نتیجتاً تغییر حالت خرابی ورق‌ها در شرایط آتش‌سوزی، بررسی رفتار ورق‌ها و تیوروق‌ها در دماهای بالا لازم است.

۱.۱. تاریخچه‌ی تحقیقات

کمانش برشی ورق‌ها اولین بار در سال ۱۹۳۱ توسط وانگر^[۴] مطالعه شد. در ادامه، در تحقیقات متعددی^[۵-۶] مقاومت پساکمانشی ورق‌ها بررسی شد که به عنوان مبنای آیین‌نامه‌ی اروپا^[۷] برای کنترل مقاومت برشی نهایی تیوروق‌ها پذیرفته شد. در شرایط آتش‌سوزی، احتمال بروز پدیده‌ی کمانش در اعضای سازه‌ی، با توجه به کاهش مشخصات مکانیکی فولاد، به دلیل حضور در دماهای بالا، افزایش می‌یابد.^[۲-۴]

* نویسنده مسئول
تاریخ: دریافت ۱۹/۱۳۹۹، اصلاحیه ۲۳/۱۳۹۹، پذیرش ۱۴/۱۰/۱۳۹۹.

DOI:10.24200/J30.2021.56814.2860

Archive of SID

گیریکنواخت ارائه کردند.^[۱۳] در سال ۲۰۱۴، کودور و ناصر، به کمک تحلیل اجزای محدود، رفتار تیرورق‌ها در برابر آتش‌سوزی را بررسی کردند. آنان نشان دادند که تحت شرایط خاص، با افزایش دما، ظرفیت برشی سریع‌تر از ظرفیت خمشی تنزل می‌یابد؛ در این حالت، مدهای خرابی برشی را می‌توان به عنوان مدهای خرابی غالب در رفتار تیرورق مطرح کرد.^[۱۴] در سال ۲۰۱۶، ریس و همکارانش رفتار تیرورق‌های فولادی دارای بال فشرده و جان نازک را تحت اثر بارگذاری برشی در دمای بالا، به صورت عددی بررسی کردند.

در این پژوهش با ذکر این نکته که در آیین‌نامه‌ی اروپا هیچ روش خاصی برای تعیین کماتش برشی در دمای بالا ارائه نشده، نتایج عددی با روابط آیین‌نامه مقایسه شده است. مطابق نتایج تحقیق، روابط آیین‌نامه منجر به نتایج غیر محافظه‌کارانه می‌شود. بدین منظور در ادامه‌ی تحقیق، روشی جدید برای تعیین مقاومت برشی نهایی تیرورق فولادی با در نظر گرفتن ورق انتهایی و بارگذاری دمای بالای آن، ارائه شد.^[۱۵] کوان و همکارانش^[۱۶]، بر اساس نظریه‌ی میدان کشش قطری، مدل تحلیلی جدیدی برای بررسی رفتار برشی جان تیرورق در دمای بالا ارائه کردند. مقایسه‌ی نتایج عددی و تحلیلی برای تیرهایی که در آن سازوکار کماتش برشی جان مد اصلی خرابی بود، نشانگر دقت قابل قبول مدل تحلیلی بود. ولی با افزایش طول تیر و تغییر مد خرابی تیر از کماتش برشی جان به کماتش بال، میزان اختلاف نتایج عددی و تحلیلی زیاد است.

در سال ۲۰۱۸، کودور و ناصر^[۱۷]، روشی ساده و مبتنی بر سعی و خطا برای ارزیابی کاهش مقاومت برشی تیرورق‌های کامپوزیت و غیرکامپوزیت در شرایط آتش‌سوزی ارائه کردند. روش پیشنهادی آنها قابلیت در نظر گرفتن سه پارامتر: ۱. کاهش مقاومت به دلیل دما؛ ۲. ناپایداری هندسی مقطع؛ ۳. میزان عملکرد کامپوزیت بین دال بتنی و تیرورق را دارد. از جمله نقص تحقیق کودور و ناصر^[۱۷]، ارائه‌ی نمودارهای پیشنهادی برای محاسبه‌ی نسبت لاغری بحرانی جان بر حسب پارامتر لاغری جان است که این پارامتر قادر به لحاظ تأثیر شرایط مرزی و همچنین مشخصات مصالح در بررسی رفتار برشی پانل جان نیست. به منظور پوشش این ضعف، پورموسوی و همکاران^[۱۸] با ارائه‌ی روشی مبتنی بر نمودار، نمودارهای طراحی برشی برای پانل‌های جان سخت‌نشده را ارائه کردند. این محققین در ادامه، به کمک روش تحلیل اجزای محدود غیرخطی به بررسی رفتار برشی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ و در دماهای معمولی و بالا پرداختند.^[۱۹] مطابق نتایج حاصله، رابطه‌ی اصلاح‌شده‌ی لی^[۲۰] دارای دقت بالایی در تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های جان فشرده با نسب ابعادی بزرگ است. با این حال، رابطه‌ی مذکور در لاغری‌های زیاد منجر به نتایجی در خلاف جهت اطمینان با بیشینه خطایی در حدود ۴۰ درصد می‌شود. لذا این محققین بر اساس نتایج مدل‌های اجزای محدود رابطه‌ی جدیدی برای تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ با در نظر گرفتن اثر عواملی نظیر لاغری زیاد جان، کاهش مقاومت مصالح به دلیل آتش‌سوزی و همچنین اثر نقص هندسی اولیه پیشنهاد کردند.

۲.۱. مقاومت برشی نهایی در دمای محیط

هوگلند^[۲۱] با اصلاح روش پیشنهادی قبلی خود^[۲۱] و^[۲۲]، روشی جدید برای محاسبه‌ی مقاومت برشی نهایی پانل جان تیرورق ارائه کرد که رابطه‌ی پیشنهادی او پایه و اساس روابط آیین‌نامه‌ی اروپا^[۲۳] است. در سال ۲۰۱۷، ورزن اصلاح شده‌ی روش هوگلند توسط دالی و همکارانش^[۲۴] ارائه شد که در آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا^[۲۵] مورد استفاده قرار گرفته است. مطابق فصل G آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا که بر اساس نظریه‌ی



شکل ۱. مقاطع IPE، INP و تیرورق‌های فولادی با جان سخت‌نشده.

سال ۲۰۰۷، تان و کیان^[۸] پدیده‌ی کماتش برشی تیرورق فولادی در دماهای بالا را به صورت آزمایشگاهی و عددی بررسی کردند. بررسی و مقایسه‌ی نتایج عددی و آزمایشگاهی، حاکی از دقت قابل قبول شبیه‌سازی عددی در تخمین رفتار برشی تیرورق بود. ویمنساتیت و همکارانش^[۹] سازوکار کماتش برشی، عمل میدان کششی قطری و تشکیل مفصل خمیری در بال تیرورق در دماهای ۴۰۰، ۵۵۰ و ۷۰۰ درجه سانتی‌گراد را به صورت آزمایشگاهی، تحلیلی و عددی بررسی کردند. نتایج حاکی از تطابق قابل قبول نتایج آزمایشگاهی، اجزای محدود و نظری بود.

همچنین، در یک دمای مشخص، ورق‌های ضخیم نسبت به ورق‌های لاغر مقاومت برشی بیشتری دارند. برای دماهای بسیار بالا، به دلیل غیرخطی بودن بیش از حد مشخصات مکانیکی مصالح فولادی در این بازه دما، مد خرابی کماتش برشی کمتر اتفاق می‌افتد. در ادامه، این محققین برای هر کدام از اهداف: ۱. تعیین مقاومت برشی متناظر با یک شرایط دمایی مشخص، ۲. تعیین حد نهایی دما برای یک نیروی برشی و قید محوری مشخص، روابط تحلیلی لازم برای تعیین مقاومت برشی جان تیرورق را ارائه کردند. مطابق نتایج، مد خرابی کماتش برشی جان، غالباً مد حاکم بر خرابی تیرورق در دمای بالا معرفی شد.^[۱۰] در سال ۲۰۰۹، کیان و تان، با ترکیب نظریه‌ی کلاسیک ورق‌ها و روش گلرکین، به بررسی تغییر شکل داخل و خارج از صفحه‌ی تیرورق‌های فولادی در دماهای بالا پرداختند. بررسی نتایج مربوط به تغییر شکل قائم و خارج از صفحه‌ی پانل جان تحت برش، حاکی از دقت قابل قبول روابط پیشنهادی در مقایسه با نتایج عددی و آزمایشگاهی بود.^[۱۱]

اسکاندلا و همکارانش نیز به کمک تحلیل اجزای محدود و پس از صحت‌سنجی آن با نتایج آزمایشگاهی سایر محققین، نشان دادند که تیرورق‌هایی که در دمای معمولی و تحت اثر لنگر خمشی، با کماتش موضعی بال به باربری نهایی خود می‌رسند، ممکن است به دلیل کماتش برشی جان، در دماهای بالا به باربری نهایی برسند.^[۱۲] مطابق نتایج این محققین، مشاهده می‌شود که بحث تغییر مود خرابی ورق‌ها در دمای بالا موضوعی است که در تحقیقات مختلف کمتر بررسی شده است. برای ورق‌هایی که با ایجاد دمای یکنواخت در تمام سطح ورق تحت بارگذاری قرار گرفته‌اند، نتایج بررسی‌های آزمایشگاهی متعددی وجود دارد.^[۸] با بررسی وقوع آتش‌سوزی در یک سازه‌ی واقعی، مشاهده می‌شود که توزیع دما در تمام سطح ورق به صورت یکنواخت نخواهد بود. در این زمینه و تا سال ۲۰۱۳، هیچ نتیجه‌ی آزمایشگاهی و نظری ارائه نشده بود. لذا، سالمین و هینیسو، روش جدیدی برای تخمین مقاومت برشی نهایی ورق‌های تحت برش در دماهای بالا با توزیع

