

ارائه روش جدید مبتنی بر نمودار برای طراحی برشی ورقهای فولادی در دماهای بالا

عباس قدمی^{۱*}، غزاله پورموسوی^۲، علی قمری^۳

۱- استادیار، گروه مهندسی عمران، دانشگاه شهید مدنی آذربایجان، تبریز، ایران، abbasghadami@azaruniv.ac.ir

۲- پژوهشگر پسا دکتری، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه تبریز، تبریز، ایران، pourmoosavicivil@tabrizu.ac.ir

۳- پژوهشگر پسا دکتری، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه صنعتی شریف، تهران، ایران، aghamari@sharif.edu

چکیده

افزایش استفاده از ورق‌های جدار نازک، لزوم بررسی عمیق‌تر رفتار این اعضا را نشان می‌دهد. با توجه به هزینه قابل توجه انجام کارهای آزمایشگاهی و از طرفی عدم دسترسی همیشگی به نرم‌افزارهای شبیه‌سازی عددی پیشرفته نظیر آباکوس، انسیس و...، نیاز به وجود روش طراحی ساده جهت ارزیابی مقاومت برشی ورق-ها احساس می‌شود. این نیاز در دماهای بالا با توجه به تغییر مد خرابی برشی ورق فولادی در برابر حرارت بیش از پیش خود را نشان می‌دهد. در این مقاله، روابط طراحی برشی آیین‌نامه فولاد و پل آمریکا به کمک ضرایب کاهش آیین‌نامه اروپا برای استفاده در دماهای بالا اصلاح شده و روابط و نمودارهای طراحی جهت تخمین مقاومت برشی نهایی و دمای متناظر با لحظه خرابی انواع ورق (سخت‌شده و سخت‌نشده) با شرایط مرزی مختلف با در نظر گرفتن تغییر مد خرابی پیشنهاد شده است. مطابق نتایج، نمودارهای پیشنهادی در هر دو دمای محیط و دمای بالا در ورق‌های فشرده دارای دقت بیشتری نسبت به ورق‌های غیرفشرده و لاغر هستند. بدین ترتیب که حداکثر اختلاف بین نتایج نمودارهای پیشنهادی و نتایج شبیه‌سازی اجزاء محدود مقاله حاضر در دمای محیط در ورق‌های فشرده، غیرفشرده و لاغر به ترتیب به حدود ۱/۱٪، ۲۳٪ و ۲۸٪ می‌رسد. از طرفی نمودارهای پیشنهادی در دمای ۴۰۰ و ۶۰۰ درجه سانتیگراد تقریباً با حفظ دقت خود در محدوده ورق‌های فشرده، در تخمین مقاومت برشی ورق‌های غیرفشرده و لاغر منجر به خطایی در حدود ۳٪ تا ۱۱٪ می‌شوند. همچنین، حداکثر خطا در مقایسه با نتایج آزمایشگاهی و عددی سایر محققین به ترتیب به حدود ۲۰٪ و ۴٪ محدود می‌شود.

کلمات کلیدی

آتش‌سوزی، لاغری ورق، تیرورق فولادی، مقاومت برشی، نمودار طراحی

تیرورق‌ها معمولاً در صنعت ساخت و بخصوص در ساختمانهای با تجمع زیاد و پل‌ها استفاده می‌شوند. به طور کلی در یک تیرورق، هر یک از اجزای آن (بال و جان) یک وظیفه مشخصی دارد که این اجزا؛ برای تحمل یک بار مشخص طراحی می‌شوند. وظیفه اصلی جان، نگهداشتن بال تیرورق در یک فاصله مناسب می‌باشد. با فرض اینکه در یک تیرورق کل برش عرضی توسط ورق جان تحمل شود، لحظه متناظر با مقاومت برشی نهایی مقطع زمانی خواهد بود که ورق جان به صورت یکنواخت جاری شده و باند تسلیم کششی تشکیل شود [۱]. قابل ذکر است که در صورت بروز کماتش برشی جان، باربری آن به پایان نمی‌رسد؛ بلکه مکانیزم باربری تغییر کرده و حوزه کشش قطری در جان تیرورق ایجاد می‌شود. این فرآیند در اصطلاح عمل میدان کششی نامیده شده که منجر به ایجاد مقاومت پس از کماتش ورق جان می‌شود. آتش‌سوزی حادثه ناگواری است که هر ساله بسیاری از ساختمانها اعم از مجتمع‌های مسکونی، اداری، کارخانجات و... را به کام خود می‌کشد. یک حادثه آتش‌سوزی در ساختمان‌های بلندمرتبه می‌تواند عواقب جبران‌ناپذیر و خسارت جانی و مالی فراوانی را به همراه داشته باشد. بدنه خودروها، مخازن، سازه هواپیما و کشتی‌ها، دیوارهای برشی فولادی و بسیاری دیگر از سازه‌های دریایی و هوایی مثال‌هایی از محل کاربرد ورق‌های جدارنازک هستند. این نوع سازه‌ها، مشابه ساختمانها، نیاز به تحلیل و طراحی در شرایط آتش‌سوزی دارند. در حال حاضر پراکندگی و ابهامات زیادی در روابط آیین‌نامه‌ها به منظور تعیین ظرفیت ورق‌ها و تیرورق‌ها در دماهای بالا وجود دارد [۲-۳]. با توجه به اهمیت موضوع و کاربرد آن در صنعت، و همچنین بحث تغییر لاغری و نتیجتاً تغییر مد خرابی ورق‌ها در شرایط آتش‌سوزی، بررسی رفتار ورق‌ها و تیرورق‌ها در دماهای بالا لازم می‌باشد. در ادامه به بررسی مهمترین تحقیقات انجام شده در زمینه مذکور پرداخته می‌شود.

۱-۱- تاریخچه تحقیقات

کمانش برشی نوعی کماتش موضعی ناشی از تلاش برشی می‌باشد که اولین بار در سال ۱۹۳۱ و توسط واگنر [۴] برای ارزیابی مقاومت پس‌کمانش پانل سازه‌ی هواپیما مطالعه شد. در اواخر دهه ۱۹۵۰، تحقیقات انجام شده توسط باسلر [۵]، انجمن سازه‌های فولادی آمریکا را برای وارد کردن بحث مقاومت پس‌کمانش به مقررات خود سوق داد. بعدها، تحقیقات هوگلند [۶] منجر به پیشنهاد روش حوزه تنش دوران یافته شد، که به عنوان پایه‌ی روش مذکور آیین‌نامه اروپا [۷] برای کنترل مقاومت برشی نهایی تیرورق‌ها پذیرفته شده است. در شرایط آتش‌سوزی، احتمال بروز پدیده کماتش در اعضای سازه‌ای، با توجه به کاهش مشخصات مکانیکی فولاد، بدلیل حضور در دماهای بالا، افزایش می‌یابد. در سال ۲۰۰۷، تان و کیان [۸] به صورت آزمایشگاهی و عددی به بررسی پدیده کماتش برشی در دماهای بالا پرداختند. در این پژوهش، بررسی آزمایشگاهی با مطالعه رفتار ۲۰ نمونه تیرورق فولادی دوسر ساده تحت برش انجام شده است. به منظور شبیه‌سازی اثر قید حرارتی اعضای مجاور، قیدهای محوری اضافی بر تیر اعمال شد. مقایسه و بررسی نتایج عددی و آزمایشگاهی، حاکی از دقت قابل قبول شبیه‌سازی عددی در تخمین رفتار و بار نهایی تیرورق و کاهش قابل توجه مقاومت برشی نهایی بدلیل اثر حرارت بود. همچنین، وجود قید حرارتی منجر به کاهش ظرفیت برشی نهایی جان تیرورق نسبت به حالت بدون قید، بخصوص با افزایش میزان سختی قید محوری و افزایش لاغری ورق جان، می‌شود. ویمونساتیت و همکارانش به صورت آزمایشگاهی و با بررسی ۱۸ نمونه تیر دو سر ساده در ۵ گروه، ۲ گروه تیر گرم نورد شده و ۳ گروه تیرورق، به بررسی رفتار برشی پانل جان در دماهای ۴۰۰، ۵۵۰ و ۷۰۰ درجه سانتیگراد پرداختند. در این تحقیق، مکانیزم‌های کماتش برشی، عمل میدان کششی قطری و تشکیل مفصل پلاستیک در بال تیر مورد بررسی قرار گرفته و نتایج آزمایشگاهی با نتایج تحلیل اجزای محدود و تئوری مقایسه شد. نتایج حاکی از تطابق قابل قبول نتایج آزمایشگاهی، اجزای محدود و تئوری بود. در برخی نمونه‌ها، نتایج حاصل از تحلیل‌های عددی و تئوری بیش از نتایج آزمایشگاهی تعیین شده بود که دلیل این امر، وجود تنش پسماند و تأثیر آن بر کاهش مقاومت برشی معرفی شده است. مطابق نتایج تحقیق مذکور، در یک دمای مشخص، ورق‌های ضخیم مقاومت برشی بیشتری نسبت به ورق‌های لاغر دارند. همچنین، برای دماهای بسیار بالا، بدلیل غیرخطی بودن بیش از حد مشخصات مکانیکی مصالح فولادی در این بازه دما، مد خرابی کماتش برشی کمتر اتفاق می‌افتد [۹]. ویمونساتیت و همکارانش [۱۰] به کمک روش اجزای محدود و روش تحلیلی به تخمین مقاومت برشی تیرورق فولادی دارای سخت‌کننده عرضی در شرایط آتش‌سوزی پرداختند. در این پژوهش، یک مدل تحلیلی به منظور تخمین بار خرابی در بارگذاری برشی دمای بالا، با در نظر گرفتن قیدهای محیطی (محوری) موجود و تنش‌های محوری ناشی از آن و

مشخصات مصالح وابسته به دما، ارائه شد. روابط ارائه شده قابل استفاده در شرایط بارگذاری برشی خالص و بارگذاری همزمان برش و نیروی محوری می‌باشد. در این پژوهش، با فرض توزیع یکنواخت دما در جان تیوروق، روند تعیین مقاومت جان تیوروق، به صورت جداگانه برای دو هدف: (۱) تعیین مقاومت برشی متناظر با یک شرایط دمایی مشخص و (۲) تعیین حد نهایی دما برای یک نیروی برشی و قید محوری مشخص، ارائه شده است. مطابق نتایج، مد خرابی کمانش جان، غالباً مد حاکم بر خرابی تیوروق در دمای بالا معرفی شد. همچنین تأثیر قید محوری در تعیین حد نهایی دما، در تیوروق‌هایی که تحت برش بسیار زیاد قرار دارند، قابل توجه خواهد بود.