($a/D > 3$)، استفاده از این موارد چالش‌های زیادی برای مهندسی سازه دارد. این نیاز در شرایط آتش‌سوزی با توجه به تغییر مود خرابی پانل جان به دلیل کاهش مقاومت مصالح بیش از پیش خود را نشان می‌دهد. مطابق پیشینه پژوهش، در مطالعات اندکی رفتار برشی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ ($3 < a/D \leq 6$) پرداخته‌اند. بنابراین، در این پژوهش در تکمیل روابط پیشنهادی مرجع [۱۹]، به کمک روش اجزای محدود غیرخطی به بررسی دقت نتایج حاصل از رابطه‌ی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا [۲۵] در تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های مذکور در دماهای بالا خواهیم پرداخت. مدل‌سازی عددی با استفاده از نرم‌افزار اجزای محدود ABAQUS انجام و صحت آن از طریق مقایسه با نتایج عددی و آزمایشگاهی سایر پژوهشگران کنترل می‌شود. در این راستا، ۵۴ مدل تیرورق با جان لاغر، غیر فشرده و فشرده ساخته شده و نتایج حاصل از تحلیل آنها با نتایج روابط آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا [۲۵] مقایسه می‌شود. پس از بررسی ضعف رابطه‌ی مذکور، رابطه‌ی جدیدی با اعمال ضریب اصلاح به رابطه‌ی پیشنهادی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا برای تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ و با در نظر گرفتن اثر عواملی نظیر لاغری زیاد جان، کاهش مقاومت مصالح به دلیل آتش‌سوزی و همچنین اثر نقص هندسی اولیه ارائه می‌شود. قابل ذکر است که در استخراج روابط، فرضیاتی چون رفتار غیرکامپوزیت تیرورق‌ها، توزیع یکنواخت دما در طول و ارتفاع تیرورق، عدم وجود ترک در اتصالات جوشی و عدم رخداد خرابی در جوش و همچنین عدم وجود قید حرارتی در مقابل انبساط تیرورق در نظر گرفته شده است.

۲. مواد و روش‌ها

در این بخش، در ابتدا کلیاتی در مورد روش تحلیل و مدل‌سازی شامل نرم‌افزار اجزای محدود به کار رفته، انتخاب نوع اجزاء، روش تحلیل، مشخصات مصالح و همچنین معیار تسلیم مصالح ارائه می‌شود. قبل از هرگونه تفسیر و اظهار نظر نهایی در مورد رفتار سازه‌ها بر مبنای نتایج حاصل از شبیه‌سازی‌های اجزای محدود، باید از صحت نحوه‌ی مدل‌سازی اطمینان یافت. بدین منظور در ادامه به صحت عملکرد نرم‌افزار و صحیح بودن نحوه‌ی مدل‌سازی پرداخته شده و قابل اطمینان بودن شیوه‌ی ساخت هندسه‌ی سازه، شرایط مرزی، بارگذاری، نوع اجزاء، مش‌بندی، تعریف مصالح و تنظیمات مربوط به تحلیل و... بررسی خواهد شد. در این راستا، نتایج حاصل از مدل‌سازی نوشتار حاضر با نتایج آزمایشگاهی و مطالعات عددی سایر پژوهشگران مقایسه می‌شود.

۲.۱. روند تحلیل اجزای محدود

در تحلیل تیرورق‌ها هر دو رفتار غیرخطی مصالح و غیرخطی هندسی مد نظر قرار خواهد گرفت. در تحلیل خطی، به منظور بررسی مقاومت کمانش برشی کشسان از روش تحلیل مقادیر ویژه و همچنین برای بررسی مقاومت برشی نهایی در تحلیل‌های غیرخطی از روش تحلیل Riks نرم‌افزار ABAQUS، که قادر به شناسایی کامل مسیر تعادل سازه است، استفاده می‌شود. [۳۱] در روش تحلیل Riks چنانچه سازه به صورت ایده‌آل و بدون نقص هندسی اولیه در نرم‌افزار مدل‌سازی شود، احتمال دارد حین تحلیل، پدیده‌ی کمانش در اجزاء مشاهده نشود و سیستم تحت بارگذاری دچار تسلیم شود. بر این اساس نقص هندسی اولیه‌ی کوچک به ورق‌ها اعمال می‌شود. از روش‌های متداول مدل‌سازی نقص هندسی اولیه در ورق‌ها، شبیه‌سازی شکل نقص با موج سینوسی یا استفاده از شکل مود کمانش ورق تحت بارگذاری مورد نظر

باسلر ارائه شده است، مقاومت برشی طراحی تیرورق فولادی در دمای محیط (20°) تا 150° (درجه‌ی سانتی‌گراد)، $V_{u-AISC,20} = \phi_v V_{n-AISC,20}$ ، بدون لحاظ عملکرد میدان کششی و با نقص هندسی کوچک در حدود $D/120000$ ، باید مطابق روابط ۱ و ۲ تعیین شود. در صورت نیاز به لحاظ عملکرد میدان کششی در طراحی برشی تیرورق، می‌توان به روابط G2-6 تا G2-11 فصل G آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا مراجعه کرد.

$$V_{u-AISC,20} = \phi_v (0.6 \sigma_{yw,20} h t_w) \quad \text{for } \lambda_{w-AISC,20} \leq 1.1 \quad (1)$$

$$V_{u-AISC,20} = \phi_v \left(0.6 \sigma_{yw,20} h t_w \left[\frac{1.1}{\lambda_{w-AISC,20}} \right] \right) \quad \text{for } \lambda_{w-AISC,20} > 1.1 \quad (2)$$

که در آن، $V_{n-AISC,20}$ مقاومت برشی اسمی در دمای 20° درجه‌ی سانتی‌گراد، $\phi_v = 0.9$ ضریب کاهش مقاومت برای برش، $\sigma_{yw,20}$ تنش تسلیم ورق جان در دمای 20° درجه‌ی سانتی‌گراد، h ارتفاع کل تیرورق، t_w ضخامت جان و $\lambda_{w-AISC,20}$ پارامتر بی‌بعد لاغری جان در دمای 20° درجه سانتی‌گراد است که مطابق رابطه‌ی ۳ تعیین می‌شود:

$$\lambda_{w-AISC,20} = \frac{D}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_{yw,20}}{KAISC E_{T,20}}} \quad (3)$$

که در آن، D ارتفاع جان، $E_{T,20}$ مدول الاستیسته در دمای 20° درجه‌ی سانتی‌گراد و $KAISC$ ضریب کمانش برش کشسان طبق آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا خواهد بود که مقدار این ضریب به شرایط مرزی و نسبت ابعادی ورق جان بستگی دارد. [۲۶-۲۹] آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا [۲۵] در بند G2-5 و با فرض شرایط تکیه‌گاهی چهار طرف ساده برای پانل جان، رابطه‌ی ۴ را برای محاسبه‌ی ضریب کمانش برش کشسان پانل جان سخت شده با سخت‌کننده‌ی عرضی را پیشنهاد می‌کند. گفتنی است طبق بند ۶-۱۰-۹-۱ آیین‌نامه‌ی پل آمریکا [۳۰]، پانل‌های جان بدون حتی یک سخت‌کننده‌ی طولی با نسبت ابعادی کمتر از ۳ یا پانل‌های جان با یک عدد یا بیشتر سخت‌کننده‌ی طولی با نسبت ابعادی کمتر از ۱/۵ به عنوان پانل‌های سخت شده تلقی می‌شوند. برای محاسبه‌ی ضریب کمانش برش کشسان پانل جان سخت نشده با نسبت ابعادی $a/D > 3$ ، آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا [۲۵] در بند G2-5 مقدار $KAISC = 5/34$ را پیشنهاد می‌کند.

$$KAISC = 5 + \frac{5}{\phi^2} \quad \text{for } \phi = a/D \leq 3 \quad (4)$$

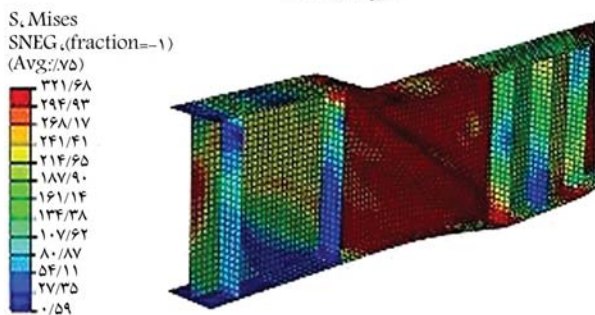
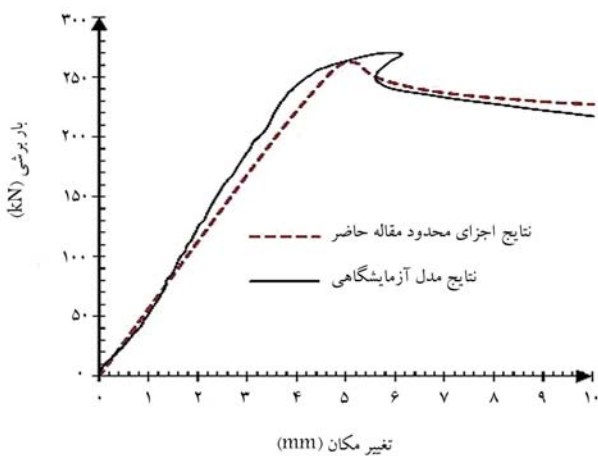
بر اساس مقدار پارامتر بی‌بعد لاغری، ورق جان را می‌توان به سه دسته‌ی لاغر، غیرفشرده (متوسط) و فشرده (ضخیم) تقسیم کرد. [۲۶-۲۹] بدین ترتیب که ورق با $\lambda_{w-AISC,20} \leq 1.1$ و $\lambda_{w-AISC,20} > 1.37$ به ترتیب به عنوان ورق فشرده با کمانش خمیری و ورق لاغر با کمانش کشسان در نظر گرفته می‌شود. از طرفی، ورق با $1.1 < \lambda_{w-AISC,20} \leq 1.37$ نیز به عنوان ورق غیرفشرده با کمانش برشی غیرکشسان خواهد بود. در پژوهش حاضر نیز به کمک پارامتر بی‌بعد لاغری ورق جان به بررسی نتایج تحلیل اجزای محدود پرداخته می‌شود.

۳.۱. اهداف پژوهش

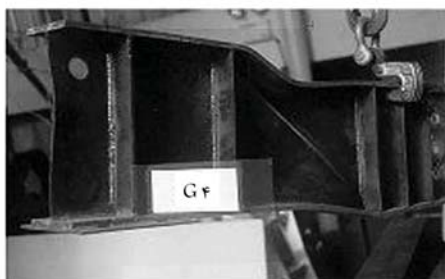
با توجه به عدم وجود تحقیقات کافی در زمینه تیرورق‌های با جان لاغر، پانل‌های جان بدون سخت‌کننده عرضی و همچنین پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ

Archive of SID

است. طول دهانه‌ی تیر (L)، فاصله‌ی سخت‌کننده‌های عرضی (a) و طول ناحیه‌ی سخت‌نشده‌ی انتهایی (e) به ترتیب برابر ۲۱۰۰، ۶۰۰ و ۸۰ میلی‌متر است. از طرفی، ارتفاع جان، ضخامت جان، عرض بال، ضخامت بال و ضخامت سخت‌کننده‌های عرضی (t_s) به ترتیب برابر ۴۰۰، ۱۳۰، ۱۵ و ۶ میلی‌متر و مقدار تنش تسلیم ورق بال و جان به ترتیب برابر ۳۰۳/۸ و ۳۱۸/۵ مگاپاسکال است. [۳۶] به منظور در نظر گرفتن اثر خطای ساخت، مقدار ضریب نقص هندسی اعمالی به مود اول کماتش تیرورق G۴ برابر یک‌دهم ضخامت جان ($t_w/10$) لحاظ شده و به آن اعمال می‌شود. مطابق نتایج آزمایشگاهی، مقاومت برشی نهایی تیرورق G۴ برابر ۲۶۸/۸ کیلونیوتن گزارش شده است که بسیار نزدیک به مقاومت برشی نهایی ۲۶۵/۰۸ کیلونیوتن حاصل از شبیه‌سازی عددی با بیشینه خطای ۱/۳۸٪ است. از دلایل اختلاف رفتار در لحظه‌ی متناظر با بار نهایی می‌توان به اثر وجود تنش پسماند در مدل آزمایشگاهی اشاره کرد. همچنین، مطابق شکل ۳، تطابق بسیار خوبی بین نتایج عددی و آزمایشگاهی از لحاظ مود خرابی و رفتار بار- تغییرمکان وجود دارد.



مد خرابی مدل اجزای محدود



مد خرابی مدل آزمایشگاهی

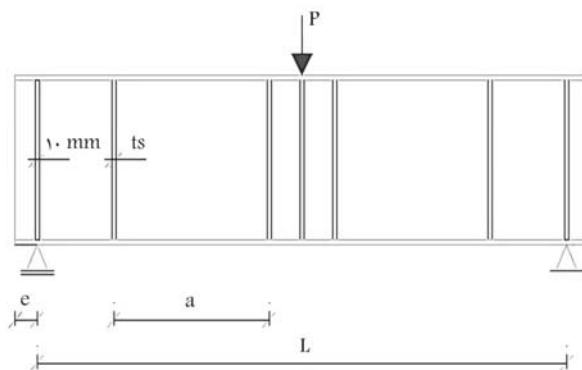
شکل ۳. مقایسه‌ی نتایج عددی پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی پیشین. [۳۶]

است. [۲۹-۳۲] عموماً شکل احتمالی نقص هندسی اولیه به صورت ضریبی از مود اول کماتش در نظر گرفته می‌شود. [۳۲] در این پژوهش برای اعمال نقص هندسی اولیه به تیرها از شکل مود اول کماتشی حاصل از تحلیل مقدار ویژه استفاده می‌شود. انتخاب ابعاد مش نیز بر مبنای آنالیز حساسیت است که از مش‌بندی با ابعاد ۲۰ میلی‌متر استفاده شده است. همچنین، از تأثیر تنش پسماند در تحلیل‌های عددی در هر دو دمای معمولی و بالا به دلیل تأثیر ناچیز آن در اهداف پژوهش حاضر صرف‌نظر شده است. در نوشتار حاضر از روش پایا برای تحلیل ورق در دمای بالا استفاده می‌شود. در این روش، ابتدا به کمک گزینه‌ی Predefined Field نرم‌افزار آباکوس، دمای طراحی ورق به عنوان شرایط اولیه لحاظ می‌شود. سپس، با ثابت بودن مقدار دما در طول تحلیل سازه، برش وارد بر ورق تا لحظه‌ی متناظر با مقدار برش نهایی افزایش می‌یابد. در نرم‌افزار ABAQUS، اجزای متعددی برای مدل‌سازی انواع اجزای سازه‌ی تعبیه شده است. در تمام اجزای متداول در مسائل تحلیل تنش/جابه‌جایی، رفتار مصالح بر اساس فرمول‌بندی لاگرانژ تعریف می‌شود. در این پژوهش، مطابق سایر تحقیقات پیشین [۲۹-۳۲]، از پوسته‌ی S۴R (یک جزء با کاربری عمومی و نقاط انتگرال‌گیری کاهش‌یافته) استفاده می‌شود. در اجزای عمومی، کرنش‌های غشایی و دوران‌های بزرگ در نظر گرفته می‌شود و امکان تغییرات در ضخامت اجزاء در خلال تغییر شکل عضو وجود دارد. [۳۱]

۲.۲. صحت‌سنجی روش مدل‌سازی

در این بخش به صحت عملکرد نرم‌افزار و صحیح بودن نحوه مدل‌سازی پرداخته شده و قابل اطمینان بودن شیوه ساخت هندسه سازه، شرایط مرزی، بارگذاری، نوع المان، مش‌بندی، تعریف مصالح و تنظیمات مربوط به تحلیل بررسی خواهد شد. بدین منظور نتایج حاصل از مدل‌سازی عددی پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی دو تحقیق مقایسه شده است. مورد اول، مربوط به کار آزمایشگاهی لی و یو [۳۶] است که به منظور بررسی رفتار برشی تیرورق‌های فولادی در دمای معمولی انجام شده است. مورد دوم نیز، مربوط به کار آزمایشگاهی ویمنوسایت و همکارانش [۹] خواهد بود که در سال ۲۰۰۷، با ساخت ۱۸ تیرورق به بررسی رفتار تیرورق‌های فولادی در دمای معمولی و بالا پرداخته‌اند.