در سال ۲۰۰۹، کیان و تان، به روش تحلیلی با ترکیب تئوری کلاسیک ورق‌ها و روش گلرکین به بررسی تغییرشکل داخل و خارج از صفحه تیوروق‌های فولادی تحت اثر برش و در دماهای بالا پرداختند. جان تیوروق با شرایط تکیه‌گاهی چهار طرف ساده و تحت تنش برشی و تنش محوری فشاری مدلسازی شده و اثر وجود نقص‌های هندسی اولیه خارج از صفحه نیز در نظر گرفته شد. بررسی نتایج مربوط به تغییرشکل قائم و خارج از صفحه پانل جان، 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 تیوروق‌های که در دمای معمولی و تحت اثر لنگر خمشی؛ با کمانش موضعی بال به باربری نهایی خود می‌رسند، ممکن است در دماهای بالا بدلیل کمانش برشی جان به باربری نهایی برسند. در حقیقت، اختلاف زیاد ضخامت بین بال و جان، می‌تواند منجر به افزایش سریع دمای جان نسبت به بال و بروز تنش فشاری اضافی ناشی از حرارت در قسمت فشاری جان شود که این فشار اضافی در دمای معمولی وجود ندارد. مطابق نتایج تحقیق مذکور مشاهده می‌شود که بحث تغییر مد خرابی تیوروق‌ها در دمای بالا موضوعی است که در تحقیقات مختلف کمتر بررسی شده است [۱۲]. برای ورق‌هایی که با ایجاد دمای یکنواخت در تمام سطح ورق تحت بارگذاری قرار گرفته‌اند، نتایج بررسی‌های آزمایشگاهی متعددی وجود دارد [۹-۱۸]. این درحالی است که در عمل، و با بررسی وقوع آتش‌سوزی در یک سازه واقعی، توزیع دما در گوشه‌های ورق متفاوت خواهد بود. در این زمینه و تا سال ۲۰۱۳، هیچ نتیجه آزمایشگاهی و تئوری ارائه نشده است. مقاومت برشی تیوروق‌های جدار نازک، در هر دو دمای معمولی و بالا، با افزایش بار برشی شامل سه مؤلفه (۱) کمانش برشی، (۲) تشکیل باند تسلیم و رفتار پس کمانشی و (۳) مشارکت بال‌های تیوروق می‌باشد. در سال ۲۰۱۴، سالمین و هینیسو، به منظور بررسی رفتار برشی ورق‌های جدار نازک در دماهای بالا با توزیع دمای غیریکنواخت در ارتفاع ورق، دو مؤلفه اول رفتار ورق‌ها را در نظر گرفتند. در این پژوهش، به کمک روش اجزای محدود، ۱۲ ورق جدار نازک فولادی در ۱۸ توزیع دمای غیریکنواخت بررسی گردید. در این تحقیق، روش طراحی جدیدی برای تخمین مقاومت برشی ورق‌های تحت بار برشی در دماهای بالا و غیریکنواخت ارائه گردید [۱۳].

در سال ۲۰۱۴، کودور و ناصر، به کمک تحلیل اجزای محدود به بررسی رفتار تیوروق‌ها در برابر آتش‌سوزی پرداختند. در این پژوهش، اشکال مختلف بارگذاری، لاغری پانل جان و عایق‌بندی در برابر آتش‌سوزی در نظر گرفته شد. مطابق نتایج این تحقیق، تحت شرایط خاص، با افزایش دما، ظرفیت برشی سریعتر از ظرفیت خمشی تنزل می‌یابد؛ که در این حالت، مدهای خرابی برشی می‌توانند به عنوان مدهای خرابی غالب در رفتار تیوروق مطرح شوند [۱۴]. در سال ۲۰۱۶، ریس و همکارانش به صورت عددی به بررسی رفتار تیوروق‌های فولادی دارای بال فشرده و جان نازک تحت اثر بارگذاری برشی در دمای بالا پرداختند. در این تحقیق، مطالعات عددی به منظور بررسی تأثیر ورق انتهایی صلب و غیرصلب در مقاومت برشی نهایی با در نظر گرفتن محدوده‌ای از لاغری، نسبت ابعادی و مصالح مختلف انجام شده است. در این پژوهش با ذکر این نکته که در آیین‌نامه اروپا هیچ روش خاصی برای تعیین کمانش برشی در دمای بالا ارائه نشده، به مقایسه نتایج عددی با روابط آیین‌نامه پرداخته شده است (در آیین‌نامه مذکور صرفاً با پیشنهاد ضریب کاهش مقاومت فولاد تحت آتش‌سوزی این موضوع لحاظ شده است). مطابق نتایج تحقیق، روابط آیین‌نامه منجر به نتایج غیرمحافظة‌کارانه می‌شود. بدین منظور در ادامه تحقیق، روشی جدید برای تعیین مقاومت برشی نهایی تیوروق فولادی با در نظر گرفتن ورق انتهایی و بارگذاری دمای بالای آن، ارائه شد [۱۵]. کوان و همکارانش، بر اساس تئوری میدان کشش قطری، مدل تحلیلی جدیدی برای بررسی رفتار برشی جان تیوروق، ارائه نمودند. مدل ارائه شده، علاوه بر لحاظ میزان کاهش مقاومت تیر بعد از کمانش جان، قادر به تخمین مقاومت برشی و تغییر مکان قائم پانل جان از لحظه شروع بارگذاری تا لحظه شکست می‌باشد. در این پژوهش، به منظور بررسی دقت مدل پیشنهادی، از نرم‌افزار آباکوس و مدلسازی چندین نمونه تیوروق کمک گرفته شد. مقایسه نتایج عددی و تحلیلی، برای تیرهایی

که مکانیزم کمانش برشی جان؛ مد اصلی خرابی بود، نشانگر دقت قابل قبول مدل تحلیلی بود. ولی، با افزایش طول تیر و تغییر مد خرابی تیر از کمانش برشی جان به کمانش بال، میزان اختلاف نتایج عددی و تحلیلی زیاد می‌باشد [۱۶].

در سال ۲۰۱۸، کودور و ناصر [۱۷]، روشی ساده و مبتنی بر نمودار جهت ارزیابی کاهش مقاومت برشی تیورق‌های کامپوزیت و غیرکامپوزیت در شرایط آتش‌سوزی ارائه کرده و صحت آن به کمک مقایسه با نتایج روش اجزای محدود و نتایج آزمایشگاهی مورد بررسی قرار گرفت. روش پیشنهادی قابلیت در نظر گرفتن سه پارامتر ۱- کاهش مقاومت بدلیل دما، ۲- ناپایداری هندسی مقطع و ۳- میزان عملکرد کامپوزیت بین دال بتنی و تیورق را دارد. از جمله نقص تحقیق مذکور، ارائه نمودارهای پیشنهادی جهت محاسبه 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 ارائه روشی مبتنی بر دیاگرام، دیاگرام‌های طراحی برشی برای پانلهای جان سخت‌نشده 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، رابطه اصلاح شده لی [۲۰] دارای دقت بالایی در تخمین مقاومت برشی نهایی پانلهای جان فشرده با نسب ابعادی بزرگ می‌باشد. با این حال، رابطه مذکور در لاغری‌های زیاد منجر به نتایجی در خلاف جهت اطمینان با حداکثر خطایی در حدود ۴۰ درصد می‌شود. لذا این محققین بر اساس نتایج مدل‌های اجزای محدود رابطه جدیدی برای تخمین مقاومت برشی نهایی پانلهای جان با نسب ابعادی بزرگ با در نظر گرفتن اثر عواملی نظیر لاغری زیاد جان، کاهش مقاومت مصالح بدلیل آتش‌سوزی و همچنین اثر نقص هندسی اولیه پیشنهاد کردند.

۱-۲-۱- مقاومت برشی ورق و تیورق در دمای محیط

۱-۲-۱-۱- مقاومت کمانش برشی الاستیک - روش باسلر

باسلر [۲۱-۲۳] اولین پژوهشگری بود که به بررسی رفتار پس از کمانش تیرهای گرم نورد شده پرداخت. مقاومت پس از کمانش تیرها ناشی از عملکرد میدان کششی است. مطابق فرضیات باسلر، افزایش برش خالص وارد بر پانل تا لحظه وقوع کمانش ادامه پیدا می‌کند. بعد از وقوع کمانش، تنش فشاری اصلی در جهت عمود بر تنش کششی ثابت باقی می‌ماند [۲۳-۲۴] در نگاه اول ممکن است اینطور بنظر برسد که تشکیل باند تسلیم کششی و بروز رفتار پس از کمانش؛ مستلزم انتقال تنش‌ها از طریق بال تیر و سخت‌کننده‌های عرضی آن است [۲۳]. ولی، در بررسی‌های آزمایشگاهی و عددی، لی و یو [۲۵]، لی و همکاران [۲۶-۲۷] و پورموسوی و همکاران [۱۹] نشان دادند که بالها و سخت‌کننده‌های عرضی لزوماً تأثیری در تشکیل باند تسلیم کششی ندارند.

مقاومت کمانش برشی الاستیک پانل جان تحت اثر برش خالص در دمای محیط (۲۰ تا ۱۵۰ درجه سانتیگراد)، $V_{cr,20}$ ، به کمک رابطه کلاسیک کمانش ورق‌ها مطابق رابطه ۱ بیان می‌شود.

$$V_{cr,20} = K \frac{\pi^2 E_{20} t_w^2}{12(1-\nu^2) D} \quad (1)$$

که در آن، E_{20} مدول الاستیسته در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد، ν نسبت پواسون، t_w ضخامت جان، D ارتفاع جان و K ضریب کمانش برشی الاستیک خواهد بود که مقدار این ضریب به شرایط مرزی و نسبت ابعادی ورق بستگی دارد [۲۸]. قابل ذکر است که در روش باسلر، ضریب کمانش برشی الاستیک پانل با شرایط مرزی ۴ طرفی ساده، K_{ss} ، مطابق رابطه ۲ و ۳ تعیین می‌شود. در این روابط، ϕ نسبت ابعادی پانل جان و a فاصله سخت‌کننده‌های عرضی می‌باشد. نکته مهم در رابطه باسلر این است که رفتار پانل جان تیورق را به صورت ۴ طرف ساده فرض شده و بال‌ها سختی لازم برای ایجاد سختی پیچشی در اطراف پانل جان را ندارند.

$$K_{ss} = 4 + \frac{5.34}{\phi^2} \quad \text{for } \phi = a/D < 1 \quad (2)$$

$$K_{ss} = 5.34 + \frac{4}{\phi^2} \quad \text{for } \phi = a/D \geq 1 \quad (3)$$

۲-۲-۱- مقاومت کمانش برشی الاستیک - روش اصلاح شده باسلر (روش لی و همکاران)

لی و همکارانش [۲۹] با بررسی رفتار برشی تیورورق‌های فولادی، روشی جدید با عنوان روش اصلاح شده باسلر برای محاسبه ضریب کمانش برشی الاستیک پیشنهاد کردند که به نسبت ضخامت بال به جان، t_f/t_w ، بستگی دارد. این محققین نشان دادند که شرایط مرزی واقعی جان تیورورق در مجاورت بالها و در ابعادهای متداول بال و جان، از تکیه‌گاه ساده فاصله گرفته و به گیردار نزدیکتر می‌باشد. این پژوهشگران جهت محاسبه مقاومت کمانش برشی الاستیک پانل جان تیورورق‌ها روابط زیر برای محاسبه ضریب کمانش برشی الاستیک (K_{Lee}) پیشنهاد کردند.

$$K_{Lee} = K_{ss} + \frac{4}{5}(K_{sf} - K_{ss}) \left[1 - \frac{2}{3} \left(2 - \frac{t_f}{t_w} \right) \right] \quad \text{for } 0.5 \leq \frac{t_f}{t_w} < 2 \quad (۴)$$

$$K_{Lee} = K_{ss} + \frac{4}{5}(K_{sf} - K_{ss}) \quad \text{for } \frac{t_f}{t_w} \geq 2 \quad (۵)$$

$$K_{sf} = \frac{5.34}{\phi^2} + \frac{2.31}{\phi} + 8.39\phi - 3.44 \quad \text{for } \phi = a/D < 1 \quad (۶)$$

$$K_{sf} = 8.98 + \frac{5.61}{\phi^2} - \frac{1.99}{\phi^3} \quad \text{for } \phi = a/D \geq 1 \quad (۷)$$