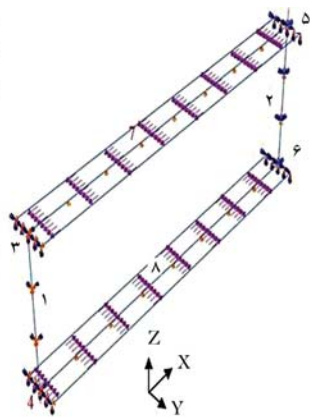
در سال ۱۹۹۹، لی و یو [۳۶] با ساخت ۱۰ تیرورق، به صورت آزمایشگاهی به بررسی رفتار برشی جان تیرورق‌های فولادی پرداختند. در پژوهش حاضر، به منظور بررسی روش مدل‌سازی عددی، مدل G۴ از پژوهش مورد نظر انتخاب و نتایج عددی حاصل از پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی آن مقایسه می‌شود. مطابق شکل ۲ تیرورق G۴ به صورت دو سر ساده و تحت یک بار متمرکز در وسط آن



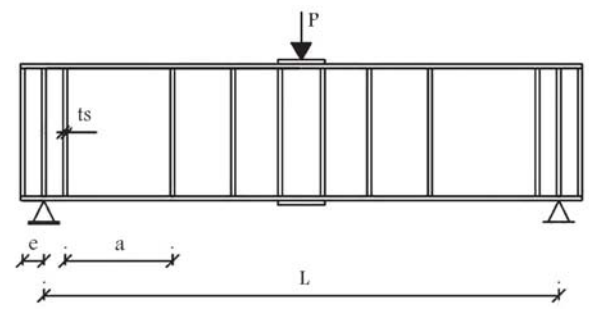
شکل ۲. مقایسه‌ی نتایج عددی پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی پیشین. [۳۶]

شرایط مرزی						
Edge	U_x	U_y	U_z	θ_x	θ_y	θ_z
۱	۰	۰	۰	۰	۰	۰
۲	۱	۰	۰	۰	۰	۰
۳،۴	۱	۰	۰	۰	۰	۰
۵،۶	۱	۰	۰	۰	۰	۰
۷،۸	۱	۰	۰	۰	۰	۰

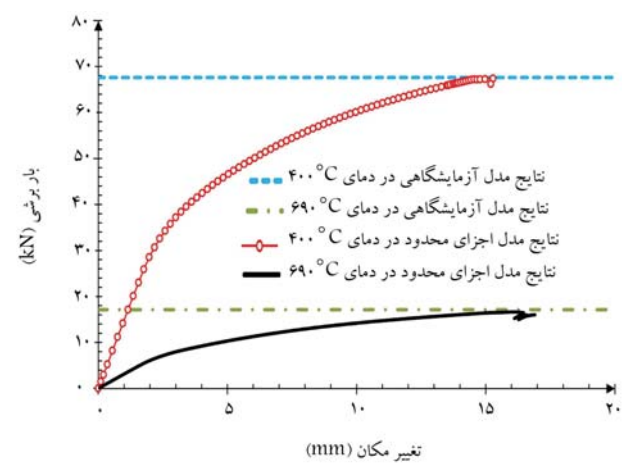
آزاد: ۱؛ بسته: ۰



شکل ۶. بارگذاری و شرایط مرزی مدل‌های عددی.



شکل ۴. مقایسه‌ی نتایج عددی پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی پیشین. [۹]



شکل ۵. مقایسه‌ی نتایج عددی پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی پیشین. [۲۶]

بازه‌ی گسترده‌ی ضخامت و پارامتر بی بعد لاغری جان (λ_w)، امکان بررسی کمانش کشسان و غیرکشسان ورق‌های نازک و ضخیم را مهیا می‌سازد. دلیل استفاده از پارامتر λ_w ، در نظر گرفتن اثر خصوصیات مصالح، نسبت ابعادی و شرایط مرزی در رفتار برشی ورق است. مشخصات هندسی و نام‌گذاری مدل‌ها در جدول ۱ آورده شده است. مطابق جدول مذکور، در تمامی مدل‌ها عرض بال، ارتفاع جان و نسبت ضخامت بال به جان به صورت ثابت و به ترتیب برابر $b_f = 30 \text{ mm}$ ، $D = 100 \text{ mm}$ و $t_f/t_w = 2$ انتخاب شده است. نام‌گذاری مدل‌ها به صورت PGi-j است که در آن i نسبت ابعادی پانل جان (a/D) و j شماره تیرورق و معرف ضخامت ورق جان خواهد بود. به عنوان مثال، PG ۳-۲ معرف تیرورق ۳ PG با طولی برابر $a = 300 \text{ mm}$ و نسبت ابعادی $a/D = 3$ و با جان لاغر به ضخامت $t_w = 10 \text{ mm}$ است. به عنوان مثالی دیگر، PG ۴-۶ معرف تیرورق ۴ PG با نسبت ابعادی $a/D = 4$ و با جان فشرده به ضخامت $t_w = 20 \text{ mm}$ است. چنان که در شکل ۶ نشان داده شده است، بارگذاری و شرایط مرزی تیرورق‌ها طوری انتخاب شده که شرایط برش خالص در ورق جان ایجاد شود. بارگذاری و شرایط مرزی شکل مذکور از مطالعات انجام شده روی ورق‌های مستقیم [۳۲ و ۳۵] گرفته شده است. به منظور حذف امکان رخداد پدیده‌ی کمانش جانبی - پیچشی، تمامی نقاط وسط بال‌ها در راستای عمود بر صفحه‌ی جان (راستی Y) مقید شده است. به منظور شبیه‌سازی شرایط آتش‌سوزی قبل از اعمال بار، در نرم‌افزار ABAQUS توزیع یکنواخت دما در بال و جان تیرورق به عنوان شرایط اولیه‌ی بارگذاری تعریف شده و سپس بار به تیرورق اعمال می‌شود.

۳. مقاومت برشی نهایی در شرایط آتش‌سوزی

در این پژوهش، ضوابط طراحی برشی موجود در دمای محیط با اعمال ضرایب کاهش مشخصات مصالح آیین‌نامه‌ی EN ۱۹۹۳-۱-۲ [۳۷] برای استفاده در شرایط آتش‌سوزی اصلاح می‌شود. [۲۹، ۳۳] مطابق آیین‌نامه‌ی EN ۱۹۹۳-۱-۲، مشخصات مصالح فولادی در شرایط آتش‌سوزی با اعمال ضرایب کاهش وابسته به دما بر روی مشخصات مصالح در دمای محیط (دمای ۲۰ تا ۱۵۰ درجه سانتی‌گراد) تعیین می‌شود. ضرایب کاهش مشخصات مصالح به صورت شکل ۷ خواهد بود. در این شکل، $k_{y,T}$ نسبت تنش تسلیم مؤثر در دمای T به تنش تسلیم در دمای ۲۰ درجه‌ی سانتی‌گراد، $k_{p,T}$ نسبت حد تناسب در دمای T به تنش تسلیم در دمای ۲۰ درجه‌ی سانتی‌گراد و $k_{E,T}$ نسبت شیب محدوده‌ی کشسان خطی

و یمنوسایت و همکارانش [۹] با ساخت ۱۸ تیرورق، به صورت آزمایشگاهی به بررسی رفتار تیرورق‌های فولادی دو سر ساده، تحت یک بار متمرکز در وسط دهانه آن و در دمای معمولی و بالا پرداختند. به منظور بررسی روش مدل‌سازی عددی، مدل TG۳ از پژوهش مورد نظر انتخاب و نتایج عددی حاصل از پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی آن مقایسه می‌شود. مطابق شکل ۴ تیرورق ۳ TG به صورت دو سر ساده و تحت یک بار متمرکز در وسط آن است. طول دهانه‌ی تیر (L)، فاصله‌ی سخت‌کننده‌های عرضی (a) و طول ناحیه‌ی سخت‌شده‌ی انتهایی (e) به ترتیب برابر ۱۶۶۰، ۳۰۵ و ۱۲۰ میلی‌متر است. از طرفی، ارتفاع جان، ضخامت جان، عرض بال، ضخامت بال و ضخامت سخت‌کننده‌های عرضی (t_e) به ترتیب برابر ۲، ۸۰، ۶ و ۱۲ میلی‌متر و مقدار تنش تسلیم ورق بال و جان به ترتیب برابر ۲۸۷/۸ و ۲۷۴/۵ مگاپاسکال است. [۹ و ۳۳] مطابق نتایج آزمایشگاهی، مقاومت برشی نهایی تیرورق TG۳ در دمای ۴۰۰ و ۶۹۰ درجه‌ی سانتی‌گراد، به ترتیب برابر ۶۶/۶۳ و ۱۷/۱۵ کیلو نیوتن گزارش شده است. این نتایج بسیار نزدیک به مقاومت برشی نهایی ۶۷/۴ و ۱۶/۶۵ کیلو نیوتن حاصل از شبیه‌سازی عددی با بیشینه خطایی به ترتیب در حدود ۳۵٪/۰- و ۳٪/۰- هستند. در شکل ۵، نمودار بار - تغییر مکان مدل‌سازی عددی نشان داده شده و با مقدار برش نهایی آزمایشگاهی مقایسه شده است.

۳.۲. مدل‌های مطالعات پارامتریک

به منظور بررسی رفتار برشی تیرورق‌های دارای جان با نسبت ابعادی بزرگ ($a/D < 3$) به تعداد ۵۴ تیرورق با جان لاغر، غیرفشرده و فشرده در سه دمای ۴۰۰، ۶۰۰ و ۸۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد توسط نرم‌افزار ABAQUS ایجاد می‌شود. انتخاب

جدول ۱. مشخصات مدل‌های عددی.

طبقه بندی ورق‌ها	$\lambda_{w-AISC, 20}$	t_f (mm)	t_w (mm)	دما ($^{\circ}C$)	a/D	مدل
S	۲/۰۹۵	۱۶	۸	۸۰۰, ۶۰۰, ۴۰۰	۴	PG۴-۱
S	۱/۶۷۶	۲۰	۱۰			PG۴-۲
NC	۱/۳۹۷	۲۴	۱۲			PG۴-۳
NC	۱/۱۹۷	۲۸	۱۴			PG۴-۴
C	۱/۰۴۸	۳۲	۱۶			PG۴-۵
C	۰/۸۳۸	۴۰	۲۰			PG۴-۶
S	۲/۰۹۵	۱۶	۸	۸۰۰, ۶۰۰, ۴۰۰	۵	PG۵-۱
S	۱/۶۷۶	۲۰	۱۰			PG۵-۲
NC	۱/۳۹۷	۲۴	۱۲			PG۵-۳
NC	۱/۱۹۷	۲۸	۱۴			PG۵-۴
C	۱/۰۴۸	۳۲	۱۶			PG۵-۵
C	۰/۸۳۸	۴۰	۲۰			PG۵-۶
S	۲/۰۹۵	۱۶	۸	۸۰۰, ۶۰۰, ۴۰۰	۶	PG۶-۱
S	۱/۶۷۶	۲۰	۱۰			PG۶-۲
NC	۱/۳۹۷	۲۴	۱۲			PG۶-۳
NC	۱/۱۹۷	۲۸	۱۴			PG۶-۴
C	۱/۰۴۸	۳۲	۱۶			PG۶-۵
C	۰/۸۳۸	۴۰	۲۰			PG۶-۶

for $\lambda_{w-AISC, T} > 1/1$ (۶)

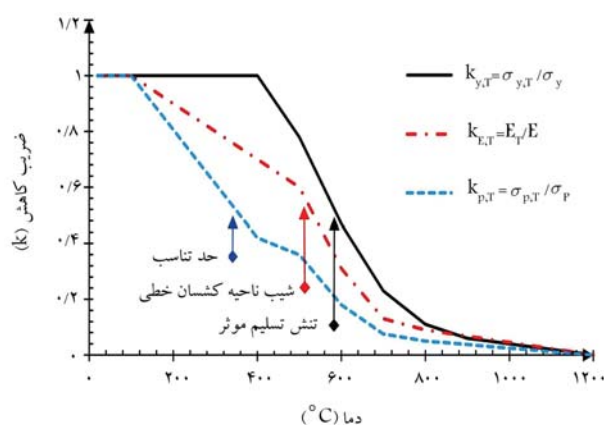
$$\lambda_{w-AISC, T} = \sqrt{\frac{k_{y, T}}{k_{E, T}}} \cdot \lambda_{w-AISC, 20} \quad (۷)$$

که در آن، پارامتر بی بعد لاغری جان در دمای T درجه سانتی‌گراد خواهد بود. قابل ذکر است که در پژوهش حاضر فرض بر این است که مشابه رفتار برشی ورق در دمای محیط، در شرایط آتش‌سوزی نیز ورق جان می‌تواند بر اساس پارامتر بی‌بعد لاغری جان به سه دسته لاغر، غیر فشرده (متوسط) و فشرده (ضخیم) تقسیم شود. بدین ترتیب ورق جان با $\lambda_{w-AISC, T} \leq 1/1$ و $\lambda_{w-AISC, T} > 1/37$ به ترتیب به عنوان ورق فشرده با کماتش خمیری، و ورق لاغر با کماتش کشسان در نظر گرفته می‌شود. از طرفی، ورق جان با $1/37 < \lambda_{w-AISC, T} \leq 1/1$ نیز به عنوان ورق غیرفشرده با کماتش برشی غیرکشسان خواهد بود.

۴. ارائه‌ی نتایج و بحث

در این بخش به بررسی دقت نتایج حاصل از رابطه‌ی اصلاح شده‌ی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا در تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ ($3 < a/D \leq 6$) در شرایط آتش‌سوزی خواهیم پرداخت. در ادامه پس از بررسی ضعف رابطه‌ی آیین‌نامه، در بخش ۵، رابطه‌ی جدیدی برای تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های مذکور با در نظر گرفتن اثر عواملی نظیر لاغری زیاد جان، کاهش مقاومت مصالح به دلیل آتش‌سوزی و همچنین اثر نقص هندسی اولیه پیشنهاد می‌شود.

در جداول ۲ تا ۴ مقدار مقاومت برشی نهایی حاصل از تحلیل اجزای محدود نوشتار حاضر (V_u-FEM) و رابطه‌ی اصلاح شده‌ی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا برای



شکل ۷. ضرایب کاهش مشخصات نمودار تنش - کرنش فولاد در دمای بالا.

(مدول الاستیسیته) در دمای T به شیب در دمای ۲۰ درجه‌ی سانتی‌گراد است. با اعمال ضرایب کاهش آیین‌نامه‌ی EN ۱۹۹۳-۱-۲ در روابط آیین‌نامه‌ی ۱۶- AISCS۳۶۰، مقاومت برشی نهایی تیورق دارای پانل جان سخت نشده در دمای مشخص T و بدون لحاظ عملکرد میدان کششی، $V_{u-AISC, T} = \Phi_v V_{n-AISC, T}$ ، چنین تعیین می‌شود:

$$V_{u-AISC, T} = k_{y, T} \cdot \phi_v \left(0.6 \sigma_{yw, 20} h t_w \right) \quad (۵)$$

for $\lambda_{w-AISC, T} \leq 1/1$

$$V_{u-AISC, T} = \sqrt{\frac{k_{y, T} \cdot k_{E, T}}{k_{E, T}}} \cdot \phi_v \left(0.6 \sigma_{yw, 20} h t_w \left[\frac{1/1}{\lambda_{w-AISC, 20}} \right] \right)$$

جدول ۲. نتایج مربوط به مقاومت برشی نهایی در دمای ۴۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد.

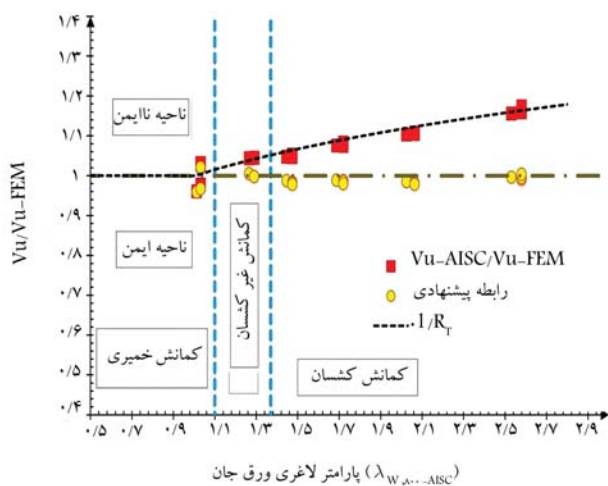
Ratio (۳/۱)	Ratio (۲/۱)	رابطه ۸ تا ۱۰ (۳)	V_u-AISC (۲)	V_u-FEM (۱)	Model
۰/۹۰	۱/۰۴۸	۵۰۴/۶۳	۵۸۷/۵۵	۵۶۰/۸۳	PG۴-۱
۰/۹۵	۱/۰۶۵	۸۲۳/۴۸	۹۲۵/۱۶	۸۶۸/۷۸	PG۴-۲
۰/۹۴	۱/۰۳۰	۱۲۳۰/۳	۱۳۴۲/۵	۱۳۰۳/۱	PG۴-۳
۰/۹۶	۱/۰۲۴	۱۷۲۹/۵	۱۸۴۱/۲	۱۷۹۷/۳	PG۴-۴
۰/۹۹	۰/۸۸۴	۲۳۲۵/۲	۲۴۲۳/۱	۲۷۴۱/۸	PG۴-۵
۱/۰۱	۱/۰۱۶	۳۴۷۹/۹	۳۴۹۹/۲	۳۴۴۴/۵	PG۴-۶
۰/۹۱	۱/۰۵۸	۵۰۴/۶۳	۵۸۷/۵۵	۵۵۵/۲۲	PG۵-۱
۰/۹۵	۱/۰۷۰	۸۲۳/۴۸	۹۲۵/۱۶	۸۶۴/۹۱	PG۵-۲
۰/۹۵	۱/۰۳۱	۱۲۳۰/۳	۱۳۴۲/۵	۱۳۰۱/۵	PG۵-۳
۰/۹۶	۱/۰۲۶	۱۷۲۹/۵	۱۸۴۱/۲	۱۷۹۵/۲	PG۵-۴
۰/۹۹	۱/۰۳۶	۲۳۲۵/۲	۲۴۲۳/۱	۲۳۳۸/۴	PG۵-۵
۱/۰۲	۱/۰۲۱	۳۴۷۹/۹	۳۴۹۹/۲	۳۴۲۷/۸	PG۵-۶
۰/۸۹	۱/۰۳۹	۵۰۴/۶۳	۵۸۷/۵۵	۵۶۵/۵۹	PG۶-۱
۰/۹۵	۱/۰۶۹	۸۲۳/۴۸	۹۲۵/۱۶	۸۶۵/۵۷	PG۶-۲
۰/۹۴	۱/۰۳۰	۱۲۳۰/۳	۱۳۴۲/۵	۱۳۰۳/۹	PG۶-۳
۰/۹۶	۱/۰۲۴	۱۷۲۹/۵	۱۸۴۱/۲	۱۷۹۷/۲	PG۶-۴
۰/۹۹	۱/۰۳۷	۲۳۲۵/۲	۲۴۲۳/۱	۲۳۳۷/۱	PG۶-۵
۰/۹۹	۰/۹۹۳	۳۴۷۹/۹	۳۴۹۹/۲	۳۵۲۵/۱	PG۶-۶

جدول ۳. نتایج مربوط به مقاومت برشی نهایی در دمای ۶۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد.