در این روابط، K_{sf} ضریب کمانش برشی الاستیک پانل با شرایط مرزی ۲ طرفی ساده و ۲ طرف گیردار خواهد بود. با بررسی رابطه ۵ مشاهده می‌شود که در بازه ضخامت متداول بال و جان تیورورق‌ها، محل اتصال بال به جان تا ۸۰ درصد گیردار می‌باشد. به منظور دستیابی به رابطه ساده و کاربردی، آیین‌نامه پل آمریکا [۳۰] در بند ۶-۱۰-۳-۷ و همچنین آیین‌نامه فولاد آمریکا [۳۱] در بند ۵-G2-5 رابطه ۸ را جهت محاسبه ضریب کمانش برشی الاستیک پانل جان سخت‌شده با سخت‌کننده عرضی را پیشنهاد کرده‌اند. قابل ذکر است که طبق بند ۶-۱۰-۹-۱ آیین‌نامه پل آمریکا، پانلهای جان بدون یک سخت‌کننده طولی با نسبت ابعادی کمتر از ۳ و یا پانلهای جان با یک عدد یا بیشتر سخت‌کننده طولی با نسبت ابعادی کمتر از ۱/۵ به عنوان پانلهای سخت‌شده تلقی می‌شوند. برای محاسبه ضریب کمانش برشی الاستیک پانل جان سخت‌نشده با نسبت ابعادی $a/D > 3$ ، آیین‌نامه پل آمریکا [۳۰] در بند ۶-۱۰-۹ مقدار $K_{AASHTO} = 5$ و آیین‌نامه فولاد آمریکا [۳۱] در بند ۵-G2-5 مقدار $K_{AISC} = 5.34$ را پیشنهاد می‌کند.

$$K_{AASHTO} = K_{AISC} = 5 + \frac{5}{\phi^2} \quad \text{for } \phi = a/D \leq 3 \quad (۸)$$

۳-۲-۱- مقاومت برشی نهایی طبق AISC360-16

هوگلند [۶] با اصلاح روش پیشنهاد شده قبلی خود [۶،۳۲]، روشی جدید برای محاسبه مقاومت برشی نهایی پانل جان تیورورق ارائه کرد که رابطه پیشنهادی؛ پایه و اساس روابط آیین‌نامه اروپا [۷] است. در سال ۲۰۱۷، ورژن اصلاح شده ای از روش هوگلند توسط دالی و همکارانش [۲۴] ارائه شد که در آیین‌نامه فولاد آمریکا [۳۱] مورد استفاده قرار گرفته است. مطابق فصل G آیین‌نامه فولاد آمریکا که بر اساس تئوری باسلر ارائه شده است، مقاومت برشی طراحی ورق و تیورورق در دمای محیط، $V_{u-AISC,20} = \phi_v V_{n-AISC,20}$ ، بدون لحاظ عملکرد میدان کششی و با نقص هندسی کوچک در حدود $D/120000$ ، بایستی مطابق روابط زیر تعیین گردد. قابل ذکر است که در صورت نیاز به لحاظ عملکرد میدان کششی در طراحی ورق و تیورورق، میتوان به روابط G2-6 تا G2-11 فصل G آیین‌نامه فولاد آمریکا مراجعه نمود.

$$V_{u-AISC,20} = \phi_v (0.6 \sigma_{yw,20} h t_w) \quad \text{for } \lambda_{w-AISC,20} \leq 1.1 \quad (۹)$$

$$V_{u-AISC,20} = \phi_v \left(0.6 \sigma_{yw,20} h t_w \left[\frac{1.1}{\lambda_{w-AISC,20}} \right] \right) \quad \text{for } \lambda_{w-AISC,20} > 1.1 \quad (۱۰)$$

که در آن، $V_{n-AISC,20}$ مقاومت برشی اسمی در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد، $\phi_v = 0.9$ ضریب کاهش مقاومت برای برش، $\sigma_{yw,20}$ تنش تسلیم ورق جان در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد، h ارتفاع کل تیورورق و $\lambda_{w-AISC,20}$ پارامتر بی‌بعد لاغری جان در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد است که مطابق رابطه زیر تعیین می‌شود.

$$\lambda_{w-AISC,20} = \frac{D}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_{yw,20}}{K_{AISC} E_{20}}} \quad (11)$$

که در آن، K_{AISC} ضریب کمانش برشی الاستیک طبق آیین‌نامه فولاد آمریکا خواهد بود. طبق این آیین‌نامه، مقدار ضریب کمانش برشی الاستیک برای ورق یا پانل جان سخت‌شده مطابق رابطه ۸ تعیین می‌شود و برای ورقهای سخت‌نشده برابر عدد ۵/۳۴ خواهد بود. قابل ذکر است که بر اساس مقدار پارامتر بی‌بعد لاغری جان، ورق جان یا هر ورقی می‌تواند به سه دسته لاغر، غیرفشرده (متوسط) و فشرده (ضخیم) تقسیم شود [۳۳-۳۵]. 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 پلاستیک و ورق لاغر با کمانش الاستیک 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 غیرالاستیک خواهد بود.

۴-۲-۱- مقاومت برشی نهایی طبق AASHTO-14

مطابق بند ۶-۱۰-۹ آیین‌نامه پل آمریکا، مقاومت برشی طراحی ورق و جان تیرورق سخت نشده و سخت شده در دمای محیط، $V_{u-AASHTO,20} = \phi_v V_{n-AASHTO,20}$ بایستی به ترتیب مطابق بند ۶-۱۰-۹ و ۶-۱۰-۳ تعیین گردد. طبق این آیین‌نامه، مقاومت مقاومت برشی پانل جان سخت شده میانی دارای شرایط رابطه ۱۲ (با لحاظ عملکرد میدان کششی) و مقاومت برشی پانل جان انتهایی (بدون لحاظ عملکرد میدان کششی) به ترتیب باید مطابق روابط ۱۳ و ۱۴ تعیین گردد. همچنین مقاومت برشی پانل جان سخت نشده نیز با فرض ضریب کمانش برشی الاستیک $K_{AASHTO}=5$ باید مطابق رابطه ۱۴ تعیین گردد.

$$\frac{2Dt_w}{b_{fc}t_{fc} + b_{ft}t_{ft}} \leq 2.5 \quad (12)$$

$$V_{u-AASHTO,20} = \phi_v \left(0.58 \sigma_{yw,20} Dt_w \right) \left[C + \frac{0.87(1-C)}{\sqrt{1 + \left(\frac{a}{D}\right)^2}} \right] \quad (13)$$

$$V_{u-AASHTO,20} = \phi_v C \left(0.58 \sigma_{yw,20} Dt_w \right) \quad (14)$$

$$C = 1 \quad \text{for } \lambda_{w,20-AASHTO} \leq 1.12 \quad (15)$$

$$C = \frac{1.12}{\lambda_{w-AASHTO,20}} \quad \text{for } 1.12 < \lambda_{w-AASHTO,20} \leq 1.40 \quad (16)$$

$$C = \frac{1.57}{(\lambda_{w-AASHTO,20})^2} \quad \text{for } \lambda_{w-AASHTO,20} > 1.40 \quad (17)$$

که $V_{n-AASHTO,20}$ مقاومت برشی اسمی در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد و $\lambda_{w-AASHTO,20}$ پارامتر بی‌بعد لاغری جان در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد است که مطابق رابطه ۱۸ تعیین می‌شود. در این رابطه، K_{AASHTO} ضریب کمانش برشی الاستیک است که مطابق رابطه آیین‌نامه پل آمریکا تعیین شده است. طبق این آیین‌نامه، مقدار ضریب کمانش برشی الاستیک برای ورق یا پانل جان سخت‌شده مطابق رابطه ۸ تعیین می‌شود و برای ورقهای سخت‌نشده برابر عدد ۵ خواهد بود.

$$\lambda_{w-AASHTO,20} = \frac{D}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_{yw,20}}{K_{AASHTO} E_{20}}} \quad (18)$$

۳-۱- اهداف پژوهش

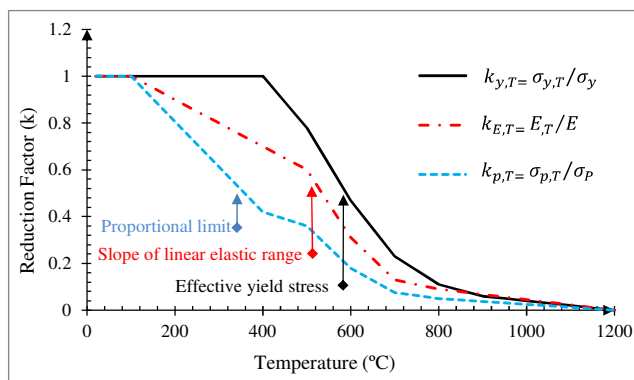
افزایش استفاده از ورق‌های جدار نازک، لزوم بررسی عمیق‌تر رفتار این اعضا را نشان می‌دهد [۳۵]. با توجه به هزینه قابل توجه انجام کارهای آزمایشگاهی و از طرفی عدم دسترسی همیشگی به نرم‌افزارهای شبیه‌سازی عددی پیشرفته نظیر آباکوس، انسیس و...

نیاز به وجود روش طراحی ساده و سریع جهت ارزیابی مقاومت برشی انواع ورق و تیوروق احساس می‌شود. این نیاز در دماهای بالا با توجه به تغییر مد خرابی برشی ورق بدلیل ضعف مصالح فولادی در برابر حرارت بیش از پیش خود را نشان می‌دهد. آیین‌نامه فولاد آمریکا [۳۱] علی‌رغم اینکه دستورالعمل‌های جامعی برای پیش‌بینی رفتار ورق‌های برشی در پانل جان تیوروق‌های I شکل در دمای محیط ارائه می‌دهد، اما به حوزه دماهای بالا وارد نشده و تحقیقاتی نیز در این زمینه گزارش نکرده است. در مرجع [۱۸] نیز رفتار برشی پانلهای جان سخت‌نشده با نسبت ابعادی بزرگ در دماهای بالا و به کمک اصلاح روابط آیین‌نامه فولاد آمریکا [۳۱] بررسی شده است، که کاربرد روش پیشنهادی مرجع مذکور را صرفاً به ورق‌های جان سخت‌نشده تیوروق‌های I شکل در صنعت ساختمان (ورق‌های سخت‌نشده با شرایط مرزی ۴ طرف ساده) محدود میکند. همچنین، مطابق پیشینه پژوهش، اکثر تحقیقات نتایج خود را بر اساس پارامتر لاغری جان، D/t_w ، ارائه کرده‌اند که این پارامتر قادر به لحاظ تأثیر شرایط مرزی و مشخصات مصالح ورق در بررسی رفتار برشی آن نیست [۳۹، ۳۷، ۳۵-۳۴، ۱۸]. در این راستا نیاز اساسی به بازنگری روابط طراحی برشی بر اساس یک پارامتر موثر دیگر احساس می‌شود.