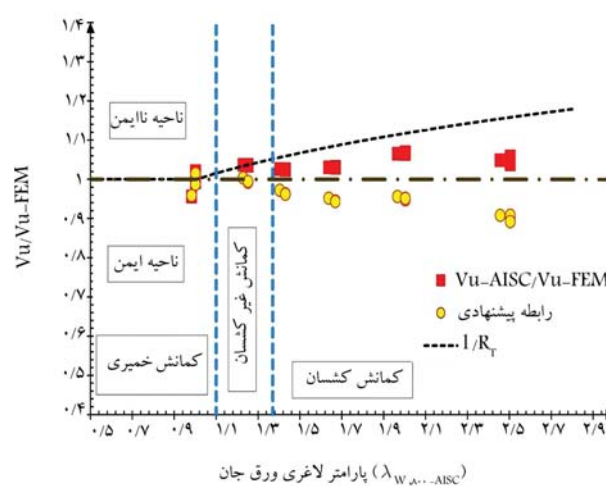
Ratio (۳/۱)	Ratio (۲/۱)	رابطه ۸ تا ۱۰ (۳)	V_u-AISC (۲)	V_u-FEM (۱)	Model
۰/۹۹	۰/۹۷۲	۲۲۹/۱۳	۲۶۸/۰۵	۲۷۵/۷۳	PG۴-۱
۰/۹۸	۱/۱۰۷	۳۷۳/۹۱	۴۲۲/۰۸	۳۸۱/۳۲	PG۴-۲
۰/۹۹	۱/۰۸۳	۵۵۸/۶۳	۶۱۲/۴۷	۵۶۵/۶۳	PG۴-۳
۰/۹۸	۱/۰۵۳	۷۸۵/۳۰	۸۴۰/۰۱	۷۹۸/۰۸	PG۴-۴
۱/۰۰	۰/۸۸۰	۱۰۵۵/۸	۱۱۰۵/۵	۱۲۵۶/۸	PG۴-۵
۱/۰۲	۱/۰۲۹	۱۶۲۷/۸	۱۶۴۴/۶	۱۵۹۸/۱	PG۴-۶
۱/۰۰	۰/۹۳۰	۲۲۹/۱۳	۲۶۸/۰۵	۲۸۸/۱۸	PG۵-۱
۰/۹۸	۱/۱۰۸	۳۷۳/۹۱	۴۲۲/۰۸	۳۸۰/۸۵	PG۵-۲
۰/۹۹	۱/۰۸۱	۵۵۸/۶۳	۶۱۲/۴۷	۵۶۶/۵۴	PG۵-۳
۰/۹۸	۱/۰۵۱	۷۸۵/۳۰	۸۴۰/۰۱	۷۹۹/۲۲	PG۵-۴
۱/۰۰	۱/۰۴۵	۱۰۵۵/۸	۱۱۰۵/۵	۱۰۵۸/۱	PG۵-۵
۱/۰۲	۱/۰۳۲	۱۶۲۷/۸	۱۶۴۴/۶	۱۵۹۴/۳	PG۵-۶
۱/۰۰	۱/۱۰۴	۲۲۹/۱۳	۲۶۸/۰۵	۲۴۲/۸۵	PG۶-۱
۰/۹۸	۱/۱۰۵	۳۷۳/۹۱	۴۲۲/۰۸	۳۸۲/۱۳	PG۶-۲
۰/۹۸	۱/۰۷۵	۵۵۸/۶۳	۶۱۲/۴۷	۵۶۹/۹۲	PG۶-۳
۰/۹۸	۱/۰۴۶	۷۸۵/۳۰	۸۴۰/۰۱	۸۰۲/۷۰	PG۶-۴
۱/۰۰	۱/۰۴۵	۱۰۵۵/۸	۱۱۰۵/۴	۱۰۵۷/۸	PG۶-۵
۰/۹۷	۰/۹۷۷	۱۶۲۷/۸	۱۶۴۴/۶	۱۶۸۲/۶	PG۶-۶

جدول ۴. نتایج مربوط به مقاومت برشی نهایی در دمای ۸۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد.

Ratio (۳،۱)	Ratio (۲،۱)	رابطه ۸ تا ۱۰ (۳)	V_u-AISC (۲)	V_u-FEM (۱)	Model
۰/۹۳	۱/۰۵۸	۶۱/۰۹	۶۹/۸۷	۶۶/۰۲	PG۴-۱
۱/۰۴	۱/۱۴۷	۹۹/۶۸	۱۱۰/۰۲	۹۵/۸۹	PG۴-۲
۱/۰۲	۱/۰۹۳	۱۴۸/۹۳	۱۵۹/۶۵	۱۴۶/۰۶	PG۴-۳
۱/۰۰	۱/۰۴۳	۲۰۹/۳۶	۲۱۸/۹۶	۲۱۰/۰۰	PG۴-۴
۱/۰۷	۱/۰۹۸	۲۸۱/۴۷	۲۸۸/۱۶	۲۶۲/۳۷	PG۴-۵
۰/۹۷	۰/۹۶۲	۳۸۹/۶۵	۳۸۴/۹۱	۴۰۰/۰۶	PG۴-۶
۰/۸۶	۰/۹۸۴	۶۱/۰۹	۶۹/۸۷	۷۱/۰۰	PG۵-۱
۰/۹۳	۱/۰۲۵	۹۹/۶۸	۱۱۰/۰۲	۱۰۷/۳۵	PG۵-۲
۰/۹۳	۰/۹۹۸	۱۴۸/۹۳	۱۵۹/۶۵	۱۶۰/۰۰	PG۵-۳
۰/۹۲	۰/۹۶۰	۲۰۹/۳۶	۲۱۸/۹۶	۲۲۸/۰۰	PG۵-۴
۰/۹۳	۰/۹۵۱	۲۸۱/۴۷	۲۸۸/۱۶	۳۰۳/۰۰	PG۵-۵
۱/۰۰	۰/۹۸۶	۳۸۹/۶۵	۳۸۴/۹۱	۳۹۰/۴۳	PG۵-۶
۰/۸۷	۰/۹۹۷	۶۱/۰۹	۶۹/۸۷	۷۰/۰۷	PG۶-۱
۰/۹۴	۱/۰۴۲	۹۹/۶۸	۱۱۰/۰۲	۱۰۵/۵۷	PG۶-۲
۰/۹۱	۰/۹۷۹	۱۴۸/۹۳	۱۵۹/۶۵	۱۶۳/۰۰	PG۶-۳
۰/۹۰	۰/۹۳۹	۲۰۹/۳۶	۲۱۸/۹۶	۲۳۳/۰۸	PG۶-۴
۰/۹۷	۰/۹۹۴	۲۸۱/۴۷	۲۸۸/۱۶	۲۹۰/۰۰	PG۶-۵
۰/۹۸	۰/۹۷۰	۳۸۹/۶۵	۳۸۴/۹۱	۳۹۶/۸۶	PG۶-۶



شکل ۸. نتایج حاصل از رابطه‌ی پیشنهادی و رابطه‌ی آیین‌نامه بر حسب لاغری ورق جان در دمای ۴۰۰°C.



شکل ۹. نتایج حاصل از رابطه‌ی پیشنهادی و رابطه‌ی آیین‌نامه بر حسب لاغری ورق جان در دمای ۸۰۰°C.

غیرفشرده و لاغر به ترتیب به حدود ۴٪ و ۷٪ می‌رسد. همچنین با افزایش دما به ۶۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد، رابطه‌ی آیین‌نامه به خصوص در ورق‌های لاغر منجر به نتایج غیرمحافظة‌کارانه‌تری می‌شود، به طوری که اختلاف بین نتایج حاصل از اجزای محدود با رابطه‌ی آیین‌نامه به حدود ۱۸ درصد می‌رسد. مطابق شکل ۱۰، رابطه‌ی آیین‌نامه منجر به نتایج دقیق‌تری در ورق‌های فشرده برای دمای ۸۰۰ درجه سانتی‌گراد می‌شود. با این حال این رابطه در ورق‌های غیرفشرده و لاغر منجر به نتایج ناایمنی می‌شود. اختلاف بین نتایج حاصل از رابطه‌ی اصلاح‌شده‌ی آیین‌نامه‌ی ۱۶-۳۶ AISC برای شرایط آتش‌سوزی و نتایج اجزای محدود در دمای ۸۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد برای ورق‌های غیرفشرده و لاغر به ترتیب به حدود ۱۰٪ و ۱۵٪ می‌رسد.