مقاله حاضر در تکمیل نواقص روابط پیشنهادی مرجع [۱۸]، روشی ساده، سریع و مبتنی بر نمودار جهت بررسی رفتار برشی و همچنین تخمین مقاومت برشی نهایی ورق‌ها در دماهای بالا ارائه شده است. در این پژوهش، مفاهیم مرجع [۱۸] برای انواع ورق (سخت شده و سخت نشده) با شرایط مرزی مختلف در صنعت ساختمان و پل‌سازی به کمک روابط آیین‌نامه فولاد آمریکا [۳۱] و آیین‌نامه پل آمریکا [۳۰] بسط داده شده است. در این راستا، روابط طراحی برشی آیین‌نامه‌های مذکور به منظور استفاده در شرایط آتش‌سوزی (دماهای بالا) با اعمال ضرایب کاهش آیین‌نامه EN1993-1-2 [۳۶] اصلاح خواهد شد. سپس، با بازنویسی روابط بر اساس یک پارامتر موثر تحت عنوان پارامتر بی‌بعد لاغری ورق، λ_w ، نمودارهای طراحی برای رسیدن به دو هدف ارائه می‌شود: (۱) تعیین مقاومت برشی نهایی متناظر با یک شرایط دمایی مشخص (شرایط دمای ثابت) و (۲) تعیین حد نهایی دما برای یک نیروی برشی مشخص (شرایط بارگذاری ثابت). در هدف شماره ۱، منظور از مقاومت برشی نهایی، مقاومت ورق در برابر حریق در لحظه‌ای است که ورق یا جان تیوروق دچار زوال باربری خواهد شد. از طرفی، در هدف شماره ۲، منظور از دمای نهایی، دمایی است که پانل جان تحت شرایط بارگذاری موجود (بارگذاری ثابت) در آن دما به باربری نهایی خود می‌رسد. در انتها، اعتبارسنجی نمودارهای پیشنهادی به کمک روش اجزای محدود پژوهش حاضر و نتایج آزمایشگاهی و عددی موجود بررسی خواهد شد.

۲- نمودارهای طراحی پیشنهادی

در این بخش نمودارهای طراحی جهت بررسی و تخمین مقاومت برشی نهایی و همچنین دمای متناظر با لحظه خرابی ورق‌ها و تیوروق‌های فولادی (دمای نهایی) بر حسب لاغری ورق و دمای آن ارائه می‌شود. به منظور در نظر گرفتن اثرات آتش‌سوزی بر مشخصات فولاد، ضرایب کاهش مشخصات مصالح آیین‌نامه EN1993-1-2 [۳۶] به کار گرفته می‌شود. مطابق این آیین‌نامه، 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 ۱ خواهد بود. در این شکل، $k_{y,T}$ نسبت تنش تسلیم موثر در دمای T به تنش تسلیم در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد، $k_{p,T}$ نسبت تنش حد تناسب در دمای T به تنش تسلیم در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد و $k_{E,T}$ نسبت شیب محدوده الاستیک خطی (مدول الاستیسیته) در دمای T به شیب در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد است.



شکل ۱: ضرایب کاهش مشخصات نمودار تنش- کرنش فولاد در دمای بالا

۱-۲- مقاومت برشی نهایی در دمای بالا

مطابق توضیحات بخش ۲، به منظور پیشنهاد نمودارهای طراحی برشی در دماهای بالا، ضوابط طراحی دو آیین نامه فولاد و پل آمریکا در دمای محیط با اعمال ضرایب کاهش آیین نامه EN1993-1-2 اصلاح می‌شوند [۱۵،۳۷]. بدین ترتیب، در روابط آیین نامه مقدار تنش تسلیم ($\sigma_{yw,20}$) و مدول الاستیسیته (E_{20}) در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد، به ترتیب به صورت $k_{E,T} E_{20}$ و $k_{y,T} \sigma_{yw,20}$ جایگزین می‌شود. با اعمال ضرایب کاهش آیین نامه EN1993-1-2 در روابط آیین نامه AISC360-16، مقاومت برشی نهایی ورق و یا پانل جان تیورورق در دمای مشخص T و بدون لحاظ عملکرد میدان کششی $V_{u-AISC,T} = \phi_v V_{n-AISC,T}$ ، به صورت زیر تعیین می‌شود:

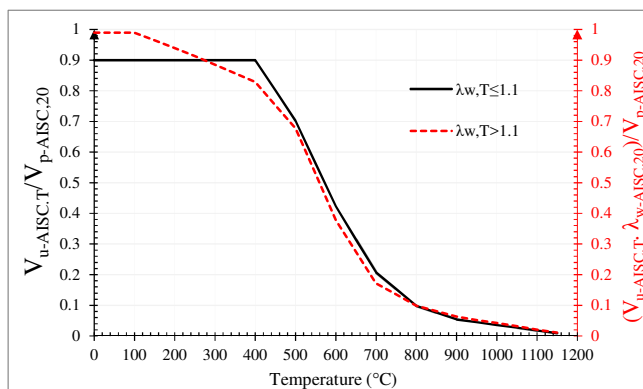
$$V_{u-AISC,T} = k_{y,T} \cdot \phi_v (0.6 \sigma_{yw,20} h t_w) \quad \text{for } \lambda_{w-AISC} \leq 1.1 \quad (19)$$

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

$$\lambda_{w-AISC,T} = \sqrt{\frac{k_{y,T}}{k_{E,T}}} \cdot \lambda_{w-AISC,20} \quad (21)$$

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 دمای محیط، در شرایط آتش سوزی نیز ورق جان میتواند بر اساس پارامتر بی بعد لاغری جان به سه دسته لاغر، غیرفشرده (متوسط) و فشرده (ضخیم) تقسیم شود. بدین ترتیب ورق با $\lambda_{w-AISC,T} \leq 1.1$ و $\lambda_{w-AISC,T} > 1.37$ به ترتیب به عنوان ورق فشرده با کمات پلاستیک و ورق لاغر با کماتش الاستیک در نظر گرفته می‌شود. از طرفی، ورق با $1.1 < \lambda_{w-AISC,T} \leq 1.37$ نیز به عنوان ورق غیرفشرده با کماتش برشی غیرالاستیک خواهد بود.

مطابق روابط ۱۹ تا ۲۱، شکل ۲ به عنوان نمودار طراحی جهت تعیین مقاومت برشی انواع ورق و همچنین پانل جان تیورورق در شرایط آتش سوزی بر حسب لاغری و دمای فولاد و طبق آیین نامه فولاد آمریکا پیشنهاد می‌شود. مطابق این نمودار، طراح سازه میتواند سریعاً میزان افت مقاومت برشی در هر دما را نسبت به دمای محیط تعیین کرده و تصمیمات لازم برای بحث بهسازی و تقویت را اتخاذ نماید. به عنوان مثال، مقاومت برشی نهایی ورق با لاغریهای $\lambda_{w-AISC,T} \leq 1.1$ و $\lambda_{w-AISC,T} > 1.1$ در دمای ۶۰۰ درجه سانتیگراد به ترتیب برابر $V_{u-AISC,T} = 0.423 V_{p-AISC,20}$ و $V_{u-AISC,T} = (0.37 / \lambda_{w-AISC,20}) V_{p-AISC,20}$ خواهد بود، که $V_{p-AISC,20} = 0.6 \sigma_{yw,20} h t_w$ مقاومت برشی پلاستیک در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد می‌باشد.



شکل ۲: تغییرات مقاومت برشی نهایی ورق و تیرورق بر حسب دما طبق آیین‌نامه فولاد آمریکا

از طرفی با اعمال ضرایب کاهش آیین‌نامه EN1993-1-2 بر روابط آیین‌نامه AASHTO-14، مقاومت برشی نهایی ورق و یا پانل جان تیرورق در دمای مشخص T ، $V_{u-AASHTO,T} = \phi_v V_{n-AASHTO,T}$ ، تعیین می‌شود. با اعمال ضرایب کاهش مشخصات مصالح در روابط ۱۳ تا ۱۸، روابط به صورت زیر اصلاح خواهند شد:

$$V_{u-AASHTO,T} = \phi_v \left(0.58 \sigma_{yw,T} D t_w \right) \left[C_T + \frac{0.87(1-C_T)}{\sqrt{1 + \left(\frac{a}{D}\right)^2}} \right] \quad (22)$$

$$V_{u-AASHTO,T} = \phi_v C_T \left(0.58 \sigma_{yw,T} D t_w \right) \quad (23)$$

$$C_T = 1 \quad \text{for } \lambda_{w-AASHTO,T} \leq 1.12 \quad (24)$$

$$C_T = \frac{1.12}{\lambda_{w-AASHTO,T}} \quad \text{for } 1.12 < \lambda_{w-AASHTO,T} \leq 1.40 \quad (25)$$

$$C_T = \frac{1.57}{\left(\lambda_{w-AASHTO,T}\right)^2} \quad \text{for } \lambda_{w-AASHTO,T} > 1.40 \quad (26)$$

که در آن، $V_{n-AASHTO,T}$ مقاومت برشی اسمی در دمای T درجه سانتیگراد و $\lambda_{w,T-AASHTO}$ نیز پارامتر بی‌بعد لاغری جان در دمای T درجه سانتیگراد است که مطابق رابطه ۲۷ تعیین می‌شود.

$$\lambda_{w-AASHTO,T} = \sqrt{\frac{k_{y,T}}{k_{E,T}}} \cdot \lambda_{w-AASHTO,20} \quad (27)$$

این روابط در شرایطی که هدف تعیین مقاومت برشی نهایی ورق و یا پانل جان تیرورق در دمای مشخص T و بدون لحاظ عملکرد میدان کششی باشد، به صورت روابط ۲۸ تا ۳۰ خلاصه خواهد شد.

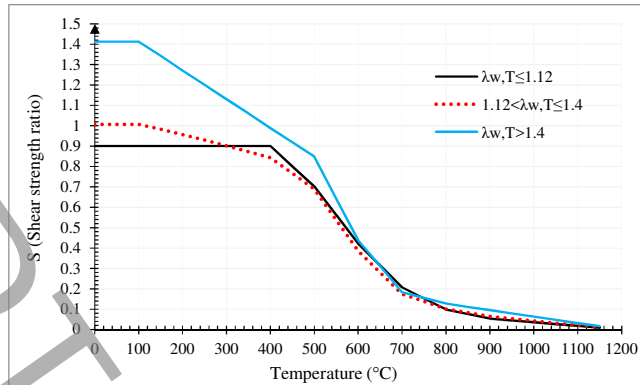
$$\frac{V_{u-AASHTO,T}}{V_{u-AASHTO,20}} = k_{y,T} \quad (\lambda_{w-AASHTO,T} \leq 1.12) \quad (28)$$

$$\frac{V_{u-AASHTO,T}}{V_{u-AASHTO,20}} = \sqrt{k_{y,T} k_{E,T}} \quad (1.12 < \lambda_{w-AASHTO,T} \leq 1.40) \quad (29)$$

$$\frac{V_{u-AASHTO,T}}{V_{u-AASHTO,20}} = k_{E,T} \quad (\lambda_{w-AASHTO,T} > 1.40) \quad (30)$$

مطابق روابط ۲۸ تا ۳۰، شکل ۳ به عنوان نمودار طراحی جهت تعیین مقاومت برشی انواع ورق در شرایط آتش‌سوزی بر حسب لاغری و دمای فولاد بر حسب آیین‌نامه پل آمریکا پیشنهاد می‌شود. که در آن، پارامتر S به صورت روابط ۳۱ تا ۳۳

و $V_{p-AASHTO,20} = 0.58 \sigma_{yw,20} D t_w$ مقاومت برشی پلاستیک در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد می‌باشد. به عنوان مثال، مطابق شکل ۳، مقاومت برشی نهایی ورق با لاغری $\lambda_{w-AASHTO,T} > 1.4$ در دمای ۵۰۰ درجه سانتیگراد و بدون لحاظ عملکرد میدان کششی، برابر $V_{u-AASHTO,T} = 0.85 V_{p-AASHTO,20} / (\lambda_{w-AASHTO,20})^2$ خواهد بود.



شکل ۳: تغییرات مقاومت برشی نهایی ورق و تیرورق بر حسب دما طبق آیین‌نامه پل آمریکا

$$S = \frac{V_{u-AASHTO,T}}{V_{p-AASHTO,20}} \quad (\lambda_{w-AASHTO,T} \leq 1.12) \quad (31)$$

$$S = \frac{V_{u-AASHTO,T}}{V_{p-AASHTO,20}} \cdot \lambda_{w-AASHTO,20} \quad (1.12 < \lambda_{w-AASHTO,T} \leq 1.40) \quad (32)$$

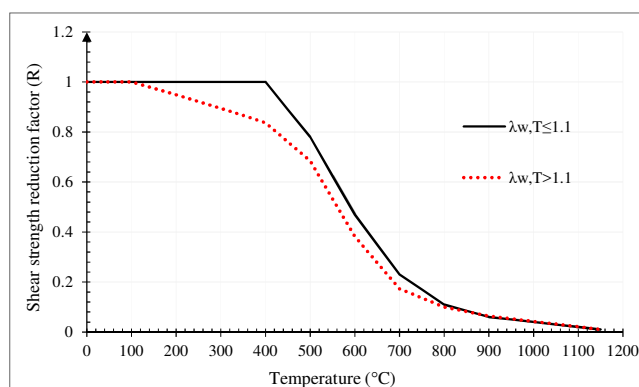
$$S = \frac{V_{u-AASHTO,T}}{V_{p-AASHTO,20}} \cdot (\lambda_{w-AASHTO,20})^2 \quad (\lambda_{w-AASHTO,T} > 1.40) \quad (33)$$

۲-۲- دمای متناظر با لحظه خرابی (دمای نهایی)

یک از مهمترین پارامترهایی که جهت ارزیابی رفتار تیرورق در شرایط آتش‌سوزی لازم است، تخمین مقدار دمایی است که تحت شرایط بارگذاری موجود (بارگذاری ثابت)، تیرورق تحت آن دما به باربری نهایی خود می‌رسد. در این پژوهش این مقدار دما به عنوان دمایی نهایی نامگذاری می‌شود. از طرفی، در بحث مقاوم سازی سازه‌ها، ارزیابی مقدار ظرفیت باقیمانده اعضایی که قبلاً شرایط آتش‌سوزی را تجربه کرده اند نیز یک اصل مهم قبل از اعمال بار به سازه خواهد بود. بنابراین، وجود روشی ساده و کاربردی برای بررسی این موضوعات، به مهندسین طراح جهت تصمیم‌گیری مناسب برای تقویت یا تعویض قطعات یک سازه کمک شایانی خواهد کرد. در این بخش مقدار دمای متناظر با لحظه خرابی مطابق آیین‌نامه فولاد آمریکا تعیین می‌شود. روندی مشابه می‌تواند برای آیین‌نامه پل آمریکا انجام شود.

بر اساس روابط ۱۹ تا ۲۱ و با توجه به اینکه پارامتر لاغری بی‌بعد ورق بزرگتر یا کوچکتر از عدد $\lambda_{w-AISC,T} = 1.1$ باشد، مقدار کاهش مقاومت برشی نهایی در دمای T درجه سانتیگراد نسب به دمای محیط، $(R = V_{u-AISC,T} / V_{u-AISC,20})$ ، به کمک شکل ۴ و بر حسب دمای فولاد در شرایط آتش‌سوزی تعیین می‌شود. قابل ذکر است که $V_{u-AISC,20}$ و $V_{u-AISC,T}$ به ترتیب مقاومت برشی نهایی در شرایط آتش‌سوزی و دمای محیط و طبق آیین‌نامه فولاد آمریکا خواهند بود.

به عنوان مثال، مقدار ضریب کاهش مقاومت برشی نهایی ورق‌های با لاغری $\lambda_{w-AISC,T} \leq 1.1$ و $\lambda_{w-AISC,T} > 1.1$ در دمای ۴۰۰ درجه سانتیگراد به ترتیب برابر ۱ و ۰/۸۴ می‌باشد. از طرف دیگر، به کمک نمودارهای پیشنهادی در شکل ۴ می‌توان مقدار دمای نهایی، T_{lim} ، که متناظر با دمای فولاد در لحظه باربری نهایی است را تعیین نمود. برای مثال، اگر در دمای محیط تحت یک بارگذاری مشخص، حدود ۶۰ درصد از ظرفیت برشی پانل جان یک تیرورق با لاغری $\lambda_{w-AISC,T} \leq 1.1$ استفاده شود، پانل مورد نظر در شرایط آتش‌سوزی در دمایی حدود ۵۶۰ درجه سانتیگراد به باربری نهایی خود خواهد رسید. به عبارت دیگر، ورق جان در دمای ۵۶۰ درجه سانتیگراد با کاهش مقاومت برشی در حدود ۴۰ درصد، به باربری نهایی می‌رسد.



شکل ۴: تغییرات ضریب کاهش مقاومت برشی نهایی ورق بر حسب دما طبق آیین‌نامه فولاد آمریکا

۳- موارد و روشها

در این بخش، در ابتدا کلیاتی در مورد روش تحلیل و مدل‌سازی شامل نرم‌افزار اجزاء محدود بکار رفته، انتخاب نوع المان، روش تحلیل، مشخصات مصالح و همچنین معیار تسلیم مصالح ارائه می‌شود. قبل از هر گونه تفسیر و اظهار نظر نهایی در مورد رفتار سازه‌ها بر مبنای نتایج حاصل از شبیه‌سازی‌های اجزاء محدود، باید از صحت نحوه مدل‌سازی اطمینان یافت. بدین منظور در ادامه 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 و... بررسی خواهد شد. در این راستا، نتایج حاصل از مدل‌سازی با نتایج آزمایشگاهی و مطالعات عددی سایر پژوهشگران مقایسه می‌شود.

۳-۱- روند تحلیل اجزاء محدود و صحت سنجی آن

۳-۱-۱- تحلیل اجزاء محدود

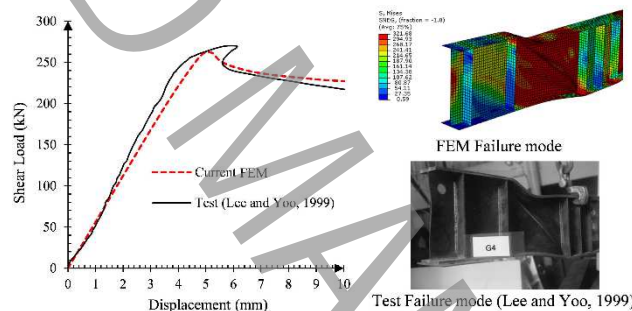
در تحلیل ورق‌ها و تیورق‌ها هر دو رفتار غیرخطی مصالح و غیرخطی هندسی مد نظر قرار خواهد گرفت. در تحلیل‌های خطی، به منظور تعیین مقاومت کماتش برشی الاستیک ورق‌ها از روش تحلیل مقادیر ویژه استفاده می‌شود. همچنین جهت بررسی مقاومت برشی نهایی ورق‌ها، از تحلیل غیرخطی به کمک روش تحلیل Riks در نرم‌افزار ABAQUS، که قادر به شناسایی کامل مسیر تعادل سازه می‌باشد، استفاده می‌شود [۳۸]. در روش تحلیل Riks چنانچه سازه به صورت ایده‌آل و بدون نقص هندسی اولیه در نرم‌افزار مدل‌سازی شود، احتمال دارد که در حین تحلیل، پدیده کماتش در المان‌ها مشاهده نشده و سیستم تحت بارگذاری دچار تسلیم شود. بنابراین، برای حذف این نقص از تحلیل Riks، نقص هندسی اولیه کوچکی به اندازه $D/10000$ به ورق‌ها اعمال می‌شود [۱۹، ۳۵-۳۴]. از روش‌های متداول مدل‌سازی نقص هندسی اولیه در ورق‌ها، شبیه‌سازی شکل نقص با موج سینوسی و یا استفاده از شکل مود کماتش ورق تحت بارگذاری مورد نظر است [۴۱-۴۰]. عموماً شکل احتمالی نقص هندسی اولیه به صورت ضریبی از مود اول کماتش در نظر گرفته می‌شود [۳۷ و ۴۰]. در این پژوهش، جهت 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 بوده که از مش‌بندی با ابعاد ۲۰ میلی‌متر استفاده شده است. قابل ذکر است که، معیار انتخاب مش بهینه، مقایسه نتایج حاصل از تحلیل کماتش الاستیک نرم‌افزار با رابطه کماتش برشی روش اصلاح شده باسلر انتخاب شده است. همچنین، از تأثیر تنش پسماند در تحلیل‌های عددی در هر دو دمای معمولی و بالا بدلیل تأثیر ناچیز آن در اهداف پژوهش حاضر صرف‌نظر شده است [۳۷ و ۱۸].

^۱ Initial geometrical imperfections

۳-۱-۲- صحت سنجی روش مدل‌سازی

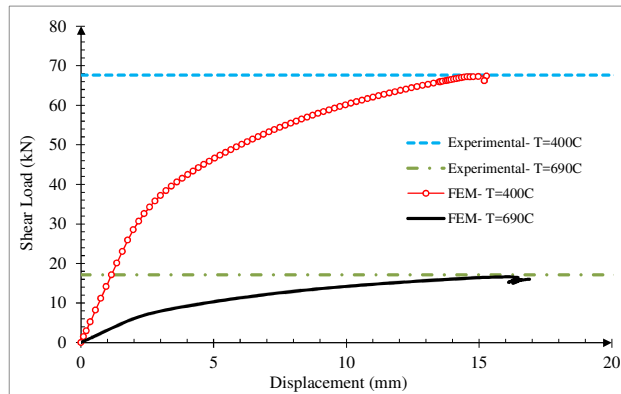
در این بخش به صحت عملکرد نرم‌افزار و صحیح بودن نحوه مدل‌سازی پرداخته شده و قابل اطمینان بودن شیوه ساخت هندسه سازه، شرایط مرزی، بارگذاری، نوع المان، مش‌بندی، تعریف مصالح و تنظیمات مربوط به تحلیل بررسی خواهد شد. بدین منظور نتایج حاصل از مدل‌سازی عددی پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی دو تحقیق مقایسه شده است. مورد اول، مربوط به کار آزمایشگاهی لی و یو [۴۲] می‌اشد که به منظور بررسی رفتار برشی تیورورق‌های فولادی در دمای معمولی انجام شده است. مورد دوم نیز، مربوط به کار آزمایشگاهی ویمنوساتیت و همکارانش [۹] خواهد بود که در سال ۲۰۰۷، با ساخت ۱۸ تیورورق، به بررسی رفتار تیورورق‌های فولادی در دمای معمولی و بالا پرداخته‌اند.