شرایط آتش‌سوزی (V_u-AISC) آورده شده است. همچنین، مقدار نسبت مقاومت برشی نهایی حاصل از رابطه‌ی اصلاح‌شده‌ی آیین‌نامه به نتایج حاصل از تحلیل اجزای محدود بر حسب پارامترهای بی‌بعد لاغری $\lambda_{w, 400-AISC}$ و $\lambda_{w, 800-AISC}$ مطابق شکل‌های ۸ تا ۱۰ ارائه شده است. مطابق شکل‌های ۸ و ۹، رابطه‌ی اصلاح‌شده‌ی آیین‌نامه منجر به نتایج دقیق‌تری در ورق‌های فشرده شده و در محدوده‌ی ایمن قرار می‌گیرد. اما با افزایش لاغری ورق جان، این رابطه منجر به نتایج ناایمن (خلاف جهت اطمینان) می‌شود. اختلاف بین نتایج حاصل از رابطه‌ی اصلاح‌شده‌ی آیین‌نامه‌ی ۱۶-۳۶ AISC برای شرایط آتش‌سوزی و نتایج اجزای محدود در دمای ۴۰۰ درجه سانتی‌گراد برای ورق‌های

۵. رابطه‌ی پیشنهادی

در این بخش، با توجه به نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود، رابطه‌ی جدیدی برای تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ با در نظر گرفتن اثر عوامل نظیر لاغری زیاد جان، کاهش مقاومت مصالح به دلیل آتش‌سوزی و همچنین اثر نقص هندسی اولیه پیشنهاد می‌شود.

به منظور افزایش دقت رابطه‌ی اصلاح شده‌ی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا در شرایط آتش‌سوزی، می‌توان ضریب کاهش برای رابطه‌ی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا ارائه کرد. به منظور تعیین ضریب کاهش مقاومت برشی در اثر آتش‌سوزی، RT و به صورت تابعی از مقدار لاغری ورق (λ)، تحلیل رگرسیون و برازش منحنی انجام می‌شود. همبستگی بین نتایج حاصل از تحلیل اجزای محدود و نتایج حاصل از منحنی $1/RT$ در شکل‌های ۸ تا ۱۰ نشان داده شده است. بر اساس فرضیات مذکور، معادله‌ی پیشنهادی نوشتار حاضر برای اصلاح رابطه‌ی آیین‌نامه در شرایط آتش‌سوزی به صورت روابط ۸ تا ۱۰ تعیین می‌شود. قابل ذکر است که ضریب همبستگی رابطه‌ی پیشنهادی، R^2 در دمای ۴۰۰، ۶۰۰ و ۸۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد به ترتیب ۰/۹۹۹، ۰/۹۹۹ و ۰/۹۹۶ به دست می‌آید.

$$V_{u-AISC,T} = RT \cdot [k_{y,T} \cdot \phi_v \cdot (\sigma_{yw,20} \cdot h \cdot t_w)] \quad \text{for } \lambda_{w,AISC,T} \leq 1/1 \quad (8)$$

$$V_{u-AISC,T} = RT \cdot \left[\phi_v \cdot \left(\sigma_{yw,20} \cdot h \cdot t_w \left[\frac{1/1 \sqrt{k_{y,T} \cdot k_{E,T}}}{\lambda_{w-AISC,T}} \right] \right) \right] \quad \text{for } \lambda_{w-AISC,T} > 1/1 \quad (9)$$

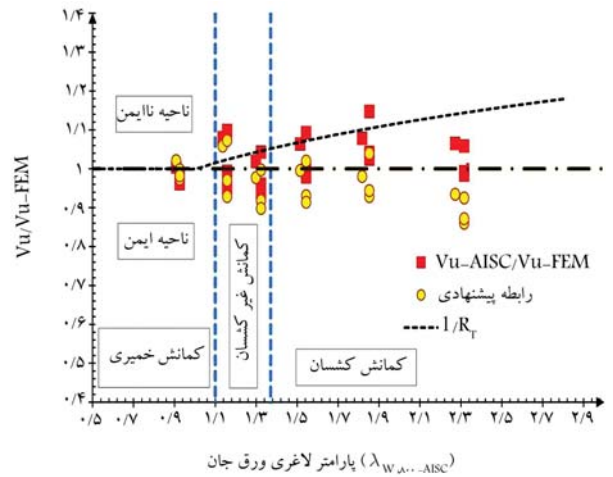
$$\begin{cases} RT = 1 & \text{for } \lambda_{w,AISC,T} < 1 \\ RT = \frac{1}{(\lambda_{w-AISC,T})^{0.16}} & \text{for } \lambda_{w,AISC,T} \geq 1 \end{cases} \quad (10)$$

۶. نتیجه‌گیری

در این پژوهش، مقاومت برشی نهایی تیرورق فولادی دارای جان با نسب ابعادی بزرگ ($3 < a/D/1eq6$) در شرایط آتش‌سوزی بررسی شد. در این راستا، روابط طراحی برشی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا (۱۶-۳۶۰-AISC) به منظور استفاده در شرایط آتش‌سوزی با ضرایب کاهش مشخصات مصالح آیین‌نامه‌ی EN 1۹۹۳-۱-۲ اصلاح شد. در ادامه، ۵۴ مدل تیرورق با جان لاغر، غیرفشرده و فشرده ساخته شده و نتایج حاصل از تحلیل آنها با نتایج روابط آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا مقایسه شد. نتایج مهم به دست آمده چنین خلاصه می‌شود:

۱. مطابق نتایج، رفتار تیرورق‌های با نسبت ابعادی بزرگ در دمای بالاتر از ۸۰۰-۷۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد، با رفتار این اجزا در دماهای پایین متفاوت خواهد بود. از جمله دلایل این امر، تغییر مد خرابی ورق به دلیل تغییر مشخصات هندسی و مصالح آن در دماهای بالا تعیین شد، به طوری که در دماهای بالاتر از ۷۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد، رفتار ورق با یک سخت‌شوندگی همراه شده و با تغییر پارامتر لاغری از ورق لاغر به ورق غیر فشرده و فشرده تبدیل شده و مقاومت بیشتری از خود نشان می‌دهد.

۲. رابطه‌ی اصلاح شده‌ی آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا برای دماهای بالا منجر به نتایج دقیق‌تر در ورق‌های فشرده شده و با افزایش لاغری ورق جان، منجر به نتایج



شکل ۱۰. نتایج حاصل از رابطه‌ی پیشنهادی و رابطه‌ی آیین‌نامه بر حسب لاغری ورق جان در دمای ۸۰۰°C.

مطابق نتایج جدول ۲ مشاهده می‌شود که در دمای ۴۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد با افزایش نسبت ابعادی پانل جان از ۴ به ۶، تغییر قابل توجهی در مقدار مقاومت برشی پانل جان رخ نمی‌دهد، به طوری که در یک لاغری ثابت، بیشترین تغییر مقاومت حدود ۳ درصد است. دلیل این امر، عدم تغییر ضریب کمانش برشی کشسان ورق برای پانل‌های جان با نسبت ابعادی $a/D > 3$ خواهد بود. این در حالی است که مطابق جداول ۳ در دمای ۶۰۰ درجه سانتی‌گراد، با افزایش نسبت ابعادی پانل جان از ۴ به ۶، اختلاف مذکور در ورق‌های لاغر به حدود ۱۲ درصد می‌رسد. همچنین، با افزایش دما به حدود ۸۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد، دوباره اختلاف مذکور کاهش یافته و در ورق‌های لاغر به حدود ۶ درصد می‌رسد. به طور کلی، مقایسه‌ی نتایج مقاومت برشی نهایی دماهای ۴۰۰ و ۶۰۰ با دمای ۸۰۰ درجه سانتی‌گراد حاکی از اختلاف رفتار برشی ورق در دماهای بالا نسبت به دماهای متوسط است. دلیل این اختلاف و تفاوت در رفتار، به صورت دقیق بررسی شده است. [۳۸] در بررسی مذکور نظریه‌ی باسلر برای تخمین مقاومت برشی با جایگزینی تنش تسلیم جان در دمای محیط با $\sigma_{yw,T} = k_y \sigma_{yw,20}$ ارزیابی شد. مطابق نتایج، توصیه شده است که برای دماهای بین ۲۰ تا ۸۰۰ درجه سانتی‌گراد، مقدار تنش تسلیم جان در دمای محیط با $k_y \sigma_{yw,20}$ و برای دماهای بالاتر از ۸۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد با عبارت $\sigma_{yw,T} = k_p \sigma_{yw,20}$ جایگزین شود. بر اساس تحقیق مذکور و نتایج نوشتار حاضر، اختلاف رفتار برشی ورق در دمای ۸۰۰ با دماهای ۴۰۰ و ۶۰۰ قابل توجه خواهد بود. از دیگر عوامل تغییر رفتار در دماهای بالا، تغییر مد خرابی ورق به دلیل تغییر مشخصات هندسی و مصالح آن خواهد بود، [۱۸] به طوری که رفتار ورق در دماهای بالاتر از ۷۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد کاملاً متفاوت با رفتار آنها در دمای پایین خواهد بود. در دماهای بالاتر از ۷۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد، رفتار ورق با یک سخت‌شوندگی همراه شده و با تغییر پارامتر لاغری از ورق لاغر به ورق غیر فشرده و فشرده تبدیل شده و مقاومت بیشتری از خود نشان می‌دهد. با این حال، مطابق شکل‌های ۸ تا ۱۰ مشاهده می‌شود که تمامی نتایج در دماهای بالا از یک روند یکسان تبعیت می‌کنند. یادآور می‌شود که این اختلاف‌ها بدین دلیل است که رابطه‌ی آیین‌نامه از ابتدا برای کاربرد در دماهای بالا پیش‌بینی نشده است. بنابراین، ارائه‌ی رابطه‌ی جدید برای تخمین مقاومت برشی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ تحت شرایط بارگذاری برش خالص در دماهای بالا ضروری است؛ در بخش ۵ نوشتار حاضر به این موضوع پرداخته‌ام.