در سال ۱۹۹۹، لی و یو [۴۲] با ساخت ۱۰ تیورورق، به صورت آزمایشگاهی به بررسی رفتار برشی جان تیورورق‌های فولادی پرداختند. در پژوهش مذکور، تیورورق‌ها به صورت دو سر ساده و تحت یک بار متمرکز در وسط آن می‌باشند. تمامی خصوصیات هندسی و مصالح تیورورق‌ها و همچنین شرایط بارگذاری و شرایط تکیه‌گاهی مدل‌های مذکور در منابع [۴۲-۴۳] موجود می‌باشد. در پژوهش حاضر، به منظور بررسی روش مدل‌سازی عددی، مدل G4 از پژوهش مورد نظر انتخاب شده و نتایج عددی حاصل از پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی آن مقایسه می‌شود. به منظور در نظر گرفتن اثر خطای ساخت، مقدار ضریب نقص هندسی اعمالی به مود اول کمانش تیورورق G4 برابر یک دهم ضخامت جان ($t_w/10$) لحاظ شده و به آن اعمال می‌شود. مطابق نتایج آزمایشگاهی، مقاومت برشی نهایی تیورورق G4 برابر $268/8$ کیلونیوتن گزارش شده است که بسیار نزدیک به مقاومت برشی نهایی $265/08$ کیلونیوتن حاصل از شبیه‌سازی عددی با حداکثر خطای $1/38\%$ می‌باشد. همچنین، مطابق شکل ۵، تطابق بسیار خوبی بین نتایج عددی و آزمایشگاهی از لحاظ مد خرابی و رفتار بار-تغییرمکان وجود دارد.



شکل ۵: مقایسه نتایج عددی پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی مرجع [۶۹]

ویمنوساتیت و همکارانش [۹] با ساخت ۱۸ تیورورق، به صورت آزمایشگاهی به بررسی رفتار تیورورق‌های فولادی دو سر ساده، تحت یک بار متمرکز در وسط دهانه آن و در دمای معمولی و بالا پرداختند. تمامی خصوصیات هندسی و مصالح تیورورق‌ها و همچنین شرایط بارگذاری و شرایط تکیه‌گاهی مدل‌های مذکور در منابع [۹،۴۳] موجود می‌باشد. به منظور بررسی روش مدل‌سازی عددی، مدل TG3 از پژوهش مورد نظر انتخاب شده و نتایج عددی حاصل از پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی آن مقایسه می‌شود. مطابق نتایج آزمایشگاهی، مقاومت برشی نهایی تیورورق TG3 در دمای 400 و 690 درجه سانتیگراد، به ترتیب برابر $66/63$ و $17/15$ کیلونیوتن گزارش شده است. این نتایج بسیار نزدیک به مقاومت برشی نهایی $67/40$ و $16/65$ کیلونیوتن حاصل از شبیه‌سازی عددی با حداکثر خطایی به ترتیب در حدود $0/35\%$ و 3% می‌باشند. در شکل ۶، نمودار بار-تغییرمکان مدل‌سازی عددی نشان داده شده و با مقدار برش نهایی آزمایشگاهی مقایسه شده است.



شکل ۶: مقایسه نتایج عددی پژوهش حاضر با نتایج آزمایشگاهی مرجع [۹]

۲-۳- مدل‌های مطالعات پارامتریک

به منظور بررسی رفتار برشی ورق‌ها، در این بخش رفتار تیرورق‌های دارای جان با نسبت ابعادی بزرگ ($4 \leq a/D \leq 6$) بررسی می‌شود. انتخاب این گروه تیرورق‌ها بدین خاطر است که این تیرورق‌ها به لحاظ داشتن نسبت ابعادی بزرگ، حساسیت بیشتری نسبت به کمناش‌های موضعی خواهند داشت. بدین منظور، ۵۴ تیرورق با جان لاغر، غیرفشرده و فشرده در ۳ دمای ۲۰، ۴۰۰ و ۶۰۰ درجه سانتیگراد توسط نرم‌افزار ABAQUS ایجاد می‌شود. انتخاب بازه گسترده ضخامت و پارامتر بی بعد لاغری جان (λ)، امکان بررسی کمناش الاستیک و پلاستیک ورق‌های نازک و ضخیم را مهیا می‌سازد. دلیل استفاده از پارامتر λ ، در نظر گرفتن اثر خصوصیات مصالح، نسبت ابعادی و شرایط مرزی در رفتار برشی ورق می‌باشد. مشخصات هندسی و نامگذاری مدل‌ها در جدول ۱ نشان داده شده است. مطابق جدول مذکور، در تمامی مدل‌ها عرض جان و ارتفاع جان و نسبت ضخامت جان به جان به صورت ثابت و به ترتیب برابر $D=1000\text{mm}$ ، $b_f=300\text{mm}$ و $t_f/t_w=2$ انتخاب شده است. نامگذاری مدل‌ها به صورت $PGi-j$ می‌باشد که در آن i نسبت ابعادی پانل جان (a/D) و j شماره تیرورق و معرف ضخامت ورق جان خواهد بود. به عنوان مثال، PG3-2 معرف تیرورق PG3 با طولی برابر $a=3000\text{mm}$ و نسبت ابعادی $a/D=3$ و با جان لاغر به ضخامت $t_w=10\text{mm}$ می‌باشد. به عنوان مثالی دیگر، PG4-6 معرف تیرورق PG4 با نسبت ابعادی $a/D=4$ و با جان فشرده به ضخامت $t_w=20\text{mm}$ می‌باشد.

جدول ۱: مشخصات مدل‌های عددی

مدل	a/D	دما (°C)	t_w (mm)	t_f (mm)	$\lambda_{w-AASHTO,20}$	$\lambda_{w-AISC,20}$	طبقه بندی ورق‌ها
PG4-1	4	20, 400, 600	8	16	2.165	2.095	S
PG4-2			10	20	1.732	1.676	S
PG4-3			12	24	1.443	1.397	NC
PG4-4			14	28	1.237	1.197	NC
PG4-5			16	32	1.083	1.048	C
PG4-6			20	40	0.866	0.838	C
PG5-1	5	20, 400, 600	8	16	2.165	2.095	S
PG5-2			10	20	1.732	1.676	S
PG5-3			12	24	1.443	1.397	NC
PG5-4			14	28	1.237	1.197	NC
PG5-5			16	32	1.083	1.048	C
PG5-6			20	40	0.866	0.838	C
PG6-1	6	20, 400, 600	8	16	2.165	2.095	S
PG6-2			10	20	1.732	1.676	S
PG6-3			12	24	1.443	1.397	NC
PG6-4			14	28	1.237	1.197	NC
PG6-5			16	32	1.083	1.048	C
PG6-6			20	40	0.866	0.838	C

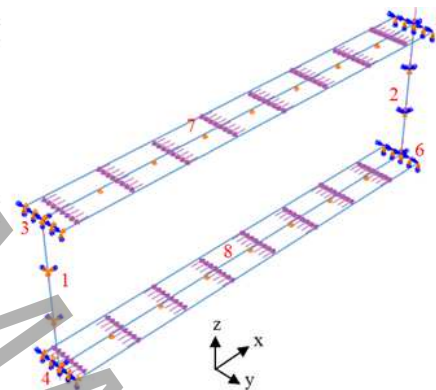
* S: Slender (لاغر) ; NC: Non-Compact (غیرفشرده) ; C: Compact (فشرده)

۳-۳- بارگذاری و شرایط مرزی

مطابق شکل ۷، بارگذاری و شرایط مرزی تیرورق‌ها طوری انتخاب شده است که شرایط برش خالص در ورق جان ایجاد شود. بارگذاری و شرایط مرزی شکل مذکور از مطالعات انجام شده بر روی ورق‌های مستقیم در مراجع [۴۴-۴۵] انتخاب شده است. به منظور حذف امکان رخداد پدیده کمانش جانبی-پیچشی، تمامی نقاط وسط بال‌ها در جهت عمود بر صفحه جان (جهت Y) مقید شده است. بررسی رفتار ورق در دمای بالا به دو روش صورت می‌گیرد: (۱) بررسی رفتار ورق تحت اعمال بار مورد نظر به همراه تغییرات لحظه‌ای دما مطابق با نمودار دما-زمان (روش Transient) و (۲) بررسی رفتار ورق تحت اعمال بار مورد نظر به همراه ثابت بودن دما در تمام لحظات اعمال بار (روش Steady-state). از روش گذرا (روش Transient) برای تعیین درجه حرارت، گرادیان حرارتی، نرخ جریان حرارت و شار گرمایی در یک جسم در اثر بارهای حرارتی ثابت در واحد زمان و... استفاده می‌شود. در مقاله حاضر از روش پایا برای تحلیل ورق در دمای بالا استفاده می‌شود. در این روش، ابتدا به کمک گزینه Predefined Field نرم افزار 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 لحظه متناظر با مقدار برش نهایی افزایش پیدا میکند.

Edge	Boundary Condition					
	U_x	U_y	U_z	θ_x	θ_y	θ_z
1	0	0	0	0	1	0
2	1	0	1	0	1	0
3, 4	1	0	0	0	0	1
5, 6	1	0	1	0	0	1
7, 8	1	0	1	1	1	1

0: Fixed 1: Free



شکل ۷: بارگذاری و شرایط مرزی مدل‌های عددی

۴- صحت‌سنجی نمودارهای پیشنهادی

در این بخش، به منظور بررسی دقت نمودارهای پیشنهادی در ارزیابی رفتار برشی ورق و تیرورق در شرایط آتش‌سوزی، نتایج حاصل از آن با نتایج ۵۴ مدل عددی پژوهش حاضر، ۸ مدل آزمایشگاهی و ۴ مدل اجزای محدود موجود در پیشینه تحقیق مقایسه خواهد شد.

۴-۱- صحت‌سنجی با نتایج اجزاء محدود مقاله حاضر

در جداول ۲ تا ۴ و به ترتیب برای شرایط دمایی ۲۰، ۴۰۰ و ۶۰۰ درجه سانتیگراد، نتایج مربوط به مقاومت برشی نهایی حاصل از نمودار پیشنهادی (شکل ۲) و تحلیل اجزای محدود مدل‌های مقاله حاضر ارائه شده است. مطابق نتایج جدول ۲ مشاهده می‌شود که در دمای محیط نمودار پیشنهادی در ورق‌های فشرده دارای دقت بیشتری نسبت به ورق‌های لاغر و غیرفشرده می‌باشند. به طوریکه اختلاف نتایج در ورق‌های فشرده، غیرفشرده و لاغر به ترتیب حداکثر به حدود ۱/۱٪، ۲۳٪ و ۲۸٪ می‌رسد. از طرفی مطابق جدول ۳ نمودار پیشنهادی در دمای ۴۰۰ درجه سانتیگراد تقریباً با حفظ دقت خود در محدوده ورق‌های فشرده، در تخمین مقاومت برشی ورق‌های غیرفشرده و لاغر منجر به خطایی در خلاف جهت اطمینان و به ترتیب در حدود ۳٪ و ۷٪ می‌شوند. همچنین، با افزایش دما از ۴۰۰ به ۶۰۰ درجه سانتیگراد، مطابق جدول ۴ حداکثر خطای در ورق‌های لاغر به حدود ۱۱٪ می‌رسد.

جدول ۲: نتایج مربوط به مقاومت برشی نهایی در دمای ۲۰ درجه سانتیگراد

مدل	$\lambda_{w-AISC,20}$	V_{u-FEM} (1)	شکل ۲ (2)	Ratio (2/1)
PG4-1	2.095	953.71	702.25	0.736
PG4-2	1.676	1523.96	1105.77	0.726
PG4-3	1.397	2074.67	1604.56	0.773
PG4-4	1.197	2431.23	2200.66	0.905
PG4-5	1.048	2788.36	2757.89	0.989
PG4-6	0.838	3535.08	3499.20	0.990
PG5-1	2.095	941.55	702.25	0.746
PG5-2	1.676	1510.79	1105.77	0.732
PG5-3	1.397	2072.31	1604.56	0.774
PG5-4	1.197	2430.98	2200.66	0.905
PG5-5	1.048	2783.09	2757.89	0.991
PG5-6	0.838	3474.01	3499.20	1.007
PG6-1	2.095	938.75	702.25	0.748
PG6-2	1.676	1507.15	1105.77	0.734
PG6-3	1.397	2073.13	1604.56	0.774
PG6-4	1.197	2428.85	2200.66	0.906
PG6-5	1.048	2777.06	2757.89	0.993
PG6-6	0.838	3470.02	3499.20	1.008

جدول ۳: نتایج مربوط به مقاومت برشی نهایی در دمای ۴۰۰ درجه سانتیگراد

مدل	$\lambda_{w-AISC,400}$	V_{u-FEM} (1)	شکل ۲ (2)	Ratio (2/1)
PG4-1	2.504	560.83	587.55	1.048
PG4-2	2.003	868.78	925.16	1.065
PG4-3	1.669	1303.09	1342.47	1.030
PG4-4	1.431	1797.33	1841.20	1.024
PG4-5	1.252	2741.76	2423.06	0.884
PG4-6	1.002	3444.49	3499.20	1.016
PG5-1	2.504	555.22	587.55	1.058
PG5-2	2.003	864.91	925.16	1.070
PG5-3	1.669	1301.48	1342.47	1.031
PG5-4	1.431	1795.23	1841.20	1.026
PG5-5	1.252	2338.42	2423.06	1.036
PG5-6	1.002	3427.82	3499.20	1.021
PG6-1	2.504	565.59	587.55	1.039
PG6-2	2.003	865.57	925.16	1.069
PG6-3	1.669	1303.97	1342.47	1.030
PG6-4	1.431	1797.25	1841.20	1.024
PG6-5	1.252	2337.15	2423.06	1.037
PG6-6	1.002	3525.11	3499.20	0.993

جدول ۴: نتایج مربوط به مقاومت برشی نهایی در دمای ۶۰۰ درجه سانتیگراد

مدل	$\lambda_{w-AISC,600}$	V_{u-FEM} (1)	شکل ۲ (2)	Ratio (2/1)
-----	------------------------	--------------------	--------------	----------------

PG4-1	2.580	275.73	268.05	0.972
PG4-2	2.064	381.32	422.08	1.107
PG4-3	1.720	565.63	612.47	1.083
PG4-4	1.474	798.08	840.01	1.053
PG4-5	1.290	1256.78	1105.46	0.880
PG4-6	1.032	1598.13	1644.62	1.029
PG5-1	2.580	288.18	268.05	0.930
PG5-2	2.064	380.85	422.08	1.108
PG5-3	1.720	566.54	612.47	1.081
PG5-4	1.474	799.22	840.01	1.051
PG5-5	1.290	1058.06	1105.46	1.045
PG5-6	1.032	1594.36	1644.62	1.032
PG6-1	2.580	242.85	268.05	1.104
PG6-2	2.064	382.13	422.08	1.105
PG6-3	1.720	569.92	612.47	1.075
PG6-4	1.474	802.70	840.01	1.046
PG6-5	1.290	1057.84	1105.46	1.045
PG6-6	1.032	1682.60	1644.62	0.977

۲-۴- صحت‌سنجی با نتایج آزمایشگاهی سایر پژوهشگران

مطابق پیشینه پژوهش، در سال ۲۰۰۷، ویمنساتیت و همکارانش [۱۰] به کمک نتایج آزمایشگاهی به تخمین مقاومت برشی تیوروق فولادی دارای سخت‌کننده عرضی تحت دمای یکنواخت پرداختند. در این تحقیق با اعمال دمای یکنواخت بر تیوروق، مقدار برش وارد بر آن تا لحظه رسیدن به باربری نهایی افزایش داده شده است. در این رساله به منظور ارزیابی نمودار پیشنهادی در شکل ۲، نتایج حاصل از آن با نتایج دو نمونه آزمایشگاهی TG3 و TG5 مقایسه می‌شود. در جدول ۵ مشخصات هندسی و مصالح نمونه‌های مذکور ارائه شده است. همچنین، در جدول ۶ نتایج حاصل از شکل ۲ و نتایج آزمایشگاهی تیوروقهای TG3 و TG5 آورده شده است. مطابق نتایج مشاهده می‌شود که نمودار پیشنهادی با دقت بسیار خوبی قادر به تخمین مقدار مقاومت برشی نهایی است.

جدول ۵: مشخصات هندسی و مصالح نمونه‌های آزمایشگاهی TG3 و TG5

Girder	h (mm)	t_f (mm)	D (mm)	t_w (mm)	D/t_w	$\lambda_{w-AISC,20}$	$\sigma_{yw,20}$ (MPa)
TG3	317	6	305	2	152.5	2.5	287.8
TG5	317	6	305	1.5	203.33	2.99	332

جدول ۶: مقایسه نتایج مربوط به مقاومت برشی نهایی

تیوروق	دما (°C)	$\lambda_{w-AISC,T}$	V_u (kN) شکل ۲ (1)	V_{cr} (kN) نتایج آزمایشگاهی (2)	Ratio (1)/(2)
TG3	20	2.5	43.3	53.35	0.81
	400	2.99	36.22	30.08	1.20
	565	2.97	21.11	19.87	1.06
	690	3.23	8.38	7.05	1.19
TG5	20	2.99	21.86	21.05	1.04
	400	3.58	18.29	17.63	1.04
	550	3.51	11.66	13	0.90
	700	3.97	3.78	4.5	0.84

مطابق پیشینه تحقیق، در سال ۲۰۱۸، کودور و ناصر [۱۷]، روشی ساده و مبتنی بر سعی و خطا جهت ارزیابی کاهش مقاومت برشی تیورق‌های کامپوزیت و غیرکامپوزیت در شرایط آتش‌سوزی ارائه کرده و صحت آن به کمک مقایسه با نتایج روش اجزای محدود و نتایج آزمایشگاهی مورد بررسی قرار گرفت. در تحقیق مذکور مقاومت برشی تیرهای نورد شده W16×26، W18×40، W24×55 و W40×167 در شرایط آتش‌سوزی بررسی شده است. در جدول ۷ نتایج مربوط به دمای نهایی تیرهای مذکور ارائه شده است. همچنین فرض بر این است که لحظه متناظر با باربری نهایی زمانی است که ظرفیت برشی پانل جان به ۴۰ درصد مقاومت برشی اولیه آن می‌رسد. بنابراین، مطابق روش پژوهش حاضر برای تخمین مقدار دمای نهایی، T_{lim} ، مطابق شکل ۴ مشاهده می‌شود که ورق‌های با لاغری $\lambda_{w-AISC,T} \leq 1.1$ و $\lambda_{w-AISC,T} > 1.1$ در دمایی حدود ۶۰۰ درجه سانتیگراد به مقدار ضریب کاهش مقاومت $R = 40\%$ می‌رسند. بنابراین با این روند ساده و سریع مقدار دمای نهایی را می‌توان تعیین نمود. از طرفی، جهت تخمین دقیق مقدار دمای نهایی، مطابق رابطه ۱۴ مشاهده می‌شود که مقدار لاغری بی‌بعد ورق جان در دمای ۶۰۰ درجه سانتیگراد برای تمامی تیرها دارای شرایط λ_w $AISC,T > 1.1$ است. برای مثال، در تیر W18×40 مقدار لاغری بی‌بعد ورق جان در دماهای $T < 300^\circ C$ کمتر از ۱/۱ می‌باشد. از طرفی، برای این تیر با لاغری $\lambda_{w-AISC,20} = 0.961$ در دمای محیط، مقدار لاغری بی‌بعد ورق جان $(k_E/k_Y)^{0.5}$ در شرایط آتش‌سوزی با دمای $T > 300^\circ C$ کمتر از ۰/۹۶۱ خواهد بود. بنابراین، بر اساس شکل ۴، برای تمامی تیرهای مورد بررسی با لاغری λ_w $AISC,T > 1.1$ ، مقدار دمای نهایی برابر ۵۹۴ درجه سانتیگراد تعیین می‌شود که بسیار نزدیک به مقادیر حاصل از تحلیل اجزای محدود با حداکثر خطایی در حدود ۳/۷۲- درصد می‌باشد.

جدول ۷: مقایسه نتایج نمودار پیشنهادی و نتایج تحقیق عددی مرجع [۱۷]

Steel section	h (mm)	t_f (mm)	D (mm)	t_w (mm)	$\lambda_{w-AISC,20}$	T_{lim} (1)	تحلیل عددی [17] (2)	Ratio (1)/(2)
W16x26	398.78	8.76	381.25	6.35	1.079	594	595	1.00
W18x40	454.66	13.335	427.99	8	0.961	594	617	0.96
W24x55	599.44	12.83	573.78	10.03	1.028	594	604	0.98
W40x167	980.44	26.16	928.12	16.51	1.010	594	610	0.97

۵- نتیجه‌گیری

در این مقاله، رفتار برشی ورق و تیورق فولادی در دماهای بالا بررسی شد. در تکمیل نواقص روابط پیشنهادی مرجع [۱۸]، مقاله حاضر روشی کاربردی جهت بررسی رفتار برشی و همچنین تخمین مقاومت برشی نهایی انواع ورق (سخت شده و سخت نشده) با شرایط مرزی مختلف در دماهای بالا و در سازه‌های ساختمانی و پلها به کمک روابط آیین‌نامه فولاد آمریکا [۳۱] و آیین‌نامه پل آمریکا [۳۰] ارائه نموده است. در این راستا، روابط طراحی برشی آیین‌نامه‌های مذکور به منظور استفاده در شرایط آتش‌سوزی (دماهای بالا) با ضرایب کاهش مشخصات مصالح آیین‌نامه EN1993-1-2 [۳۶] اصلاح شده و نمودارهای طراحی برای رسیدن به دو هدف ارائه شد: (۱) تعیین مقاومت برشی نهایی متناظر با یک شرایط دمایی مشخص (شرایط دمای ثابت) و (۲) تعیین حد نهایی دما برای یک نیروی برشی مشخص (شرایط بارگذاری ثابت). در راستای بررسی دقت روابط و نمودارهای پیشنهادی، نتایج حاصل از آنها با نتایج شبیه‌سازی عددی مقاله حاضر، نتایج آزمایشگاهی و عددی سایر پژوهشگران مقایسه گردید. مطابق نتایج، نمودارهای پیشنهادی در هر دو دمای محیط و دمای بالا در ورق‌های فشرده دارای دقت بیشتری نسبت به ورق‌های غیرفشرده و لاغر هستند. بدین ترتیب که حداکثر اختلاف بین نتایج نمودارهای پیشنهادی و نتایج شبیه‌سازی اجزاء محدود مقاله حاضر در دمای محیط در ورق‌های فشرده و غیرفشرده و لاغر به ترتیب به حدود ۱/۱٪، ۲۳٪ و ۲۸٪ می‌رسد. از طرفی نمودارهای پیشنهادی در دمای ۴۰۰ و ۶۰۰ درجه سانتیگراد تقریباً با حفظ دقت خود در محدوده ورق‌های فشرده، در تخمین مقاومت برشی ورق‌های غیرفشرده و لاغر منجر به خطایی در حدود ۳٪ تا ۱۱٪ می‌شوند. همچنین، حداکثر خطا در مقایسه با نتایج آزمایشگاهی و عددی سایر محققین به ترتیب به حدود ۲۰٪ و ۴٪ محدود می‌شود.