نتایج مدل‌های اجزای محدود رابطه‌ی جدیدی برای تخمین مقاومت برشی نهایی پانل‌های جان با نسبت ابعادی بزرگ با در نظر گرفتن اثر عواملی نظیر لاغری ورق جان، کاهش مقاومت مصالح به دلیل آتش‌سوزی و همچنین اثر نقص هندسی اولیه پیشنهاد شد.

نایمن می‌شود. اختلاف بین نتایج رابطه‌ی مذکور و اجزای محدود در دمای ۴۰۰، ۶۰۰ و ۸۰۰ درجه‌ی سانتی‌گراد به ترتیب به حدود ۷٪، ۱۸٪ و ۱۵٪ می‌رسد.

۳. پس از بررسی نقص روابط آیین‌نامه‌ی فولاد آمریکا در دماهای بالا، بر اساس

منابع (References)

- Kövesdi, B., Alcaine, J., Dunai, L. and et al. "Interaction behaviour of steel I-girders; part II: Longitudinally stiffened girders", *J. Constr. Steel Res.* **103**, pp. 344-353. doi:10.1016/J.JCSR.2014.06.017 (2014).
- Dwaikat, M.M.S. "On the plastic moment-shear interaction curves of steel sections under fire," *J. Struct. Fire Eng.* **7**, pp. 97-113. doi:10.1108/JSFE-06-2016-008 (2016).
- Knobloch, M. "Stability of steel structures in fire: state-of-the-art, recent studies in Switzerland and future trends", *Stahlbau.* **83** pp. 257-264 (2014).
- Wagner, H. "Flat sheet metal girders with very thin metal web. Part I: general theories and assumptions" (1931).
- Basler, K. "Strength of plate girders in shear", *J. Struct. Div.* **87**, pp. 151-180 (1961).
- Höglund, T. "Shear buckling resistance of steel and aluminium plate girders", *Thin-Walled Struct.* **29**, pp. 13-30 doi:10.1016/S0263-8231(97)00012-8 (1997).
- EN 1993-1-5, "Eurocode3: design of steel structures - Part 1-5: Plated structural elements:" *European Committee for Standardisation (CEN)* (2006).
- Tan, K. and Qian, Z. "Experimental behaviour of a thermally restrained plate girder loaded in shear at elevated temperature", *Journal of Constructional Steel Research* **64.5**, pp. 596-606 (2008).
- Vimonsatit, V., Tan, K.H. and Qian, Z.H. "Testing of plate girder web panel loaded in shear at elevated temperature", *J. Struct. Eng.* **133**, pp. 815-824, doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(2007)133:6(815) (2007).
- Vimonsatit, V., Tan, K.H. and Ting, S.K. "Shear strength of plate girder web panel at elevated temperature," *J. Constr. Steel Res.* **63**, pp. 1442-1451. doi:10.1016/J.JCSR.2007.01.002 (2007).
- Qian, Z. and Tan, K. "Deflection behaviour of plate girders loaded in shear at elevated temperatures", *J. Constr. Steel Res.* **65**(4) pp. 991-1000 (2009).
- Scandella, C., Knobloch, M. and Fontana, M. "Numerical analysis on the fire behaviour of steel plate girders, in: Prog". *Saf. Struct. Fire Proc. 8th Int. Conf. Struct. Fire, Tongji University Press*, pp. 105-112 (2014).
- Salminen, M. "-J, M.H. of constructional steel research, undefined 2014, Numerical analysis of thin steel plates loaded in shear at non-uniform elevated temperatures", *Elsevier. Journal of Constructional Steel Research.* **97**, pp. 105-113 (2014).
- Kodur, V.K.R. and Naser, M.Z. "Effect of shear on fire response of steel beams", *J. Constr. Steel Res.* **97**, pp. 48-58. doi:10.1016/j.jcsr.2014.01.018 (2014).
- Reis, A., Lopes, N. and Real, P.V. "Shear-bending interaction in steel plate girders subjected to elevated temperatures", *Thin-Walled Struct.* **104**, pp. 34-43. doi:10.1016/j.tws.2016.03.005 (2016).
- Quan, G., Huang, S. and Burgess, I. "An analytical approach to modelling shear panels in steel beams at elevated temperatures", *Engineering Structures* **85**, pp. 73-82 (2015).
- Kodur, V.K.R. and Naser, M.Z. "Approach for shear capacity evaluation of fire exposed steel and composite beams", *J. Constr. Steel Res.* **141**, pp. 91-103 (2018).
- Pourmoosavi, G., Ghasemi, S.A.M., Azar, B.F. and et al. "Shear design curves of unstiffened plate girder web panels at high temperatures", *J. Constr. Steel Res.* **164** pp. 105808 (2020).
- Pourmoosavi, G.H., Ghasemi, S.A.M., Azar, B.F. and et al. "Numerical investigation on ultimate shear strength of long steel plate girder web panels at high temperatures", *J. Build. Eng.* **29**, pp. 101070 (2020).
- Lee, S.C., Lee, D.S. and Yoo, C.H. "Ultimate shear strength of long web panels", *J. Constr. Steel Res.* **64**, pp. 1357-1365, doi:10.1016/J.JCSR.2008.01.023 (2008).
- Höglund, T. "Shear buckling resistance of steel and aluminium plate girders", *Thin-Walled Struct.* **29**, pp. 13-30, doi:10.1016/S0263-8231(97)00012-8 (1997).
- Höglund, T. "Behaviour and strength of the web of thin plate I-girders", *Bulletin.*, **93**, pp. 13-30 (1971).
- EN 1993-1-5, "Eurocode3: design of steel structures - Part 1-5: Plated structural elements:" *European Committee for Standardisation (CEN)* (2006).
- Daley, A.J., Brad Davis, D. and White, D.W. "Shear strength of unstiffened steel I-section members", *J. Struct. Eng.* **143**, pp. 04016190. doi:10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001639 (2017).
- ANSI/AISC 360-16, "Specification for structural steel buildings", *American Inst. Steel Constr.*, pp. 1-612 (2016).
- Gheitasi, A. and Alinia, M.M. "Slenderness classification of unstiffened metal plates under shear loading", *Thin-Walled Struct.* **48**, pp. 508-518, doi:10.1016/j.tws.2010.02.004 (2010).

27. Ghadami, A. and Broujerdian, V. "Shear behavior of steel plate girders considering variations in geometrical properties", *J. Constr. Steel Res.*, doi:10.1016/j.jcsr.2018.11.009 (2019).
28. Broujerdian, V., Mahyar, P. and Ghadami, A. "Effect of curvature and aspect ratio on shear resistance of unstiffened plates", *J. Constr. Steel Res.*, **112**, pp.263-270, doi:10.1016/j.jcsr.2015.04.025 (2015).
29. Ghadami, A. and Broujerdian, V. "Flexure-shear interaction in hybrid steel I-girders at ambient and elevated temperatures," *Adv. Struct. Eng.* **22**, pp. 1501-1516, doi:10.1177/1369433218817893 (2019).
30. AASHTO, "Bridge design specifications, in", *American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, DC* (2014).
31. Abaqus 6.14. "ABAQUS analysis user's manual, ABAQUS Inc.", (2016).
32. Amani, M., Alinia, M.M. and Fadakar, M. "Imperfection sensitivity of slender/stocky metal plates", *Thin-Walled Struct.* **73**, pp. 207-215. doi:10.1016/J.TWS.2013.08.010 (2013).
33. Reis, A., Lopes, N., Real, E. and et al. "Numerical modelling of steel plate girders at normal and elevated temperatures", *Fire Saf.* **J.86**, pp. 1-15, doi:10.1016/j.firesaf.2016. 08.005 (2016).
34. Alinia, M., Hosseinzadeh, S. and Habashi, H. "Numerical modelling for buckling analysis of cracked shear panels", *Thin-Walled Struct.* **45**, pp. 1058-1067. (2007).
35. Amani, M., Edlund, B.L.O. and Alinia, M.M. "Buckling and postbuckling behavior of unstiffened slender curved plates under uniform shear", *Thin-Walled Struct.* **49**, pp. 1017-1031. doi:10.1016/j.tws. 2011.03.007 (2011).
36. Lee, S.C. and Yoo, C.H. "Experimental study on ultimate shear strength of web panels", *J. Struct. Eng.* **125** pp. 838-846. doi:10.1061/(ASCE)0733- 9445(1999)125: 8(838) (1999).
37. EN 1993-1-2, "Eurocode3: design of steel structures - Part 1-2: general rules - structural fire design: *European Committee for Standardisation (CEN)* (2005).
38. Garlock, M.E.M. and Glassman, J.D. "Elevated temperature evaluation of an existing steel web shear buckling analytical model", *J. Constr. Steel Res.* **101**, pp. 395-406. doi:10.1016/J.JCSR.2014.05.021 (2014).