- [1] Kövesdi, B., Alcaine, J., Dunai, L., Mirambell, E., Braun, B. and Kuhlmann, U., 2014. "Interaction behaviour of steel I-girders; part II: Longitudinally stiffened girders". *Journal of Constructional Steel Research*, 103, pp.344-353.
- [2] Dwaikat, M.M., 2016. "On the plastic moment-shear interaction curves of steel sections under fire". *Journal of Structural Fire Engineering*, 7, pp.97-113.
- [3] Knobloch, M., 2014. "Stability of steel structures in fire: State-of-the-art", recent studies in Switzerland and future trends. *Stahlbau*, 83(4), pp.257-264.
- [4] Wagner, H., 1931. "Flat sheet metal girders with very thin metal web. Part I: general theories and assumptions".
- [5] Basler, K., 1961. "Strength of plate girders in shear". *Journal of the Structural Division*, 87(7), pp.151-180.
- [6] Höglund, T., 1997. "Shear buckling resistance of steel and aluminium plate girders". *Thin-walled structures*, 29(1-4), pp.13-30.
- [7] EN 1993-1-5, Eurocode3. 2006. *Design of steel structures - Part 1-5: Plated structural elements*. European Committee for Standardisation (CEN).
- [8] Tan, K.H. and Qian, Z.H., 2008. "Experimental behaviour of a thermally restrained plate girder loaded in shear at elevated temperature". *Journal of Constructional Steel Research*, 64(5), pp.596-606.
- [9] Vimonsatit, V., Tan, K.H. and Qian, Z.H., 2007. "Testing of plate girder web panel loaded in shear at elevated temperature". *Journal of Structural Engineering*, 133(6), pp.815-824.
- [10] Vimonsatit, V., Tan, K.H. and Ting, S.K., 2007. "Shear strength of plate girder web panel at elevated temperature". *Journal of Constructional Steel Research*, 63(11), pp.1442-1451.
- [11] Qian, Z.H. and Tan, K.H., 2009. "Deflection behaviour of plate girders loaded in shear at elevated temperatures". *Journal of Constructional steel research*, 65(4), pp.991-1000.
- [12] Scandella, C., Knobloch, M. and Fontana, M., 2014. "Numerical analysis on the fire behaviour of steel plate girders". In *Progress on Safety of Structures in Fire: Proceedings of the 8th International Conference on Structures in Fire* (Vol. 1, pp. 105-112). Tongji University Press.
- [13] Salminen, M. and Heinisuo, M., 2014. "Numerical analysis of thin steel plates loaded in shear at non-uniform elevated temperatures". *Journal of Constructional Steel Research*, 97, pp.105-113.
- [14] Kodur, V.K.R. and Naser, M.Z., 2014. "Effect of shear on fire response of steel beams". *Journal of Constructional Steel Research*, 97, pp.48-58.
- [15] Reis, A., Lopes, N. and Real, P.V., 2016. "Shear-bending interaction in steel plate girders subjected to elevated temperatures". *Thin-Walled Structures*, 104, pp.34-43.
- [16] Quan, G., Huang, S.S. and Burgess, I., 2015. "An analytical approach to modelling shear panels in steel beams at elevated temperatures". *Engineering Structures*, 85, pp.73-82.
- [17] Kodur, V.K.R. and Naser, M.Z., 2018. "Approach for shear capacity evaluation of fire exposed steel and composite beams". *Journal of Constructional Steel Research*, 141, pp.91-103.
- [18] Pourmoosavi, G.H., Ghasemi, S.M., Azar, B.F. and Talatahari, S., 2020. "Shear design curves of unstiffened plate girder web panels at high temperatures". *Journal of Constructional Steel Research*, 164, p.105808.
- [19] Pourmoosavi, G.H., Ghasemi, S.M., Azar, B.F. and Talatahari, S., 2020. "Numerical investigation on ultimate shear strength of long steel plate girder web panels at high temperatures". *Journal of Building Engineering*, 29, p.101070.

- [20] Lee, S.C., Lee, D.S. and Yoo, C.H., 2008. "Ultimate shear strength of long web panels". *Journal of Constructional Steel Research*, 64(12), pp.1357-1365.
- [21] Tech report, Basler, K., Yen, B.T., Mueller, J.A. and Thurlimann, B., 1960. Web buckling tests on welded plate girders. Part 4: tests on plate girders subjected to combined bending and shear. WRC Bulletin, 64, Reprint No. 165 (60-5), Fritz Engineering Laboratory, Lehigh University.
- [22] Basler, K., 1961. "Strength of plate girders in shear". *Journal of the Structural Division*, 87(7), pp.151-180.
- [23] Yoo, C.H. and Lee, S.C., 2006. "Mechanics of web panel postbuckling behavior in shear". *Journal of structural engineering*, 132(10), pp.1580-1589.
- [24] Daley, A.J., Brad Davis, D. and White, D.W., 2017. "Shear strength of unstiffened steel I-section members". *Journal of Structural Engineering*, 143(3), p.04016190.
- [25] Lee, S.C. and Yoo, C.H., 1998. "Strength of plate girder web panels under pure shear". *Journal of Structural Engineering*, 124(2), pp.184-194.
- [26] Lee, S.C., Yoo, C.H. and Yoon, D.Y., 2002. "Behavior of intermediate transverse stiffeners attached on web panels". *Journal of Structural Engineering*, 128(3), pp.337-345.
- [27] Lee, S.C., Yoo, C.H. and Yoon, D.Y., 2003. "New design rule for intermediate transverse stiffeners attached on web panels". *Journal of Structural Engineering*, 129(12), pp.1607-1614.
- [28] Garlock, M.E.M. and Glassman, J.D., 2014. "Elevated temperature evaluation of an existing steel web shear buckling analytical model". *Journal of Constructional Steel Research*, 101, pp.395-406.
- [29] Lee, S.C., Davidson, J.S. and Yoo, C.H., 1996. "Shear buckling coefficients of plate girder web panels". *Computers & structures*, 59(5), pp.789-795.
- [30] AASHTO, 2014. *Bridge Design Specifications*, American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, DC.
- [31] ANSI/AISC 360-16, 2016. *Specification for Structural Steel Buildings*. American. Inst. Steel Constr.
- [32] Höglund, T., 1971. "Behaviour and strength of the web of thin plate I-girders". *Bulletin*, (93).
- [33] Gheitasi, A. and Alinia, M.M., 2010. "Slenderness classification of unstiffened metal plates under shear loading". *Thin-Walled Structures*, 48(7), pp.508-518.
- [34] Ghadami, A. and Broujerdian, V., 2019. "Shear behavior of steel plate girders considering variations in geometrical properties". *Journal of Constructional Steel Research*, 153, pp.567-577.
- [35] Broujerdian, V., Mahyar, P. and Ghadami, A., 2015. "Effect of curvature and aspect ratio on shear resistance of unstiffened plates". *Journal of Constructional Steel Research*, 112, pp.263-270.
- [36] EN 1993-1-2, Eurocode3. 2005. *Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design*. European Committee for Standardisation (CEN).
- [37] Ghadami, A. and Broujerdian, V., 2019. "Flexure-shear interaction in hybrid steel I-girders at ambient and elevated temperatures". *Advances in Structural Engineering*, 22(6), pp.1501-1516.
- [38] Abaqus 6.14., 2016. *ABAQUS analysis user's manual*, ABAQUS Inc.
- [39] Broujerdian, V., Ghamari, A. and Ghadami, A., 2016. "An investigation into crack and its growth on the seismic behavior of steel shear walls". *Thin-Walled Structures*, 101, pp.205-212.
- [40] Amani, M., Alinia, M.M. and Fadakar, M., 2013. "Imperfection sensitivity of slender/stocky metal plates". *Thin-Walled Structures*, 73, pp.207-215.
- [41] Hossain, M.R., Ashraf, M. and Albermani, F., 2011. "Numerical modelling of yielding shear

- panel device for passive energy dissipation”. *Thin-Walled Structures*, 49(8), pp.1032-1044.
- [42] Lee, S.C. and Yoo, C.H., 1999. “Experimental study on ultimate shear strength of web panels”. *Journal of structural engineering*, 125(8), pp.838-846.
- [43] Reis, A., Lopes, N., Real, E. and Real, P.V., 2016. “Numerical modelling of steel plate girders at normal and elevated temperatures”. *Fire safety journal*, 86, pp.1-15.
- [44] Alinia, M.M., Hosseinzadeh, S.A.A. and Habashi, H.R., 2007. “Numerical modelling for buckling analysis of cracked shear panels”. *Thin-Walled Structures*, 45(12), pp.1058-1067.
- [45] Amani, M., Edlund, B.L.O. and Alinia, M.M., 2011. “Buckling and postbuckling behavior of unstiffened slender curved plates under uniform shear”. *Thin-walled structures*, 49(8), pp.1017-1031.

Introducing a Novel Diagram-Based Method for Shear Design of Steel Plates at High Temperatures

ABSTRACT

It seems necessary to develop a simplified design approach in order to evaluate the shear strength of web panels under fire condition as the size of furnaces is limited, the cost of experiments aimed at testing the fire resistance of structures is quite high and access to simulation software packages such as ANSYS and ABAQUS is not always guaranteed. In this paper, web panel shear design relationships of AISC360-16 and AASHTO-14 specifications are exploited to be used in fire conditions. To this end, the stress-strain reduction factors provided in EN 1993- 1-2 are directly applied. Afterwards, the design curves are proposed for prediction of the ultimate shear strength and limiting temperature of steel plate girders under fire by taking into account the strength degradation caused by high temperatures and the effects due to sectional instability. According to the results, the proposed curves are more accurate in compact plates with plastic shear buckling at both ambient and high temperatures. However, by increasing the web slenderness, the difference is increased. At ambient temperatures, the maximum difference for compact, noncompact, and slender web plates is about 1.1%, 23%, and 28%, respectively. The difference at 400 C⁰ reaches to almost 3% and 7% for non-compact and slender web panels, respectively. In addition, at 600 C⁰, especially for slender plates, proposed curves yield values that are nonconservative for ultimate shear strength such that the difference is about 11%. Also, the maximum difference for existing experimental and numerical studies is about 20% and 4%, respectively.

KEYWORDS

Fire, plate slenderness, steel plate girder, shear strength, design diagram.